Die approbierte Originalversion dieser Dissertation ist an der Hauptbibliothek der Technischen Universität Wien aufgestellt (http://www.ub.tuwien.ac.at).

The approved original version of this thesis is available at the main library of the Vienna University of Technology (http://www.ub.tuwien.ac.at/englweb/).

Doctoral Thesis

ANALYSIS OF THE FATIGUE BEHAVIOUR OF CROWN DOWELS AS ALTERNATIVE SHEAR CONNECTORS

submitted in satisfaction of the requirements for the degree of
Doctor of Science in Civil Engineering
of the Vienna University of Technology, Faculty of Civil Engineering

---

Dissertation

ANALYSE DES ERMÜDUNGSVERHALTENS VON KRONENDÜBELN ALS ALTERNATIVE SCHUBVERBINDER

ausgeführt zum Zwecke der Erlangung des akademischen Grades eines
Doktors der technischen Wissenschaft
eingereicht an der Technischen Universität Wien Fakultät für Bauingenieurwesen
von

Dipl.-Ing. Lukas Juen
Matrikelnummer 0325623
Marchfeldstraße 16-18/2/16, 1200 Wien, Österreich

Gutachter: O.Univ.Prof. Dipl.-Ing. Dr.-techn. Josef Fink
Institut für Tragkonstruktionen, TU Wien
Karlsplatz 13/212, 1040 Wien, Österreich

Gutachter: Ao.Univ.Prof. Dipl.-Ing. Dr.-techn. Elmar Tschegg
Institut für Hochbau und Technologie, TU Wien
Karlsplatz 13/206, 1040 Wien, Österreich

Wien, Februar 2013

Vorwort

Die vorliegende Dissertation entstand während meiner Tätigkeit als Assistent am Institut für Tragkonstruktionen - Stahlbau, der Technischen Universität Wien. Ich möchte mich an dieser Stelle herzlich für die engagierte und kompetente Betreuung durch Univ.-Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. Josef Fink und Univ.-Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. Elmar Tschegg bedanken, die mich stets mit Rat und Tat unterstützten und so maßgeblich zum erfolgreichen Abschluss meiner Arbeit beitrugen.

Ein besonderes Dankeschön richtet sich an meine Kollegen am Institut für Tragkonstruktionen - Stahlbau. Die freundschaftliche Zusammenarbeit und der fachliche Austausch bereicherten meine Assistentenzeit in vielfacher Hinsicht. Hervorheben möchte ich die tatkräftige Unterstützung bei der Versuchsdurchführung durch Herrn Dipl.-Ing. Herbert Pardatscher.

Bauteilversuche wären ohne die Beteiligung durch Unternehmen aus der Wirtschaft nur schwer zu finanzieren. Für die Forschungsförderung bzw. die Übernahme von Herstellungskosten der Probekörper danke ich den Österreichischen Bundesbahnen und der MCE - Stahl- und Maschinenbau.

Besonderer Dank gebührt meinen Eltern für den Rückhalt und die Unterstützung während meiner Studienzeit, die es mir erleichterte, mich stets vorrangig auf meine Ausbildung zu konzentrieren. Zu guter Letzt möchte ich mich bei meiner Freundin Marie-Theres Smolle bedanken. Ich danke dir für deinen Beistand in den letzten Jahren - für deine Geduld, für aufmunternde Worte und für deinen Glauben an mich.

Kurzfassung

Die Stahl-Beton-Verbundbauweise zeichnet sich bei sinnvoller Auslegung durch eine hohe Wirtschaftlichkeit infolge der werkstoffgerechten Beanspruchung der beiden Verbundbaustoffe aus. Um die gemeinsame Tragwirkung der einzelnen Querschnittsteile sicherzustellen, sind Verbundmittel erforderlich. Das gebräuchlichste Verbundmittel stellt dabei der Kopfbolzendübel dar. Kontinuierliche Schubverbinder, wie Betondübel gewinnen allerdings in den letzten Jahren zunehmend an Bedeutung. Sie bestehen aus einem Blechstreifen, mit hintereinander angeordneten Dübelausnehmungen, der in den bewehrten Betongurt einbindet und der durch längslaufende Kehlnähte mit dem Stahlquerschnitt verbunden ist. Eine spezifische Dübelform, die am Institut für Tragkonstruktion - Stahlbau der TU Wien entwickelt wurde, ist der sogenannte Kronendübel. Nachdem die statische Tragfähigkeit dieser Dübelgeometrie bereits in früheren Forschungsarbeiten eingehend analysiert wurde, liegt der Fokus nun auf der Untersuchung des Ermüdungsverhaltens. Das Ziel ist es, das Einsatzspektrum der neuartigen Dübeltechnologie auf vorwiegend nicht-ruhend beanspruchte Bauwerke zu erweitern.

Den Mittelpunkt der Arbeit stellt die Lebensdauerberechnung des Kronendübels nach dem Kerbspannungs- und nach dem Kerbdehnungskonzept, sowie die Verifikation der Ergebnisse mit Hilfe begleitender Dauerschwingversuche dar. Beide Berechnungskonzepte basieren darauf, dass die örtlichen Beanspruchungen im hochbeanspruchten Kontaktbereich zwischen den Stahlzähnen und dem umgebenden Beton für das Ermüdungsversagen ausschlaggebend sind. Während beim Kerbdehnungskonzept das nichtlineare Materialverhalten der Verbundbaustoffe berücksichtigt wird, beruht das Kerbspannungskonzept auf idealer Elastizität. Die Lebensdauerberechnung erfordert zunächst die Ermittlung des Zusammenhangs zwischen der äußeren Dübelkraft und den maßgebenden Kerbbeanspruchungen. Zu diesem Zweck werden umfangreiche numerische Untersuchungen durchgeführt, die sowohl die Versuchssimulation, als auch Parameterstudien beinhalten. Den Kerbbeanspruchungen kann in weiterer Folge eine Anrissschwingspielzahl zugeordnet werden. Dazu stehen verschiedenste Methoden der Schädigungsbewertung zur Auswahl. Das Ergebnis stellt jeweils der Zusammenhang zwischen der zyklischen Dübelbeanspruchung und der ertragbaren Lastzyklenzahl in Form von Bauteil-Wöhlerkurven dar.

Durch den Vergleich von Berechnungs- und Versuchsergebnissen konnten verschiedenste Methoden der Schädigungsbewertung hinsichtlich ihrer Tauglichkeit zur Beschreibung des Ermüdungsverhaltens des Kronendübels beurteilt werden. Die durchgeführten Parameterstudien zeigen den Einfluss der Verwendung unterschiedlicher Materialgüten und Dübelgeometrien auf die Lebensdauer auf. Die Linearisierung der Bauteil-Wöhlerkurven nach dem Kerbdehnungskonzept führt letztendlich auf den Vorschlag eines praxistauglichen Nachweiskonzepts.

Abstract

In steel-concrete composite constructions shear connectors ensure the transmission of shearing forces between the section parts. Continuous shear connectors like concrete dowels are thereby a competitive alternative to the widely used headed studs. They consist of a perforated sheet of steel which is embedded in reinforced concrete. A specific dowel shape which was developed at the Institute of Steel Structures on Vienna University of Technology is the so-called 'crown dowel'. After the examination of the static load carrying behaviour of different concrete dowels in former research programs, the current investigations are focussed on the fatigue behaviour of the crown dowel. The goal is to allow the use of the novel dowel technology for structures subjected to dynamic loads.

The central point of the present work is the lifetime prediction of the crown dowel. For that purpose the notch stress concept and the local strain concept are used and verified against the results of cyclic push out tests. Both calculation methods assume that the maximum local stresses and strains in the highly loaded interface between the steel crown and the surrounding concrete are responsible for the fatigue failure. While the local strain concept requires the consideration of the nonlinear material behaviour of steel and concrete, the notch stress concept is based on ideal elasticity.

With regard to the lifetime calculation the relation between the external dowel loads and the maximum local stresses and strains has to be determined. Therefore extensive numerical calculations, containing the simulation of the laboratory tests, as well as parameter studies are made. The local stresses and strains can be assessed by different methods. The result is always the relation between an external, cyclic dowel load and the bearable number of load cycles till crack initiation.

The comparison of the laboratory tests and the calculation results allows the evaluation of the suitability of different approaches for the lifetime calculation of the crown dowel. The parametric studies show the influence of material properties and dowel shapes. Finally the linearization of the „Wöhler"- curves obtained from the local strain concept leads to the suggestion of a very simple and practicable design procedure for the crown dowel.

Inhaltsverzeichnis

Kurzfassung **iii**

Abstract **v**

Nomenklatur und Symbole **xiii**

1 Einleitung **1**

1.1 Allgemeines 1

1.2 Ausgangssituation und Zielsetzung 3

1.3 Aufbau der Arbeit 4

2 Stand der Technik **6**

2.1 Forschung und Entwicklung 6

2.1.1 Einleitung 6

2.1.2 Forschung zum Ermüdungsverhalten von Kopfbolzendübeln 7

2.1.3 Forschung zum Ermüdungsverhalten von Betondübeln 8

2.1.4 Wesentliche Schlussfolgerungen für die vorliegende Arbeit 9

2.2 Technische Regelwerke und Normung 10

2.2.1 Europäische Normung 10

2.2.2 FKM-Richtlinie 11

2.2.3 IIW-Dokument 12

3 Theoretische Grundlagen **13**

3.1 Einleitung 13

3.2 Dübelgeometrien 13

3.3 Versagensmechanismen 15

3.4 Grundlagen der Festigkeitslehre 16
3.4.1 Grundlagen der Elastizitätstheorie 16
3.4.2 Fließhypothesen 18
3.4.3 Vergleichsspannung und Vergleichsdehnung 19
3.4.4 Grundlagen der Plastizitätstheorie 20
3.5 Grundlagen der Betriebsfestigkeitsberechnung 22
3.5.1 Allgemeines 22
3.5.2 Überblick über die Nachweiskonzepte 24
3.5.3 Einflüsse auf die Schwingfestigkeit 29
3.6 Grundlagen des Kerbdehnungskonzepts 36
3.6.1 Allgemeine Beschreibung 36
3.6.2 Werkstoffmodelle 37
3.6.3 Bauteilfließkurven 52
3.6.4 Örtlicher Spannungs-Dehnungspfad 52
3.6.5 Schädigungsbewertung 57
3.7 Grundlagen des Kerbspannungskonzepts 58
3.7.1 Einleitung 58
3.7.2 Ermittlung von Kerbspannungen 58
3.7.3 Werkstoffwiderstand 59

4 Numerische Untersuchungen 61
4.1 Einleitung 61
4.2 Angestrebte Berechnungsergebnisse 63
4.3 Nichtlineare, räumliche Modellierung 64
4.3.1 Durchgeführte Untersuchungen 64
4.3.2 Modellbeschreibung 69
4.3.3 Berechnungsergebnisse 76
4.3.4 Auswertung der Parameterstudien 100
4.3.5 Auswertung der Versuchssimulation 121
4.4 Ableitung von Lastmodellen 131
4.4.1 Einleitung 131

4.4.2 Modellbildung 131
4.5 Nichtlineare, ebene Modellierung 154
4.5.1 Einleitung 154
4.5.2 Modellbeschreibung 154
4.5.3 Ergebnisvergleich 157
4.5.4 Schlussfolgerungen 158
4.5.5 Ausblick 160
4.6 Ideal-elastische, räumliche Modellierung 162
4.6.1 Einleitung 162
4.6.2 Modellbeschreibung 162
4.6.3 Untersuchte Modelle 163
4.6.4 Berechnungsergebnisse 163
4.7 Zusammenfassung 168

5 Lebensdauerberechnung 171
5.1 Anwendung des Kerbdehnungskonzepts 171
5.1.1 Ausgangssituation 171
5.1.2 Zielsetzung 172
5.1.3 Beschreibung der Vorgangsweise 173
5.1.4 Auswertung der nichtlinearen, räumlichen Modellierung 181
5.1.5 Auswertung der vereinfachten, ebenen Modellierung 192
5.2 Anwendung des Kerbspannungskonzepts 195
5.2.1 Einwirkung 195
5.2.2 Ermüdungswiderstand 195
5.2.3 Bauteil-Wöhlerkurven 200
5.3 Zusammenfassung 204

6 Experimentelle Untersuchungen 207
6.1 Zielsetzung 207
6.2 Versuchsbeschreibung 208
6.2.1 Versuchskörper 208
6.2.2 Versuchsaufbau 214

6.2.3 Versuchablauf 216
6.2.4 Steuerung und Messtechnik 218
6.2.5 Prognostizierter Schädigungsablauf 222
6.2.6 Prüfparameter 224
6.3 Ergebnisdokumentation und Versuchsauswertung 225
6.3.1 Einleitung 225
6.3.2 Versuchsergebnisse 225
6.3.3 Optische Dehnungsmessung 245
6.3.4 Rasterelektronenmikroskopie 250
6.3.5 Zusammenfassung 255

7 Analyse der Ergebnisse 260
7.1 Einleitung 260
7.2 Gegenüberstellung von Versuch und Berechnung 261
7.3 Linearisierung der Bauteil-Wöhlerkurven nach dem Kerbdehnungskonzept . . 269
7.4 Anpassung des Sicherheitsniveaus 273
7.4.1 Umrechnung der Ergebnisse des Kerbdehnungskonzepts 273
7.4.2 Umrechnung der Ergebnisse des Kerbspannungskonzepts 277
7.5 Ergebnisvergleich 278
7.6 Zusammenfassung 281

8 Anwendungsbeispiel 284
8.1 Allgemeines 284
8.2 Tragwerksbeschreibung 285
8.2.1 System und Belastung 285
8.2.2 Regelquerschnitt 285
8.2.3 Baustoffe 286
8.3 Lastaufstellung 286
8.3.1 Belastungen der Stahlkonstruktion 286
8.3.2 Belastungen des Verbundträgers 287
8.4 Untersuchte Einwirkungskombinationen 287
8.4.1 Grenzzustand der Tragfähigkeit (ULS) 287

8.4.2 Grenzzustand der Ermüdungsfestigkeit (*FLS*) 288
8.5 Schnittgrößenermittlung 289
8.5.1 Charakteristische Schnittgrößen 289
8.5.2 Schnittgrößen im Grenzzustand der Tragfähigkeit 290
8.5.3 Schnittgrößen im Grenzzustand der Ermüdungsfestigkeit 290
8.6 Nachweis der Tragfähigkeit (*ULS*) 291
8.6.1 Querkrafttragfähigkeit 291
8.6.2 Biegebeanspruchung des Stahlträgers 292
8.6.3 Biegebeanspruchung des Verbundträgers zum Zeitpunkt t=0 293
8.6.4 Nachweis zum Zeitpunkt t=∞ 296
8.6.5 Nachweis in der Verbundfuge 301
8.7 Nachweis der Ermüdungsfestigkeit (*FLS*) 306
8.7.1 Fall A - Nachweis der Verdübelung mit Kronendübeln 307
8.7.2 Fall B - Nachweis der Verdübelung mit Kopfbolzendübeln 310
8.8 Zusammenfassung 313

9 Zusammenfassung und Ausblick **314**
9.1 Zusammenfassung 314
9.1.1 Allgemeines 314
9.1.2 Bestimmung der Last-Kerbbeanspruchungsbeziehungen 315
9.1.3 Lebensdauerberechnung 316
9.1.4 Experimentelle Untersuchungen 317
9.1.5 Ergebnisanalyse 319
9.1.6 Anwendungsbeispiel 320
9.2 Ausblick 320

A Modellgeometrie der Parameterstudien **322**
A.1 Abmessungen 323
A.2 Bewehrungsführung 324

B Geometrie der Versuchskörper **326**

B.1 Schalungsplanung Versuchskörper Typ A 326

B.2 Bewehrungsplanung Versuchskörper Typ A 328

B.3 Schalungsplanung Versuchskörper Typ B 330

B.4 Bewehrungsplanung Versuchskörper Typ B 332

B.5 Stahlbauwerkstück 334

C Ergänzende Darstellungen zu den Lastmodellen nach Kap. 4.4 **337**

C.1 Allgemeines 337

C.2 Modelle der Parameterstudie 338

C.2.1 Modell KrL-1_S235_C25_N2 338

C.2.2 Modell KrL-1_S235_C25_N3 341

C.2.3 Modell KrL-1_S235_C40_N2 344

C.2.4 Modell KrL-1_S235_C40_N3 347

C.2.5 Modell KrL-1_S355_C25_N2 350

C.2.6 Modell KrL-1_S355_C25_N3 353

C.2.7 Modell KrL-1_S355_C40_N2 356

C.2.8 Modell KrL-1_S355_C40_N3 359

C.2.9 Modell KrL-2_S235_C25_N3 362

C.2.10 Modell KrL-2_S235_C40_N3 365

C.2.11 Modell KrL-2_S355_C25_N3 368

C.2.12 Modell KrL-2_S355_C40_N3 371

C.3 Modelle der Versuchssimulation 374

C.3.1 Modell Versuchskörper *Typ A* 374

C.3.2 Modell Versuchskörper *Typ B* 377

Nomenklatur und Symbole

Abkürzungen

Abk.	Abkürzung
Abw.	Abweichung
ALLIE	Verzerrungsenergie in *ABAQUS*
ALLKE	kinetische Energie in *ABAQUS*
CEV	Kohlenstoffäquivalent
CPRESS	Normalkomponente der Kontaktspannungen in *ABAQUS*
CSHEAR	Schubkomponente der Kontaktspannungen in *ABAQUS*
Dü	Dübel
EC	Eurocode
EXC	Ausführungsklasse
FAT	Bauteilklasse - Ermüdungsfestigkeit bei $2 \cdot 10^6$ Lastwechseln
FE	finite Elemente
FKM	Forschungskuratorium für Maschinenbau
FLS	Grenzzustand der Ermüdungsfestigkeit
IIW	International Institute of Welding
KDK	Kerbdehnungskonzept
KrL-1, KrL-2	Bezeichnungen der untersuchten Dübelgeometrien
KrL-75-36	Dübelbezeichnung nach *Petraschek* (entspricht KrL-1)
KSK	Kerbspannungskonzept
lfm	Laufmeter
LM	Indexbezeichnung für Schnittgrößen zufolge von Lastmodellen
NM	Indexbezeichnung für Schnittgrößen zufolge der numerischen Berechnung
TU	Technische Universität
ULS	Grenzzustand der Tragfähigkeit
VkA, VkB	Versuchskörper Typ A, bzw. Typ B

Lateinische Kleinbuchstaben

a	Indexbezeichnung für den Baustahlquerschnitt des Verbundträgers
a_N	Nahtdicke der Anschlussschweißnaht der Kronendübelleiste
a_W	Wöhlerkonstante
b, c	Parameter zur Beschreibung des zyklischen Baustahlverhaltens
b_c	halbe Betongurtbreite
$b_{c_{i,0}}$	ideelle Breite des Betongurtes zum Zeitpunkt $t = 0$
$b_{c_{i,p}}$	ideelle Breite des Betongurtes zum Zeitpunkt $t = \infty$ für den Lastfall Kriechen
$b_{c_{i,s}}$	ideelle Breite des Betongurtes zum Zeitpunkt $t = \infty$ für den Lastfall Schwinden
b_{eff}	mittragende Breite
d	Konstante der Geradengleichung der Regressionsgeraden
da/dN	Rissfortschrittsrate
d_c	Schädigungsfaktor des Betons im Druckbereich
d_{ij}	hydrostatische Komponenten des Verzerrungstensors
d_t	Schädigungsfaktor des Betons im Zugbereich
e_{Kbd}	rechnerischer Abstand der Kopfbolzendübel
e_{Krd}	rechnerischer Abstand der Kronendübel
e_i	Abstand des Angriffspunktes der Resultierenden R_i vom Beginn des Kantenabschnittes i
$e_{i,n}$	Abstand des Angriffspunktes der Teilresultierenden $r_{i,n}$ vom ersten Knoten des Elementes n
$\overline{e}_{i,n}$	Abstand des Angriffspunktes der Teilresultierenden $r_{i,n}$ vom Beginn des Kantenabschnittes i
e_{ij}	deviatorische Komponenten des Verzerrungstensors
$e_{ij,p}$	deviatorische, plastische Komponenten des Verzerrungstensors
f_{b0}/f_{c0}	Verhältnis der zweiaxialen zur einaxialen Druckfestigkeit des Betons
f_{cd}	Bemessungswert der einaxialen Zylinderdruckfestigkeit des Betons
f_{ck}	charakteristischer Wert der einaxialen Zylinderdruckfestigkeit des Betons
f_{cm}	Mittelwert der einaxialen Zylinderdruckfestigkeit des Betons
$f_{cm,cube}$	Mittelwert der Würfeldruckfestigkeit des Betons
f_{ctm}	Mittelwert der zentrischen Zugfestigkeit des Betons
f_j	Laststeigerungsfaktoren zur Skalierung der Dübelbeanspruchung von Laststufe 1 auf Laststufe j
$f(R)$	Erhöhungsfaktor zur Berücksichtigung von Mittelspannungseinflüssen
$f(R, \alpha)$	Faktor zur Berücksichtigung von Mittelspannungseinflüssen auf die Ermüdungsfestigkeit der Brennschnittkante nach einem Vorschlag von *Petersen*
f_{sk}	charakteristischer Wert der Fließgrenze des Bewehrungsstahls
f_y	Fließgrenze des Baustahls
f_{yk}	charakteristischer Wert der Fließgrenze des Baustahls
f_{yd}	Bemessungswert der Fließgrenze des Baustahls
f_u	Mindestzugfestigkeit der Dübelbleche

f_{ub}	Zugfestigkeit des Bolzenmaterials bei Verdübelung mit Kopfbolzendübeln
f_{ut}	experimentell nachgewiesene Zugfestigkeit der Dübelbleche
$f_{vw,Rd}$	Bemessungswert der Scherfestigkeit Schweißnaht
$g_{a,k}$	charakteristische Last auf den Stahlträger [kN/m]
$g_{v,k}$	charakteristische Last auf den Verbundträger [kN/m]
$i, 0$	Indexbezeichnung des Verbundquerschnitts zum Zeitpunkt $t = 0$
i, p	Indexbezeichnung des Verbundquerschnitts zum Zeitpunkt $t = \infty$ für den Lastfall Kriechen
i, s	Indexbezeichnung des Verbundquerschnitts zum Zeitpunkt $t = \infty$ für den Lastfall Schwinden
j	Indexbezeichnung verschiedener Laststufen
k	Steigung der Regressionsgeraden
k_1	Parameter zur Bestimmung des Schädigungsparameters $P_{SWT,mod}$
k_m	örtliche Neigung der Schädigungsparameter Wöhlerlinie zur Interpolation
k_{σ_1}	Kerbfaktoren zur Berechnung der Kerbspannung σ_1 als Funktion der äußeren Dübelbeanspruchung P auf Basis des Kerbspannungskonzepts
k_{σ_V}	Kerbfaktoren zur Berechnung der Kerbspannung σ_V als Funktion der äußeren Dübelbeanspruchung P auf Basis des Kerbspannungskonzepts
$k_{\sigma,ia}$	Koeffizient zur Berechnung der idealisierten Normalspannungen $\sigma_{M,ia}$ am Punkt P_{ia}
$k_{\sigma,ib}$	Koeffizient zur Berechnung der idealisierten Normalspannungen $\sigma_{M,ib}$ am Punkt P_{ib}
$k_{\tau,ia}$	Koeffizient zur Berechnung der idealisierten Schubspannungen $\tau_{M,ia}$ am Punkt P_{ia}
$k_{\tau,ib}$	Koeffizient zur Berechnung der idealisierten Schubspannungen $\tau_{M,ib}$ am Punkt P_{ib}
l_{Kbd}	Dübellänge der Kopfbolzendübel
l_{st}	Stützweite
m	Wöhlerlinienneigung
n	Laufindex der *FE*-Elemente entlang der belasteten Stahlzahnkante
n'	zyklischer Verfestigungsexponent
n_0	Reduktionszahl des Verbundträgers zum Zeitpunkt $t = 0$
$n_{\mathrm{Dü}}$	Dübelanzahl
n_{ges}	Gesamtzahl an Wertepaaren für die Ausgleichsrechnung
n_i	Anzahl der einwirkenden Lastzyklen
n_p	Reduktionszahl des Verbundträgers zum Zeitpunkt $t = \infty$ für den Lastfall Kriechen
n_s	Reduktionszahl des Verbundträgers zum Zeitpunkt $t = \infty$ für den Lastfall Schwinden
$n_{\mathrm{vgl,FLS}}$	erforderliche Dübelanzahl je Laufmeter, um den Ermüdungswiderstand der betrachteten Verdübelung mit Kronendübeln zu erreichen
$n_{\mathrm{vgl,ULS}}$	erforderliche Dübelanzahl je Laufmeter, um die statische Schubtragfähigkeit der betrachteten Verdübelung mit Kronendübeln zu erreichen

o	Indexvariable für die betrachtete Faser des Verbundquerschnitts
p_{ij}	hydrostatische Komponenten des Spannungstensors
r_i	Ausrundungsradius des Kantenabschnitts i
$r_{i,n}$	Teilresultierende der Kontaktspannung am Kantenabschnitt i bei Element n
s	Laufvariable entlang der belasteten Stahlzahnkante des Kronendübels
s_i	Teilabschnitt i der belasteten Stahlzahnkante des Kronendübels
$s_{i,ac}$	Bogenabschnitt von P_{ia} bis P_{ic}
$s_{i,n}$	Summe der Elementlängen der am Kantenabschnitt i vor Element n liegenden Elemente
s_{ij}	deviatorische Komponenten des Spannungstensors
s_p	Standardabweichung der Schädigungsparameter-Wöhlerlinie
$s_{\Delta\sigma}$	Standardabweichung der Versuchsbasis des Kerbfalls brenngeschnittener Bleche
s_ε	Standardabweichung der Dehnungs-Wöhlerlinie
t	Blechdicke des Dübelbleches
t_{max}	Berechnungsintervall in *ABAQUS*
u_x	eingeprägte Lagerverschiebung der Dübelleiste
$u_{x,j}$	eingeprägte Lagerverschiebung der Dübelleiste in x-Richtung bei Laststufe j
v	Belastungsgeschwindigkeit in *ABAQUS*
x_{Ai}, z_{Ai}	Koordinaten des Kraftangriffspunktes A_i des Kantenabschnitts i
x_i, y_i	Wertepaare als Grundlage einer Ausgleichsrechnung
x_{ia}, z_{ia}	Koordinaten des Anfangspunktes P_{ia} des Kantenabschnitts i
x_{ib}, z_{ib}	Koordinaten des Endpunktes P_{ib} des Kantenabschnitts i
x_m, y_m	Mittelwerte der Daten x_i bzw. y_i
z_{a_o}	z-Koordinate der Faser o des Stahlträgers
$z_{i,0_o}$	z-Koordinate der Faser o des Verbundträgers zum Zeitpunkt $t = 0$
z_{i,p_o}	z-Koordinate der Faser o des Verbundträgers zum Zeitpunkt $t = \infty$ für den Lastfall Kriechen
z_{i,s_o}	z-Koordinate der Faser o des Verbundträgers zum Zeitpunkt $t = \infty$ für den Lastfall Schwinden
z_{S_a}	Schwerpunktskoordinate des Stahlträgers
$z_{S_{i,0}}$	Schwerpunktskoordinaten des Verbundträgers zum Zeitpunkt $t = 0$
$z_{S_{i,p}}$	Schwerpunktskoordinaten des Verbundträgers zum Zeitpunkt $t = \infty$ für den Lastfall Kriechen
$z_{S_{i,s}}$	Schwerpunktskoordinaten des Verbundträgers zum Zeitpunkt $t = \infty$ für den Lastfall Schwinden

Lateinische Großbuchstaben

A	konstanter Faktor in der Fließfunktion nach *Mises*
A_c	Querschnittsfläche der halben Betonplatte des Verbundquerschnitts
A_i	Kraftangriffspunkt der Resultierenden R_i des Kantenabschnitts i
$A_{i,s}$	ideelle Querschnittsfläche der halben Betonplatte des Verbundquerschnitts im Lastfall Schwinden
A_{Kbd}	Querschnittsfläche des Dübelschafts der gewählten Kopfbolzenverdübelung
A_x	x-Komponente der Auflagerkraft des Versuchskörpers im *FE*-Modell
C_{ijkl}	Materialsteifigkeitstensor
D	Schädigungssumme
D_i	Teilschädigung
E	Elastizitätsmodul
E_a	Elastizitätsmodul des Baustahls
E_{cm}	mittlerer Elastizitätsmodul des Betons
$E_{d,ULS}$	Einwirkungskombination im Grenzzustand der Tragfähigkeit
$F_{w,Rd}$	Tragfähigkeit der Anschlussschweißnaht der Kronendübelleiste
G	Fließpotential der Versagensfläche des Betonmodells *Concrete Damaged Plasticity* in *ABAQUS*
I_a	Trägheitsmoment des Stahlträgers
$I_{i,0}$	ideelles Trägheitsmoment des Verbundträgers zum Zeitpunkt $t = 0$
$I_{i,p}$	ideelles Trägheitsmoment des Verbundträgers zum Zeitpunkt $t = \infty$ für den Lastfall Kriechen
$I_{i,s}$	ideelles Trägheitsmoment des Verbundträgers zum Zeitpunkt $t = \infty$ für den Lastfall Schwinden
$J_1^\sigma,\ J_2^\sigma,\ J_3^\sigma$	Invarianten des Spannungstensors
K'	zyklischer Verfestigungskoeffizient
K_c	Parameter des Betonmodells in *ABAQUS*
$K_{R,\sigma}$	Rauhigkeitsfaktor
L_e	Abstand der Momentennullpunkte
L_ϕ	maßgebende Länge zur Bestimmung des dynamischen Beiwerts ϕ_2
M	Mittelspannungsempfindlichkeit
$M_{a,k}$	charakteristische Momentenbeanspruchung des Stahlträgers
$M_{a,d}$	Bemessungswert der Momentenbeanspruchung des Stahlträgers
M_{Ed}	Biegemoment im Schnitt am Fuß des Dübels
N_{Ed,LM_j}	Biegemoment im Schnitt am Fuß des Dübels zufolge der Lastmodelle bei Laststufe j
M_{Ed,NM_j}	Biegemoment im Schnitt am Fuß des Dübels zufolge der numerischen Berechnung bei Laststufe j
$M_{i,n}$	Momente der Teilresultierenden $r_{i,n}$ um den Anfangspunkt des Kantenabschnitts i
M_i	Summe der Momente $M_{i,n}$ innerhalb des Kantenabschnitts i
$M_{vg,d}$	Bemessungswert der Momentenbeanspruchung des Verbundträgers zufolge der ständigen Lasten

$M_{vg,f}$	Momentenbeanspruchung des Verbundträgers zufolge der ständigen Lasten im Grenzzustand der Ermüdungsfestigkeit
$M_{vg,k}$	charakteristische Momentenbeanspruchung des Verbundträgers zufolge der ständigen Lasten
$M_{vq,d}$	Bemessungswert der Momentenbeanspruchung des Verbundträgers zufolge der veränderlichen Lasten
$M_{vq,f}$	Momentenbeanspruchung des Verbundträgers zufolge der veränderlichen Lasten im Grenzzustand der Ermüdungsfestigkeit
$M_{vq,k}$	charakteristische Momentenbeanspruchung des Verbundträgers zufolge der veränderlichen Lasten
$M_{\tau i}$	resultierende Momentenbeanspruchung um den Mittelpunkt des Kantenabschnitts i
N	Lastspielzahl
N_C	Lastspielzahl zur Kerbfalleinstufung ($2 \cdot 10^6$)
N_D	Lastspielzahl der Dauerfestigkeit ($5 \cdot 10^6$)
N_{Ed}	Normalkraft im Schnitt am Fuß des Dübels
N_{Ed,LM_j}	Normalkraft im Schnitt am Fuß des Dübels zufolge der Lastmodelle bei Laststufe j
N_{Ed,NM_j}	Normalkraft im Schnitt am Fuß des Dübels zufolge der numerischen Berechnung bei Laststufe j
N_L	Lastspielzahl des Schwellenwertes der Ermüdungsfestigkeit ($1 \cdot 10^8$)
N_s	Schwindnormalkraft
$N_{s,gurt}$	Gurtnormalkraft zum Zeitpunkt $t = \infty$ infolge des Schwindens
M_s	Schwindmoment
$N_{P_{SWT\sigma_1}}$	Anrisslebensdauer nach dem Kerbdehnungskonzept auf Basis von Schädigungsparameter-Wöhlerlinien und der Normalspannungshypothese nach *Rankine*
$N_{P_{SWT\sigma_V}}$	Anrisslebensdauer nach dem Kerbdehnungskonzept auf Basis von Schädigungsparameter-Wöhlerlinien und der Gestaltänderungsenergiehypothese nach *Mises*
N_{σ_1}	Anrisslebensdauer nach dem Kerbdehnungskonzept auf Basis von Dehnungs-Wöhlerlinien und der Normalspannungshypothese nach *Rankine*
N_{σ_V}	Anrisslebensdauer nach dem Kerbdehnungskonzept auf Basis von Dehnungs-Wöhlerlinien und der Gestaltänderungsenergiehypothese nach *Mises*
$Ø_{Kbd}$	Kopfbolzendübeldurchmesser
P	Äußere Dübelbeanspruchung
P_a	Lastamplitude
$P_{a,C}$	ertragbare Lastamplitude bei $2 \cdot 10^6$ Lastwechseln
$P_{a,C_{\sigma_1}}$	ertragbare Lastamplitude bei $2 \cdot 10^6$ Lastwechseln auf Basis der Normalspannungshypothese nach *Rankine*
$P_{a,C_{\sigma_V}}$	ertragbare Lastamplitude bei $2 \cdot 10^6$ Lastwechseln auf Basis der Gestaltänderungsenergiehypothese nach *Mises*
$P_{a_{Krd}}$	maximal auftretende Schubkraftamplitude des Kronendübels

$P_{a,E,2_{Krd}}$	maximal auftretende schädigungsäquivalente Schubkraftamplitude des Kronendübels
$P_{A,stat,Ref}$	Referenzwert der quasistatischen Dübeltragfähigkeit von Versuchskörper Typ A
$P_{B,stat,Ref}$	Referenzwert der quasistatischen Dübeltragfähigkeit von Versuchskörper Typ B
$\Delta P_{E,2_{Kbd}}$	schädigungsäquivalente Schwingbreite der Dübelbeanspruchung bei Verwendung von Kopfbolzendübeln
P_{ia}, P_{ib}	Anfangs- und Endpunkt des Kantenabschnitts i
P_{ic}	Zwischenpunkt des Kantenabschnitts i mit vertikaler Tangente
P_j	Dübelbeanspruchung bei Laststufe j
$P_{Kbd,Rk}$	charakteristische Tragfähigkeit der Verdübelung mit Kopfbolzendübeln
$P_{Kbd,Rd}$	Bemessungswert der Tragfähigkeit der Verdübelung mit Kopfbolzendübeln
P_{Kbd,Rd_1}	Bemessungswert der Tragfähigkeit der Verdübelung mit Kopfbolzendübeln bei Stahlversagen
P_{Kbd,Rd_2}	Bemessungswert der Tragfähigkeit der Verdübelung mit Kopfbolzendübeln bei Betonversagen
$P_{Krd,Rk}$	charakteristische Tragfähigkeit der Verdübelung mittels Kronendübelleiste
$P_{Krd,Rd}$	Bemessungswert der Tragfähigkeit der Verdübelung mittels Kronendübelleiste
P_m	Mittellast
P_{max}	Maximale Dübeltragfähigkeit
$P_{max,Ref}$	Referenzwert der maximalen Dübeltragfähigkeit
P_o	Oberlast
P_{Rd}	Bemessungswert der Dübeltragfähigkeit
P_{stat}	quasistatische Dübeltragfähigkeit
$P_{stat,Ref}$	Referenzwert der quasistatischen Dübeltragfähigkeit
P_{SWT}	Schädigungsparameter nach *Smith*, *Topper* und *Watson*
$P_{SWT,mod}$	Modifizierter Schädigungsparameter
P_u	Unterlast
$P_{\text{ü}}$	Überlebenswahrscheinlichkeit
R	Spannungsverhältnis von Unter- zu Oberspannung
R_{eH}	obere Streckgrenze des Baustahls
R_i	Resultierende der Kontaktspannungen am Kantenabschnitt i
$R_{i,x}$	x-Komponente der resultierenden Kontaktspannungen des Kantenabschnitts i
$R_{i,z}$	z-Komponente der resultierenden Kontaktspannungen des Kantenabschnitts i
R_m	Zugfestigkeit des Baustahls
$R_{p0.2}$	Proportionalitätsgrenze des Baustahls
R_z	Rauhtiefe
$R_{\sigma i}$	resultierende Normalbeanspruchung des Kantenabschnitts i
$R_{\sigma i,x}$	x-Komponente der resultierenden Normalbeanspruchung des Kantenabschnitts i

$R_{\sigma i,z}$	z-Komponente der resultierenden Normalbeanspruchung des Kantenabschnitts i
$R_{\tau i}$	resultierende Schubbeanspruchung des Kantenabschnitts i
$R_{\tau i,x}$	x-Komponente der resultierenden Schubbeanspruchung des Kantenabschnitts i
$R_{\tau i,z}$	z-Komponente der resultierenden Schubbeanspruchung des Kantenabschnitts i
S_a	Schwerpunkt des Stahlträgers
S_c	Schwerpunkt des Betongurtes
$S_{i,0}$	Schwerpunkt des Verbundquerschnitts zum Zeitpunkt $t = 0$
$S_{i,p}$	Schwerpunkt des Verbundquerschnitts zum Zeitpunkt $t = \infty$ für den Lastfall Kriechen
$S_{i,s}$	Schwerpunkt des Verbundquerschnitts zum Zeitpunkt $t = \infty$ für den Lastfall Schwinden
$S_{v_{i,0}}$	statisches Moment des Verbundquerschnitts auf Höhe der Verbundfuge zum Zeitpunkt $t = 0$
$S_{v_{i,p}}$	statisches Moment des Verbundquerschnitts auf Höhe der Verbundfuge zum Zeitpunkt $t = \infty$ für den Lastfall Kriechen
T_{Ed}	Maximalwert des einwirkenden Schubflusses in der Verbundfuge
$T_{Ed(t=0)}$	einwirkender Schubfluss in der Verbundfuge zum Zeitpunkt $t = 0$
$T_{Ed(t=\infty)}$	einwirkender Schubfluss in der Verbundfuge zum Zeitpunkt $t = \infty$
$T_{Kbd,Rd}$	übertragbarer Schubfluss der betrachteten Verdübelung mit Kopfbolzendübeln
$T_{Krd,Rd}$	übertragbarer Schubfluss der betrachteten Verdübelung mit der Kronendübelleiste
$T_{m,f}$	mittlerer Schubfluss in der Verbundfuge im Grenzzustand der Ermüdungsfestigkeit
T_p	Streuspanne der Schädigungsparameter-Wöhlerlinie
T_{Rd}	übertragbarer Schubfluss je Laufmeter
$T_{s,d}$	einwirkender Schubfluss in der Verbundfuge zur Verankerung der Gurtnormalkraft $N_{s,gurt}$ zum Zeitpunkt $t = \infty$
$T_{vg,d(t=\infty)}$	einwirkender Schubfluss in der Verbundfuge infolge der ständigen Lasten zum Zeitpunkt $t = \infty$
$T_{vg,f}$	minimaler Schubfluss in der Verbundfuge im Grenzzustand der Ermüdungsfestigkeit
$T_{vq,d(t=\infty)}$	einwirkender Schubfluss in der Verbundfuge infolge der veränderlichen Lasten zum Zeitpunkt $t = \infty$
T_ε	Streuspanne der Dehnungs-Wöhlerlinie
$V_{a,k}$	charakteristische Querkraftbeanspruchung des Stahlträgers
$V_{a,d}$	Bemessungswert der Querkraftbeanspruchung des Stahlträgers
V_{Ed}	Querkraft im Schnitt am Fuß des Dübels
V_{Ed,LM_j}	Querkraft im Schnitt am Fuß des Dübels zufolge der Lastmodelle bei Laststufe j
$V_{Ed,max}$	Maximale Querkraft im Grenzzustand der Tragfähigkeit
V_{Ed,NM_j}	Querkraft im Schnitt am Fuß des Dübels zufolge der numerischen Berechnung bei Laststufe j

$V_{pl,a,rd}$	Querkraftbeanspruchbarkeit des Stahlträgers
$V_{vg,d}$	Bemessungswert der Querkraftbeanspruchung des Verbundträgers zufolge der ständigen Lasten
$V_{vg,f}$	Querkraftbeanspruchung des Verbundträgers zufolge der ständigen Lasten im Grenzzustand der Ermüdungsfestigkeit
$V_{vg,k}$	charakteristische Querkraftbeanspruchung des Verbundträgers zufolge der ständigen Lasten
$V_{vq,d}$	Bemessungswert der Querkraftbeanspruchung des Verbundträgers zufolge der veränderlichen Lasten
$V_{vq,f}$	Querkraftbeanspruchung des Verbundträgers zufolge der veränderlichen Lasten im Grenzzustand der Ermüdungsfestigkeit
$V_{vq,k}$	charakteristische Querkraftbeanspruchung des Verbundträgers zufolge der veränderlichen Lasten
$W1$ bis $W4$	Wegaufnehmer 1 bis 4
$W1_{min}$ bis $W4_{min}$	minimale Messwege der Wegaufnehmer $W1$ bis $W4$ im Messintervall
$W1_{max}$ bis $W4_{max}$	maximale Messwege der Wegaufnehmer $W1$ bis $W4$ im Messintervall
$W1_m$ bis $W4_m$	mittlere Messwege der Wegaufnehmer $W1$ bis $W4$ im Messintervall
ΔP_c	Schwingbreite der zyklisch aufnehmbaren Schubbeanspruchung je Dübel bei zwei Millionen Lastwechseln
$\Delta P_{c_{Kbd}}$	Schwingbreite der zyklisch aufnehmbaren Schubbeanspruchung je Kopfbolzendübel bei zwei Millionen Lastwechseln
$\Delta P_{c_{Krd}}$	Schwingbreite der zyklisch aufnehmbaren Schubbeanspruchung je Kronendübel bei zwei Millionen Lastwechseln
ΔT_c	Schwingbreite des zyklisch aufnehmbaren Schubflusses je Laufmeter bei zwei Millionen Lastwechseln
$\Delta T_{c_{Kbd}}$	Schwingbreite des zyklisch aufnehmbaren Schubflusses je Laufmeter Kopfbolzenverdübelung bei zwei Millionen Lastwechseln
$\Delta T_{c_{Krd}}$	Schwingbreite der zyklisch aufnehmbaren Schubflusses je Laufmeter Kronendübelleiste bei zwei Millionen Lastwechseln
$\Delta W1$ bis $\Delta W4$	Schwingbreite der Messwege der Wegaufnehmer $W1$ bis $W4$ im Messintervall

Griechische Buchstaben

α	Lastklassenbeiwert
α_c	Abminderungsfaktor zur Berücksichtigung des Verhältnisses von Dauerstand- zur Kurzzeitfestigkeit des Betons
α_i	Neigungswinkel des Kantenabschnitts i
α_{ia}	Neigungswinkel am Anfangspunkt P_{ia} des Kantenabschnitts i
α_{ib}	Neigungswinkel am Endpunkt P_{ib} des Kantenabschnitts i
α_{Kbd}	Beiwert zur Ermittlung der Dübeltragfähigkeit bei Verwendung von Kopfbolzendübeln
α_P	Beiwert zur Bestimmung der Ermüdungsfestigkeit der Brennschnittkante nach einem Vorschlag von *Petersen*
γ_{Ff}	einwirkungsseitiger Teilsicherheitsbeiwert im Grenzzustand der Ermüdungsfestigkeit
γ_G	Teilsicherheitsbeiwert der ständigen Einwirkungen
γ_{Mf}	widerstandsseitiger Teilsicherheitsbeiwert im Grenzzustand der Ermüdungsfestigkeit
γ_Q	Teilsicherheitsbeiwert der veränderlichen Einwirkungen
γ_V	Teilsicherheitsbeiwert der Verdübelung
δ	Schlupf in der Verbundfuge
δ_{ck}	Rissöffnung des Betons
δ_{ij}	Kronecker-Delta
δ_{uk}	Verformungsvermögen von Verbundmitteln
Δ	Abhebung in der Verbundfuge
ΔP	Schwingbreite der äußeren Dübelbeanspruchung
ΔT	Schwingbreite des Schubflusses in der Verbundfuge
$\Delta T_{E,2}$	schädigungsäquivalente Schwingbreite des Schubflusses in der Verbundfuge
$\Delta\varepsilon$	Dehnungsschwingbreite
$\Delta\varepsilon_e$	elastischer Anteil der Dehnungsschwingbreite
$\Delta\varepsilon_p$	plastischer Anteil der Dehnungsschwingbreite
$\Delta\sigma$	Normalspannungsschwingbreite
$\Delta\sigma_C$, $\Delta\tau_C$	Kerbfallklasse - Ermüdungsfestigkeit bei $2 \cdot 10^6$ Lastwechseln
$\Delta\sigma_D$	Dauerfestigkeit - Ermüdungsfestigkeit bei $5 \cdot 10^6$ Lastwechseln
$\Delta\sigma_{E,2}$, $\Delta\tau_{E,2}$	schädigungsäquivalente Spannungsschwingbreite bei $2 \cdot 10^6$ Lastwechsel
$\Delta\sigma_L$, $\Delta\tau_L$	Schwellenwert der Ermüdungsfestigkeit bei $1 \cdot 10^8$ Lastwechseln
$\Delta\tau$	Schubspannungsschwingbreite
$\Delta\tau_{E,2_{Kbd}}$	schädigungsäquivalente Schubspannungsschwingbreite in der Anschlussschweißnaht bei Verwendung der Kronendübelleiste
$\Delta\tau_{E,2_{Kbd}}$	schädigungsäquivalente Schubspannungsschwingbreite im Dübelschaft bei Verwendung von Kopfbolzendübeln
ε_1	Hauptzugverzerrungen
$\varepsilon_{1,a}$	elastischer Anteil der Hauptzugverzerrungen
$\varepsilon_{1,p}$	plastischer Anteil der Hauptzugverzerrungen
ε_a	Dehnungsamplitude
$\varepsilon_{a,e}$	elastischer Anteil der Dehnungsamplitude

$\varepsilon_{a,p}$	plastischer Anteil der Dehnungsamplitude
ε_A	Bruchdehnung des Baustahls
ε_{c1}	Betondehnung unter Wirkung der Maximalspannung f_{cm}
$\varepsilon_{c,p}$	plastische Dehnung des Betons
ε_{cs}	Endschwindmaß
ε_{cu1}	Bruchdehnung des Betons
ε'_f, σ'_f	Kennwerte zur Beschreibung des zyklischen Baustahlverhaltens
ε_i	Hauptverzerrungen
$\varepsilon_{i,a}$	elastischer Anteil der Hauptverzerrungskomponenten
$\varepsilon_{i,p}$	plastischer Anteil der Hauptverzerrungskomponenten
ε_{ij}	Komponenten des Verzerrungstensors
$\varepsilon_{ij,p}$	plastischer Anteil der Komponenten des Verzerrungstensors
ε_m	Dehnung auf Mittellastniveau
ε_o	Dehnung auf Oberlastniveau
ε_p	plastische Dehnung
ε_u	Dehnung auf Unterlastniveau
ε_V	Vergleichsdehnung nach *Mises*
$\varepsilon_{V,e}$	elastischer Anteil der Vergleichsdehnung nach *Mises*
$\varepsilon_{V,p}$	plastischer Anteil der Vergleichsdehnung nach *Mises*
$\varepsilon_{V,R}$	Vergleichsdehnung nach *Rankine*
ϵ	Exzentrizität
ζ_{FLS}	Beiwert zur Berücksichtigung der Exzentrizität der Verkehrslasten im Grenzzustand der Ermüdungsfestigkeit
ζ_{ULS}	Beiwert zur Berücksichtigung der Exzentrizität der Verkehrslasten im Grenzzustand der Tragfähigkeit
κ	Oberflächenfaktor
λ	Schadensäquivalenzfaktor
λ_1	Schadensäquivalenzfaktor zur Berücksichtigung von Spannweite und Verkehrstyp
λ_2	Schadensäquivalenzfaktor zur Berücksichtigung der Verkehrsstärke
λ_3	Schadensäquivalenzfaktor zur Berücksichtigung der Nutzungsdauer
λ_4	Schadensäquivalenzfaktor zur Berücksichtigung der Fahrstreifenzahl
λ_a	Verhältnis der Lastamplitude P_a zum Referenzwert der quasistatischen Dübeltragfähigkeit $P_{stat,Ref}$
λ_m	Verhältnis der Mittellast P_m zum Referenzwert der quasistatischen Dübeltragfähigkeit $P_{stat,Ref}$
λ_o	Verhältnis der Oberlast P_o zum Referenzwert der quasistatischen Dübeltragfähigkeit $P_{stat,Ref}$
λ_u	Verhältnis der Unterlast P_u zum Referenzwert der quasistatischen Dübeltragfähigkeit $P_{stat,Ref}$
$\lambda_{v,1}$	spannweitenabhängiger Schadensäquivalenzfaktor für die Verdübelung mit Kopfbolzendübeln
μ	Reibungsbeiwert
ν	Querdehnzahl
ν_c	Querdehnzahl des Betons
ρ	Dichte

ρ_f	effektiver Kerbradius
σ_1	Hauptzugspannungen
σ_a	Normalspannungsamplitude
$\sigma_{a,D}$	Dauerfestigkeitsamplitude
σ_{AK}, τ_{AK}	Bauteil-Dauerfestigkeit
σ_{a_o}	Spannungen des Stahlträgers in der Faser o
σ_{BK}, τ_{BK}	Bauteil-Betriebsfestigkeit
σ_c	Betondruckspannung
$\sigma_{c,Rd}$	Bemessungswert der zulässigen Betondruckspannung des Verbundträgers
σ_i	Hauptspannungen
$\sigma_{i,0_{g_o}}$	Spannungen des Verbundträgers zufolge der ständigen Lasten zum Zeitpunkt $t = 0$ in der Faser o
$\sigma_{i,0_{q_o}}$	Spannungen des Verbundträgers zufolge der veränderlichen Lasten zum Zeitpunkt $t = 0$ in der Faser o
σ_{ia}, σ_{ib}	idealisierte Normalspannungswerte am Anfangs- und Endpunkt des Kantenabschnitts i
σ_{id}, τ_{id}	idealisierte Kontaktspannungsverläufe
σ_{ij}	Komponenten des Verzerrungstensors
$\sigma_{i,n}$	Kontaktnormalspannung am Kantenabschnitt i bei Element n
σ_{i,p_o}	Spannungen des Verbundträgers zufolge der ständigen Lasten zum Zeitpunkt $t = \infty$ in der Faser o
σ_{i,s_o}	Spannungen des Verbundträgers zufolge Schwinden zum Zeitpunkt $t = \infty$ in der Faser o
$\sigma_{j,I}$ bis $\sigma_{j,IV}$	Normalkomponente der Kontaktspannungen entlang der Pfade I bis IV auf Laststufe j
σ_m	Mittelspannung
$\sigma_{M,ia}$	idealisierte Normalspannung am Punkt P_{ia} zufolge der abgeleiteten Lastmodelle
$\sigma_{M,ib}$	idealisierte Normalspannung am Punkt P_{ib} zufolge der abgeleiteten Lastmodelle
$\sigma_{M,ic}$	idealisierte Normalspannung am Punkt P_{ic} zufolge der abgeleiteten Lastmodelle
σ_o	Oberspannung
σ_{P_j}	mittlere Kontaktnormalspannung auf Laststufe j
σ_t	Betonzugspannung
σ_{t0}	einaxiale Betonzugfestigkeit
σ_u	Unterspannung
σ_V	Vergleichsspannung nach *Mises*
$\sigma_{V,R}$	Vergleichsspannung nach *Rankine*
σ_W, τ_W	Werkstoff-Wechselfestigkeit
σ_{WK}, τ_{WK}	Bauteil-Wechselfestigkeit
$\sigma_\perp$	Normalspannungen in der Anschlussschweißnaht des Dübelblechs
$\sum \sigma_{t=0}$	Gesamtspannungen des Verbundträgers zum Zeitpunkt $t = 0$
$\sum \sigma_{t=\infty}$	Gesamtspannungen des Verbundträgers zum Zeitpunkt $t = \infty$
τ_a	Schubspannungsamplitude

τ_{ia}, τ_{ib}	idealisierte Schubspannungswerte am Anfangs- und Endpunkt des Kantenabschnitts i
$\tau_{i,n}$	Kontaktschubspannung am Kantenabschnitt i bei Element n
$\tau_{j,I}$ bis $\tau_{j,IV}$	Schubkomponente der Kontaktspannungen entlang der Pfade I bis IV auf Laststufe j
$\tau_{M,ia}$	idealisierte Schubspannung am Punkt P_{ia} zufolge der abgeleiteten Lastmodelle
$\tau_{M,ib}$	idealisierte Schubspannung am Punkt P_{ib} zufolge der abgeleiteten Lastmodelle
τ_{P_j}	mittlere Kontaktschubspannung auf Laststufe j
$\tau_{\shortparallel}$	Schubspannungen in der Anschlussschweißnaht des Dübelbleches
ϕ	Laufkoordinate des Kantenneigungswinkels innerhalb gekrümmter Kantenabschnitte
ϕ_2	dynamischer Beiwert
$\phi_{(t_\infty,1d)}$	Endkriechzahl für den Lastfall Schwinden
$\phi_{(t_\infty,28d)}$	Endkriechzahl für den Lastfall Kriechen
$\phi(\sigma_{ij})$	Fließfunktion
ψ	Parameter zur Beschreibung des zyklischen Baustahlverhaltens
ψ_c	Dilatationswinkel
ψ_p	Kriechbeiwert für den Lastfall Kriechen
ψ_s	Kriechbeiwert für den Lastfall Schwinden

Kapitel 1

Einleitung

1.1 Allgemeines[1]

Stahlverbundkonstruktionen bestehen aus schubfest miteinander verbundenen Querschnittsteilen aus Stahl und Stahlbeton. Im Verbundbau wird versucht die Querschnitte so auszubilden, dass die spezifischen Bauteileigenschaften der Verbundpartner entsprechend ihrer Vorzüge optimal ausgenützt werden können. Der Baustoff Beton wird dabei vorwiegend wegen seiner hohen Druckfestigkeit, bei gleichzeitig relativ geringen Materialkosten eingesetzt, während der Stahlteil in erster Linie zur Aufnahme von Zugkräften benötigt wird.

Die Verbundbauweise zeichnet sich insbesondere durch hohe Tragfähigkeiten bei kleinen Bauteilabmessungen aus, wodurch die Ausbildung leichter und schlanker Bauteile und die Überbrückung großer Spannweiten möglich wird. Weitere Vorteile liegen unter anderem in der hohen Wirtschaftlichkeit infolge der werkstoffgerechten Beanspruchung, sowie den kurzen Bau- und Montagezeiten begünstigt durch weitgehende Vorfertigung und eine hochentwickelte Anschlusstechnik. Aufgrund der genannten Vorzüge werden Stahlverbundkonstruktionen in zunehmendem Maße im Hoch- und Brückenbau eingesetzt.

Die schubfeste Verbindung zwischen den beiden Verbundpartnern und damit die effiziente gemeinsame Tragwirkung kann durch verschiedenste Verbundmittel hergestellt werden. Die Anforderungen sind dabei die Gewährleistung eines möglichst starren, schlupffreien Verbundes im Gebrauchszustand bei gleichzeitig hoher Duktilität im Grenzzustand der Tragfähigkeit. Der gebräuchlichste Schubverbinder, der sowohl im Hoch- und Industriebau, als auch im Brückenbau Verwendung findet ist der Kopfbolzendübel. Kopfbolzendübel bestehen aus einem Schaft und einem darüber hinausragenden Dübelkopf. Sie werden in der Regel mit Hilfe des Hubzündungsverfahrens angeschweißt. Trotz der weiten Verbreitung von Kopfbolzendübeln im Verbundbau, bringt ihr Einsatz einige Nachteile mit sich. Dabei sind der relativ hohe Arbeitsaufwand beim Anbringen einer Vielzahl von Dübeln mit relativ geringer Einzeltragfähigkeit, die Erfordernis eigener Schweißzulassungen für das Hubzündungsverfahren, sowie die ungünstige Kerbwirkung des punktuellen Schweißanschlusses zu nennen.

[1] vgl. [Pet08, Fin07]

Bedingt durch die steigende Bedeutung des Verbundbaues und der damit einhergehenden erhöhten Forschungstätigkeit auf diesem Gebiet wurden in den vergangenen Jahren alternative Verbindungsmittel zur Schubübertragung entwickelt. Besonders Hervorzuheben ist dabei der Betondübel, ein effizienter Schubverbinder, der allerdings in den gängigen Regelwerken noch nicht vertreten ist. Bei der Herstellung von Betondübeln werden zunächst mittels Brennschneiden mehrere hintereinander angeordnete Aussparungen aus einem Blechstreifen ausgeschnitten. Die entstehende Dübelleiste wird im Bereich der künftigen Verbundfuge mit längslaufenden Kehlnähten am Stahlquerschnitt angeschlossen und bei Herstellung des Stahlbetonquerschnittes einbetoniert. In Abb. 1.1 ist zur Veranschaulichung ein Verbundträger mit aufgeschweißter Kronendübelleiste dargestellt. Die Schubübertragung wird durch die Verzahnung der Stahldübel im Betongurt in Verbindung mit der Schub- und Biegetragfähigkeit der Stahlzähne sichergestellt. Die Vorteile liegen in der einfachen Herstellung und der hohen Tragfähigkeit. Weiters wird aufgrund der im Vergleich zu Kopfbolzendübel geringen Kerbwirkung mit einem entsprechend günstigeren Ermüdungsverhalten gerechnet.

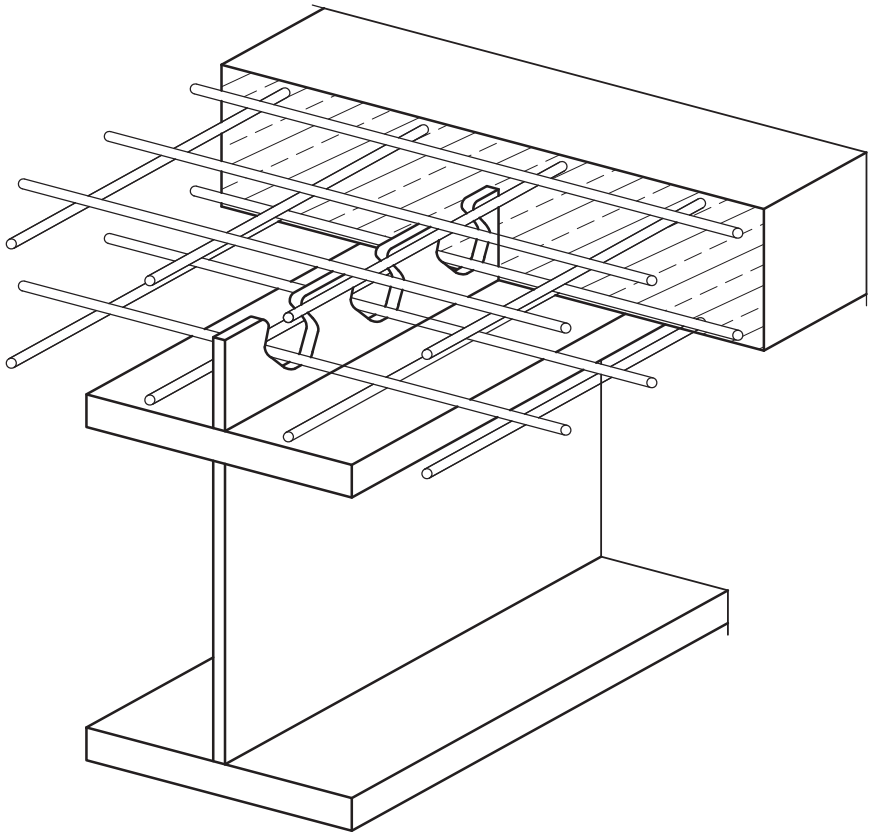


Abbildung 1.1: Verbundträger mit Kronendübelleiste

1.2 Ausgangssituation und Zielsetzung

Am Institut für Tragkonstruktionen - Stahlbau an der TU Wien wird seit 2004 im Bereich der Betondübeltechnologie geforscht. Dabei wurde der sogenannte *Kronendübel* entwickelt, der sich bedingt durch die Formgebung der Stahlzähne von anderen Betondübeln unterscheidet. Die Dübelform wurde mittels umfangreicher numerischer Untersuchungen mit dem *FE*-Programm *ABAQUS* optimiert. Im Zuge der Forschungstätigkeit von *Petraschek* [Pet08] wurden Tragmodelle und Berechnungsverfahren zur Wirkungsweise und Nachweisführung des Kronendübels unter quasistatischen Lasten abgeleitet und mit Hilfe von Bauteilversuchen bestätigt. Basierend auf diesem Kenntnisstand ist für die neuartige Dübeltechnologie ein Einsatzspektrum für Bauwerke unter vorwiegend ruhender Beanspruchung erschlossen.

Um einen Einsatz der Stahlkrone auch im Brückenbau, beziehungsweise bei Bauwerken unter vorwiegend nicht ruhender Belastung zu ermöglichen, besteht jedoch noch umfangreicher Forschungsbedarf hinsichtlich der Beurteilung des Ermüdungsverhaltens. An dieser Stelle setzt die vorliegende Arbeit an. Ziel ist die Ermittlung eines geeigneten rechnerischen Verfahrens zur Quantifizierung der Lebensdauer der Kronendübelleiste. Zu diesem Zweck werden, dem Stand der Wissenschaft entsprechende Prinzipien der Lebensdauerberechnung auf die Kronendübelleiste angewandt und die ermittelten Lebensdauerprognosen mit den Ergebnissen begleitender experimenteller Versuche verglichen. Die Untersuchungen beschränken sich dabei auf Dübelbeanspruchungen im Schwellbereich.

Der Nachweis der Ermüdungsfestigkeit eines Betondübels beinhaltet den Ausschluss der beiden Versagensmechanismen Stahlversagen und Betonversagen. Das Versagen des Betons kann nach einem Vorschlag in [MWB$^+$12] durch Limitierung der zulässigen Oberlast ausgeschlossen werden. Die unter Wechselbeanspruchung durchgeführten Bauteilversuche bestätigten diese Aussage. Aus diesem Grund ist die vorliegende Arbeit in erster Linie auf die rechnerische Erfassung des Stahlversagens gerichtet.

Zur Beurteilung der Anrisslebensdauer der Stahlleiste ist eine möglichst genaue Kenntnis der elastisch-plastischen Spannungen und Dehnungen innerhalb des Stahlzahnes notwendig. Wie sich in den bisherigen Untersuchungen zur statischen Tragfähigkeit des Kronendübels gezeigt hat, treten im Nahbereich des Dübels komplizierte räumliche Spannungszustände auf. Um eine realitätsnahe Erfassung dieser Spannungen zu ermöglichen, sind aufwendige, nichtlineare numerische Berechnungen notwendig. Neben einer Beurteilung der Lebensdauer auf Basis dieser komplexen *FE*-Berechnungen, soll im Rahmen der vorliegenden Arbeit untersucht werden, inwieweit es mit Hilfe von vereinfachten Modellansätzen möglich ist, die maßgebenden Spannungen und Dehnungen innerhalb des Kronendübels näherungsweise zu bestimmen. Die Zielsetzung wäre eine Reduktion des numerischen Berechnungsaufwandes, um in weiterer Folge ein praktikables Nachweiskonzept für den Betriebsfestigkeitsnachweis zur Verfügung stellen zu können.

1.3 Aufbau der Arbeit

- **Stand der Forschung**
  Den Ausgangspunkt bildet die Literaturrecherche über aktuelle Forschungsvorhaben im Bereich der Betondübeltechnologie. Weiters soll ein Überblick über die gültigen Normenregelungen für Stahl-Beton-Verbundkonstruktionen, bzw. über aktuelle Regelwerke zum Nachweis der Ermüdungsfestigkeit geschaffen werden.

- **Theoretische Grundlagen**
  In diesem Kapitel werden die im Rahmen der vorliegenden Arbeit verwendeten Grundlagen zusammengefasst. Nach der Darstellung von elementaren Zusammenhängen der Festigkeitslehre, folgt eine Kurzbeschreibung, der für den Nachweis der Ermüdungsfestigkeit zur Auswahl stehenden Verfahren. Dabei wird deren Eignung für die Lösung des gegenständlichen Problems bewertet. Im Anschluss werden die Grundlagen der für die Lebensdauerberechnung des Kronendübels eingesetzten Verfahren erläutert. Dazu gehört die detaillierte Beschreibung der zugrunde liegenden Materialmodelle und des Ablaufes bei der Nachweisführung.

- **Numerische Untersuchungen**

  - **Räumliche Modellbildung**
    Die Untersuchung des Ermüdungsverhaltens der Kronendübels erfordert zunächst die Ermittlung der Last-Kerbbeanspruchungsbeziehungen, also der Zusammenhänge zwischen der übertragenen Schubkraft und den maßgebenden Kerbbeanspruchungen. Dies erfolgt mit Hilfe von dreidimensionalen, nichtlinearen numerischen Berechnungen unter Berücksichtigung des den Dübel umgebenden Betons mit dem *FE*-Programm *ABAQUS* [Aba10b]. Neben der Nachrechnung der durchgeführten Laborversuche, werden die Ergebnisse von Parameterstudien vorgestellt, in denen der Einfluss unterschiedlicher Materialgüten und Dübelgeometrien untersucht wird. Um die Nachvollziehbarkeit zu gewährleisten, werden die untersuchten numerischen Berechnungsmodelle in diesem Abschnitt beschrieben und die gewonnenen Ergebnisdaten, als Grundlage für die Lebensdauerberechnung dokumentiert.
  - **Ableitung von Lastmodellen**
    Aufgrund des enormen Aufwandes der dreidimensionalen numerischen Berechnungen, wird die Entwicklung vereinfachter Modellansätze angestrebt. Dabei werden zweidimensionale Lastmodelle zur Simulation der lokalen Beanspruchung der Stahlkrone abgeleitet, die in linearer Abhängigkeit von der übertragenen Schubkraft des Dübels stehen. Diese vereinfachten Lastansätze, erlauben im Anschluss eine ebene *FE*-Berechnung der Kronendübelleiste ohne Berücksichtigung des umgebenden Betons und reduzieren somit den numerischen Berechnungsaufwand wesentlich.
  - **Vereinfachte ebene Modellbildung**
    In diesem Abschnitt werden die entwickelten ebenen Lastmodelle für vereinfachte numerische Untersuchungen mit dem *FE*-Programm *RFEM* [Rfe09] verwendet. Wesentlicher Bestandteil ist der Ergebnisvergleich mit den komplexen räumlichen Berechnungen, um die Anwendbarkeit der vereinfachten Lastansätze zu verifizieren. Auch hier werden die Last-Kerbbeanspruchungsbeziehungen als Grundlage für die Lebensdauerberechnung ermittelt.

- **Lebensdauerberechnung**
  Als nächstes folgt die Lebensdauerberechnung auf Basis der ermittelten Last-Kerbbeanspruchungsbeziehungen. Für die Auslegung eines Bauwerks ist primär die Anrisslebensdauer von Interesse. Beim betrachteten Verbundbauteil wird diese vorzugsweise mit Hilfe des Kerbdehnungskonzeptes ermittelt. Dabei stehen unterschiedliche Ansätze der Schädigungsbewertung zur Verfügung. Zusätzlich zu den Untersuchungen auf Basis des Kerbdehnungskonzepts, werden Vergleichsberechnungen mit Hilfe des Kerbspannungskonzepts durchgeführt. Das Ziel ist bei beiden Verfahren die Ermittlung von Bauteil-Wöhlerkurven, die den Zusammenhang zwischen äußerlich aufgebrachten Schubkraftamplituden und den ertragbaren Lastspielzahlen bis zu Anriss wiedergeben.

- **Experimentelle Untersuchungen**
  Dieses Kapitel beinhaltet die Dokumentation der durchgeführten Laborversuche. Dazu gehört die Beschreibung der getesteten Versuchskörper, des Versuchsaufbaus und des Versuchsablaufs, sowie der verwendeten Messeinrichtungen. Weiters werden die gewonnenen Versuchsergebnisse und Erkenntnisse festgehalten. Insgesamt wurden acht Dauerschwingversuche durchgeführt, die aufgrund der geringen Versuchsanzahl als Sondierungsversuche einzustufen sind. Die Ableitung statistisch belegter Aussagen ist nicht möglich. Trotzdem konnte die Tauglichkeit der verwendeten Berechnungsverfahren mit Hilfe der experimentellen Untersuchungen verifiziert werden.

- **Ergebnisanalyse**
  Die Ergebnisse der unterschiedlichen Berechnungsverfahren werden den Versuchsergebnissen gegenübergestellt. Dabei soll eine Aussage über die Eignung der angewendeten Konzepte zur Lebensdauerberechnung des Kronendübels getroffen werden. Die vorliegenden Ergebnisse werden ausgehend von der Berechnung auf Grundlage mittlerer Materialfestigkeiten, auf eine Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_{\ddot{U}} = 97.5\%$ umgerechnet. Dies entspricht einer Angleichung an das Sicherheitsniveau der im *Eurocode* [EC305] angegebenen Ermüdungswiderstände. Zusätzlich werden die aus dem Kerbdehnungskonzept resultierenden Bauteil-Wöhlerkurven durch Ausgleichsrechnung im doppellogarithmischen Maßstab linearisiert, um die Ergebnisse für spätere Anwender greifbar zu machen. Die Bauteil-Wöhlerkurven können dann durch Angabe eines Wertepaars und der Wöhlerlinienneigung eindeutig definiert werden.

- **Anwendungsbeispiel**
  Anhand des Beispiels einer Eisenbahnbrücke in Verbundbauweise soll der Nachweis der Ermüdungsfestigkeit in der Verbundfuge demonstriert werden. Dabei wird der Einsatz von Kopfbolzendübeln und Kronendübeln gegenübergestellt. Neben dem direkten Vergleich der beiden Schubverbinder liefert das Beispiel Richtwerte für das durchschnittliche Beanspruchungsniveau und die Schwingbreite der auftretenden Wechselbeanspruchung der Verbundmittel beim Einsatz im Eisenbahnbrückenbau. Diese Richtwerte dienten als Vorinformation für die Festlegung der Lastamplituden und Lastniveaus innerhalb der durchgeführten Dauerschwingversuche.

Kapitel 2

Stand der Technik

2.1 Forschung und Entwicklung[1]

2.1.1 Einleitung

Das Ermüdungsverhalten von Verbundmitteln für den Stahl-Beton-Verbundbau war in den vergangenen Jahren Gegenstand zahlreicher Forschungsvorhaben. Dabei wurden Betondübel unterschiedlicher Geometrie, sowie Kopfbolzendübel untersucht. Im Folgenden werden einige wesentliche Forschungsarbeiten aufgeführt.

Grundsätzlich ist bei der Durchführung von Dauerschwingversuchen zwischen Kraft- und Wegsteuerung zu unterscheiden. Gibt man die Kraftamplitude vor, so kommt es im Versuchsverlauf zu einer stetigen Vergrößerung des mittleren Schlupfes. Im Gegensatz dazu bewirkt die Wegregelung ein kontinuierliches Absinken der Kraftamplitude. Die ersten zyklischen Versuche an Push-Out Versuchskörpern wurden kraftgeregelt durchgeführt. In der jüngeren Vergangenheit wird verstärkt zur Wegregelung übergangen, da dadurch eine bessere Annäherung an die Beanspruchungssituation der Schubverbinder in der Verbundfuge eines Trägers gelingt. Die begleitenden Dauerschwingversuche der vorliegenden Arbeit, stellten die ersten Sondierungsversuche zum Ermüdungsverhalten des Kronendübels dar und erfolgten als solche kraftgesteuert.

[1] vgl. [Bur09, FHHR07]

2.1.2 Forschung zum Ermüdungsverhalten von Kopfbolzendübeln

- **Untersuchungen von *Leonhardt* [LAA⁺87, Leo88]**
  Es wurden zwei kraftgeregelte Dauerschwingversuche an durchlaufenden Verbundträgern unter Verwendung von Kopfbolzendübeln und Lochleisten durchgeführt. Dabei stellte sich heraus, dass bei praktisch schlupffreier Verdübelung auf eine Vorspannung der Betonplatte im negativen Momentenbereich verzichtet werden kann. Weiters wurde der Einsatz von Lochleisten als wirkungsvoller und wirtschaftlicher, als eine entsprechend große Anzahl von Kopfbolzendübeln beschrieben. *Leonhardt* weist in [Leo88] auf signifikante Unterschiede von zyklischen Träger- und Abscherversuchen hin. Die Versuchsergebnisse können demzufolge nicht unmittelbar übertragen werden.

- **Untersuchungen von *Roik* [RH86, RH89, RH87]**
  Roik führte sowohl zyklische Push-Out-Versuche, als auch Trägerversuche mit Kopfbolzendübeln durch. Dabei konnte festgestellt werden, dass ein Betonversagen im Zuge des Dauerschwingversuchs erst bei Oberlasten oberhalb von sechzig Prozent der statischen Traglast auftritt. Weiters konnte der Einfluss unterschiedlicher Beanspruchungsniveaus beobachtet werden. Unter Wechselbeanspruchung, also bei geringerer Mittellast, wies die Verdübelung ein günstigeres Ermüdungsverhalten, als unter Schwellbeanspruchung auf. Im Zuge der Trägerversuche wurde die Interaktion der zyklischen Dübelschubspannungen, mit den Normalspannungen im Stahlträgergurt untersucht. Dabei zeigte sich im Falle von zugbeanspruchten Flanschen eine Reduktion der Schwingfestigkeit.

- **Untersuchungen von *Oehlers* [Oeh90, Oeh95]**
  Die Versuchsreihe beinhaltete 14 kraftgeregelte, zyklische Abscherversuche an Kopfbolzendübeln. Dabei wurde eine Beeinflussung der statischen Resttragfähigkeit durch eine zyklische Vorbelastung festgestellt. Zusätzlich konnte ein Risswachstum im Dübelschaft praktisch ab dem ersten Lastzyklus nachgewiesen werden.

- **Untersuchungen von *Leffer* [Lef02]**
  Ausgangspunkt der Arbeit war die Diskrepanz zwischen den Ergebnissen zyklischer Trägerversuche und kraftgesteuerter Abscherversuche. *Leffer* führte zwanzig weggesteuerte, zyklische Abscherversuche an Kopfbolzendübeln durch. Die Versuchskörper wurden mit Schlupfkollektiven aus begleitenden Trägerversuchen beansprucht. Die resultierende Ähnlichkeit der ertragbaren Lastspielzahlen beider Versuchskonzepte führte zu dem Schluss, dass die Beanspruchung in der Verbundfuge eines Trägers vorwiegend weggeregelt abläuft.

- **Untersuchungen von *Gesella* und *Feldmann* [FG05, Ges06]**
  Die Arbeiten von *Feldmann* und *Gesella* basieren auf einer Vielzahl von ein-, oder zweistufigen, weggeregelten Abscherversuchen an Kopfbolzendübeln. Die Versuche belegten ein frühzeitiges Risswachstum, ohne erkennbare Rissinitiierungsphase. Die Voraussetzung für die Rissinitiierung war die Aufbringung einer Schlupfschwingbreite oberhalb von $\delta = 0.1\,\text{mm}$. Die Rissfortschrittsrate da/dN blieb bei gleichbleibendem Schlupfamplitudenniveau annähernd konstant. Daraus folgt eine lineare Zunahme der Risslänge mit steigender Lastspielzahl. Der Schwingbruchfläche vergrößerte sich ohne Eintreten eines Gewaltbruches bis zur Vereinnahmung des gesamten Dübelquerschnittes.

Die Versuchsergebnisse führten zu einem auf Risswachstum basierenden Konzept der Ermüdungsvorhersage. Mit Hilfe der Theorie des elastischen Verbundes und unter Berücksichtigung der Steifigkeit der Verbundmittel wird dabei zunächst der zufolge einer zyklischen Beanspruchung auftretende Schlupf in der Verbundfuge ermittelt. Dieser Schlupfschwingbreite wird ein zyklischer Rissfortschritt da/dN zugeordnet. Durch Multiplikation mit der Lastspielzahl ergibt sich die Risslänge und damit die verbleibende Restquerschnittsfläche des Kopfbolzendübels. Umgekehrt erhält man die Lebensdauer durch Division des Dübeldurchmessers durch die Rissfortschrittsrate.

- **Untersuchungen von *Hanswille* [HPs06a, HPs06b]**
  Hanswille untersuchte im Rahmen eines Forschungsprojektes über siebzig Push-Out Versuchskörper mit Kopfbolzendübeln. Die Durchführung der Dauerschwingversuche erfolgte kraftgesteuert. Das Ziel war die Beurteilung der Wechselwirkung zwischen zyklischer Beanspruchung und statischer Resttragfähigkeit. Als Ergebnis wurde ein analytischer Zusammenhang für die Abnahme der statischen Resttragfähigkeit mit zunehmender Lastspielzahl präsentiert. Innerhalb der Versuchsreihe wurden Einflüsse der Höhe der aufgebrachten Schubkraftamplituden, sowie des Lastniveaus analysiert. Es zeigte sich ein Absinken der Lebensdauer bei Erhöhung der Oberlast und gleichbleibender Kraftamplitude.

2.1.3 Forschung zum Ermüdungsverhalten von Betondübeln

- **Untersuchungen von *Leonhardt* [LAAH87]**
  Im Zuge der Versuchsreihe wurden drei dynamische Abscherversuche an Push-Out-Versuchskörpern mit Perfobondleisten durchgeführt. Die Perfobondleiste entspricht einer Flachstahlleiste mit großen gestanzten Löchern in engen Abständen. An keinem der Versuchskörper konnten nach Abschluss der Dauerschwingversuche, also nach zwei bis zweieinhalb Millionen Lastwechseln, Schädigungen festgestellt werden. Die Oberlast lag dabei in einer Höhe von zwei Drittel der Gebrauchslast. Die Prüfkörper wurden im Anschluss an den Dauerschwingversuch hinsichtlich ihrer statischen Resttragfähigkeit getestet. Dem neuartigen Schubverbinder konnte eine günstiges Trag- und Verformungsverhalten attestiert werden. Unter Gebrauchslasten wurden die Schubkräfte in der Verbundfuge nahezu schlupffrei übertragen, während im Bruchzustand eine hohe Duktilität gewährleistet war.

- **Untersuchungen von *Song* [Son02]**
  Auch *Song* beschäftigte sich mit dem Ermüdungsverhalten der Perfobondleiste. Das Forschungsvorhaben beinhaltete fünf Abscherversuche unter zyklischer Beanspruchung. Zur rechnerischen Bestimmung der Anrisslebensdauer kam dabei das Kerbdehnungskonzept zur Anwendung. Die beste Übereinstimmung der Versuchs- und Berechnungsergebnisse konnte unter Verwendung des Schädigungsparameters P_{SWT} nach *Smith*, *Topper* und *Watson* (siehe Kap. 3.6.5) erzielt werden. Dieser Parameter wurde auf Basis der örtlichen Hauptzugspannungen, bzw. der örtlichen Vergleichsdehnungen ermittelt und ermöglichte die Berücksichtigung von Mittelspannungseinflüssen, sowie Einflüssen der Oberflächenrauhigkeit.

- **Untersuchungen an der Universität der Bundeswehr München**
  An der Universität der Bundeswehr München wird seit Jahren im Bereich der Betondübeltechnologie geforscht. Im Hinblick auf die Analyse des Ermüdungsverhaltens sind dabei vor allem die Dissertationen von *Zapfe* [Zap01] und *Burger* [Bur09] zu nennen. Zur rechnerischen Lebensdauerprognose konnte auch hier das Kerbdehnungskonzept erfolgreich angewendet werden. Dabei kam abermals der Schädigungsparameter P_{SWT} zum Einsatz. Im Zuge der experimentellen Untersuchungen an Push-Out-Versuchskörpern, sowie an Verbundträgern wurden unterschiedliche Dübelgeometrien getestet. Die zahlreichen Versuche beinhalteten ein- und mehrstufige Tests, unterschiedliche Mittellasten und Lastamplituden, verschiedene Verdübelungsgrade, sowie Untersuchungen an Verbundträgern mit Betongurten in der Druck-, bzw. in der Zugzone.

  Einige wesentliche Forschungsergebnisse wurden in einer aktuellen Veröffentlichung [MWB+12] zusammengefasst. Die Versuche an Betondübeln zeigten, dass deren statische Tragfähigkeit durch eine zyklische Vorbelastung kaum beeinflusst wird. Weiters konnte die Relativverschiebung in der Verbundfuge zwischen Stahl und Beton innerhalb der zyklischen Abscherversuche quantifiziert werden. Die doppellogarithmische Auftragung des Schlupfes als Funktion der Lastspielzahl lieferte eine geradlinige Schlupfentwicklung. Für Verbundträger mit Betongurt im Zugbereich ergaben sich geringere ertragbare Lastspielzahlen, als bei gedrücktem Betongurt. Neben diesen Beobachtungen wurde ein Bemessungskonzept für ermüdungsbeanspruchte Betondübel vorgeschlagen. Demnach erfolgt der Ausschluss des Betonversagens durch Limitierung der zulässigen Oberlast. Für den Nachweis der Ermüdungsfestigkeit der Stahlleiste wird das Kerbdehnungskonzept empfohlen. Zusätzlich ist die Schlupfzunahme im Verlauf der Lebensdauer für den Nachweis im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit zu berücksichtigen.

2.1.4 Wesentliche Schlussfolgerungen für die vorliegende Arbeit

Einige Kernaussagen der vorgestellten wissenschaftlichen Arbeiten finden in weiterer Folge Eingang in die Herangehensweise zur Beurteilung der Ermüdungsfestigkeit des Kronendübels. Die Publikationen deuten darauf hin, dass das Kerbdehnungskonzept das vielversprechendste Verfahren zur Lebensdauerberechnung von Betondübeln darstellt. Für die Erfassung von Einflüssen der Mittelspannungen und Oberflächenrauhigkeiten wird mehrfach die Verwendung des Schädigungsparameters P_{SWT} nach *Smith*, *Topper* und *Watson* empfohlen. Beide Erkenntnisse werden nachfolgend berücksichtigt.

Ein weiterer wesentlicher Punkt ist der Ausschluss des Betonversagens infolge zyklischer Beanspruchungen durch Beschränkung der maximalen Oberlast auf etwa 60 % der quasistatischen Dübeltragfähigkeit. Erst durch diese Annahme kann die Untersuchung der Schwingfestigkeit des Verbunddübels auf die alleinige Betrachtung der Rissbildung in der Dübelleiste beschränkt werden. Dies ist insofern von besonderer Bedeutung, da das Ermüdungsverhalten des Baustahls bedingt durch das homogene und isotrope Materialverhalten, sowie durch einen hochentwickelten Kenntnisstand, wesentlich besser quantifiziert werden kann, als dies für den Baustoff Beton möglich wäre.

2.2 Technische Regelwerke und Normung

2.2.1 Europäische Normung

Der Kronendübel ist ein Schubverbinder für Verbundkonstruktionen aus Stahl und Beton. Die Berechnung von Verbundtragwerken ist auf europäischer Ebene im *Eurocode EN 1994-1-1* [EC407a] bzw. *EN 1994-2* [EC407b] geregelt. Für den Nachweis der Ermüdungsfestigkeit von Beton- Stahlbauteilen wird dort auf die jeweiligen werkstoffspezifischen Normen verwiesen. Im Stahlbau sind dabei die Eurocodes *EN 1993-1-9* [EC305] bzw. *EN 1993-2* [EC307] heranzuzuziehen, während im Betonbau die Normen *EN 1992-1-1* [EC204] und *EN 1992-2* [EC207] zur Anwendung kommen. Bei der Verwendung der genannten Normen müssen jeweils auch die zugehörigen nationalen Anwendungsdokumente berücksichtigt werden.

Der Ermüdungsnachweis von Stahlbauteilen gemäß *EN 1993-1-9* kann auf Basis von Nenn- oder Strukturspannungen erfolgen. Im Allgemeinen stehen dabei zwei Nachweisverfahren zur Auswahl. Zum einen können Einzelschädigungen mit Hilfe linearer Schadensakkumulation aufsummiert und mit der ertragbaren Grenzschädigung verglichen werden. Die zweite Möglichkeit erfordert die Ermittlung von schädigungsäquivalenten Spannungsschwingbreiten. Diese sind mit einer vorgegebenen Lastspielzahl verknüpft. Der Nachweis besteht im Vergleich der einwirkenden schädigungsäquivalenten Spannungsschwingbreite mit der Ermüdungsfestigkeit, die der vorgegebenen Lastspielzahl zugeordnet ist. Die Ermüdungsfestigkeit ist dabei vom betrachteten Konstruktionselement abhängig. Einer Vielzahl häufig vorkommender Kerbdetails kann mit Hilfe der Kerbfalltabellen im *Eurocode* eine Kerbfallklasse und damit in weiterer Folge eine Wöhlerlinie zugeordnet werden. Die Wöhlerlinie gibt den Zusammenhang zwischen der aufnehmbaren Spannungsschwingbreite und der ertragbaren Lastspielzahl wieder. Der Ermüdungsnachweis im *Eurocode* ist weitgehend unabhängig von Mittelspannungseinflüssen.

Für den Ermüdungswiderstand von Kopfbolzendübeln wird in *EN 1994-1-1* [EC407a] die in Abb. 2.1 dargestellte Nennspannungs-Wöhlerlinie angegeben. Die ertragbare Spannungsschwingbreite bei zwei Millionen Lastwechseln wird als Kerbfallklasse bezeichnet und beträgt $\Delta\tau_C = 90\,\mathrm{N}/mm^2$. Die maßgebende Einwirkung ist die Schubspannungsschwingbreite im Dübelschaft. Neben den eigentlichen Dübelbeanspruchungen ist die Reduktion des Ermüdungswiderstandes des Trägergurtes durch die Kerbwirkung der aufgeschweißten Dübel zu beachten. Trägergurte mit Kopfbolzendübeln, die einer Normalspannungsschwingbreite ausgesetzt sind, werden nach *EN 1993-1-9* [EC305] mit einer Kerbfallklasse von $\Delta\sigma_C = 80\,\mathrm{N}/mm^2$ bewertet.

Die einwirkenden Spannungsschwingbreiten können auf schädigungsäquivalente Spannungsschwingbreiten $\Delta\sigma_{E,2}$ und $\Delta\tau_{E,2}$ umgerechnet werden, die einer Lastspielzahl von zwei Millionen Lastwechseln zugeordnet sind. Dies ermöglicht den direkten Vergleich mit den Kerbfallklassen $\Delta\sigma_C$ bzw. $\Delta\tau_C$ und führt auf das in Gl. 2.1 angegebene Nachweisformat. Dabei ist γ_{Ff} der einwirkungsseitige und γ_{Mf} der widerstandsseitige Teilsicherheitsbeiwert. Bei gleichzeitiger Wirkung von Schub- und Normalspannungsschwingbreiten ist beim Nachweis aufgeschweißter Kopfbolzendübeln zusätzlich Gl. 2.2 einzuhalten, sofern der Stahlträgergurt unter der maßgebenden Einwirkungskombination zugbeansprucht wird (siehe *EN 1994-2* [EC407b]).

$$\begin{aligned} \frac{\gamma_{Ff}\ \Delta\tau_{E,2}}{\Delta\tau_C/\gamma_{Mf}} &\leq 1.0 \\ \frac{\gamma_{Ff}\ \Delta\sigma_{E,2}}{\Delta\sigma_C/\gamma_{Mf}} &\leq 1.0 \end{aligned} \tag{2.1}$$

$$\frac{\gamma_{Ff}\ \Delta\sigma_{E,2}}{\Delta\sigma_C/\gamma_{Mf}} + \frac{\gamma_{Ff}\ \Delta\tau_{E,2}}{\Delta\tau_C/\gamma_{Mf}} \leq 1.3 \tag{2.2}$$

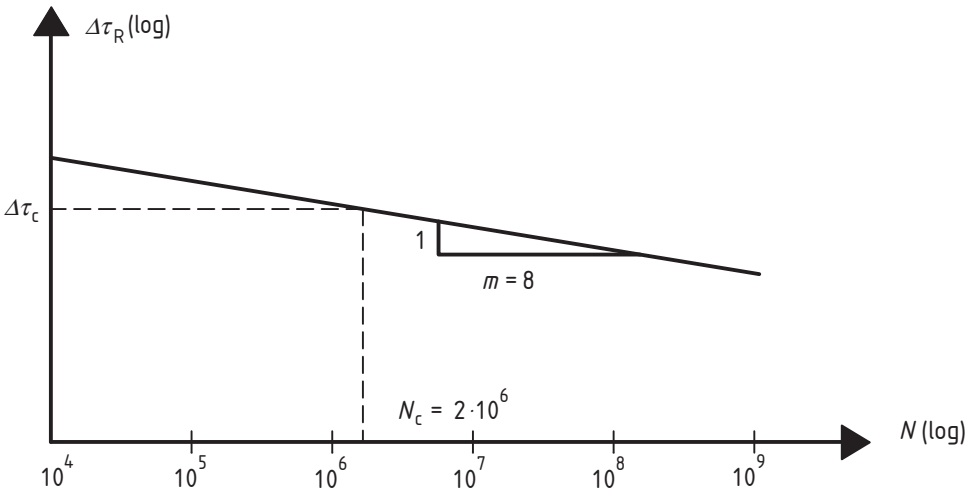


Abbildung 2.1: Wöhlerlinie für Kopfbolzendübel [EC407a]

2.2.2 FKM-Richtlinie[2]

Die *FKM*[3]*-Richtlinie* [HHS+03] beschreibt den statischen Festigkeitsnachweis und den Ermüdungsfestigkeitsnachweis für Bauteile aus Stahl, Eisenguss- und Aluminiumwerkstoffen. Sie wurde von deutschen Fachleuten erstellt und beinhaltet Nachweisverfahren auf Basis von Nennspannungen, sowie auf Grundlage örtlicher Spannungen. Das Kerbdehnungskonzept, sowie das Bruchmechanikkonzept sind nicht enthalten. Der Anwendungsbereich der Richtlinie beschränkt sich auf den Maschinenbau und verwandte Industriebereiche. Die enthaltenen Nachweiskonzepte repräsentieren jedoch auch im Stahlbau den Stand der Technik zur Festigkeitsberechnung. Durch die hohe Bedeutung von zyklischen Beanspruchungen im Maschinenbau gilt das insbesondere für den Nachweis der Ermüdungsfestigkeit.

Die Anwendung der *FKM-Richtlinie* zur Beurteilung des Ermüdungsverhaltens der Kronendübelleiste ist durch die Mitwirkung des Betons nur eingeschränkt möglich. In der vorliegenden Arbeit werden jedoch Anhaltswerte, wie beispielsweise der Rauhigkeitsfaktor $K_{R,\sigma}$ (siehe Kap. 3.5.3.3) zur Berücksichtigung der Oberflächenrauhigkeit des Dübelbleches verwendet.

[2] vgl. [RV07]
[3] Forschungskuratorium Maschinenbau

Die Systematik des Ermüdungsfestigkeitsnachweises auf Basis örtlicher Spannungen nach der *FKM-Richtlinie* soll kurz zusammengefasst werden. Auf Seiten des Widerstandes wird von der Werkstoff-Wechselfestigkeit σ_W bzw. τ_W ausgegangen. Diese hängt vom verwendeten Material ab und davon, ob es sich um ein geschweißtes, oder ungeschweißtes Bauteil handelt. Der Werkstoffkennwert wird anschließend mit Hilfe des Konstruktionsfaktors auf eine Bauteil-Wechselfestigkeit σ_{WK} bzw. τ_{WK} umgerechnet. Durch den Konstruktionsfaktor wird eine Vielzahl von Wirkungen erfasst. Dazu gehören beispielsweise Oberflächenrauhigkeiten und Randschichtverfestigungen. Werden einwirkungsseitig Nenn-, oder Stukturspannungen anstelle von Kerbspannungen verwendet, so muss die Geometrie des untersuchten Schweißnahtdetails durch die Bauteilklasse *FAT* berücksichtigt werden. Der nächste Schritt ist die Bestimmung der Bauteil-Dauerfestigkeit σ_{AK} bzw. τ_{AK} durch die Miteinbeziehung von Eigenspannungs- und Mittelspannungseinflüssen.

Die Kollektivform, sowie die Anzahl der einwirkenden Lastwechsel wird durch die Bauteil-Betriebsfestigkeit σ_{BK} bzw. τ_{BK} erfasst. Sie ergibt sich durch Multiplikation der Bauteil-Dauerfestigkeit mit dem Betriebsfestigkeitsfaktor. Der Nachweis erfolgt schlussendlich durch Gegenüberstellung der einwirkenden Spannungsamplituden und der Bauteil-Betriebsfestigkeit unter Berücksichtigung eines Sicherheitsfaktors.

2.2.3 IIW-Richtlinie[4]

Das *IIW*[5]*-Dokument* aus dem Jahr 1997 enthält Empfehlungen zur Bewertung der Schwingfestigkeit von Bauteilen aus Stahl und Aluminium. Das Ziel ist die Schaffung von Berechnungsgrundlagen und die Vermeidung von Ermüdungsschäden. Die Richtlinie entstand in einer internationalen Arbeitsgruppe des *IIW* unter dem Vorsitz von *Hobbacher* und kennzeichnet zusätzlich zu den bereits genannten Regelwerken den Stand der Technik. Neben der Beschreibung einzelner Nachweiskonzepte werden Wöhlerlinien und Kerbfalleinstufungen für Berechnungen nach dem Nenn-, Struktur- und Kerbspannungskonzept in einem umfangreichen Kerbfallkatalog angegeben. Zusätzlich werden diverse Einflüsse auf den Ermüdungswiderstand und die Möglichkeiten zu deren Berücksichtigung beschrieben.

In der vorliegenden Arbeit wird bei der Lebensdauerberechnung nach dem Kerbspannungskonzept das Konstuktionsdetail des brenngeschnittenen Dübelbleches untersucht. Sowohl die Anwendung von *FKM-Richtlinie* und *Eurocode 3*, als auch des *IIW-Dokuments* führen auf dieselbe Kerbfalleinstufung. Die ertragbare Spannungsschwingbreite bei zwei Millionen Lastwechseln beträgt unter der Voraussetzung nachträglicher mechanischer Bearbeitung der Brennschnittkante in jedem Fall $\Delta\sigma_C = 140\,\mathrm{N/mm^2}$. Die mechanische Bearbeitung beinhaltet die Beseitigung der sichtbaren Randkerben, das Überschleifen der Schnittflächen und das Brechen der Kanten.

[4] vgl. [Hob97]
[5] International Institute of Welding

Kapitel 3

Theoretische Grundlagen

3.1 Einleitung

Um die Nachvollziehbarkeit aller in weiterer Folge durchgeführten Berechnungen zu gewährleisten, sollen die benötigten theoretischen Grundlagen und Überlegungen im Vorfeld zusammengefasst werden. Den Ausgangspunkt bildet dabei die Definition der beiden untersuchten Kronendübelgeometrien *KrL-1* und *KrL-2*. Darauf folgt die Diskussion der möglichen Versagensmechanismen des betrachteten Verbundbauteils unter Ermüdungsbeanspruchung. Anschließend werden einige elementare Zusammenhänge der Festigkeitslehre erläutert, die für die Lebensdauerberechnung des Kronendübels von Bedeutung sind. Dazu gehört die Beschreibung der Grundbegriffe der Elastizitäts- und Plastizitätstheorie, sowie klassischer Anstrengungshypothesen. Als nächstes folgt ein Überblick über die zur Untersuchung der Ermüdungsfestigkeit zur Auswahl stehenden Verfahren. Neben der grundsätzlichen Erläuterung der einzelnen Verfahren wird Ihre Eignung für die Lösung des gegenständlichen Problems bewertet. Jene Verfahren die für die Lebensdauerberechnung der Kronendübelleiste Verwendung finden, werden anschließend im Detail behandelt. Neben der Beschreibung der Vorgangsweise zur Bestimmung ertragbarer Lastspielzahlen, wird dabei auf die zugrunde liegenden Materialmodelle und die maßgebenden Einflussparameter eingegangen.

3.2 Dübelgeometrien

Im der vorliegenden Arbeit werden zwei verschiedene Dübelgeometrien analysiert. Die erste Geometrie, die mit *KrL-1* bezeichnet wird, ist die der Dissertation von *Petraschek* [Pet08] entnommene Kronendübelgeometrie *KrL-75-36*. Diese Geometrie beinhaltet Ausrundungsradien von 10 mm. Im Hinblick auf eine Optimierung der Ermüdungsfestigkeit wurde die Stahlkrone *KrL-2* mit vergrößerten Ausrundungsradien entwickelt. Die Ausrundungsradien im Fuß- und Mittelbereich des Dübels betragen hier 25 mm. Aufgrund der geringeren Kerbwirkung und der dadurch erwarteten höheren Lebensdauer, wird die Geometrie *KrL-2* bei den begleitenden Ermüdungsversuchen eingesetzt. Abb. 3.1 zeigt die beiden Dübelgeometrien.

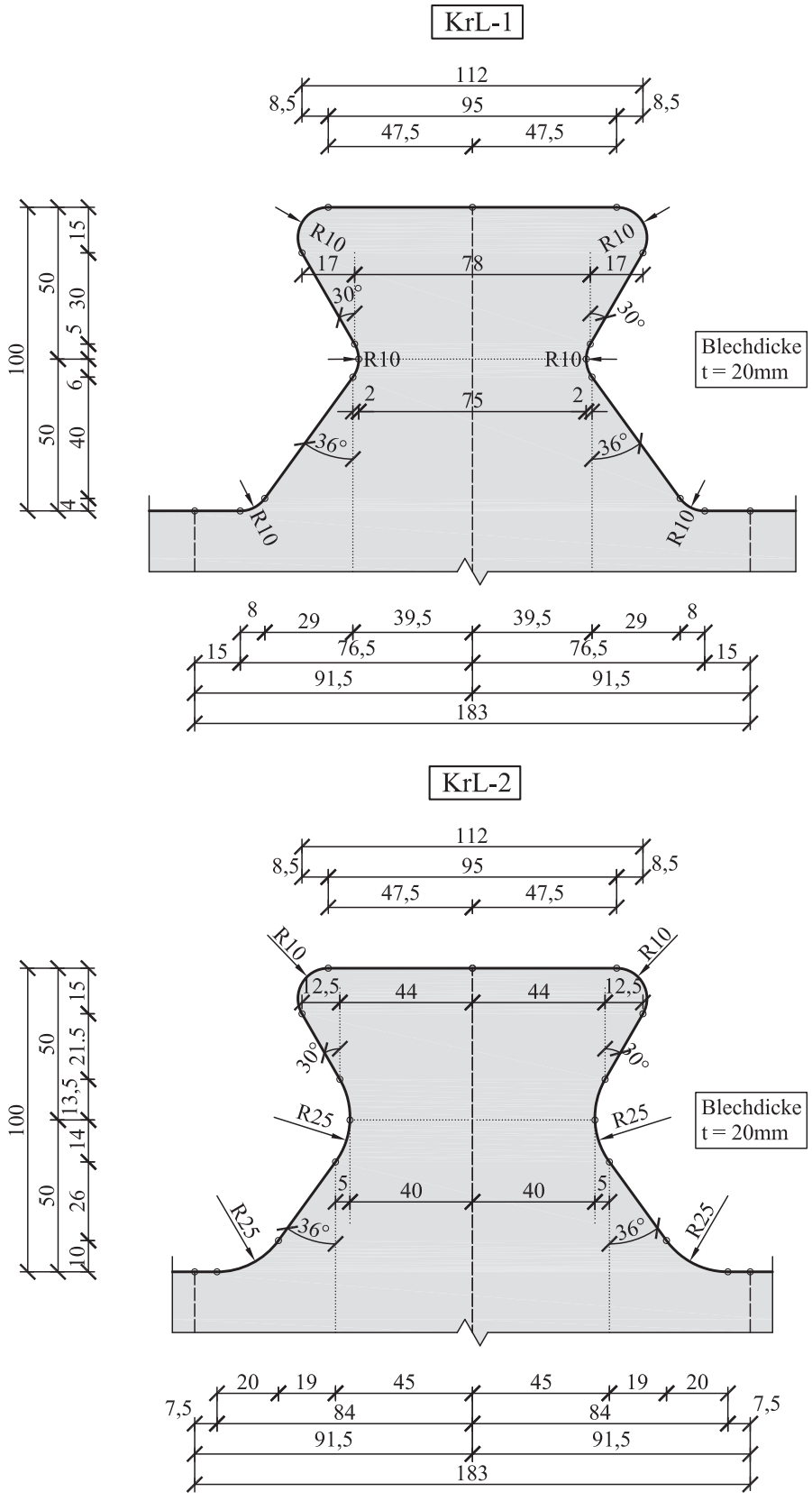


Abbildung 3.1: Dübelgeometrie *KrL-1* und *KrL-2*

3.3 Versagensmechanismen[1]

Die Untersuchung des Ermüdungsverhaltens der Kronendübelleiste erfordert grundsätzlich die Betrachtung der beiden Versagensmechanismen *Stahlversagen* und *Betonversagen*. Ein beginnender Ermüdungsbruch geht von mikroskopischen Rissansatzstellen aus. Mit zunehmender Lastspielzahl kommt es zum Anwachsen der Mikrorisse und zur Ausbildung einer gemeinsamen Rissfront. Die Abhängigkeit des Phänomens der Materialermüdung von Inhomogenitäten und Fehlstellen auf der mikrostrukturellen Ebene des Werkstoffs bewirkt große Streuungen der Versuchsergebnisse und erschwert die quantitative Vorhersage der Rissbildung. Dazu kommen zahlreiche Einflussfakoren, die beispielsweise aus Umgebungsbedingungen, der Formgebung, oder dem Fertigungsprozess resultieren.

Zum Versagensmechanismus des Stahlversagens ist anzumerken, dass der Forschungsstand auf dem Gebiet der Lebensdauerberechnung von metallischen Werkstoffen, begünstigt durch das näherungsweise homogene und isotrope Werkstoffverhalten, relativ weit fortgeschritten ist. Forschungstätigkeiten im Maschinenbau und im Bauwesen führten zur Entwicklung mehrerer Nachweisverfahren (siehe Kap. 3.5), die auf der statistischen Auswertung einer Vielzahl von Versuchsergebnissen basieren. Die beschriebenen Unsicherheiten bei Ermüdungsprognosen und die großen Streuungen von Versuchsdaten, werden durch den Ansatz ausreichender Sicherheiten im Ermüdungsnachweis berücksichtigt.

Die Beschreibung des Ermüdungsverhaltens von Beton ist im Vergleich zu metallischen Werkstoffen weit schwieriger. Die Hauptursache liegt in der Inhomogenität des Betongefüges. Zahlreiche in Wechselwirkung stehende Parameter beeinflussen die Lebensdauer eines schwingbeanspruchten Betonkörpers. Dazu gehören beanspruchungsbedingte Einflüsse, wie Beanspruchungsniveau, -frequenz und -geschichte, sowie werkstoffbedingte Einflüsse, wie beispielsweise die Betonzusammensetzung, die Betonart und die Festigkeitsklasse.

Aufgrund der Komplexität der Betonermüdung wird der Ermüdungsnachweis von Beton unter Druckschwellbeanspruchung im *Eurocode 2* [EC204] vereinfacht durch Begrenzung der maximal zulässigen Oberspannung geführt. Es wird somit die Existenz einer Dauerfestigkeit des Betons postuliert, unterhalb der keine Ermüdungsschädigung auftritt. Dazu ist anzumerken, dass eine solche unendlich oft ertragbare Oberspannung für Beton versuchstechnisch bisher nicht nachgewiesen werden konnte. Dies ist vermutlich darauf zurückzuführen, dass die Dauerfestigkeit außerhalb des experimentell zugänglichen Bereiches liegt. Gemäß *Eurocode 2* ist die zulässige Oberspannung primär vom Spannungsverhältnis von Ober- zu Unterspannung, sowie von der Druckfestigkeit abhängig. Die ertragbare Oberspannung ergibt sich mit etwa 40% bis 60% des Bemessungswertes der einaxialen Zylinderdruckfestigkeit f_{cd}.

Als Konsequenz auf das Fehlen alternativer Nachweiskonzepte und in Analogie zur Vorgangsweise im *Eurocode 2* wird das Betonversagen unter zyklischer Beanspruchung durch Limitierung der zulässigen Oberlast des Betondübels ausgeschlossen. Es wird somit angenommen, dass die Lebensdauer des Kronendübels bei Beanspruchungen unterhalb einer bestimmten Oberlast allein von der Rissbildung im Stahlzahn abhängig ist. Studien der Universität der Bundeswehr München zum Ermüdungsverhalten vergleichbarer Betondübel [MWB+12] und die begleitenden experimentellen Untersuchungen zur vorliegenden Arbeit konnten die Tauglichkeit dieses Lösungsansatzes bestätigen.

[1] vgl. [RV07, Hoh04]

Es stellt sich die Frage, ab welcher Höhe der Oberlast der Versagensmechanismus des Betonversagens maßgebend wird. In der Kontaktfuge zwischen Stahldübel und dem umgebenden Beton kommt es zur konzentrierten Lasteinleitung und zu dreiaxialen Druckspannungszuständen. Die statisch ertragbare Druckspannung des Betons liegt unter diesen Voraussetzungen weit oberhalb der einaxialen Druckfestigkeit. Unter zyklischer Beanspruchung zeigt sich in den begleitenden experimentellen Untersuchungen nach Kap. 6 ein ähnliches Verhalten. Erst bei einer Oberlast jenseits von etwa 70% der statischen Dübeltragfähigkeit konnte ein Betonversagen beobachtet werden. Dabei ist jedoch zu beachten, dass dieser Wert aufgrund der geringen Versuchsanzahl lediglich als grober Richtwert angesehen werden kann.

Kap. 8 zeigt, dass die ermüdungswirksamen Lasten des Betondübels im Verbundbrückenbau, aufgrund der Auslegung für den Grenzzustand der Tragfähigkeit in der Regel weit unterhalb der angegebenen Grenze liegen, die für das Eintreten des Betonversagens relevant ist. Aus diesem Grund sind die Untersuchungen zum Ermüdungsverhalten der Kronendübelleiste in weiterer Folge in erster Linie auf die rechnerische Erfassung des Stahlversagens gerichtet.

3.4 Grundlagen der Festigkeitslehre

Im Folgenden sollen die für die Lebensdauerberechnung der Kronendübelleiste wesentlichen mechanischen Grundlagen zusammengefasst werden. Die Ausführungen sind auf das isotrope, elastisch-plastische Verhalten des Stahldübels fokussiert.

Die Lebensdauerberechnung der Kronendübels erfordert eine möglichst genaue Kenntnis der Spannungs- und Dehnungszustände, die unter zyklischer Beanspruchung innerhalb der Stahlleiste auftreten. Die Ermittlung dieser Beanspruchungszustände erfolgt mit Hilfe der beiden *FE*-Programme *ABAQUS* und *RFEM*. Ein wichtiger Aspekt für die Schädigungsbewertung ist die Berücksichtigung der Mehrachsigkeit einwirkender Beanspruchungen in der betrachteten Kerbe. Dazu müssen mehraxiale Spannungen und Dehnungen auf entsprechende Vergleichsgrößen umgerechnet werden, die nachfolgend erläutert werden. Weiters wird ein Einblick in grundlegende Phänomene der Plastizitätstheorie gegeben.

3.4.1 Grundlagen der Elastizitätstheorie[2]

Innerhalb der Elastizitätstheorie wird vorausgesetzt, dass die Verzerrungen eines Werkstoffvolumens ausschließlich von den aktuellen Spannungen abhängen. Es gibt somit keinen Einfluss der Belastungsgeschichte. Bei vollständiger Entlastung geht ein elastischer Körper in die unverformte Ausgangslage zurück. Bei vielen Werkstoffen ist diese Bedingungen bei Beanspruchungen unterhalb eines gewissen Grenzwertes, der sogenannten *Elastizitätsgrenze* erfüllt. Laststeigerungen über die Elastizitätsgrenze hinaus sind mit plastischen Verformungen verbunden, die auch bei Entlastung erhalten bleiben.

Die folgenden Gleichungen werden in Indexschreibweise angegeben. Bei der Auswertung ist daher die *Einstein´sche* Summenkonvention anzuwenden. Diese besagt, dass bei zweifachem

[2] vgl. [Bau06, MH04]

Auftreten eines Indizes innerhalb eines Terms, über seinen gesamten Wertebereich zu summieren ist. Der Index ist im räumlichen Fall eine natürliche Zahl, die die Werte 1, 2, oder 3 annehmen kann.

In der Festigkeitslehre wird der Spannungs- und Dehnungszustand eines mehraxial beanspruchten Werkstoffelementes in der Regel mit Hilfe von Tensoren beschrieben. Für den Verzerrungstensor ε_{ij} und den Spannungstensor σ_{ij} gelten Gl. 3.1. Die beiden Tensoren bestehen aufgrund der Tensorsymmetrie ($\sigma_{ij} = \sigma_{ji}$ und $\varepsilon_{ij} = \varepsilon_{ji}$) aus jeweils sechs unabhängigen Komponenten, wovon jene mit gleichen Indizes ($i = j$) Normalspannungs- bzw. Normalverzerrungskomponenten entsprechen, während jene mit ungleichen Indizes ($i \neq j$) Schubspannungs- bzw. Schubverzerrungskomponenten darstellen.

$$\varepsilon_{ij} = \begin{pmatrix} \varepsilon_{11} & \varepsilon_{12} & \varepsilon_{13} \\ \varepsilon_{21} & \varepsilon_{22} & \varepsilon_{23} \\ \varepsilon_{31} & \varepsilon_{32} & \varepsilon_{33} \end{pmatrix} \qquad \sigma_{ij} = \begin{pmatrix} \sigma_{11} & \sigma_{12} & \sigma_{13} \\ \sigma_{21} & \sigma_{22} & \sigma_{23} \\ \sigma_{31} & \sigma_{32} & \sigma_{33} \end{pmatrix} \tag{3.1}$$

Mit Hilfe geeigneter Koordinatentransformation lässt sich der Spannungs- bzw. Dehnungszustand in Bezug auf beliebige Raumrichtungen angeben. Dadurch ist eine Umrechnung in ein Koordinatensystem möglich, in dem alle Schubspannungen verschwinden. Man erhält die sogenannten Hauptspannungen σ_i oder Hauptverzerrungen ε_i. Sie ergeben sich als Eigenwerte der Tensoren ε_{ij} und σ_{ij} durch Lösung der in Gl. 3.2 angegebenen Eigenwertprobleme. Das in Gl. 3.2 enthaltene *Kronecker-Delta* δ_{ij} ist in Gl. 3.3 definiert. Die zugehörigen Eigenvektoren legen die Hauptspannungs- und Hauptverzerrungsrichtungen fest.

$$\det |\varepsilon_{ij} - \varepsilon_i \, \delta_{ij}| = 0 \qquad \det |\sigma_{ij} - \sigma_i \, \delta_{ij}| = 0 \tag{3.2}$$

$$\delta_{ij} = \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} \tag{3.3}$$

Der Zusammenhang zwischen Spannungs- und Dehnungskomponenten kann bei räumlicher Betrachtung mit dem verallgemeinerten *Hooke´schen* Gesetzes gemäß Gl. 3.4 beschrieben werden.

$$\sigma_{ij} = C_{ijkl} \, \varepsilon_{kl} \tag{3.4}$$

C_{ijkl} wird als Materialsteifigkeitstensor bezeichnet, dessen Komponenten bei isotropen Materialien mit Hilfe der beiden unabhängigen Materialkonstanten, Elastizitätsmodul E und Querdehnzahl ν, berechnet werden können. Bei isotropem Materialverhalten lassen sich die Spannungs- und Verzerrungstensoren somit in gegenseitiger Abhängigkeit in der Form von Gl. 3.5 darstellen.

$$\sigma_{ij} = \frac{E}{1+\nu} \left(\varepsilon_{ij} + \frac{\nu}{1-2\nu} \, \varepsilon_{kk} \, \delta_{ij} \right) \qquad \varepsilon_{ij} = \frac{1+\nu}{E} \, \sigma_{ij} - \frac{\nu}{E} \, \sigma_{kk} \, \delta_{ij} \tag{3.5}$$

Sowohl der Dehnungs- als auch der Spannungstensor können gemäß Gl. 3.6 in einen hydrostatischen Anteil (d_{ij} und p_{ij}) und einen deviatorischen Anteil (e_{ij} und s_{ij}) aufgespalten werden. Die deviatorischen Anteile der Spannungen und Dehnungen sind bei der nachfolgenden Behandlung der Fließhypothesen von Bedeutung und können durch Umformung der angegebenen Gleichungen ermittelt werden.

$$\varepsilon_{ij} = \underbrace{\frac{1}{3}\ \varepsilon_{kk}\ \delta_{ij}}_{d_{ij}} + e_{ij} \qquad\qquad \sigma_{ij} = \underbrace{\frac{1}{3}\ \sigma_{kk}\ \delta_{ij}}_{p_{ij}} + s_{ij} \tag{3.6}$$

3.4.2 Fließhypothesen[3]

Unterwirft man Baustahl einer einaxialen Beanspruchung dient die Fließgrenze f_y als Elastizitätsgrenze. Bei mehraxialen Beanspruchungen kann der Fließbeginn mit Hilfe von Fließhypothesen bestimmt werden. Im Folgenden wird die Fließhypothese nach *Mises*, wegen ihrer Eignung für duktile Werkstoffe beschrieben.

Aufgrund der für metallische Werkstoffe experimentell nachgewiesenen plastischen Inkompressibilität, kann angenommen werden, dass der hydrostatische Anteil des Spannungstensors, keinen Einfluss auf die plastischen Formänderungen hat. Des Weiteren muss das Fließkriterium unabhängig von der Wahl des Koordinatensystems sein. Beide Umstände zeigen sich darin, dass die skalare Fließfunktion $\phi(\sigma_{ij})$ gemäß Gl. 3.7 analytisch in Abhängigkeit von den Invarianten des Spannungsdeviators J_1^σ, J_2^σ und J_3^σ angegeben werden kann. Diese sind in Gl. 3.8 definiert.

$$\phi(\sigma_{ij}) = f(J_1^\sigma, J_2^\sigma, J_3^\sigma) - f_y^2 = 0 \tag{3.7}$$

$$J_1^\sigma = 0 \qquad\qquad J_2^\sigma = \frac{1}{2}\ s_{ij}\ s_{ij} \qquad\qquad J_3^\sigma = \det(s_{ij}) \tag{3.8}$$

Zur Vereinfachung wird das Fließkriterium nach *Mises* unabhängig von der dritten Invariante J_3^σ formuliert. Da gemäß Gl. 3.8 die erste Invariante J_1^σ immer null ist, lässt sich die Fließfunktion in alleiniger Abhängigkeit von der zweiten Invariante J_2^σ angeben. Eine möglichst einfache Funktion $f(J_2^\sigma)$ ergibt sich durch Multiplikation mit einem konstanten Faktor A gemäß Gl. 3.9.

$$\phi(\sigma_{ij}) = A\ J_2^\sigma - f_y^2 = 0 \tag{3.9}$$

Die Fließhypothese erhält man durch Rückführung des mehrachsigen Kriteriums auf einen einachsigen Vergleichszustand bei dem Fließen erreicht wird. Daraus resultiert für die zweite Invariante $J_2^\sigma = f_y^2/3$. Da die Funktion natürlich auch bei einachsiger Beanspruchung gültig

[3] vgl. [Bau06, Kre92, MH04]

sein muss, ergibt sich für den konstanten Faktor ein Wert von $A = 3$. Die Fließhypothese nach *Mises* lässt sich somit in der Form von Gl. 3.10 angeben.

$$\phi(\sigma_{ij}) = 3\ J_2^\sigma - f_y^2 = \frac{3}{2}\ s_{ij}\ s_{ij} - f_y^2 = 0 \tag{3.10}$$

In Hauptspannungskomponenten ausgedrückt gilt Gl. 3.11.

$$\phi(\sigma_{ij}) = \sqrt{\frac{1}{2}\left[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2\right]} - f_y^2 = 0 \tag{3.11}$$

Im Hauptspannungsraum lässt sich die Fließhypothese nach *Mises* gemäß Abb. 3.2 als Zylinder darstellen, dessen Rotationsachse mit der hydrostatischen Achse zusammenfällt. Innerhalb des von der Fließfläche umschlossenen Raumes ist die Gültigkeit des *Hooke´schen* Gesetzes gewährleistet und es kommt zu keinen plastischen Formänderungen.

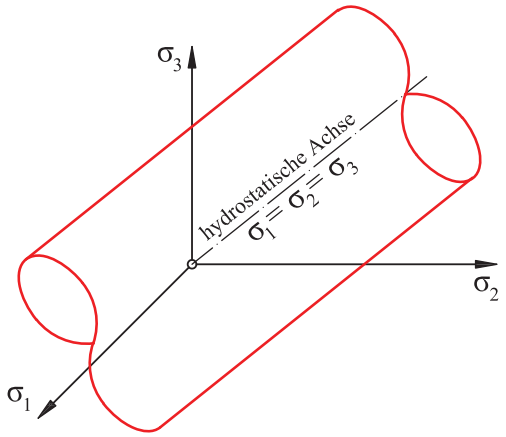


Abbildung 3.2: Darstellung der Fließhypothese von *Mises* im Hauptspannungsraum

3.4.3 Vergleichsspannung und Vergleichsdehnung[4]

Aus der Fließhypothese folgt unmittelbar die Definition der Vergleichsspannung σ_V gemäß Gl. 3.12. Durch Vergleich der vorhandenen Vergleichsspannung mit der Fließgrenze ist es ersichtlich, ob im gegebenen Spannungspunkt ein elastischer oder ein plastischer Spannungszustand herrscht. Die Vergleichsspannung lässt sich als Funktion der Hauptspannungskomponenten σ_1, σ_2 und σ_3 entsprechend Gl. 3.13 anschreiben.

$$\sigma_V = \sqrt{3\ J_2^\sigma} = \sqrt{\frac{3}{2}\ s_{ij}\ s_{ij}} \tag{3.12}$$

$$\sigma_V = \frac{1}{\sqrt{2}}\ \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2} \tag{3.13}$$

[4] vgl. [Kre92]

Zugehörig zur Vergleichsspannung σ_V kann die Vergleichsdehnung ε_V definiert werden. Diese setzt sich gemäß Gl. 3.14 aus elastischen und plastischen Dehnungsanteilen $\varepsilon_{V,e}$ und $\varepsilon_{V,p}$ zusammen. Für den elastischen Anteil gilt Gl. 3.15. Die plastische Vergleichsdehnung kann gemäß Gl. 3.16 in Abhängigkeit von den deviatorischen plastischen Dehnungskomponenten $e_{ij,p}$, die aufgrund der bei Metallen angenommen Inkompressibilität mit den plastischen Dehnungskomponenten $\varepsilon_{ij,p}$ identisch sind, angegeben werden. Formuliert man den Ausdruck als Funktion der plastischen Hauptdehnungskomponenten $\varepsilon_{1,p}$, $\varepsilon_{2,p}$ und $\varepsilon_{3,p}$ ergibt sich Gl. 3.14.

$$\varepsilon_V = \varepsilon_{V,e} + \varepsilon_{V,p} \tag{3.14}$$

$$\varepsilon_{V,e} = \frac{\sigma_V}{E} \tag{3.15}$$

$$\varepsilon_{V,p} = \sqrt{\frac{2}{3}\, e_{ij,p}\, e_{ij,p}} \tag{3.16}$$

$$\varepsilon_{V,p} = \frac{\sqrt{2}}{3}\, \sqrt{(\varepsilon_{1,p} - \varepsilon_{2,p})^2 + (\varepsilon_{2,p} - \varepsilon_{3,p})^2 + (\varepsilon_{3,p} - \varepsilon_{1,p})^2} \tag{3.17}$$

Entsprechend der Herleitung des Fließkriteriums nach *Mises* entspricht die Vergleichsspannung σ_V im einachsigen Zugversuch, der aufgebrachten Spannung σ_1 und die Vergleichsdehnung ε_V, der auftretenden Dehnung ε_1. Die einachsige Arbeitslinie $\sigma = f(\varepsilon)$ kann für mehrachsige Beanspruchungen auf die Form $\sigma_V = f(\varepsilon_V)$ umgelegt werden. Ein räumlicher Spannungszustand wird durch die Vergleichsspannung auf einen einachsigen Zustand reduziert, um den Bezug zur Werkstoffprüfung herstellen zu können, wo das Werkstoffverhalten in der Regel unter einachsiger Beanspruchung bestimmt wird.

3.4.4 Grundlagen der Plastizitätstheorie[5]

Mit elastischen Materialmodellen ist es oft nicht möglich das in Versuchen beobachtete Werkstoffverhalten realitätsnah abzubilden. Beispiele dafür wären das Auftreten bleibender plastischer Deformationen nach vollständiger Entlastung, oder Steifigkeitsänderungen im Verlauf von Be- und Entlastungsvorgängen. Derartige Zusammenhänge lassen sich insbesondere für metallische Werkstoffe mit Hilfe der Plastizitätstheorie beschreiben.

Wird die Fließgrenze eines duktilen Werkstoffs infolge einer äußeren Beanspruchung überschritten, kommt es zu einer überproportionalen Zunahme der Dehnungen und zu plastischen Verformungen. Das Auftreten dieser Fließvorgänge ist jedoch nicht gleichbedeutend mit einem Werkstoffversagen. In der Ingenieurpraxis wird die Eigenschaft duktiler Werkstoffe sich einer lokalen Überbeanspruchung zu entziehen ohne zu Versagen oft bewusst ausgenutzt.

Bei der Erläuterung der Fließhypothesen wurde die Fließfunktion ϕ in Abhängigkeit von der Fließgrenze f_y definiert. Die Fließgrenze ist allerdings nur bei Beschränkung auf ideale

[5] vgl. [Bau06, Kre92, MH04]

Plastizität eine konstante Größe. Eine wirklichkeitsnähere Erfassung des plastischen Werkstoffverhaltens ist häufig durch die Berücksichtigung der Einflüsse der Werkstoffverfestigung möglich.

Anhand eines einachsigen Zugversuches lässt sich das plastische Werkstoffverhalten beobachten (siehe Abb. 3.3). Beansprucht man eine Werkstoffprobe bis zu einer Spannung σ_1 oberhalb der Fließgrenze f_y, so setzt sich die zugehörige Gesamtdehnung ε_1 aus einem elastischen Dehnungsanteil $\varepsilon_{1,e}$ und einem plastischen Dehnungsanteil $\varepsilon_{1,p}$ zusammen. Bei einer Entlastung und anschließender Wiederbelastung reagiert der Werkstoff bis zum Erreichen der Spannung σ_1 komplett elastisch. Erst wenn die bisher größte aufgebrachte Spannung überschritten wird, treten weitere plastische Dehnungen auf. Es zeigt sich somit eine Abhängigkeit des elastisch-plastischen Materialverhaltens von der Beanspruchungsvorgeschichte. Die beschriebene Anhebung der Fließgrenze wird als *isotrope Verfestigung* bezeichnet. Im Hauptspannungsraum äußert sich die Zunahme der Fließgrenze durch eine Vergrößerung des Durchmessers des *Mises*-Zylinders.

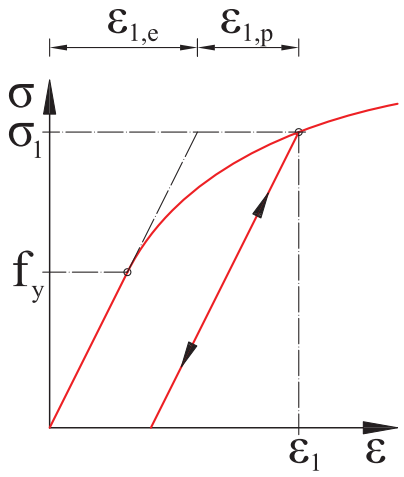


Abbildung 3.3: Plastisches Werkstoffverhalten

Die in der vorliegenden Arbeit vorgenommenen numerischen Berechnungen dienen vorwiegend als Grundlage für die Bewertung des Ermüdungsverhaltens der Kronendübelleiste mit Hilfe des Kerbdehnungskonzepts, welches in Kap. 3.6 detailliert beschrieben wird. Dieses Verfahren erfordert die Berücksichtigung des elastisch-plastischen Werkstoffverhaltens des Baustahls (gemäß Kap. 3.6.2.1), das sich unter zyklischer Beanspruchung einstellt. Bei der zyklischen Arbeitslinie gibt es genau genommen keinen linearen Bereich, wenn man davon absieht, dass die Funktion bei der numerischen Modellierung polygonal angenähert wird. Dementsprechend kommt es im Verlauf der Laststeigerung zu isotroper Verfestigung, die innerhalb der durchgeführten *FE*-Berechnungen mittels *ABAQUS* erfasst wird.

Weiters ist zu beachten, dass die Verfestigung, die bei Beanspruchung in eine Raumwirkung bewirkt wird, gleichzeitig mit einer Verminderung der Fließgrenze in der entgegengesetzten Richtung einhergeht. Dieser Effekt wird als *Bauschinger-Effekt* bezeichnet und kann mit Hilfe der *kinematischen Verfestigung* beschrieben werden. Die kinematische Verfestigung bewirkt eine translatorische Verschiebung der Fließfläche im Spannungsraum.

Im Zuge der numerischen Untersuchungen des Kronendübels wird der Spannungs-Dehnungspfad, der sich im maßgebenden Bereich des Dübelbleches im Verlauf der Laststeigerung

einstellt, ermittelt. Die zur Lebensdauerberechnung benötigten Hysteresekurven können mit Hilfe der zyklischen Werkstoffgesetze nach Kap. 3.6.2.1 bestimmt werden. Die direkte numerische Simulation einer Lastumkehr ist nicht erforderlich, wodurch sich die Berücksichtigung der kinematischen Verfestigung bei der Definition der Materialmodelle erübrigt.

3.5 Grundlagen der Betriebsfestigkeitsberechnung

3.5.1 Allgemeines[6]

Die Betriebsfestigkeitsrechnung behandelt das Phänomen der Materialermüdung. Dabei kommt es infolge fortschreitender Schädigungsprozesse, bei häufiger Be- und Entlastung eines Bauteils dazu, dass Lasten, weit unterhalb der einmalig ertragbaren Last, zum Versagen führen können. Es kommt zum Ermüdungsanriss bzw. in weiterer Folge zum Ermüdungsbruch. Die Anzahl an aufnehmbaren Lastzyklen ist die Gesamtlebensdauer. Sie setzt sich aus der Anrisslebensdauer und der Restlebensdauer, die sich vom Anrisszeitpunkt bis zum Gewaltbruch erstreckt, zusammen.

Das Grundprinzip der Festigkeitsberechnung im Allgemeinen ist die Gegenüberstellung von Einwirkungen und Beanspruchbarkeiten. Bei der Betriebsfestigkeitsanalyse werden die einwirkenden Beanspruchungen durch das Beanspruchungskollektiv und der Widerstand des Werkstoffes durch sogenannte *Wöhlerlinien* beschrieben. Wöhlerlinien geben den Zusammenhang zwischen einer Beanspruchungsamplitude und der ertragbaren Schwingspielzahl bis zum Auftreten eines Ermüdungsanrisses wieder. Zu ihrer Ermittlung ist eine Vielzahl gleichartiger Probestücke nötig die periodisch, jedoch mit unterschiedlichen Spannungsamplituden bis zum Erstanriss beansprucht wird. Dabei wird die Anzahl der Lastspiele bis zum Auftreten eines Ermüdungsrisses gezählt. Die Wöhlerlinie ergibt sich durch Auftragung der Versagensschwingspielzahl in Abhängigkeit von der jeweils angelegten Spannungsamplitude.

In doppellogarithmischer Darstellung können die Zeitfestigkeitslinien zumindest abschnittsweise in guter Näherung durch Geraden dargestellt werden. Abb. 3.4 und Abb. 3.5 zeigen die im *Eurocode 3* [EC305] angegebenen Wöhlerlinien für Normal- und Schubspannungsschwingbreiten. Innerhalb der geraden Teilstücke gilt die in Gl. 3.18 angegebene analytische Beziehung. Ist ein Wertepaar der Wöhlerlinie bekannt, so können unter Berücksichtigung der Neigungsexponenten m alle weiteren Punkte $\left(N_i \mid \Delta\sigma_i \right)$ bestimmt werden.

$$\Delta\sigma_i^m \; N_i = konst. \tag{3.18}$$

Einen charakteristischen Kennwert eines Konstruktionselementes oder Bauteiles stellt die sogenannte Kerbfallklasse $\Delta\sigma_C$ dar. Das ist jene Spannungsamplitude, die bis zum Auftreten eines Anrisses eine Anzahl von $N_C = 2 \cdot 10^6$ Schwingspielen unterworfen werden kann. Weitere wichtige Begriffe, die im Zusammenhang mit dem Themengebiet der Ermüdung häufig verwendet werden, sind die sogenannte Dauerfestigkeit $\Delta\sigma_D$ bei einer Lastwechselzahl von $N_D = 5 \cdot 10^6$ und der Schwellenwert der Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_L$, dem eine Anzahl von $N_L =$

[6] vgl. [Bur09, Iss10, Fin06]

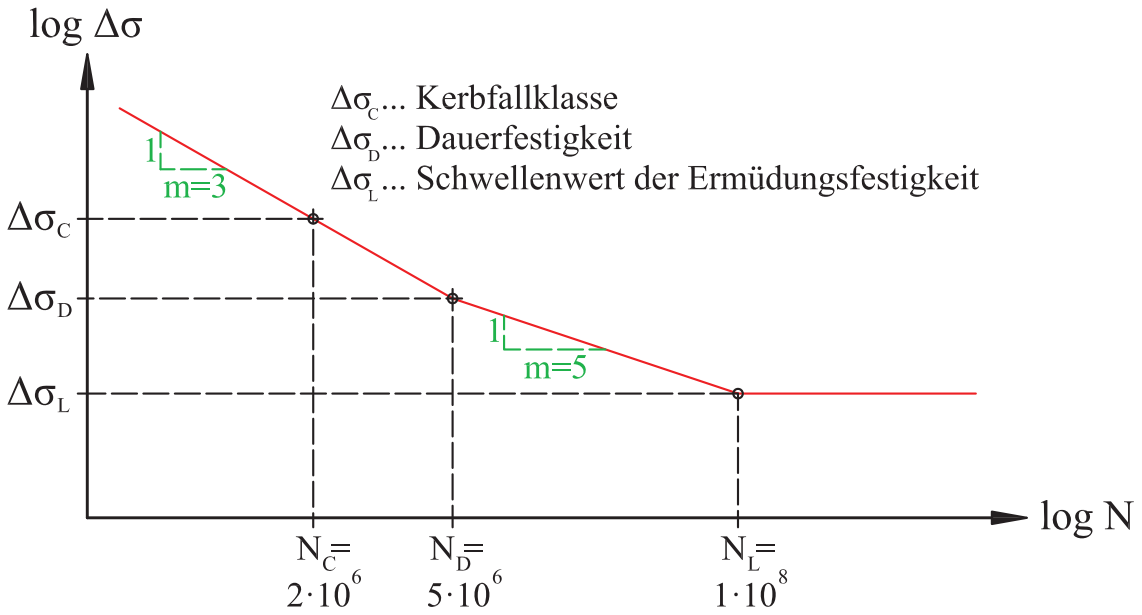


Abbildung 3.4: Definition der Wöhlerlinien für Normalspannungsschwingbreiten [EC305]

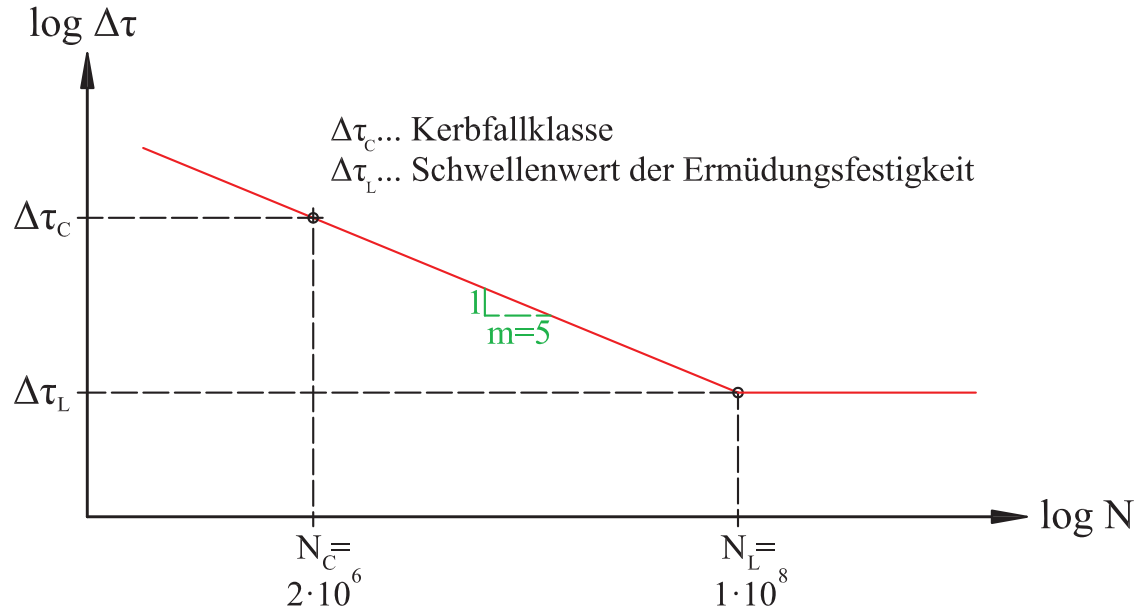


Abbildung 3.5: Definition der Wöhlerlinien für Schubspannungsschwingbreiten [EC305]

$1 \cdot 10^8$ Lastwechsel zugeordnet ist. Wechselbeanspruchungen unterhalb des Schwellenwertes bewirken keine Schädigung und können somit theoretisch unendlich oft ertragen werden.

Ist die Wöhlerlinie bekannt, so kann jeder mit einer Anzahl n_i auftretenden Beanspruchungsamplitude eine Versagensschwingspielzahl N_i, sowie eine Teilschädigung D_i zugeordnet werden. Setzt sich das Belastungskollektiv aus unterschiedlichen Amplituden zusammen erfolgt die Überlagerung der Teilschädigungen zu einer Gesamtschädigung D durch die lineare Schadensakkumulationshypothese nach *Palmgren-Miner* gemäß Gl. 3.19. Die Gesamtschädigung ist dabei unbeeinflusst von Reihenfolgeeinflüssen und kennzeichnet bei Erreichen einer Schädigungssumme von $D = 1$ den Anrissbeginn.

$$D = \sum D_i = \sum \frac{n_i}{N_i} \leq 1 \tag{3.19}$$

Die Ermittlung von Wöhlerlinien kann experimentell an Prüfkörpern, die dem zu untersuchenden Bauteil bestmöglich entsprechen, oder rechnerisch, entsprechend den Angaben in Literatur und Normung, erfolgen. Bei einer experimentellen Ermittlung erhält man die Wöhlerlinie durch statistische Auswertung der Versagensschwingspielzahlen bei verschiedenen Beanspruchungsamplituden.

3.5.2 Überblick über die Nachweiskonzepte[7]

Es gibt verschiedene Möglichkeiten den Betriebsfestigkeitsnachweis zu führen. In Abb. 3.6 ist eine Übersicht der wesentlichen Nachweiskonzepte dargestellt. Prinzipiell können die verfügbaren Nachweiskonzepte in experimentelle und rechnerische Verfahren unterteilt werden. Der experimentelle Nachweis stellt naturgemäß die Grundlage aller Rechenkonzepte dar. Diese Art des Nachweises kommt vornehmlich bei Bauteilen zum Einsatz, die starken Schwingbeanspruchungen ausgesetzt sind und bei denen hohe Anforderungen an die Sicherheit gegen einen Ermüdungsbruch bestehen. Wirtschaftlich sinnvoll ist eine experimentelle Verifikation der Berechnungsergebnisse insbesondere im Vorfeld von Serienfertigungen. Weiters werden Bauteilversuche bei komplexen Bauteilen verwendet, deren Berechnung nach dem Stand der Technik und mittels der vorhandenen Regelwerke nur eingeschränkt möglich ist. In diesen Bereich fällt auch die rechnerische Beurteilung des zu untersuchenden Betondübels. Durch das Zusammenwirken von Baustahl, Beton und Bewehrung entstehen innerhalb des Stahlzahns räumliche Spannungszustände, die bedingt durch das nichtlineare Materialverhalten rechnerisch nur näherungsweise erfasst werden können. In solchen Fällen ist die versuchstechnische Absicherung der Berechnungsergebnisse unumgänglich.

Der Weg des rechnerischen Nachweises stellt aus wirtschaftlichen Gründen häufig die einzige Möglichkeit zur Bewertung des Ermüdungsverhaltens dar. Die gängigen Nachweiskonzepte sind das Nennspannungskonzept, das Strukturspannungskonzept, das Kerbspannungskonzept, das Kerbdehnungskonzept, sowie das Bruchmechanikkonzept. Die aufgezählten Verfahren weichen in erster Linie durch die zugrundeliegende Spannungskategorie voneinander ab. Dabei wird zwischen lasttragenden Primärspannungen, sowie Sekundär- und Spitzenspannungen, die örtlich im Bereich von Bauteilkerben auftreten, unterschieden. In Abhängigkeit von der betrachteten Einwirkungsgröße sind je nach Konzept entsprechende Wöhlerlinien zur Schädigungsbewertung erforderlich. Jede in einem Konstruktionselement auftretende Kerbwirkung muss entweder auf Seiten der Einwirkung, oder auf Seiten des Widerstandes erfasst werden. Geht man davon aus, dass die Spannungsermittlung sämtliche spannungserhöhenden Effekte beinhaltet, so könnte widerstandsseitig die Wöhlerlinie des ungekerbten Probestabes herangezogen werden. Diese Vorgangsweise entspricht der grundsätzlichen Idee des Kerbspannungs- und Kerbdehnungskonzeptes. Ein weiteres Unterscheidungsmerkmal zwischen den verschiedenen Berechnungsmethoden ist das jeweils zugrunde gelegte Materialverhalten. Beim Nenn,-Stuktur- und Kerbspannungskonzept wird rein elastisches Materialverhalten angenommen. Im Gegensatz dazu basiert das Kerbdehnungskonzept auf der Berücksichtigung der örtlich im Bereich der Bauteilkerben auftretenden Plastizierungen.

[7] vgl. [Hai02, Iss10]

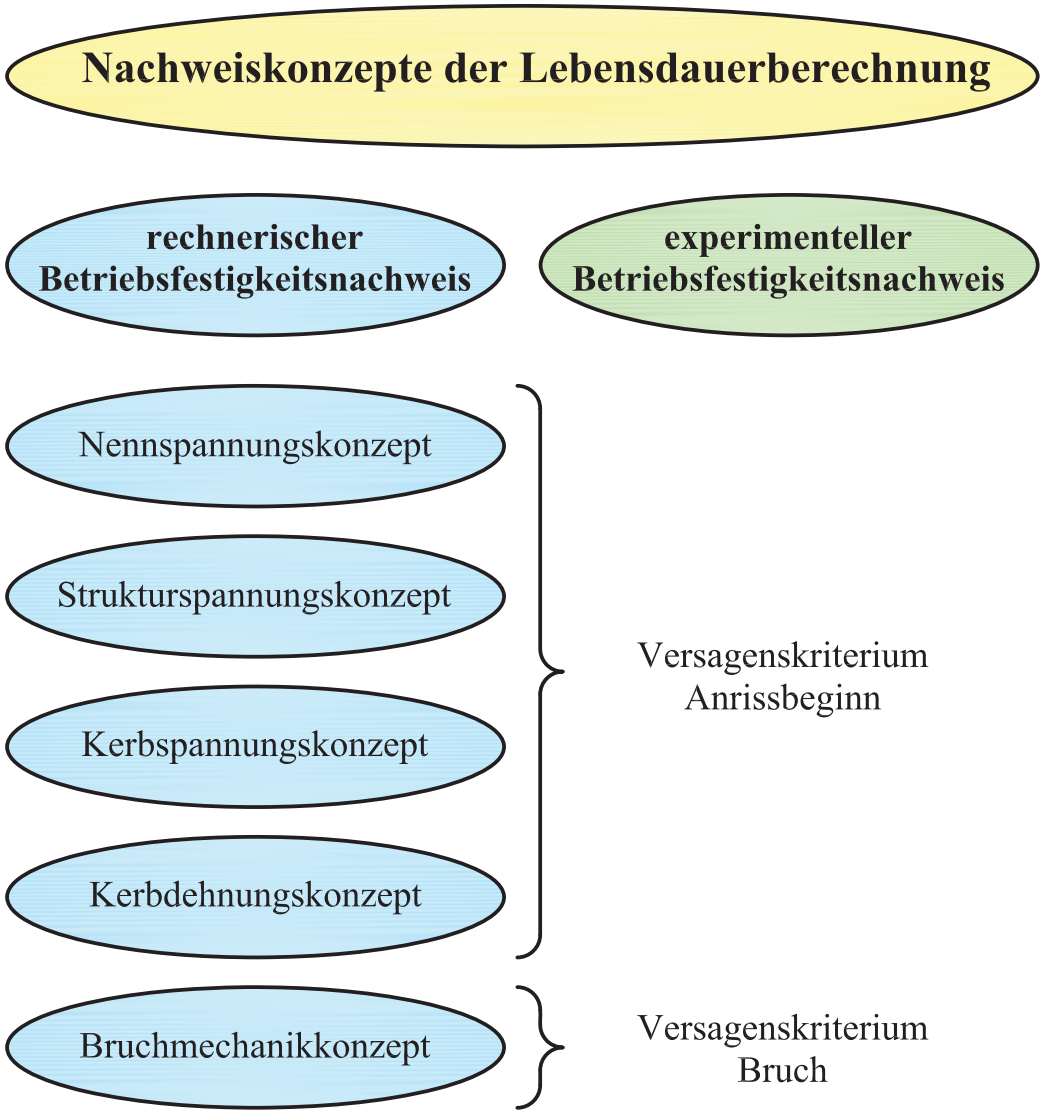


Abbildung 3.6: Übersicht der Nachweiskonzepte der Lebensdauerberechnung

Das Bruchmechanikkonzept unterscheidet sich gänzlich von den anderen Verfahren. Während mit den bisher beschriebenen Konzepten die Lebensdauer bis zum Auftreten eines Erstanrisses berechnet werden kann, geht man in der Bruchmechanik grundsätzlich vom Bestehen eines Anfangsrisses aus. Berechnet wird die tatsächliche Ermüdungsschädigung, nämlich das durch zyklische Beanspruchung verursachte Risswachstum. Die Lebensdauer bzw. die Ermüdungsfestigkeit ist dabei jene Zeitspanne in der sich der Anfangsriss auf eine kritische Endrissgröße erweitert. Durch Kombination mit den obigen Verfahren kann die Gesamtlebensdauer, die sich aus der Risseinleitungslebensdauer und der Rissfortschrittslebensdauer zusammensetzt, ermittelt werden. Die einzelnen Nachweiskonzepte sollen im Folgenden in Ihren Grundzügen erläutert werden. Weiters wird ihre Eignung für die Lebensdauerberechnung des Kronendübels bewertet.

3.5.2.1 Nennspannungskonzept[8]

Bei diesem Konzept werden die sogenannten Nennspannungen, das sind jene Spannungen, die sich zufolge der berechneten Schnittgrößen im betrachteten Querschnitt auf Basis der technischen Biegelehre unter Zugrundelegung von linear-elastischem Materialverhalten ergeben, als Einwirkungsgröße verwendet. Örtlich spannungserhöhende Effekte infolge der betrachteten Kerbe brauchen nicht berücksichtigt werden. Jene spannungserhöhenden Effekte, die aus den makrogeometrischen Eigenschaften des Bauteils resultieren, sind allerdings zu erfassen. Dazu gehören unter anderem Aussparungen, Spannungsfelder in der Nähe von konzentrierten Lasteinleitungen oder Exzentrizitäten, sofern sie nicht bereits den Wöhlerkurven des untersuchten konstruktiven Details zugrunde liegen.

Beim Ermüdungsnachweis werden den einwirkenden Spannungsamplituden bzw. Spannungskollektiven mit Hilfe der Wöhlerlinie Schädigungen zugeordnet, wie in Kap. 3.5.1 beschrieben. An der Methodik des Nennspannungskonzepts erkennt man, dass dieses ideal für den Betriebsfestigkeitsnachweis häufig vorkommender konstruktiver Details, für die entsprechende Wöhlerlinien existieren, geeignet ist. Innerhalb des Stahlbaus stellt dieses Verfahren das gebräuchlichste Nachweiskonzept dar, nicht zuletzt deshalb, weil in den gängigen Normen und insbesondere im Eurocode [EC305] Nennspannungs-Wöhlerlinien für einen Vielzahl von Details angegeben sind.

Die Anwendung des Nennspannungskonzepts auf die Lebensdauerberechnung des Kronendübels ist nicht möglich, da die Nennspannung innerhalb des Stahlzahnes nicht eindeutig definiert ist. Die Ursache dafür ist neben der Dübelgeometrie, die aufgrund der Scheibentragwirkung eine Spannungsberechnung nach der technischen Biegelehre ausschließt, die mehraxiale Beanspruchung durch den umgebenden Beton. Weiters liegen die benötigten Wöhlerlinien nicht vor.

3.5.2.2 Strukturspannungskonzept[9]

Das Strukturspannungskonzept ist für die Schädigungsbewertung von Schweißnahtanschlüssen konzipiert. Strukturspannungen beinhalten alle spannungserhöhenden Effekte eines konstruktiven Details mit Ausnahme der Schweißnaht selbst. Örtliche Kerben, beispielsweise verursacht vom Schweißnahtübergang sind somit nicht in der Strukturspannung enthalten. Das Konzept wird im *IIW-Dokument* [Hob97] für Schweißverbindungen empfohlen, bei denen eine Nennspannung wegen komplizierter Geometrie nicht eindeutig definiert werden kann. Die Ermittlung der Strukturspannungen erfolgt in der Regel mit Hilfe von *FE*-Berechnungen auf Basis der Definition nach Abb. 3.7. Zunächst muss die Spannung an zwei Stützstellen in festgelegtem Abstand von der Kerbe bestimmt werden. Die Strukturspannung ist jene Spannung, die sich zufolge der Extrapolation der beiden Spannungswerte ergibt. Der Vorteil dieser Vorgangsweise ist in erster Linie die bessere Umsetzbarkeit einer messtechnischen Ergebnisverifikation.

Durch die Auslegung des Strukturspannungskonzeptes für Schweißverbindungen ist dessen Anwendung zur Ermittlung des Ermüdungsverhaltens der Kronendübelleiste nicht möglich.

[8] vgl. [Fin06, HHS+03, Hob97]
[9] vgl. [Hob97]

Dies liegt insbesondere daran, dass die höchsten Beanspruchungen im Bereich der brenngeschnittenen Kante der Stahlzähne auftreten, wo die Strukturspannung nicht definiert ist. Die Konzeption für Schweißverbindungen äußert sich auch darin, dass Wöhlerlinien auf Basis von Strukturspannungen gemäß *Eurocode 3* [EC305] und *IIW-Dokument* [Hob97] nur für Schweißnahtdetails existieren.

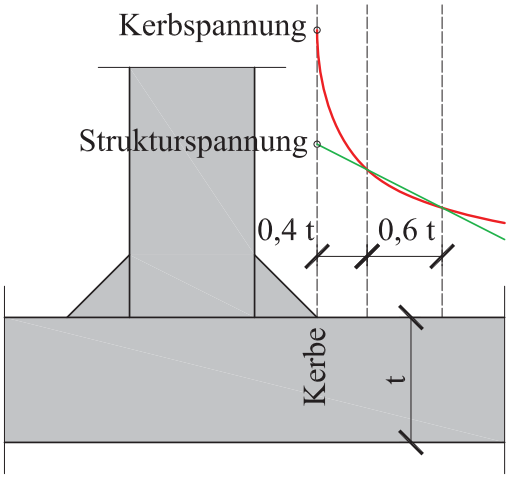


Abbildung 3.7: Definition von Struktur- und Kerbspannung [Hob97]

3.5.2.3 Kerbspannungskonzept[10]

Die Kerbspannung ist die am Kerbdetail auftretende Spitzenspannung gemäß Abb. 3.7, die auf Grundlage der Elastiziätstheorie bestimmt wird. Die mit einer äußeren Wechselbeanspruchung einhergehenden Kerbspannungsschwingbreiten werden widerstandsseitig mit Hilfe von zugehörigen Kerbspannungs-Wöhlerkurven bewertet. Der Referenzwert der Beanspruchbarkeit ist dabei die Dauerfestigkeit der ungekerbten Werkstoffprobe. Die Annäherung des Kerbeffektes durch eine rein elastische Spannungsberechnung bedingt den Ausschluss größerer zyklischer plastischer Verformungen im Kerbgrund. Sind relevante plastische Kerbdehnungen vorhanden, so ist das nachfolgend beschriebene Kerbdehnungskonzept heranzuziehen.

Bei der Anwendung des Kerbspannungskonzepts auf die Kronendübelleiste ist das gesamte Verbundbauteil ideal elastisch zu modellieren. Die Vernachlässigung des nichtlinearen Materialverhaltens führt zu einer wesentlichen Reduktion des numerischen Berechnungsaufwandes. Es ergibt sich ein linearer Zusammenhang zwischen der äußeren Kraft und der maßgebenden Kerbspannung. Die durchgeführten numerischen Untersuchungen zeigen allerdings, dass die Berücksichtigung des nichtlinearen Verhaltens der beteiligten Werkstoffe für eine realitätsnahe Erfassung der Kontaktspannungen zwischen der Stahlleiste und dem umgebendem Beton notwendig ist. Eine Vernachlässigung der Plastizierungen kann somit nur als grobe Näherung angesehen werden. Aus diesem Grund wird das Kerbspannungskonzept in der vorliegenden Arbeit nur punktuell zu Vergleichszwecken eingesetzt.

[10] vgl. [RV07, RS00]

3.5.2.4 Kerbdehnungskonzept[11]

Beim Kerbdehnungskonzept wird versucht die Lebensdauer ausgehend vom örtlichen elastisch-plastischen Spannungs- und Verzerrungszustand an der kritischen Stelle des Bauteils zu bewerten. Die dafür erforderlichen Dehnungs-Wöhlerlinien können am ungekerbten Probestab unter einachsiger Beanspruchung ermittelt, oder empirisch auf Basis von in der Literatur angegebenen Werkstoffkennwerten abgeschätzt werden.

Der Vorteil des Kerbdehnungskonzeptes ist, dass die benötigten Wöhlerlinien ausschließlich werkstoffabhängig sind. Dies steht im Gegensatz zum Nenn- oder Strukturspannungskonzept, wo jedem Konstruktionselement eine eigene Wöhlerlinie zugeordnet werden muss. Die Anwendung dieser Methoden ist somit vor allem dann praktikabel, wenn entsprechende Wöhlerlinien vorliegen. Da diese Voraussetzung im Falle der Kronendübelleiste nicht erfüllt ist, wird in dieser Arbeit vorwiegend das Kerbdehnungskonzept zur Lebensdauerberechnung herangezogen.

Ein weiterer Aspekt, der zur Favorisierung des Kerbdehnungskonzeptes beiträgt, ist die Mitberücksichtigung plastischer Kerbdehnungen als wesentliche Beanspruchungsgröße. Im Rahmen der begleitenden experimentellen Untersuchungen muss die maximale Lastwechselzahl aufgrund des erforderlichen Zeitaufwands auf zwei Millionen Schwingspiele beschränkt werden. Um innerhalb des Versuchsablaufs trotzdem Schädigungen zu provozieren, ist der Ansatz relativ hoher Lastamplituden notwendig. Daraus resultieren plastische Kerbbeanspruchungen, deren Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit mitunter nicht mehr vernachlässigt werden kann.

3.5.2.5 Bruchmechanikkonzept

In der Bruchmechanik wird prinzipiell von Vorhandensein eines Anfangsrisses an der maßgebenden Stelle des Bauteils ausgegangen. Während bisher die Bestimmung des Anrisszeitpunktes im Mittelpunkt stand, zielt das Bruchmechanikkonzept auf die Quantifizierung der auf den Erstanriss folgenden Phase stabilen Risswachstums ab. Dabei gibt es sowohl linear elastische, also auch elasto-plastische Ansätze zur Bestimmung der Spannungsintensität an der Rissspitze, die für die Rissausbreitung maßgebend ist. Das Bruchmechanikkonzept bietet sich insbesondere dann an, wenn die Rissfortschrittslebensdauer einen merklichen Anteil zur Gesamtlebensdauer beiträgt.

Aufgrund der komplexen räumlichen Spannungszustände innerhalb des Kronendübels wären zur genauen Bestimmung des Risswachstums aufwendige numerische Berechnungen notwendig. Zusätzlich müsste widerstandsseitig die tatsächlich vorhandene Bruchzähigkeit der verwendeten Dübelbleche bestimmt werden. Da für die Auslegung einer Konstruktion im Allgemeinen die Anrisslebensdauer von vordergründigem Interesse ist, wird auf die Untersuchung der Risswachstumsphase in der vorliegenden Arbeit verzichtet.

[11] vgl. [Bur09]

3.5.3 Einflüsse auf die Schwingfestigkeit[12]

Die Schwingfestigkeit stählerner Bauteile wird von einer Vielzahl an Faktoren beeinflusst. Eine Übersicht der wesentlichen Einflussparameter enthält Tab. 3.1. In Abhängigkeit vom verwendeten Verfahren zur Lebensdauerberechnung werden die Einflüsse teilweise bereits durch die zugrunde gelegte Wöhlerlinie abgedeckt. Beim Nennspannungskonzept ist ein Großteil der nachfolgend beschriebenen Effekte in der Nennspannungs-Wöhlerlinie erfasst, da die getesteten Versuchskörper weitgehend den nachzuweisenden Konstruktionsdetails entsprechen. Die Zuordnung von Wöhlerlinien zu jedem einzelnen Kerbdetail ist mit einem sehr hohen Versuchsaufwand verbunden, stellt aber im Gegenzug die anwenderfreundlichste und praxistauglichste Möglichkeit des Ermüdungsnachweises dar. Bei den anderen Konzepten zur Betriebsfestigkeitsberechnung müssen relevante Einflüsse entweder einwirkungs- oder widerstandsseitig im Zuge der Nachweisführung berücksichtigt werden.

Werkstoff	**Konstruktion**	**Fertigung**	**Beanspruchung**	**Umgebung**
Festigkeit Fehlstellen	Formgebung Kerbwirkung Probengröße	Oberflächenzustand Eigenspannungen	Mittelspannung Mehrachsigkeit Beanspruchungsart Lastkollektiv Frequenz	Temperatur Korrosion

Tabelle 3.1: Übersicht der Einflüsse auf die Schwingfestigkeit von Baustählen [Bur09]

Die folgenden Ausführungen enthalten eine Beschreibung der wesentlichsten Einflüsse auf die Schwingfestigkeit. Zusätzlich sollen die in den technischen Normen und Richtlinien vorgesehen Regelungen zur Berücksichtigung der einzelnen Einflussfaktoren beleuchtet werden. Dabei wird auf den *EC 3-1-9* [EC305], sowie auf die Richtlinien des *IIW*[13] [Hob97] und des *FKM*[14] [HHS+03] eingegangen.

3.5.3.1 Werkstoffbedingte Einflüsse

Hohe Zugfestigkeiten wirken sich positiv auf die Schwingfestigkeit metallischer Werkstoffe aus. Dabei ist allerdings anzumerken, dass die Verbesserung der Ermüdungseigenschaften mit zunehmender Zugfestigkeit stagniert, was dazu führt, dass der Einfluss für gebräuchliche Baustähle vernachlässigt werden kann. Dies zeigt sich in der Materialunabhängigkeit der im *EC 3-1-9* und im *IIW-Dokument* geregelten Konzepte für den Ermüdungsnachweis. In der *FKM-Richtlinie* wird bei der Bestimmung der Werkstoff-Wechselfestigkeit zwischen geschweißten und ungeschweißten Bauteilen unterschieden. Außerhalb des Schweißnahtbereichs wird die Wechselfestigkeit als Funktion der Zugfestigkeit bestimmt, während innerhalb konstante Werte festgelegt sind.

Zu den werkstoffbedingten Einflüssen zählen unter anderem Legierungszusammensetzung, Korngröße, Inhomogenität oder Richtungsabhängigkeit. Minimale Fehlstellen in der Gefügestruktur können sich auf die Schwingfestigkeit auswirken, da die Rissbildung stets von

[12] vgl. [RV07, Hai02, Bur09]
[13] International Institute of Welding
[14] Forschungskuratorium Maschinenbau

mikroskopischen Risskeimen ausgeht. Dieser Umstand führt zu großen Streuungen von Versuchsergebnissen und erschwert die quantitative Vorhersage der Materialermüdung. Eine rechnerische Erfassung ist nur durch eine statistische Versuchsauswertung und die Berücksichtigung ausreichender Sicherheiten bei der Nachweisführung möglich.

3.5.3.2 Konstruktionsbedingte Einflüsse

Die Formgebung einer Konstruktion ist unmittelbar mit den auftretenden Kerbwirkungen verknüpft. Im Bereich von geometrischen Unstetigkeiten, infolge von Querschnittsübergängen, Bohrungen, oder Ähnlichem kommt es zu Spannungskonzentrationen, die über die Nennspannung des Bauteils hinausgehen. Bei der Auslegung von ermüdungsbeanspruchten Stahlbauwerken, wie Brücken oder Kranbahnen, ist es stets sinnvoll und notwendig, Spannungsspitzen durch kerbarmes Konstruieren zu minimieren. Im Allgemeinen kann dies durch eine Anschlussausbildung unter Verwendung möglichst günstiger Kerbfälle nach den im *EC 3-1-9* angegebenen Kerbfalltabellen erreicht werden. Ausrundungen können beispielsweise die ungünstige Wirkung von Eckkerben wesentlich reduzieren. Die ermüdungsgerechte Ausbildung einer Konstruktion führt zu einem höheren Arbeits- und Kontrollaufwand und ist somit in der Regel mit höheren Kosten verbunden.

Ein weiterer konstruktionsabhängiger Faktor ist der Größeneinfluss. Untersucht man Bauteile mit verhältnisgleichen Abmessungen, jedoch unterschiedlicher Größe, so nehmen die ertragbaren Schwingbeanspruchungen mit zunehmender Bauteilgröße ab. Als Ursache ist beispielsweise die höhere Wahrscheinlichkeit des Auftretens von statistisch verteilten Fehlstellen zu nennen. Die Bauteilabmessungen wirken sich gemäß *IIW-Dokument* und *FKM-Richtlinie* nur über den Dickenfaktor auf den Ermüdungsnachweis aus. Das untersuchte Dübelblech weist eine Blechdicke von $t = 20\,\text{mm}$ auf. Blechdicken unterhalb von 25 mm, erfordern keine Abminderung der Wechselfestigkeit.

3.5.3.3 Fertigungsbedingte Einflüsse

Die Bearbeitungsprozesse im Zuge der Bauteilfertigung wirken sich maßgeblich auf den Oberflächenzustand aus. Wesentliche Faktoren sind die Rautiefe, Randschichtverfestigungen und Eigenspannungen.

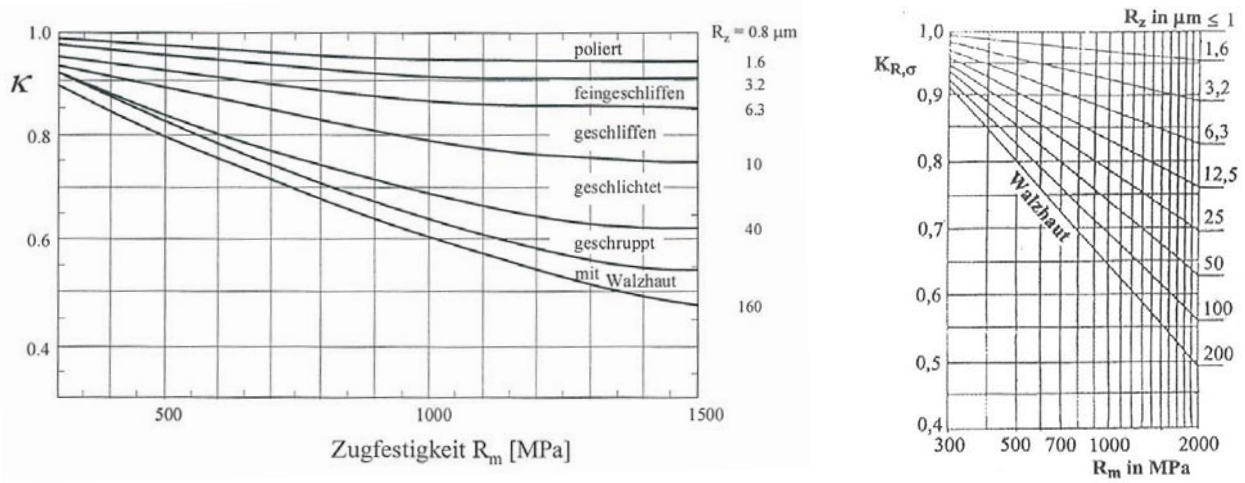
Oberflächenrauigkeiten führen zu Spannungskonzentrationen und begünstigen die Rissbildung. Sie können je nach Nachweiskonzept auf unterschiedlichen Wegen erfasst werden. Bei Anwendung der Bruchmechanik kann aus der vorhandenen Rautiefe die Länge des anzusetzenden Anfangsrisses abgeleitet werden. Eine große anfängliche Risslänge reduziert unmittelbar die nutzbare Restlebensdauer. Bei den anderen Verfahren zur Lebensdauerberechnung nach Kap. 3.5.2 wird der Einfluss bei der Bestimmung der Wöhlerkurven berücksichtigt. Dabei ist darauf zu achten, dass die für den Wöhlerversuch verwendeten Werkstoffproben die gleiche Oberflächenrauigkeit aufweisen, wie das untersuchte Bauteil an der maßgebenden Stelle.

Die Lebensdauerberechnung mit dem Kerbdehnungskonzept erfolgt in der vorliegenden Arbeit auf Basis von Dehnungs-Wöhlerlinien nach dem *Uniform Material Law* (siehe Kap. 3.6.2.1). Dieses Werkstoffgesetz wurde anhand einer Vielzahl von Wöhlerversuchen an ungekerbten

und polierten Werkstoffproben ermittelt. Der Einfluss der Oberflächenrauigkeit kann erst nachträglich durch Multiplikation der Wöhlerlinien mit einen Oberflächenfaktor κ berücksichtigt werden. Der Faktor entspricht dem Verhältnis der Dauerfestigkeit der rauen zur Dauerfestigkeit der polierten Werkstoffprobe und kann gemäß Abb. 3.8(a) in Abhängigkeit von der Zugfestigkeit R_m und der Rautiefe R_z angegeben werden.

Die Kronendübelleiste wird durch Brennschneiden aus einem warmgewalzten Blech hergestellt. Die Anforderungen an die Rautiefe eines thermischen Schnittes ist in der *EN ISO 9013* [EN904] festgelegt und hängt von der benötigten Ausführungsklasse ab. In der Ausführungsnorm *EN 1090-2* [EN112] wird für ermüdungsbeanspruchte Bauteile mindestens die Ausführungsklasse *EXC 3* gefordert. Die zulässige Rautiefe eines brenngeschnittenen Blechs mit einer Dicke von $t = 20\,\text{mm}$ ergibt sich in diesem Fall mit $R_z = 70 + 1.2\ t \approx 100\,\mu\text{m}$. Im *Handbuch der Fertigungstechnik* [SS87] werden ähnliche Rautiefen für durch autogenes Brennschneiden erzeugte Schnittflächen angegeben. Die Rautiefe der Walzhaut ist laut Abb. 3.8(a) mit $R_z = 160\,\mu\text{m}$ vergleichsweise höher und damit maßgebend für den Ermüdungsanriss. Diese Schlussfolgerung wird durch Untersuchungen in [SKMB92] bestätigt, denen eine Vielzahl von Dauerschwingversuchen an höherfesten Stählen zugrunde liegen. Für Baustahl *S355* liefert Abb. 3.8(a) einen Abminderungsfaktor von $\kappa \approx 0.8$.

In der *FKM*-Richtlinie sind Rauheitsfaktoren $K_{R,\sigma}$ enthalten, die sich im Nachweiskonzept ähnlich wie der Faktor κ auswirken. Für die Walzhaut wird eine mittlere Rauhheit von $R_z = 200\,\mu\text{m}$ angegeben, die gemäß Abb. 3.8(b) ebenfalls auf einen Wert von $K_{R,\sigma} \approx 0.8$ führt. Bei der Untersuchung der Kronendübelleiste werden die in Tab. 3.2 zusammengefassten Oberflächenfaktoren verwendet.



(a) Oberflächenfaktor κ [SG56] (b) Rauheitsfaktor $K_{R,\sigma}$ [HHS$^+$03]

Abbildung 3.8: Berücksichtigung der Oberflächenrauigkeit

Stahlsorte	*S235*	*S355*
κ	0.85	0.80

Tabelle 3.2: Gewählte Oberflächenfaktoren κ

Randschichtbildungen und Eigenspannungen können im Zuge der Bauteilfertigung entstehen. Typische Beispiele wären Randschichtverfestigungen infolge des Walzprozesses oder Schweißeigenspannungen. Grundsätzlich haben Zugeigenspannungen eine ungünstige und Druckeigenspannungen eine günstige Auswirkung auf die Schwingfestigkeit.

Die Kronendübelleiste wird an der Unterseite mittels längslaufender Kehlnähte angeschlossen, die in ihrem Umfeld Schweißeigenspannungen hervorrufen. Die Berechnung der Ermüdungsfestigkeit dieser Nähte kann vereinfachend nach dem Nennspannungskonzept erfolgen. Für die brenngeschnittene Stahlzahnkante wird der Einfluss von Eigenspannungen vernachlässigt. Diese Vorgehensweise wird durch Forschungstätigkeiten gestützt, wo ein Einfluss des Brennschneidens auf die Dauerfestigkeit gewalzter Bleche bis zu relativ hohen Wechselspannungen nicht festgestellt werden konnte [Hof75].

3.5.3.4 Beanspruchungsabhängige Einflüsse

Die beanspruchungsabhängigen Einflüsse sind, wenn man den tatsächlichen Beanspruchungsverlauf, der sich über die Lebensdauer eines Bauwerks erstreckt bedenkt, äußerst vielfältig und komplex. Umstände wie die Belastungsgeschichte, die Belastungsreihenfolge, die Zusammensetzung des Lastkollektivs, sowie die Belastungsfrequenz wirken sich auf die Schwingfestigkeit aus.

Im Zuge der vorliegenden Arbeit wird das Ermüdungsverhalten der Kronendübelleiste sowohl rechnerisch als auch experimentell auf Grundlage einer Einstufenbeanspruchung untersucht. Die Schädigungsbewertung kann unter Berücksichtigung von Mittelspannungs- und Mehrachsigkeitseinflüssen erfolgen, die nachfolgend näher beschrieben werden. Die lineare Schadensakkumulationshypothese nach *Palmgren-Miner* gemäß Gl. 3.19 erlaubt, aufbauend auf den Ergebnissen unter Einstufenbeanspruchung, auch bei komplexeren Lastkollektiven eine näherungsweise Bestimmung der Gesamtschädigung. Belastungsreihenfolge und -frequenz werden dabei allerdings vernachlässigt.

Mittelspannungseinfluss[15]
Grundsätzlich wird die Schwingfestigkeit durch Mittelspannungen im Druckbereich günstig und durch Mittelspannungen im Zugbereich ungünstig beeinflusst. Bei geschweißten Bauteilen ist diese Wirkung aufgrund der vorhandenen Schweißeigenspannungen zu vernachlässigen. Dementsprechend darf der Effekt im *EC 3-1-9* nur bei nicht-geschweißten oder spannungsarm geglühten Bauteilen berücksichtigt werden. Das *IIW-Dokument* gibt zur Erfassung des Mittelspannungseinflusses Faktoren $f(R)$ in Abhängigkeit vom Spannungsverhältnis $R = \sigma_u/\sigma_o$ zur Modifikation des Ermüdungswiderstandes an (siehe Abb. 3.9). Eine Verbesserung der Kerbfallklasse ergibt sich jedoch nur für Bauteile mit geringen Eigenspannungen. Für komplexe zwei- oder dreidimensionale Konstruktionselemente, wie das untersuchte Dübelblech gilt generell $f(R) = 1$. Zudem beschränken sich die Untersuchungen der vorliegenden Arbeit auf Dübelbeanspruchungen im Schwellbereich, wodurch sich in der betrachteten Kerbe stets Zugbeanspruchungen einstellen.

Die *FKM-Richtlinie* sieht eine Berücksichtigung des Mittelspannungseinflusses in Abhängigkeit von der Mittelspannungsempfindlichkeit des Werkstoffs vor. Auch hier wird zwischen

[15] vgl. [NG12]

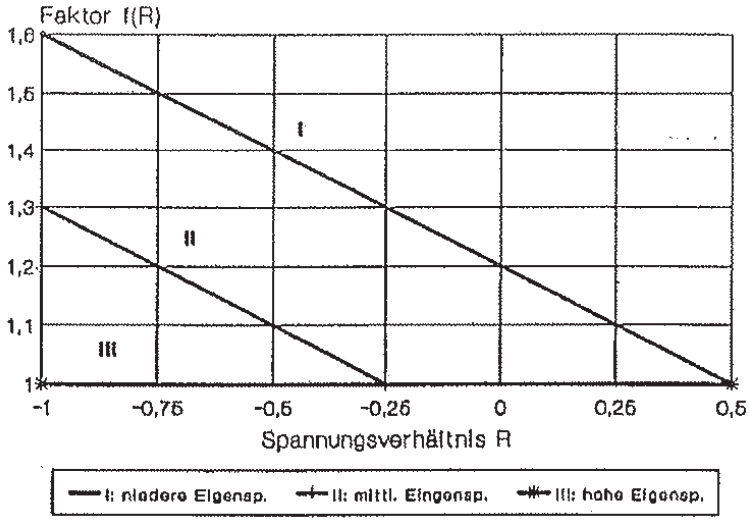


Abbildung 3.9: Erhöhungsfaktor $f(R)$ [Hob97]

geschweißten und ungeschweißten Bauteilen unterschieden. Der Zusammenhang zwischen der ertragbaren Dauerfestigkeitsamplitude $\sigma_{a,D}$, die einer Versagensschwingspielzahl von $N_D = 5 \cdot 10^6$ zugeordnet ist und der Mittelspannung σ_m, lässt sich im sogenannten *Haigh*-Diagramm nach Abb. 3.10 veranschaulichen. Dabei sind die Dauerfestigkeitslinien, die sich gemäß *EC 3-1-9* und zufolge der *FKM-Richtlinie* ergeben, qualitativ eingetragen. Man erkennt die in *EC 3-1-9* angenommene Mittelspannungsunabhängigkeit. Eine weitere Möglichkeit zur Illustration des Mittelspannungseinflusses ist das *Smith*-Diagramm gemäß Abb. 3.11. Dabei wird auf der Abszisse ebenfalls die Mittelspannung σ_m, auf der Ordinate jedoch die ertragbare Ober- bzw. Unterspannung σ_o bzw. σ_u aufgetragen. Das *Haigh*-Diagramm kann direkt aus dem *Smith*-Diagramm entwickelt werden.

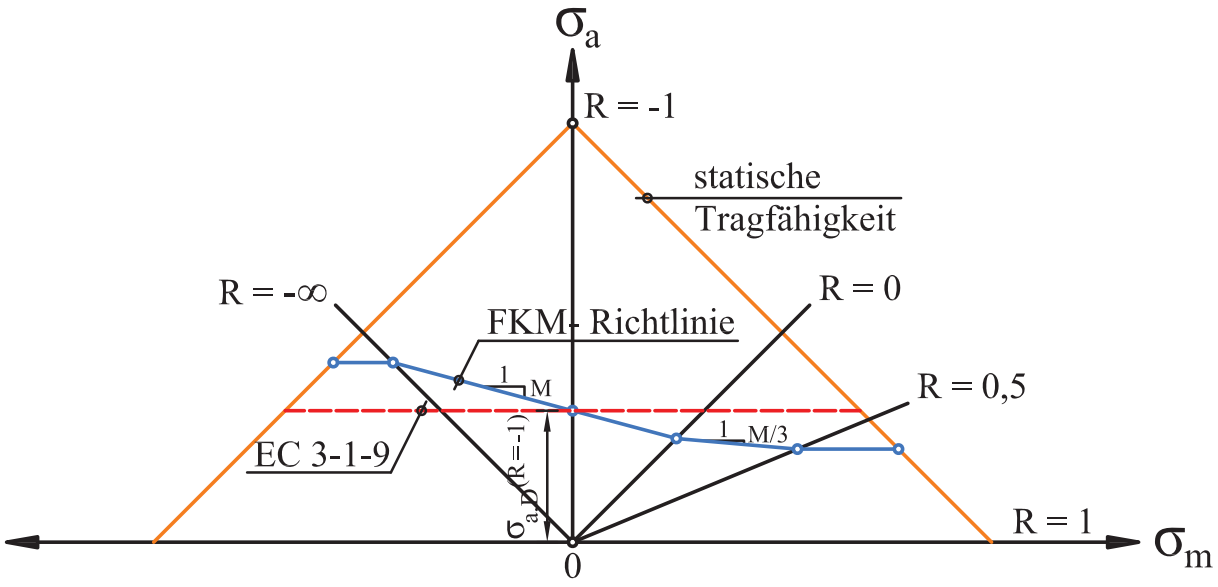


Abbildung 3.10: *Haigh*-Diagramm

Die bisher erläuterten Möglichkeiten zur Erfassung des Mittelspannungseinflusses beziehen sich auf das Nenn-, Struktur- oder Kerbspannungskonzept. Bei Anwendung des Kerbdeh-

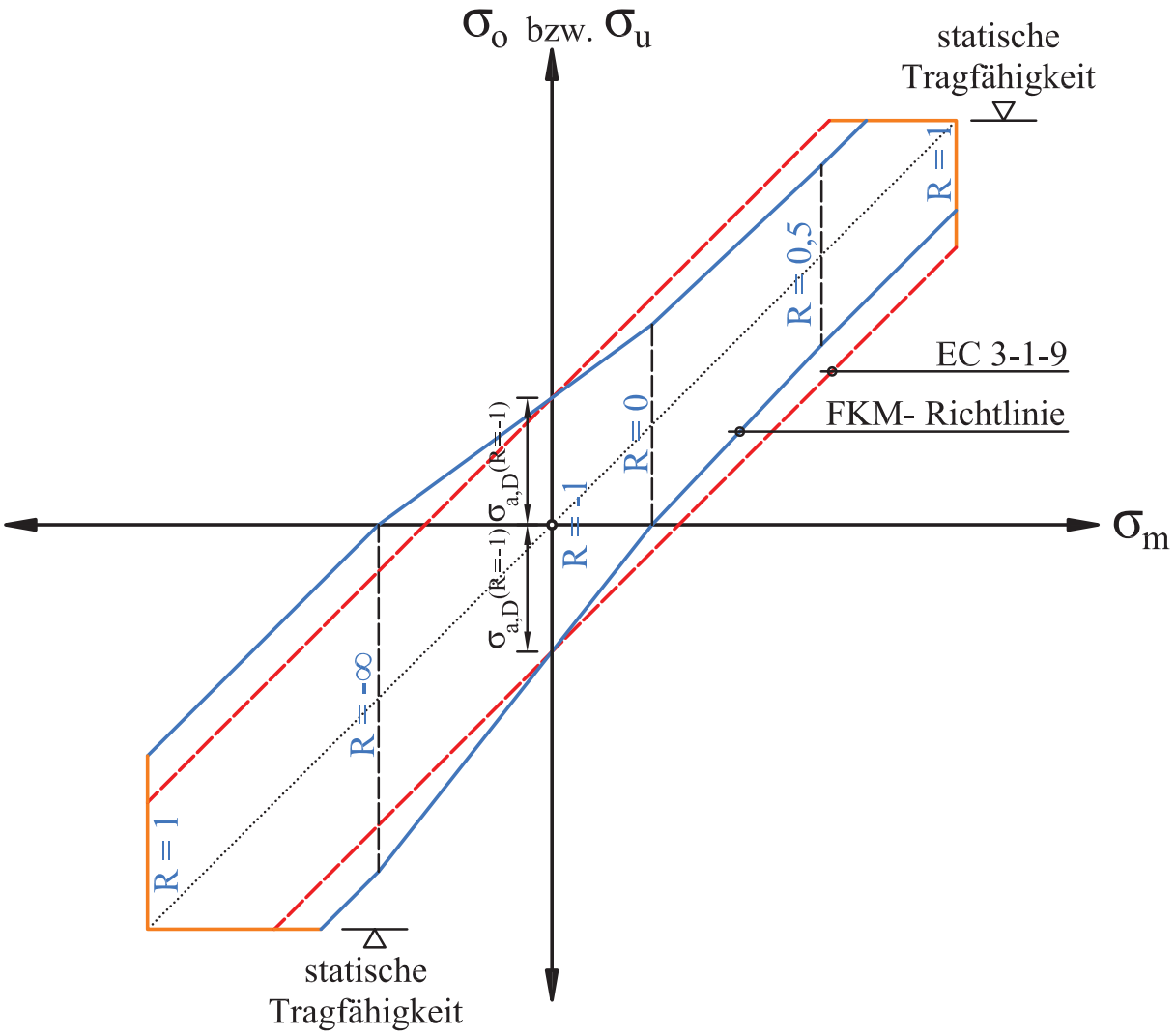


Abbildung 3.11: *Smith*-Diagramm

nungskonzepts können zu diesem Zweck Schädigungsparameter verwendet werden. Die Lebensdauerberechnung erfolgt dann nicht direkt anhand der Dehnungs-Wöhlerlinien, sondern auf Basis von sogenannten Schädigungsparameter-Wöhlerlinien (gemäß Kap. 3.6.5).

Mehrachsigkeitseinfluss[16]

Ein wichtiger Aspekt bei der Beurteilung der Ermüdungsfestigkeit der Kronendübelleiste ist die wirkungsgerechte Erfassung von Mehrachsigkeitseinflüssen. Die in der Literatur beschriebenen Verfahren zur Lebensdauerberechnung sind ursprünglich meist für einachsige Beanspruchungen konzipiert. Der Spannungs- und Dehnungszustand im realen Bauteil ist allerdings in der Regel mehrachsig. Dies gilt, bedingt durch das Abstützen von Betondruckstreben zur Schubübertragung, insbesondere innerhalb der untersuchten Stahlzähne der Kronendübelleiste. Um die zur Verfügung stehenden Berechnungsverfahren trotzdem anwenden zu können,

[16] vgl. [MH04, Wei05, Iss02]

müssen mehraxiale Spannungen und Dehnungen auf äquivalente Vergleichsgrößen umgerechnet werden. Zur Veranschaulichung der räumlichen Beanspruchungen zeigt Abb. 3.12 das von *Petraschek* entwickelte Fachwerkmodell zur Beschreibung der Wechselwirkungen zwischen Stahlzahn und dem umgebenden Beton.

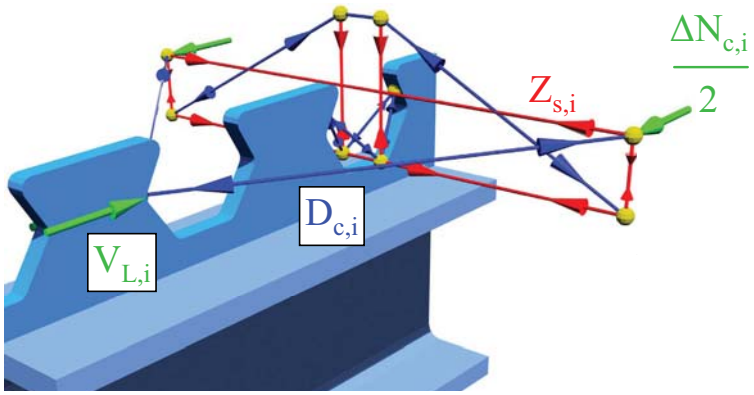


Abbildung 3.12: Räumliches Fachwerkmodell zur Schubeinleitung in die Stahlkrone [Pet08]

Zur Berechnung der benötigten Vergleichsgrößen werden innerhalb der vorliegenden Arbeit zwei klassische Anstrengungshypothesen verwendet:

- **Gestaltänderungsenergiehypothese nach *Mises***

  Für die Einleitung eines Ermüdungsanrisses ist nach [RV07] das Zusammenwirken von Schub- und Normalspannungen maßgebend. Schubspannungen leiten mikrostrukturelle Anrisse ein, während Zugspannungen die entstehenden Risse öffnen und vergrößern. Die Gestaltänderungsenergiehypothese nach *Mises* wurde ursprünglich zur Beschreibung des Fließbeginns unter statischer Beanspruchung entwickelt. Die Anwendung auf zyklische Beanspruchungen wird dadurch begründet, dass auch die Ermüdung durch Gleitvorgänge im Inneren des Werkstoffs ausgelöst wird. Die Spannungs- und Dehnungskomponenten werden bei der Schädigungsbewertung als Spannungsamplituden bzw. Spannungsschwingbreiten aufgefasst.

  Die Gestaltänderungsenergiehypothese nach *Mises* ist insbesondere für duktile Werkstoffe geeignet. Die Herleitung der Vergleichsspannung σ_V und der Vergleichsdehnung ε_V wurde detailliert in Kap. 3.4.2 behandelt.

- **Normalspannungshypothese nach *Rankine***

  Die Normalspannungshypothese beruht auf der Annahme, dass die Hauptzugspannung σ_1 und die zugehörige Hauptzugverzerrung ε_1 für den Eintritt eines Bruches oder Anrisses maßgebend sind. Für die Vergleichsspannungen und Vergleichsdehnungen nach *Rankine* gilt demzufolge $\sigma_{V,R} = \sigma_1$ und $\varepsilon_{V,R} = \varepsilon_1$. Die Normalspannungshypothese ist vor allem für spröde Werkstoffe zutreffend. Obwohl der für die Dübelleiste verwendete Baustahl als duktil einzustufen ist, soll die Lebensdauerberechnung auch auf Basis dieser Anstrengungshypothese erfolgen.

3.5.3.5 Umgebungseinflüsse

Umgebungseinflüsse, zu denen Umweltbedingungen wie Temperatur oder Korrosion zählen, seien aus Gründen der Vollständigkeit erwähnt. Die vorgenommenen Untersuchungen zur Kronendübelleiste beziehen sich auf nichtkorrosive Umgebungen. Betonberührte Flächen von Verbundbauwerken müssen gemäß *RVS*[17] *15.05.11* [RVS06] mit einem speziellen, über $500\mu m$ dicken Schutzanstrich ausgeführt werden. Aufgrund der aufwändigen Schutzmaßnahmen wird angenommen, dass keine Beeinträchtigungen infolge von Korrosion auftreten. Hohe Temperaturen führen zur Abnahme der Schwingfestigkeit. Bei Umgebungstemperaturen von $-40\,°C$ bis $60\,°C$ kann der Temperatureinfluss laut *FKM*-Richtlinie bei Verwendung von Feinkornbaustählen vernachlässigt werden. Das *IIW*-Dokument enthält einen Reduktionsfaktor zur Verringerung des Ermüdungswiderstandes bei Temperaturen ab $100\,°C$ (siehe Abb. 3.13).

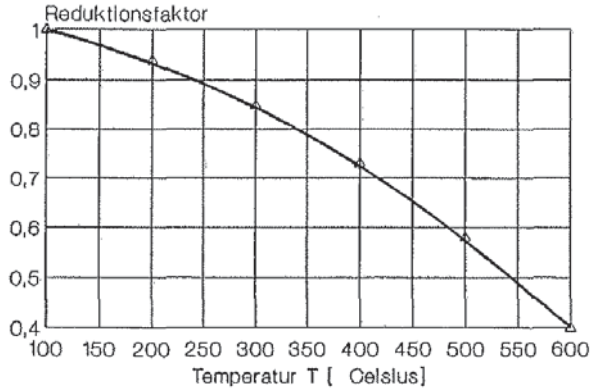


Abbildung 3.13: Reduktionsfaktor für Feinkornbaustahl zur Berücksichtigung hoher Temperaturen [Hob97]

3.6 Grundlagen des Kerbdehnungskonzepts

3.6.1 Allgemeine Beschreibung

Nach einer einleitenden Beschreibung der wesentlichen Schritte der Lebensdauerberechnung des Kronendübels nach dem Kerbdehnungskonzept folgt die Erläuterung der benötigten Grundlagen. Die Diskussion der möglichen Versagensmechanismen in Kap. 3.3 führt auf das Ergebnis, dass im Bereich praktisch auftretender Schwingbeanspruchungen vor allem das Ermüdungsversagen der Stahlleiste von Bedeutung ist. Zur Untersuchung der Lebensdauer metallischer Bauteile stehen mehrere Methoden zur Verfügung (siehe Kap. 3.5.2). Das Kerbdehnungskonzept eignet sich aus verschiedenen Gründen am besten zur Bestimmung der Anrisslebensdauer des Kronendübels. Der größte Vorteil des Verfahrens ist, dass die zur Schädigungsbewertung benötigten Dehnungs-Wöhlerlinien ausschließlich werkstoffabhängig sind. Sie können experimentell ermittelt, oder mit Hilfe von in der Literatur angegebenen Werkstoffkennwerten abgeschätzt werden. Ein weiterer Pluspunkt ist die Erfassung des nichtlinearen, elastisch-plastischen Verhaltens der beteiligten Werkstoffe. Dies ist insbesondere

[17] Richtlinien und Vorschriften für den Straßenbau

für das untersuchte Verbundbauteil von Bedeutung, wo es im Verlauf der Laststeigerung infolge von Plastizierungen zu Spannungsumlagerungen kommt. Kerbwirkungen führen schon weit unterhalb der Traglast zu lokalen Fließprozessen. Die verwendeten Materialmodelle und insbesondere das Materialverhalten unter zyklischer Beanspruchung wird in Kap. 3.6.2 beschrieben.

Bei Anwendung des Kerbdehnungskonzepts werden die örtlichen elastisch-plastischen Beanspruchungen im Kerbgrund, also an der höchstbeanspruchten Stelle des betrachteten Bauteils, benötigt. Dazu muss zunächst der Zusammenhang zwischen der äußerlich aufgebrachten Last und der maßgebenden Kerbbeanspruchung bestimmt werden. Es ergeben sich die sogenannten *Last-Kerbbeanspruchungsbeziehungen* oder auch *Bauteilfließkurven*. Mit Hilfe dieser Kurven und unter Verwendung der zyklischen Werkstoffgesetze des Baustahls kann der *örtliche Spannungs-Dehnungspfad* im Kerbelement für beliebige Schwingspiele ermittelt werden.

Bei Kenntnis der Spannungs-Dehnungshysteresen, die sich im Verlauf eines Schwingspiels in der maßgebenden Kerbe einstellen, kann die eigentliche Schädigungsbewertung erfolgen. Dabei stehen unterschiedliche Verfahren zur Auswahl, die teilweise die Berücksichtigung von Mehrachsigkeits- und Mittelspannungseinflüssen, sowie Oberflächenrauigkeiten erlauben. Im Rahmen der vorliegenden Arbeit werden mehrere Methoden angewendet und mit den Ergebnissen der experimentellen Untersuchungen nach Kap. 6 verglichen. Dadurch lässt sich empirisch feststellen, welche rechnerische Vorgehensweise die Versuchsergebnisse am besten beschreibt.

3.6.2 Werkstoffmodelle

Die numerische Modellierung der Kronendübelleiste, erfordert die realitätsnahe Erfassung des Materialverhaltens der beteiligen Werkstoffe. Dabei ist insbesondere die Berücksichtigung der Eigenschaften des Baustahls unter zyklischer Beanspruchung von Bedeutung, da die Kerbbeanspruchungen der Dübelleiste die Grundlage für die Bestimmung der Bauteilfließkurven nach dem Kerbdehnungskonzept darstellen. Auch das nichtlineare Verhalten des Betons muss möglichst genau simuliert werden, da es maßgeblich die Lasteinleitung in den Stahlzahn beeinflusst. Das Werkstoffverhalten der Bewehrung ist aufgrund des Abstandes der Bewehrungsstäbe zur höchstbeanspruchten Stelle des Bauteils von untergeordneter Bedeutung.

Im Folgenden werden die Grundlagen der verwendeten Materialmodelle für Baustahl, Beton und Bewehrung beschrieben. Die konkreten Eingabewerte der *FE*-Berechnung finden sich in Kap. 4.3.2.5.

3.6.2.1 Materialverhalten des Baustahls

Das Werkstoffverhalten des Baustahls ist dadurch gekennzeichnet, dass sich unter zyklischer Beanspruchung ein von der statischen Arbeitslinie abweichendes Spannungs-Dehnungsverhalten ergibt. Für die Lebensdauerberechnung nach dem Kerbdehnungskonzept ist nur das zyklische Verhalten relevant. Um die Unterschiede aufzuzeigen, wird nachfolgend sowohl das statische, als auch das zyklische Verhalten charakterisiert.

Statisches Spannungs-Dehnungsverhalten

Das statische Spannungs-Dehnungsverhalten von Baustahl wird im einaxialen Zugversuch ermittelt. Dabei wird ein genormter Prüfstab unter einer Zugbeanspruchung langsam und stoßfrei bis zum Bruch belastet. Bis zum Erreichen der Elastizitätsgrenze, die näherungsweise der Fließgrenze f_y entspricht, kann der Zusammenhang zwischen Spannung und Dehnung durch das *Hook´sche* Gesetz $\sigma = E\ \varepsilon$ beschrieben werden. Der Elastizitätsmodul des Baustahls beträgt nach *Eurocode 3* [EC306] unabhängig von der Festigkeit $E = 210000\,\mathrm{N/mm^2}$. Auf den elastischen Bereich folgt der Fließbereich, in dem die Verzerrungen nahezu ohne weitere Spannungssteigerung zunehmen. Das Vorhandensein eines solchen Fließplateaus erlaubt es, das statische Spannungs-Dehnungsverhalten in der Regel ideal-elastisch, ideal-plastisch anzunähern. Der Fließbereich endet bei einer Dehnung von etwa $2 - 4\,\%$ und geht in den Verfestigungsbereich über. Die Arbeitslinie steigt bis zum Erreichen der Zugfestigkeit R_m an. Das ist die maximale Spannung, die bezogen auf den Ausgangsquerschnitt vom Prüfstab aufgenommen werden kann. Setzt man den Zugversuch weiter fort, so kommt es zur Einschnürung des Zugstabes, zu einem Abfall der Prüfkraft und schlussendlich zum Bruch. Eine typische Arbeitslinie ist in Abb. 3.14 dargestellt.

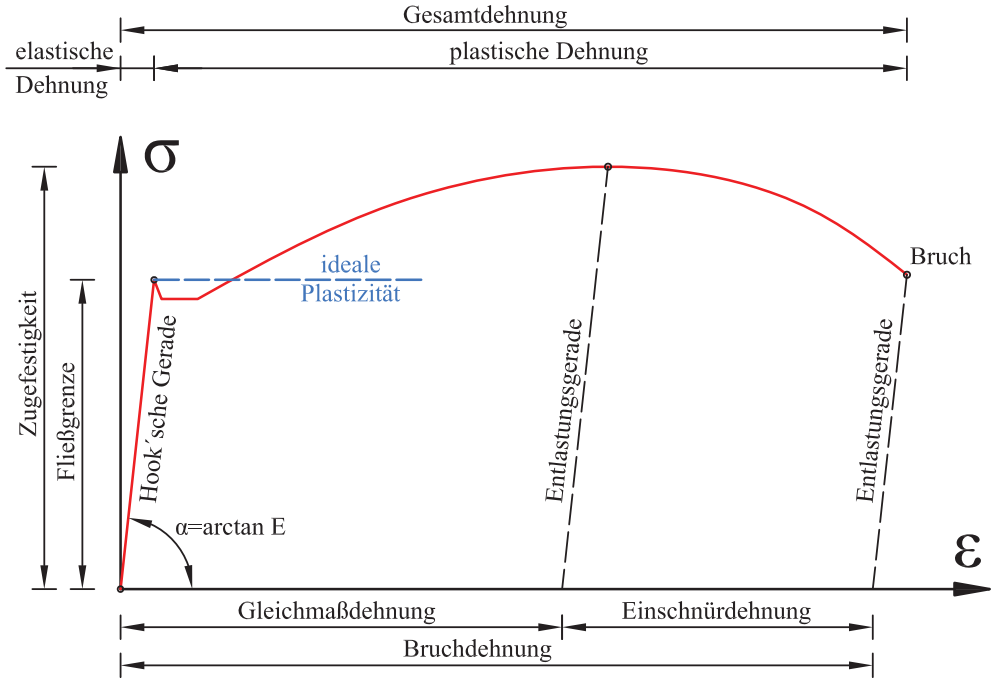


Abbildung 3.14: Statische Arbeitslinie von Baustahl (die Spannung σ wurde auf den Ausgangsquerschnitt des Prüfstabes bezogen)

Zyklisches Spannungs-Dehnungsverhalten[18]

Das zyklische Spannungs-Dehnungsverhalten des Baustahls kann an ungekerbten Proben im Wöhlerversuch unter einachsiger Beanspruchung ermittelt werden. Die Werkstoffprobe wird dabei einer konstanten Beanspruchungsamplitude unterworfen. Trägt man den Verlauf der im Prüfquerschnitt auftretenden Spannungen und Dehnungen in einem Diagramm auf, so ergibt sich eine Hysteresekurve. Diese verändert sich zunächst mit zunehmender Schwingspielzahl, bis sich nach einiger Zeit zyklisch-stabilisierte Hysteresen, wie in Abb. 3.15 dargestellt, einstellen. Die charakteristischen Parameter zur Beschreibung der Hysteresekurven sind in Tab. 3.3 zusammengefasst.

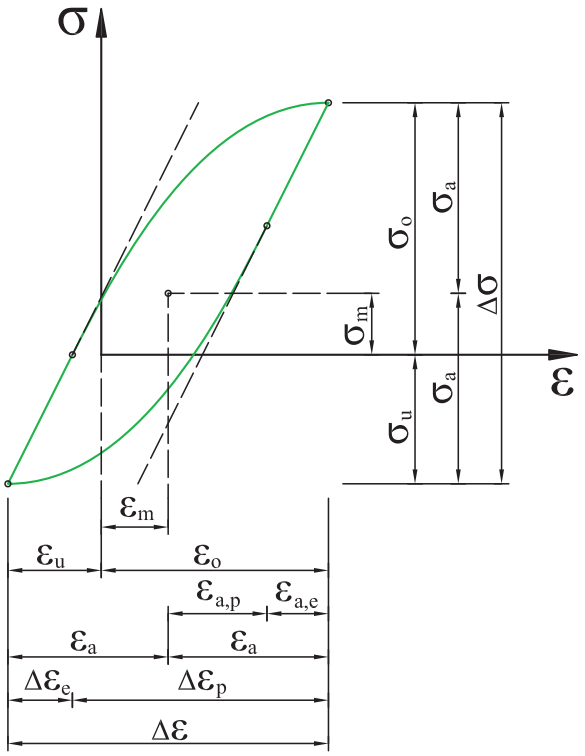


Abbildung 3.15: Spannungs-Dehnungs-Hysterese

Symbol	Beschreibung
σ_o, ε_o	Oberspannung und -dehnung
σ_u, ε_u	Unterspannung und -dehnung
σ_m, ε_m	Mittelspannung und -dehnung
σ_a, ε_a	Spannungs- und Dehnungsamplitude
$\varepsilon_{a,e}$, $\varepsilon_{a,p}$	elastischer und plastischer Anteil der Dehnungsamplitude
$\Delta\sigma$, $\Delta\varepsilon$	Spannungs- und Dehnungsschwingbreite
$\Delta\varepsilon_e$, $\Delta\varepsilon_p$	elastischer und plastischer Anteil der Dehnungsschwingbreite

Tabelle 3.3: Parameter der Hysterese

[18] vgl. [Hai02, Son02]

Die auftretenden Dehnungen setzen sich gemäß Gl. 3.20 jeweils aus einem elastischen und einem plastischen Anteil zusammen.

$$\Delta\varepsilon = \Delta\varepsilon_e + \Delta\varepsilon_p \tag{3.20}$$

Die Abhängigkeiten der Mittelspannungen und -dehnungen σ_m und ε_m, sowie der Spannungs- und Dehnungsamplituden σ_a und ε_a von den Ober- und Unterspannungen σ_o und σ_u, bzw. Ober- und Unterdehnungen ε_o und ε_u werden durch Gl. 3.21 bis Gl. 3.22 beschrieben.

$$\begin{aligned} \sigma_m &= \sigma_o - \sigma_a = \frac{\sigma_o + \sigma_u}{2} \\ \varepsilon_m &= \varepsilon_o - \varepsilon_a = \frac{\varepsilon_o + \varepsilon_u}{2} \end{aligned} \tag{3.21}$$

$$\begin{aligned} \sigma_a &= \frac{\Delta\sigma}{2} = \frac{\sigma_o - \sigma_u}{2} \\ \varepsilon_a &= \frac{\Delta\varepsilon}{2} = \frac{\varepsilon_o - \varepsilon_u}{2} \end{aligned} \tag{3.22}$$

In der Literatur wird häufig das Spannungsverhältnis $R = \sigma_u/\sigma_o$ verwendet, um den Zusammenhang zwischen Spannungsamplitude σ_a und Oberspannung σ_o zu beschreiben. Es gilt Gl. 3.23.

$$\sigma_o = \frac{2\ \sigma_a}{1 - R} \tag{3.23}$$

Ermittelt man nun für einen Werkstoff Hysteresekurven auf unterschiedlichen Beanspruchungsniveaus, so erhält man die zyklische Spannungs-Dehnungskurve durch Verbindung der Spitzen der einzelnen Hystereseschleifen gemäß Abb. 3.16. Diese weicht je nach Werkstoff mehr oder weniger von der zügigen Arbeitslinie ab, die sich im Zugversuch bei monoton gesteigerter Belastung ergibt.

Die zyklische Spannungs-Dehnungskurve von Metallen kann analytisch beschrieben werden. Wie in *Haibach* [Hai02] nachzulesen ist, lassen sich die Linien der elastischen und plastischen Dehnungsamplituden im doppellogarithmischen Maßstab in guter Näherung als Geraden darstellen. Diese Zusammenhänge wurden ursprünglich in richtungsweisenden Arbeiten von *Coffin*, *Manson* und *Morrow* erkannt.

Die mathematische Formulierung des zyklischen Spannungs-Dehnungsverhaltens ist in Gl. 3.24 in Abhängigkeit von den Materialparametern σ'_f, ε'_f, b und c, sowie dem Elastizitätsmodul E angegeben. Die zyklischen Materialparameter können experimentell bestimmt, oder alternativ aus der Literatur entnommen werden. In der vorliegenden Arbeit werden sie, gemäß Tab. 3.4 entsprechend dem *Uniform Material Law* definiert.

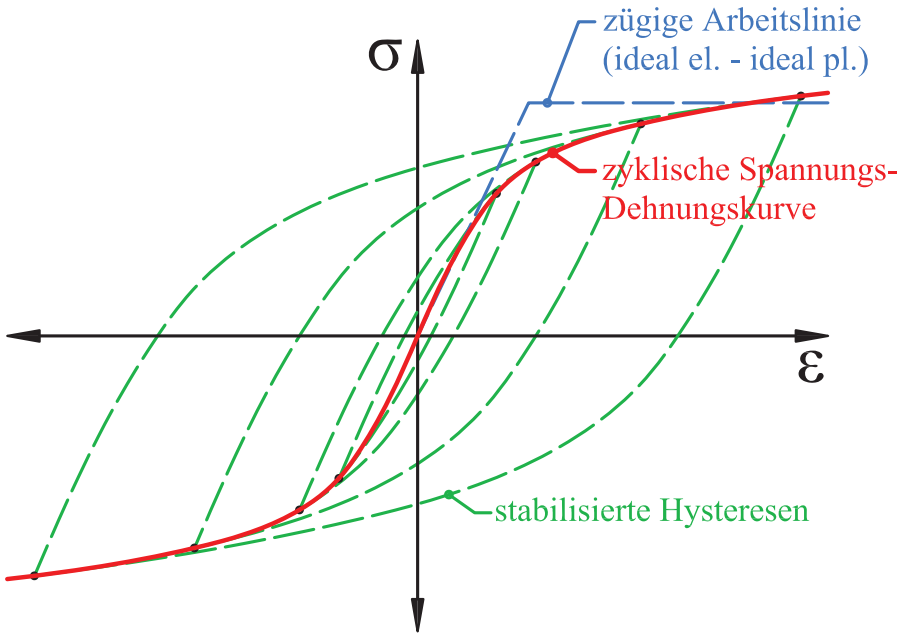


Abbildung 3.16: Ermittlung der zyklischen Spannungs-Dehnungskurve

$$\varepsilon_a = \underbrace{\frac{\sigma_a}{E}}_{\varepsilon_{a,e}} + \underbrace{\left(\frac{\sigma_a}{\sigma'_f}\right)^{\frac{c}{b}} \varepsilon'_f}_{\varepsilon_{a,p}} \tag{3.24}$$

Abb. 3.17 zeigt die zyklischen Arbeitslinie im doppellogarithmischen Maßstab ausgewertet für Baustahl *S355* mit einer Zugfestigkeit[19] von $R_m = 510\,\mathrm{N/mm^2}$. Das dargestellte Diagramm enthält neben der Kurve für die Gesamtdehnung ε_a auch jeweils den linearen Verlauf der elastischen und plastischen Dehnungsanteile $\varepsilon_{a,e}$ und $\varepsilon_{a,p}$.

Unter Verwendung der Zusammenhänge $K' = \sigma'_f\, \varepsilon'^{-n}_f$ und $n' = b/c$ lässt sich die zyklische Arbeitslinie in Form der *Ramberg-Osgood*-Beziehung als Funktion der beiden Materialkennwerte K' und n' gemäß Gl. 3.25 vereinfacht anschreiben. K' ist dabei der zyklische Verfestigungskoeffizient und n' der zyklische Verfestigungsexponent.

$$\varepsilon_a = \underbrace{\frac{\sigma_a}{E}}_{\varepsilon_{a,e}} + \underbrace{\left(\frac{\sigma_a}{K'}\right)^{1/n'}}_{\varepsilon_{a,p}} \tag{3.25}$$

[19] In der aktuellen Fassung des *EC 3-1-1* wurde die Zugfestigkeit von Baustahl *S355* auf $R_m = 490\,\mathrm{N/mm^2}$ reduziert. In der vorliegenden Arbeit wird durchwegs der in der Ausgabe vom Jahr 2006 [EC306] angegebene Wert von $R_m = 510\,\mathrm{N/mm^2}$ verwendet.

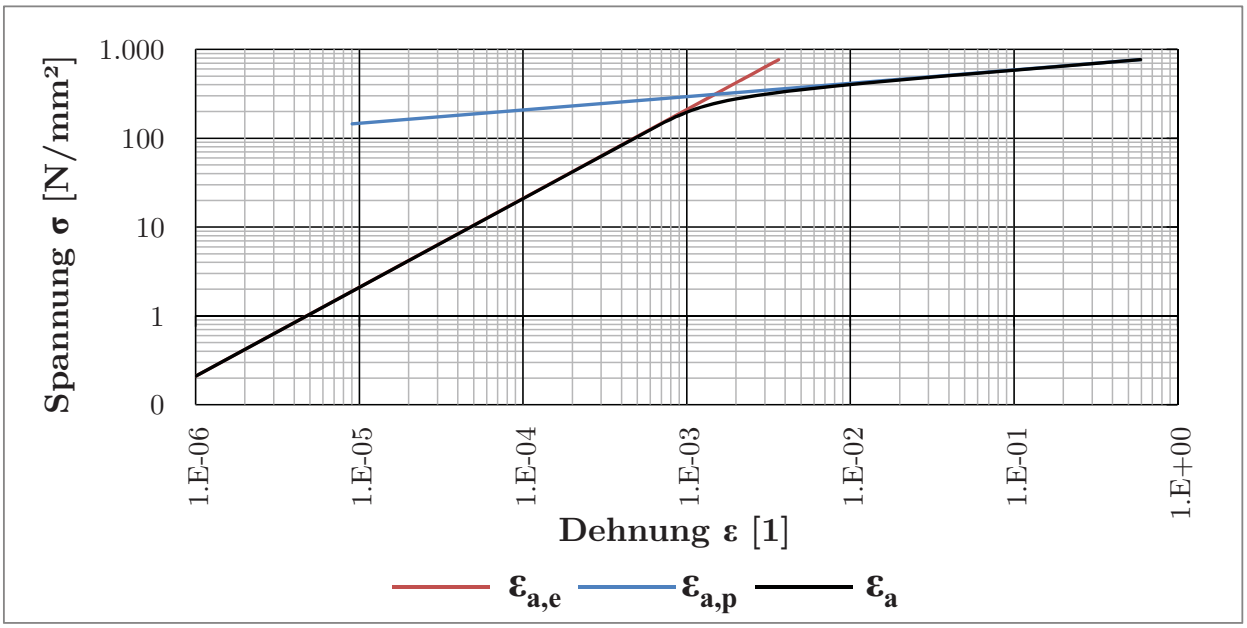


Abbildung 3.17: Zyklische Arbeitslinie von Baustahl *S355*

Zyklische Werkstoffparameter[20]

Im Zuge dieser Arbeit wird das *Uniform Material Law* nach *Bäumel* und *Seeger* zur Bestimmung der zyklischen Werkstoffkennwerte herangezogen. Dieses Werkstoffgesetz basiert auf den Versuchsdaten einer Vielzahl von Wöhlerversuchen und erlaubt die Abschätzung der zyklischen Werkstoffparameter in alleiniger Abhängigkeit vom Elastizitätsmodul E und der Zugfestigkeit R_m. Die empirischen Zusammenhänge sind in Tab. 3.4 zusammengefasst.

Uniform Material Law nach *Bäumel* und *Seeger*	
$K' = \sigma'_f \; \varepsilon'^{-n}_f$	
$n' = b/c$	
$\sigma'_f = 1,50 \; R_m$	
$\epsilon'_f = 0,59 \; \Psi$	
$b = -0,087$	
$c = -0,58$	
$\Psi = 1,0$	für $R_m/E \leq 3 \cdot 10^{-3}$
$\Psi = 1,375 - 125 \; R_m/E$	für $R_m > 3 \cdot 10^{-3}$

Tabelle 3.4: zyklische Werkstoffkennwerte für schwach legierte Stähle (vgl. [Hai02])

[20] vgl. [Hai02]

Dehnungs-Wöhlerlinie[21]

Neben der Information über den Zusammenhang von Spannung und Dehnung ermöglichen die Erkenntnisse von *Coffin*, *Manson* und *Morrow* jedem Punkt der zyklischen Arbeitslinie eine Anrissschwingspielzahl N gemäß Gl. 3.26 zuzuordnen.

$$\varepsilon_a = \underbrace{\frac{\sigma'_f}{E}\,(2N)^b}_{\varepsilon_{a,e}} + \underbrace{\varepsilon'_f\,(2N)^c}_{\varepsilon_{a,p}} \tag{3.26}$$

Der Zusammenhang zwischen der Dehnungsamplitude ε_a und der zugehörigen Anrissschwingspielzahl N kann grafisch dargestellt werden und ergibt die sogenannte *Dehnungs-Wöhlerlinie*. Abb. 3.18 zeigt die Dehnungs-Wöhlerlinie im doppellogarithmischen Maßstab ausgewertet für Baustahl *S355* mit einer Zugfestigkeit[22] von $R_m = 510\,\mathrm{N/mm^2}$. Das dargestellte Diagramm enthält neben der Kurve für die Gesamtdehnung ε_a auch den jeweils linearen Verlauf der elastischen und plastischen Dehnungsanteile $\varepsilon_{a,e}$ und $\varepsilon_{a,p}$.

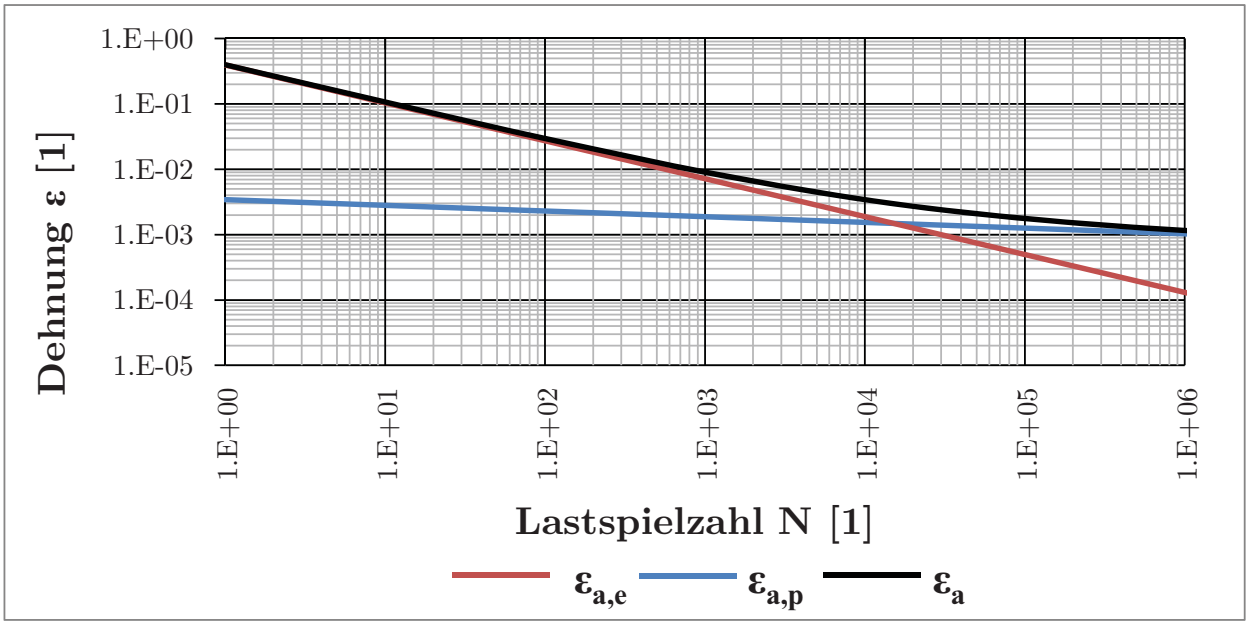


Abbildung 3.18: Dehnungswöhlerlinie von Baustahl *S355*

[21] vgl. [Hai02]

[22] In der aktuellen Fassung des *EC 3-1-1* wurde die Zugfestigkeit von Baustahl *S355* auf $R_m = 490\,\mathrm{N/mm^2}$ reduziert. In der vorliegenden Arbeit wird durchwegs der in der Ausgabe vom Jahr 2006 [EC306] angegebene Wert von $R_m = 510\,\mathrm{N/mm^2}$ verwendet.

Zyklische Werkstoffgesetze[23]
Um den Spannungs-Dehnungspfad eines Werkstoffelementes unter Wechselbeanspruchung ermitteln zu können, reicht die alleinige Kenntnis der zyklischen Arbeitslinie nicht aus. Es sind zusätzliche Gesetzmäßigkeiten zur Beschreibung des Werkstoffverhaltens vonnöten.

Diese sind:

- **Das *Masing*-Verhalten (vgl. [Mas26])**
  ... zur Beschreibung der Form der Hysteresekurve.
- **Das *Memory*-Verhalten (vgl. [CS86])**
  ... zur Berücksichtigung der Gesetze des Werkstoffgedächtnisses.

Der Spannungs-Dehnungsverlauf bei Belastungsumkehr und erneuter Wiederbelastung kann mit Hilfe der *Masing*-Hypothese beschrieben werden. Diese besagt, dass die Form eines Hystereseastes der in Spannungen und Dehnungen verdoppelten zyklischen Spannungs-Dehnungskurve entspricht. Die mathematische Problemstellung der Skalierung einer Funktion $y = f(x)$ mit dem Faktor 2, führt auf den Ausdruck $\overline{y} = 2\ f(\frac{x}{2})$. Wendet man dies auf die *Ramberg-Osgood*-Beziehung nach Gl. 3.25 an, so erhält man die analytische Formulierung der *Masing*-Hypothese gemäß Gl. 3.27. Zur Ermittlung von Hysteresekurven muss in jeden Umkehrpunkt i des Spannungs-Dehnungspfades ein neues $\Delta\sigma_i$-$\Delta\varepsilon_i$-Koordinatensystem gelegt werden.

$$\Delta\varepsilon_i = \frac{\Delta\sigma_i}{E} + 2\ \left(\frac{\Delta\sigma_i}{2K'}\right)^{1/n'} \tag{3.27}$$

Abb. 3.19 veranschaulicht die Anwendung der *Masing*-Hypothese durch die Darstellung der Hysteresekurve für den Verlauf eines Schwingspieles. Dabei wird zunächst entlang der rot dargestellten Erstbelastungskurve bis zur Oberspannung σ_o belastet. An die Stelle der Belastungsumkehr wird der Ursprung des neuen $\Delta\sigma_1$-$\Delta\varepsilon_1$-Koordinatensystem gelegt. Mit Hilfe von Gl. 3.27 ergibt sich der erste, blau gefärbte Hystereseast. Dieser endet bei Erreichen der Unterspannung σ_u. Die Bestimmung des grün dargestellten Hystereseastes der Wiederbelastung erfolgt nach demselben Prinzip, ausgehend vom $\Delta\sigma_2$-$\Delta\varepsilon_2$-Koordinatensystem.

[23] vgl. [Hai02, Son02]

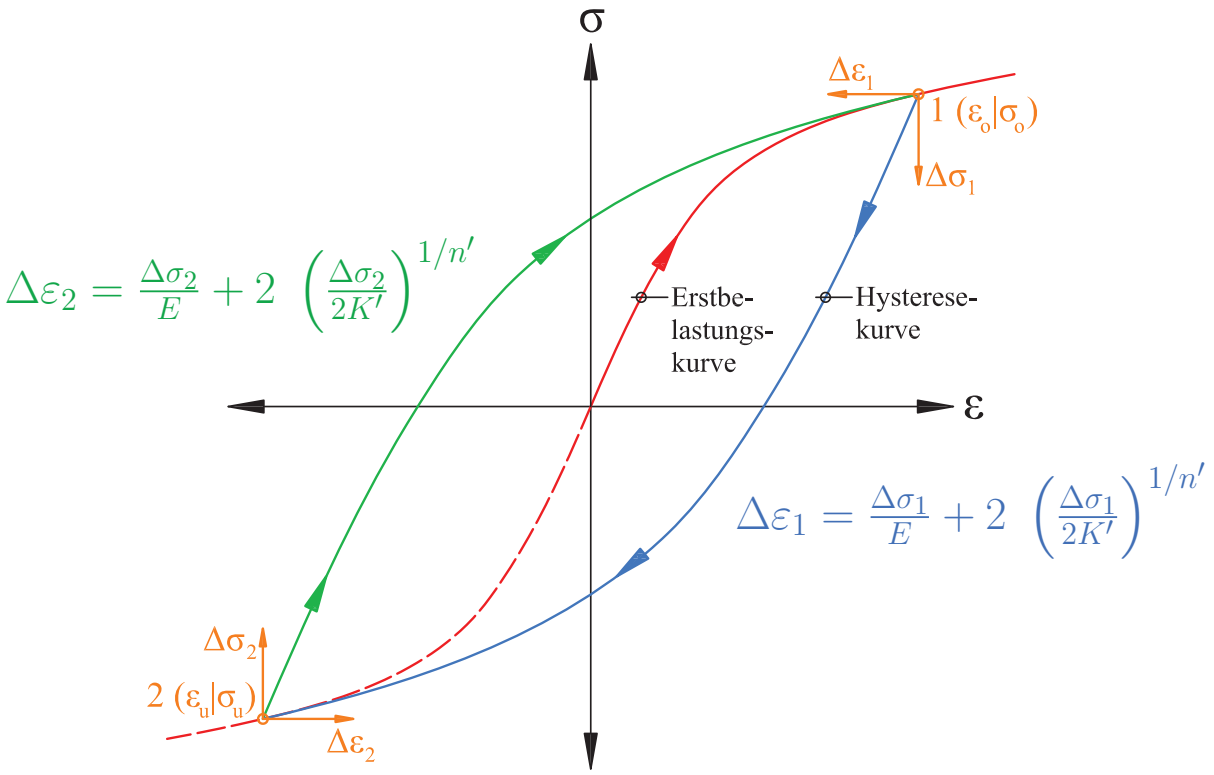


Abbildung 3.19: Hysteresekurve infolge der *Masing*-Hypothese

Zur Bestimmung des Spannungs-Dehnungspfades bei veränderlichen Amplituden sind zusätzlich Gesetze des Werkstoffgedächtnisses nötig. Diese werden, wie eingangs erwähnt, unter dem sogenannten *Memory*-Verhalten des Werkstoffes zusammengefasst. Die Anwendung der einzelnen Grundsätze ist in Abb. 3.20 beispielhaft demonstriert.

Die wesentlichen Gesetzmäßigkeiten sind (gemäß [CS86]):

1. Die Erstbelastungskurve entspricht der zyklischen Arbeitslinie.
2. Am Ende einer vollständigen Hystereseschleife, die auf der Erstbelastungskurve begonnen hat, verläuft der Spannungs-Dehnungspfad weiter auf der Erstbelastungskurve.
3. Nach dem Schließen einer Hystereseschleife, die auf einem Hystereseast begonnen hat, folgt der Spannungs-Dehnungspfad wieder der ursprünglichen Hysteresekurve.
4. Ein auf der Erstbelastungskurve begonnener Hystereseast endet, sobald er die zyklische Arbeitslinie im gegenüberliegenden Quadranten schneidet. Der Spannungs-Dehnungspfad folgt anschließend wieder der zyklischen Arbeitslinie.

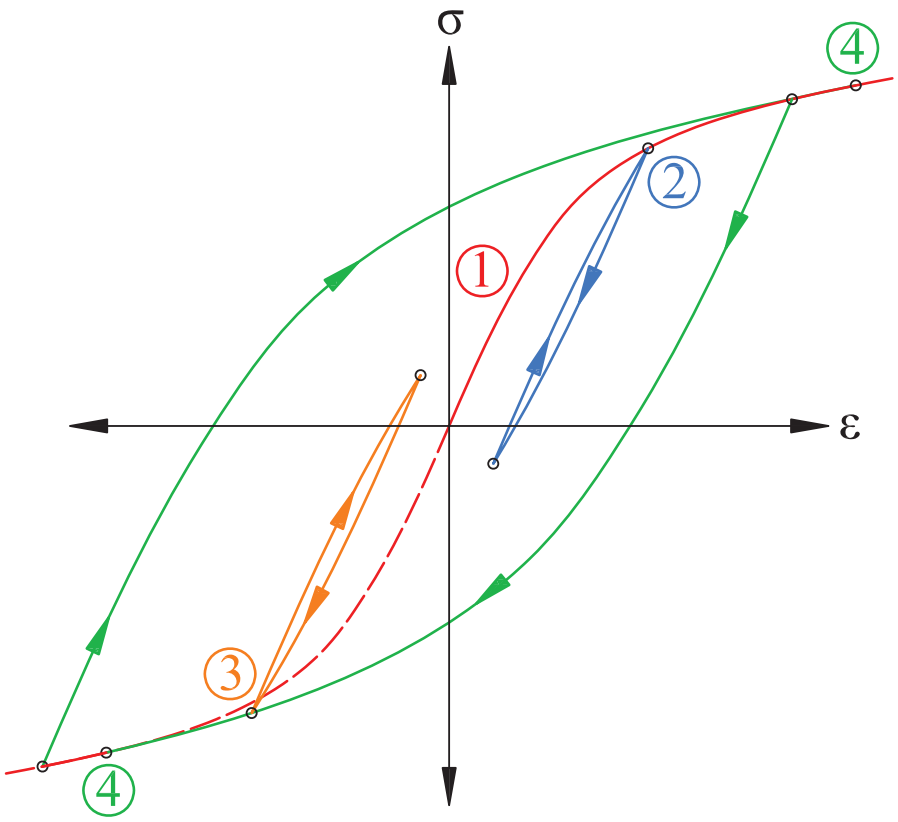


Abbildung 3.20: Grundsätze der *Memory*-Hypothese

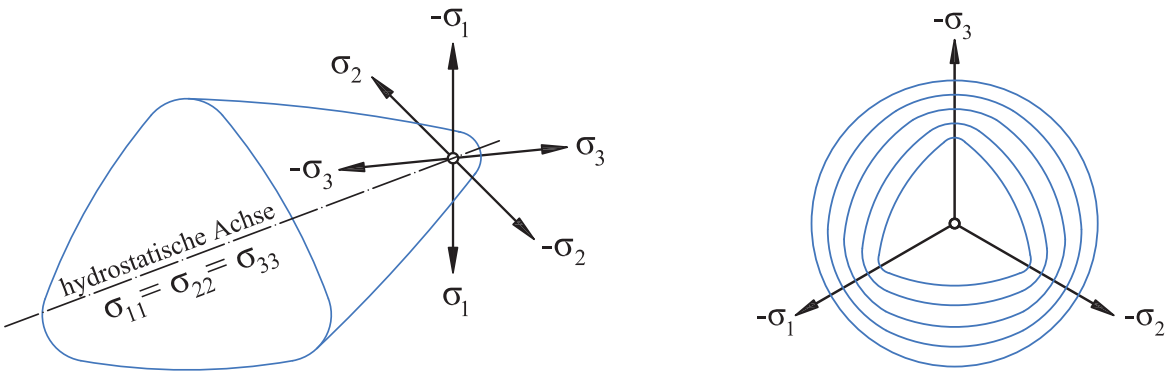
3.6.2.2 Materialverhalten des Betons[24]

Beton ist ein näherungsweise homogener und isotroper Werkstoff mit hoher Druck- und vergleichsweise geringer Zugfestigkeit. Bei Druckspannungen unterhalb von etwa 40% der Druckfestigkeit verhält sich Beton annähernd linear-elastisch. Höhere Beanspruchungen, sind mit zunehmenden Nichtlinearitäten verbunden. Das elastische Werkstoffverhalten kann mit Hilfe von Elastizitätsmodul E_{cm} und Querdehnzahl ν_c beschrieben werden. Der Elastizitätsmodul hängt von der Betongüte ab. Die Querdehnzahl liegt bei Wirkung von Gebrauchsspannungen im Bereich von $\nu_c = 0.15$ bis $\nu_c = 0.25$. Bei Spannungen oberhalb der halben Druckfestigkeit steigt die Querdehnzahl überproportional an und strebt bei Maximallast dem Wert $\nu_c = 0.5$ entgegen [Rei05].

Innerhalb des betrachteten Verbundbauteils treten aufgrund der konzentrierten Lasteinleitung in die Stahlkrone schon lange vor dem Erreichen der Dübeltragfähigkeit hohe Betondruckspannungen auf. Infolge des Abstützens von Betondruckstreben kommt es zur Ausbildung räumlicher Druck-Knoten. Wird der Beton einem räumlichen Druckspannungszustand unterworfen, so steigert sich der Werkstoffwiderstand gegenüber der einaxialen Festigkeit, da das seitliche Ausweichen erschwert wird. Den günstigsten Fall stellt der hydrostatische Druckspannungszustand dar. Dabei wirken in allen drei Raumrichtungen gleiche Druckspannungen. Abb. 3.21(a) zeigt die Versagensfläche von Beton im dreidimensionalen Spannungsraum. Entlang der hydrostatischen Achse ist die Druckfestigkeit theoretisch unbeschränkt. Die

[24] vgl. [Aba10c, MH04, Son02]

deviatorischen Querschnitte der Versagensfläche normal zur hydrostatischen Achse verändern sich mit zunehmender Spannung von einer dreiecksähnlichen zu einer kreisähnlichen Form (siehe Abb. 3.21(b)).



(a) Versagensfläche von Beton im Spannungsraum

(b) Deviatorische Querschnitte der Versagensfläche

Abbildung 3.21: Mehraxiales Betonverhalten [Son02]

Das zyklische Verhalten von Beton wurde bisher vorwiegend unter einaxialer Druckschwellbeanspruchung untersucht. Es zeigt sich eine Steifigkeitsabnahme mit zunehmender Lastspielzahl. Die von einer Hysteresekurve umschlossene Fläche entspricht im Allgemeinen der Energiedissipation eines Schwingspiels. Sie wird mit abnehmender Steifigkeit tendenziell kleiner. Eine schematische Darstellung des zyklischen Betonverhaltens unter einaxialer Beanspruchung zeigt Abb. 3.22.

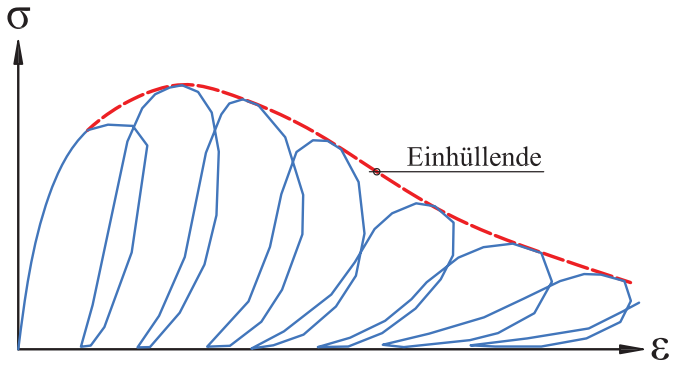


Abbildung 3.22: zyklisches Verhalten von Beton unter einaxialer Druckschwellbeanspruchung [MKC76]

Die angestrebte realitätsnahe Simulation der konzentrierten Schubkrafteinleitung in den Kronendübel erfordert eine möglichst genaue Erfassung des Betonverhaltens. Bei der numerischen Modellierung mittels *ABAQUS* wird das in der Materialbibliothek zur Verfügung stehende Materialmodell *Concrete Damaged Plasticity* verwendet. Dieses Materialmodell zeichnet sich durch isotropes, nichtlineares Verhalten aus.

Zu den erforderlichen Eingabewerten zählen der Elastizitätsmodul E_{cm}, die Querdehnzahl ν_c, sowie das einaxiale Spannungs-Dehnungsverhalten, das in Abb. 3.23 qualitativ dargestellt wird. Die Kurvenverläufe werden im *FE*-Programm durch die Eingabe diskreter Wertepaare definiert. Analytische Zusammenhänge müssen daher polygonzugartig angenähert werden. Wesentliche Kennwerte der Arbeitslinie sind die mittlere Zylinderdruckfestigkeit f_{cm} und die Zugfestigkeit f_{ctm}. Die Arbeitslinie im Druckbereich wird entsprechend den Vorgaben im *EC 2* [EC204] festgelegt. Die dort enthaltenen analytischen Zusammenhänge sind in Gl. 3.28 zusammengefasst. Zur Auswertung sind neben dem Elastizitätsmodul, die Stauchung ε_{c1}, die sich bei Erreichen der mittleren Zylinderdruckfestigkeit einstellt und die Bruchdehnung ε_{cu1} erforderlich. Alle drei Größen können in Abhängigkeit von der mittleren Zylinderdruckfestigkeit mit Hilfe von Gl. 3.29 ermittelt werden.

Das Verhalten von Beton unter einaxialer Zugbeanspruchung kann bis zum Erreichen der Zugfestigkeit linear-elastisch angenähert werden. Im Nachbruchbereich wird die aufnehmbare Zugspannung σ_t als Funktion der Rissöffnung δ_{ck} beschrieben. Dies entspricht der Vorgangsweise eines im *ABAQUS*-Benutzerhandbuch [Aba10a] angegebenen Berechnungsbeispiels. Die Zugfestigkeit f_{ctm} wird in *EC 2* als Funktion der charakteristischen Zylinderdruckfestigkeit f_{ck} angegeben. Die Bestimmungsgleichungen beider Festigkeitswerte sind in Gl. 3.30 festgelegt. Alle Angaben in Gl. 3.28 bis. Gl. 3.30 beziehen sich auf die Einheit [N/mm^2].

$$\begin{aligned} \frac{\sigma_c}{f_{cm}} &= \frac{k\ \eta - \eta^2}{1 + (k-2)\ \eta} \\ \eta &= \frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{c1}} \\ k &= \frac{1.1\ E_{cm}\ |\varepsilon_{c1}|}{f_{cm}} \end{aligned} \tag{3.28}$$

$$\begin{aligned} E_{cm}\left[\mathrm{N/mm^2}\right] &= 22000\ \left(\frac{f_{cm}}{10}\right)^{0.3} \\ \varepsilon_{c1}\left[‰\right] &= 0.7\ {f_{cm}}^{0.31} \leq 2.8 \\ \varepsilon_{cu1}\left[‰\right] &= 2.8 + 27\ \frac{98 - {f_{cm}}^4}{100} \end{aligned} \tag{3.29}$$

$$\begin{aligned} f_{ctm} &= 0.30\ f_{ck}^{2/3} \\ f_{ck} &= f_{cm} + 8 \end{aligned} \tag{3.30}$$

Die Berücksichtigung des mehraxialen Betonverhaltens erfolgt durch Adaptierung der Versagenshypothese nach *Drucker-Prager*, der die in Abb. 3.25(a) grün dargestellte kegelförmige Versagensfläche im Spannungsraum zuzuordnen ist. Bedingt durch die Kegelform können in Übereinstimmung mit den realen Gegebenheiten mit zunehmender hydrostatischer Druckbeanspruchung auch höhere deviatorische Spannungsanteile aufgenommen werden.

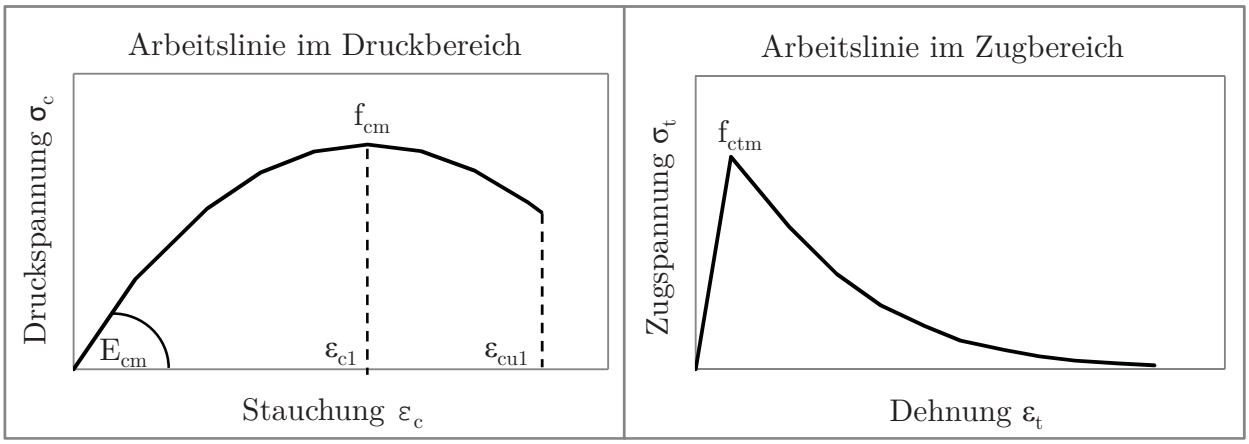


Abbildung 3.23: Spannungs-Dehnungsverhalten des Betons

Das Materialmodell *Concrete Damaged Plasticity* basiert auf einer hyperbolischen Versagensfläche, die sich mit zunehmenden Druckspannungen asymptotisch der Versagensfläche nach *Drucker-Prager* annähert. Die Modifikation zielt in erster Linie auf eine genauere Erfassung des Verhaltens im Zugbereich, bzw. unter der Wirkung geringer Druckbeanspruchungen ab. Die Versagensfläche lässt sich durch das Fließpotential G nach Gl. 3.31 beschreiben. Sie hängt vom hydrostatischen Spannungsanteil $p = -I_1^\sigma/3$ und vom deviatorischen Spannungsanteil $s = \sqrt{3\ I_2^\sigma}$, von der einaxialen Zugfestigkeit σ_{t0}, sowie von vier weiteren Eingabeparametern, die nachfolgend beschrieben werden, ab. Die Invarianten des Spannungstensors I_1^σ und I_2^σ wurden in Kap. 3.4.2 definiert.

$$G = \sqrt{(\epsilon\ \sigma_{t0}\ \tan\psi)^2 + q^2} - p\ \tan\psi \tag{3.31}$$

Einflussparameter der Versagensfläche [Fra12, KM11]:

- **Dilatationswinkel** ψ_c
  Der Dilatationswinkel beschreibt den Zunahme des aufnehmbaren deviatorischen Spannungsanteils in Abhängigkeit von der hydrostatischen Beanspruchung.

- **Exzentrizität** ϵ
  Die Exzentrizität beeinflusst die Rate mit der sich die hyperbolische Versagensfläche der Versagenshypothese nach *Drucker-Prager* annähert. Eine Exzentrizität von $\epsilon = 0$ führt in Analogie zur *Drucker-Prager*-Hypothese zur Linearität der Erzeugenden der Fließfläche.

- **Spannungsverhältnis** f_{b0}/f_{c0}
  Diese Relation drückt das Verhältnis der zweiaxialen zur einaxialen Druckfestigkeit des Betons aus.

- **Konstante K_c**
  Die Form der deviatorischen Querschnitte der Versagensfläche normal zur hydrostatischen Achse, kann mit Hilfe der Konstanten K_c gesteuert werden. Die reale Versagensfläche von Beton ist dadurch gekennzeichnet, dass sich die deviatorischen Querschnitte, ausgehend von einer dreiecksähnlichen Form im Zugbereich, bei hoher hydrostatischer Druckbeanspruchung an die Kreisform annähern. Dieses Verhalten lässt sich gut durch einen Wert von $K_c = 2/3$ beschreiben. Abb. 3.24 zeigt die Auswirkung einer Veränderung der Konstanten K_c in der deviatorischen Ebene. Ein Wert von $K_c = 2/3$ führt in Analogie zur *Drucker-Prager*-Hypothese zu kreisförmigen Querschnitten.

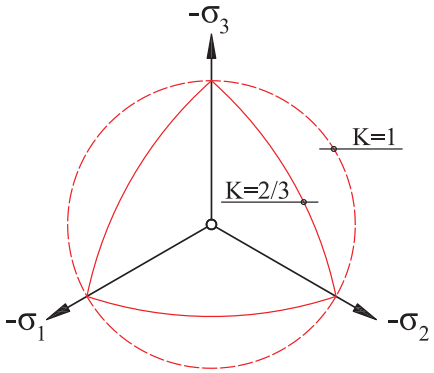
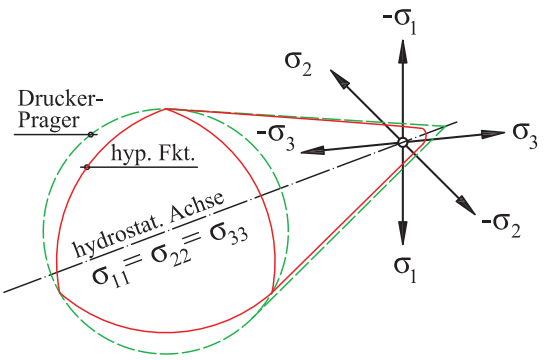
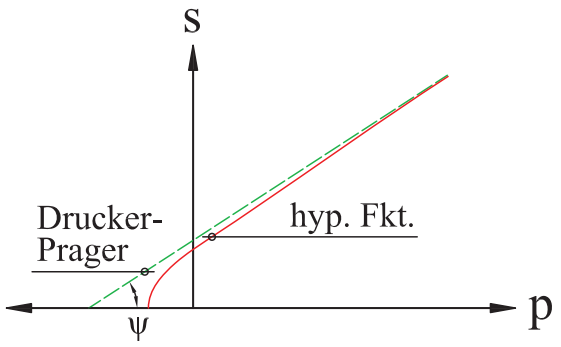


Abbildung 3.24: Deviatorischer Querschnitt zur Veranschaulichung des Einflusses der Konstanten K_c

Schneidet man die vorgestellten Versagensflächen parallel zur hydrostatischen Achse, so erhält man Abb. 3.25(b). Auf der Abszisse ist dabei der hydrostatische Spannungsanteil und auf der Ordinate der deviatorische Spannungsanteil aufgetragen. Man erkennt die asymptotische Annäherung der hyperbolischen Funktion an die Versagenshypothese nach *Drucker-Prager*.



(a) Versagensflächen im Spannungsraum



(b) Querschnitt der Versagensflächen in der Meridionalebene

Abbildung 3.25: Gegenüberstellung der Versagenshypothese nach *Drucker-Prager* und der verwendeten hyperbolischen Funktion [MH04, Aba10c]

Neben den bisher beschriebenen Eigenschaften des Materialmodells wird nach Erreichen der Maximalbeanspruchung eine verformungsabhängige Steifigkeitsabminderung berücksichtigt. Zu diesem Zweck müssen gemäß Abb. 3.26 Schädigungsfaktoren d_c bzw. d_t für die Steifigkeitsabminderung im Druck- und im Zugbereich angegeben werden, die jeweils Werte zwischen 0 und 1 annehmen können. Bei einer Entlastung im Nachbruchbereich wird der Elastizitätsmodul mit dem Faktor $(1 - d_c)$ bzw. $(1 - d_t)$ abgemindert. Ein Schädigungsfaktor von 1 bewirkt daher den totalen Steifigkeitsverlust, während ein Wert von 0 zu einer Vernachlässigung der Steifigkeitsreduktion führt. Die Schädigungsfaktoren im Druckbereich werden als Funktion der plastischen Dehnung $\varepsilon_{c,p}$ definiert, während jene im Zugbereich als Funktion der Rissöffnung δ_{ck} angegeben werden.

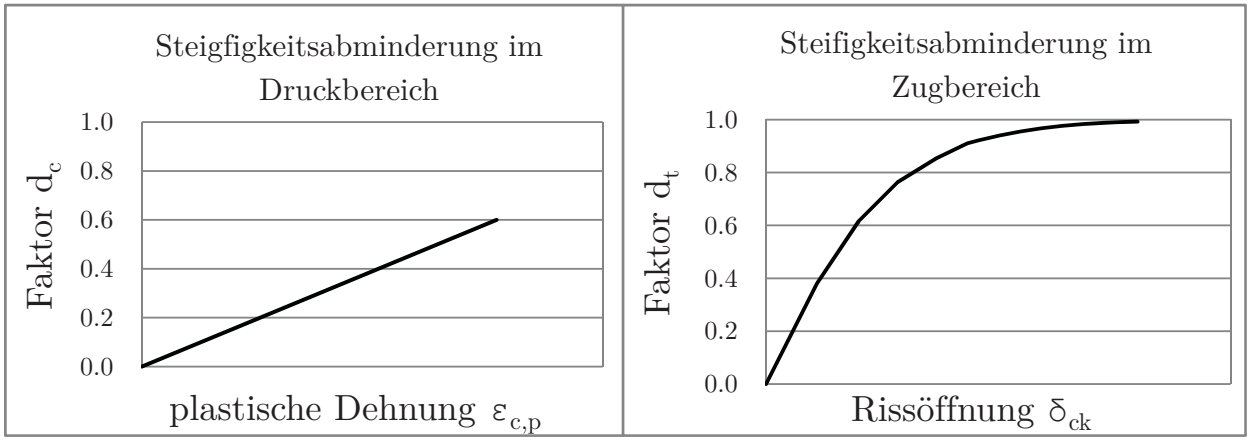


Abbildung 3.26: Schädigungsfaktoren zur Steifigkeitsabminderung

Als Eingangsparameter für das Betonmodell werden im Wesentlichen der Elastizitätsmodul E_{cm}, die mittlere Zylinderdruckfestigkeit f_{cm} und die Zugfestigkeit f_{ctm} benötigt. Diese Werte können dem *EC 2* [EC204] entnommen, oder bei der Nachrechnung von Laborversuchen den Zeugnissen der Materialprüfung angepasst werden. Alle weiteren erforderlichen Eingaben, werden entsprechend den Vorgaben in *EC 2* [EC204], dem *ABAQUS*-Benutzerhandbuch [Aba10a], oder auf Basis von Erfahrungswerten, die aus den durchgeführten numerischen Untersuchungen zur statischen Tragfähigkeit der Kronendübelleiste resultieren, angesetzt. Zu nennen sind in diesem Zusammenhang die Diplomarbeiten von *Antesberger* [Ant07] und *Iwancsics* [Iwa07], die umfangreiche Parameterstudien zur numerischen Simulation des Schubverbinders beinhalten.

3.6.2.3 Materialverhalten des Betonstahls

Der Betonstahl wird, wie auch der Beton bei der räumlichen Berechnung mittels *ABAQUS* berücksichtigt. Bedingt durch den Abstand zur höchstbeanspruchten Stelle des Bauteils hat das Materialmodell des Betonstahls einen relativ geringen Einflusses auf die maßgebenden Spannungen innerhalb des Stahldübels. Aus diesem Grund erscheint die Annahme eines ideal-elastischen, ideal-plastischen Materialverhaltens unter Verwendung der Fließgrenze des Bewehrungsstahls f_{sk} gemäß Abb. 3.27 als ausreichend.

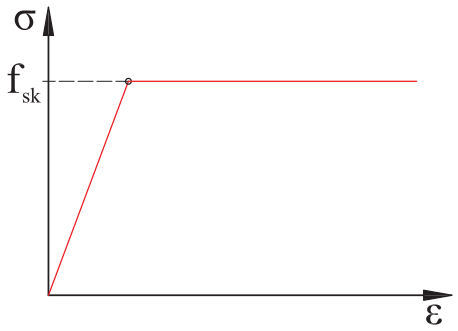


Abbildung 3.27: Materialverhalten des Betonstahls

3.6.3 Bauteilfließkurven[25]

Bauteilfließkurven stellen den Zusammenhang zwischen der äußerlich aufgebrachten Last und der maßgebenden, elastisch-plastischen Kerbdehnung her. Sie können rechnerisch, mit Hilfe von numerischen Verfahren bzw. analytischen Lösungsansätzen, oder direkt durch Dehnungsmessung am Bauteil ermittelt werden. Infolge der zunehmend verfügbaren Rechnerleistungen kommen heutzutage vor allem numerische Verfahren zum Einsatz. Dabei sind die Finite-Elemente-Methode und die Randelementmethode zu nennen. In der vorliegenden Arbeit erfolgt die Bestimmung der Bauteilfließkurven durch die in in Kap. 4 dokumentierten *FE*-Berechnungen.

Die *FE*-Berechnung liefert Spannungen σ_{ij} und Dehnungen ε_{ij} jedes Knotens einer Struktur in Abhängigkeit von der äußeren Last P. Die Bauteilfließkurven liegen somit unmittelbar als Ergebnis vor. Die Aufgabe besteht darin, die maßgebende Stelle der Konstruktion zu identifizieren und die benötigten Daten aus der vorliegenden Flut an Ergebnissen herauszufiltern. Die höchstbeanspruchte Stelle liegt beim Kronendübel innerhalb der Ausrundungen des Stahlzahnes.

3.6.4 Örtlicher Spannungs-Dehnungspfad

Ausgehend von den Bauteilfließkurven kann der örtliche Spannungs-Dehnungspfad, der sich in der maßgebenden Kerbe im Verlauf eines Schwingspiels einstellt, bestimmt werden. Bedingt durch die räumliche Tragwirkung des Kronendübels kommt es im Kerbgrund zu dreiaxialen Beanspruchungszuständen. Die Entstehung eines Ermüdungsrisses ist von der Gesamtheit der einwirkenden Spannungen und Verzerrungen abhängig. Es stellt sich daher die Frage, welche Spannungs- und Dehnungskomponenten bei der Ermittlung des örtlichen Spannungs-Dehnungspfades betrachtet werden sollen.

In der Literatur werden mehrere Vorschläge für die Ermittlung von Beanspruchungs- bzw. Vergleichsgrößen zur Erfassung von Mehrachsigkeitseinflüssen angegeben. Gemäß Kap. 3.5.3.4 erfolgt die Schädigungsbewertung in der vorliegenden Arbeit mit Hilfe von Vergleichsgrößen auf Basis der Gestaltänderungsenergiehypothese nach *Mises* und der Normalspannungshypothese nach *Rankine*. Bei Anwendung der Hypothese nach *Mises* wird die Entwicklung der Vergleichsspannungen σ_V und Vergleichsdehnungen ε_V im Verlauf des Schwingspiels benötigt,

[25] [Son02]

während nach *Rankine* die Hysterese der Hauptzugspannungen σ_1 und Hauptzugdehnungen ε_1 bestimmt werden muss. Die mechanischen Grundlagen zur Definition der Vergleichsgrößen nach *Mises* können in Kap. 3.4.3 nachgelesen werden.

Im Folgenden soll die Vorgangsweise zur Ermittlung der örtlichen Spannungs-Dehnungspfade beschrieben werden. Dabei werden die zyklischen Werkstoffgesetze gemäß Kap. 3.6.2.1 angewendet. Die grafische Darstellung in Abb. 3.28 dient zur Verdeutlichung der einzelnen Arbeitsschritte.

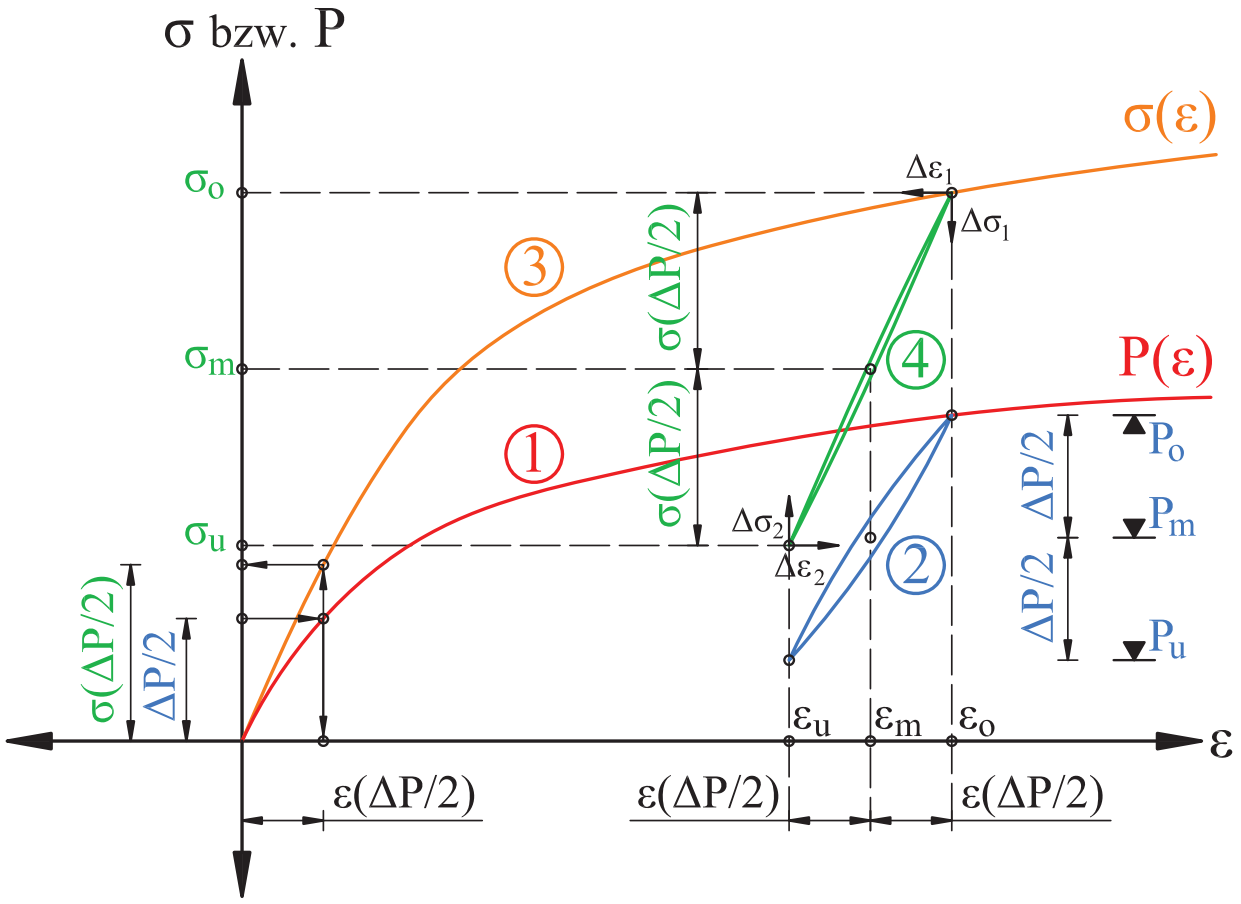


Abbildung 3.28: Ermittlung des örtlichen Spannungs-Dehnungspfades

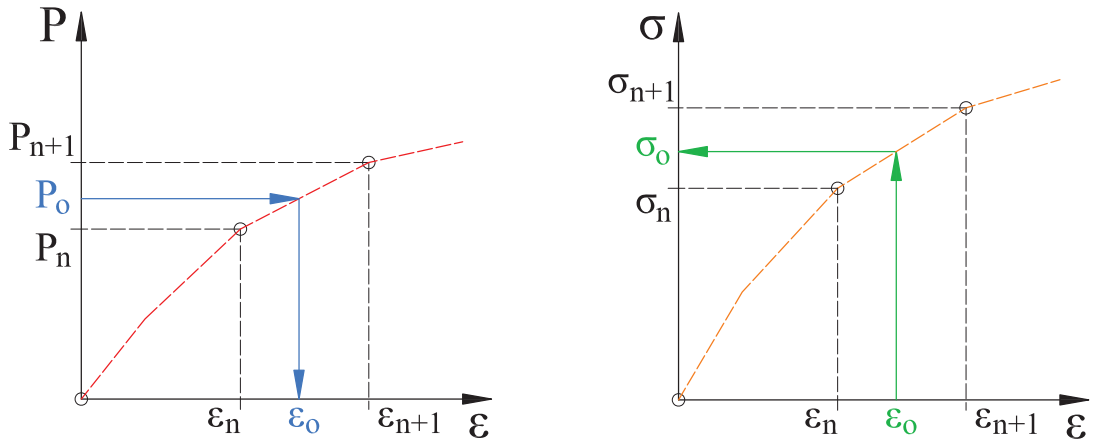
Bestimmung des örtlichen Spannungs-Dehnungspfades:

1. **Kenntnis der Bauteilfließkurve (P-ε-Pfad)**

   Die Last-Kerbdehnungsbeziehung wird den Ergebnissen der *FE*-Berechnung nach Kap. 4 entnommen. Die Kurve liegt nicht analytisch vor, sondern ergibt sich aus diskreten Wertepaaren. Entsprechend den obigen Überlegungen, werden für die Schädigungsbewertung die Beziehungen zwischen der äußeren Last und der Vergleichsdehnung ε_V bzw. der Hauptzugdehnung ε_1 benötigt.

2. Bestimmung der Last-Kerbdehnungshysterese (P-ε-Hysterese)

Zunächst muss das zu untersuchende Schwingspiel definiert werden. Dies geschieht durch Angabe der Oberlast P_o und Unterlast P_u, oder der Mittellast P_m und der Lastdifferenz ΔP bzw. der Lastamplitude $P_a = \Delta P/2$. Mit Hilfe der Bauteilfließkurve kann die Dehnung ε_o bestimmt werden, die der Oberlast zuzuordnen ist. Da die Bauteilfließkurve nicht analytisch vorliegt, erfordert dies die lineare Interpolation zwischen benachbarten Ergebniswerten $(\varepsilon_n|P_n)$, $(\varepsilon_{n+1}|P_{n+1})$ nach Gl. 3.32a bzw. Abb. 3.29(a). Die Durchführung dieser Teilaufgabe liefert den Ausgangspunkt $(\varepsilon_o|P_o)$ der Last-Kerbdehnungshysterese.



(a) Bestimmung von ε_o (b) Bestimmung von σ_o

Abbildung 3.29: Lineare Interpolation

$$\varepsilon_o = \varepsilon_n + \frac{\varepsilon_{n+1} - \varepsilon_n}{P_{n+1} - P_n} \; (P_o - P_n) \tag{3.32a}$$

$$\sigma_o = \sigma_n + \frac{\sigma_{n+1} - \sigma_n}{\varepsilon_{n+1} - \varepsilon_n} \; (\varepsilon_o - \varepsilon_n) \tag{3.32b}$$

Aufgrund des *Masing*-Verhaltens des Werkstoffes folgt die Hysteresekurve der zweifach vergrößerten Erstbelastungskurve. Die Skalierung führt auf den in Gl. 3.33 rechts angeführten Ausdruck. Während eines Schwingspiels mit der Kraftdifferenz ΔP stellt sich eine Verzerrung von $\Delta\varepsilon = 2\ \varepsilon(\Delta P/2)$ ein. Es wird somit jene Dehnung benötigt, die der Kraftamplitude $P_a = \Delta P/2$ zuzuordnen ist. Diese Dehnung, entspricht der Dehnungsamplitude ε_a und resultiert aus den *FE*-Ergebnissen der Bauteilfließkurve. Um die Dehnungsamplitude ε_a zu ermitteln, muss, wie schon bei der Bestimmung der zur Oberlast gehörenden Dehnung ε_o, linear interpoliert werden. Gl. 3.32a und Abb. 3.29(a) sind dabei sinngemäß anzuwenden. Durch die Kenntnis der auftretenden Kraft- und Dehnungsamplituden ist die Last-Kerbdehnungshysterese festgelegt.

$$\varepsilon = f(P) \xrightarrow[\text{Faktor } 2]{\text{Skalierung}} \Delta\varepsilon = 2\ f(\Delta P/2) \tag{3.33}$$

3. Bestimmung des örtlichen Spannungs-Dehnungspfades (σ-ε-Pfad)

Grundsätzlich bestehen zwei Möglichkeiten:

- **Analytische Auswertung**
  Diese Methode basiert auf der analytischen Formulierung der zyklischen Arbeitslinie des Baustahls nach Gl. 3.25, die auch der numerischen Modellierung der Dübelleiste zugrunde liegt. Der Verlauf der zyklischen Spannungs-Dehnungskurve entspricht dem Vergleichsspannungs-Vergleichsdehnungspfad (σ_V-ε_V-Pfad), der sich während der Erstbelastung im maßgebenden Kerbelement einstellt und ist somit bereits im Vorfeld bekannt. Die Ursache für diese Gegebenheit liegt in der Funktionsweise bzw. in der Formulierung räumlicher, elastisch-plastischer Materialmodelle und soll im Folgenden beleuchtet werden.

  Die zyklische Arbeitslinie bildet das Materialverhalten unter der Wirkung einachsiger Spannungen und Dehnungen ab. Für die Beschreibung räumlicher Beanspruchungszustände wird das einaxiale Spannungs-Dehnungsverhalten $\sigma_1 = f(\varepsilon_1)$ auf die Form $\sigma_V = f(\varepsilon_V)$ umgelegt. Der Bezug zur Werkstoffprüfung ist dadurch gewährleistet, dass bei Beschränkung auf einachsige Beanspruchungen, die Bedingungen $(\sigma_1 = \sigma_V)$ bzw. $(\varepsilon_1 = \varepsilon_V)$ erfüllt sind.

  Der Vergleichsspannungs-Vergleichsdehnungspfad (σ_V-ε_V-Pfad) folgt daher stets dem zugrunde gelegten einaxialen Werkstoffgesetz. Im Gegensatz dazu können die Spannungs-Dehnungspfade der einzelnen Spannungs- und Dehnungskomponenten mitunter gravierend von der zyklischen Arbeitslinie abweichen. Die analytische Auswertung ist somit grundsätzlich nur für Vergleichsgrößen zielführend.
- **Numerische Auswertung**
  Die Spannungs-Dehnungspfade sämtlicher Tensorkomponenten, die sich während der Erstbelastung in der betrachteten Kerbe einstellen, können aus der Auswertung der *FE*-Ergebnisse gewonnen werden. Dies gilt insbesondere für den nach *Rankine* benötigten Hauptzugspannungs-Hauptzugdehnungspfad (σ_1-ε_1-Pfad).

Nach der Ermittlung des örtlichen Spannungs-Dehnungspfades kann jeder äußeren Last im Verlauf der Erstbelastung sowohl eine Kerbspannung, als auch eine Kerbdehnung zugeordnet werden. Dadurch ist die Bestimmung der Oberspannung σ_o nach Gl. 3.32b bzw. Abb. 3.29(b) möglich, die mit der Dehnung ε_o einhergeht und den Ausgangspunkt der Spannungs-Dehnungshysterese darstellt.

4. Ermittlung der örtlichen Spannungs-Dehnungshysterese (σ-ε-Hysterese)

Die örtliche Spannungs-Dehnungshysterese wird auf Basis der *Masing*-Hypothese bestimmt. Demnach folgt jeder Hystereseast dem in Spannungen und Dehnungen verdoppelten Erstbelastungspfad. Der Spannungs-Dehnungspfad im Kerbgrund kann durch die Spannungsdifferenz $\Delta\sigma = 2\ \sigma_a = 2\ \sigma(\Delta P/2)$ und durch die bereits bekannte Dehnungsdifferenz $\Delta\varepsilon$ beschrieben werden. Der nächste Schritt ist daher die Bestimmung der Spannungsdifferenz $\Delta\sigma$.

Dazu bestehen erneut zwei Möglichkeiten:

- **Analytische Auswertung**
  Bei dieser Methode wird die analytische Formulierung der in Spannungen und Dehnungen verdoppelten zyklischen Arbeitslinie des Baustahls gemäß Gl. 3.27 zur Bestimmung der Spannungsdifferenz $\Delta\sigma$ verwendet. Aufgrund der unter Pkt. 3 beschriebenen Funktionsweise räumlicher, elastisch-plastischer Materialmodelle ist diese Vorgehensweise nur für die Ermittlung der nach *Mises* benötigten Vergleichsspannungsdifferenz $\Delta\sigma_V$ zulässig. Die analytische Bestimmung der Hauptzugspannungsdifferenz $\Delta\sigma_1$ ist nicht möglich.
- **Numerische Auswertung**
  Aus der *FE*-Berechnung resultiert der Zusammenhang zwischen der äußeren Belastung und den Spannungskomponenten im untersuchten Kerbelement. Das Vorliegen dieser Ergebnisdaten ermöglicht die Bestimmung der Spannungsamplitude $\sigma_a = \sigma(\Delta P/2)$, die der Kraftamplitude $P_a = \Delta P/2$ zugeordnet ist. Dies erfordert im Regelfall eine lineare Interpolation zwischen bekannten Ergebniswerten. Gl. 3.32b und Abb. 3.29(a) sind dabei sinngemäß anzuwenden. Die gesuchte Spannungsdifferenz $\Delta\sigma$ ergibt sich aus der Verdoppelung der Spannungsamplitude σ_a.

  Der Vorteil der numerischen Auswertung liegt in der universellen Anwendbarkeit. Sowohl Hauptzugspannungs-Hauptzugdehnungshysteresen als auch Vergleichsspannungs-Vergleichsdehnungshysteresen können problemlos ermittelt werden. Nachteilig ist vor allem der erhöhte Berechnungsaufwand infolge der notwendigen Interpolationsschritte.

Entsprechend der dargelegten Vorgangsweise können die σ_V-ε_V- bzw. σ_1-ε_1-Hysteresen im maßgebenden Kerbelement ermittelt werden. Die benötigten Parameter für die weitere Berechnung sind die während des betrachteten Schwingspiels auftretenden Spannungs- und Dehnungsamplituden (σ_a und ε_a) bzw. die Mittelspannungen und -dehnungen (σ_m und ε_m).

3.6.5 Schädigungsbewertung[26]

Den in Kap. 3.6.4 ermittelten Spannungs-Dehnungshysteresen kann mit Hilfe von verzerrungsorientiert ermittelten Wöhlerlinien unmittelbar eine Schädigung bzw. eine Lebensdauer zugeordnet werden. Dies gilt gleichermaßen für σ_V-ε_V-, als auch für σ_1-ε_1-Hysteresen. Der Zusammenhang zwischen der Dehnungsamplitude ε_a und der Anrisslebensdauer N wurde bereits in Gl. 3.26 angegeben. Die benötigten Materialparameter wurden in Kap. 3.6.2.1 angegeben. Die resultierenden Dehnungs-Wöhlerlinien beschreiben das Verhalten ungekerbter Werkstoffproben unter reiner Wechselbeanspruchung. Aus diesem Grund sind weder Mittelspannungseinflüsse, noch fertigungsbedingte Einflüsse, wie beispielsweise Oberflächenrauigkeiten enthalten. Die Berücksichtigung von Oberflächenrauigkeiten kann durch Multiplikation der zugrunde liegenden Wöhlerlinien mit einem Oberflächenfaktor κ erfolgen. Für das untersuchte Dübelblech ist gemäß Kap. 3.5.3.3 in Abhängigkeit von der Stahlgüte ein Wert von $\kappa = 0.80$ bis 0.85 anzusetzen.

Da Mittelspannungen das Ermüdungsverhalten metallischer Werkstoffe mitunter erheblich beeinflussen können, werden sogenannte Schädigungsparameter und zugehörige Schädigungsparameter-Wöhlerlinien formuliert. In der Literatur existiert zu diesem Zweck eine Vielzahl an Vorschlägen. Einer der gebräuchlichsten Schädigungsparameter ist der P_{SWT}-Parameter nach *Smith*, *Topper* und *Watson*. Jeder geschlossenen Hystereseschleife wird ein P_{SWT}-Wert nach Gl. 3.34 zugeordnet, der es erlaubt, mittelspannungsbehaftete Hysteresen auf schädigungsgleiche, jedoch mittelspannungsfreie Hysteresen umzurechnen. Da nur Zugmittelspannungen einen nennenswerten Einfluss auf die Schwingfestigkeit haben, wurde von *Bergmann* und *Beste* eine Modifikation des P_{SWT}-Parameters vorgeschlagen. Der resultierende Schädigungsparameter $P_{SWT,mod}$ nach Gl. 3.35 wird in der vorliegenden Arbeit verwendet.

$$P_{SWT} = \sqrt{(\sigma_a + \sigma_m)\ \varepsilon_a\ E} \tag{3.34}$$

$$\begin{aligned} P_{SWT,mod} &= \sqrt{(\sigma_a + k_1\ \sigma_m)\ \varepsilon_a\ E} \\ \text{mit}\quad k_1 &= 1 \quad \text{für} \quad \sigma_m \geq 0 \\ k_1 &= 0 \quad \text{für} \quad \sigma_m < 0 \end{aligned} \tag{3.35}$$

Zur analytischen Formulierung der P_{SWT}-Wöhlerlinie wird der Ansatz von *Coffin*, *Manson* und *Morrow* nach Gl. 3.26 benötigt. Für eine Mittelspannung von $\sigma_m = 0$ und unter Berücksichtigung des Oberflächenfaktors κ ergibt sich Gl 3.36. Die Materialkonstanten σ'_f, ε'_f, b und c wurden in Kap. 3.6.2.1 auf Basis des *Uniform Material Law* definiert. Kennt man die Parameter σ_a, σ_m und ε_a einer Hysterese, so lässt sich der Schädigungsparameter und in weiterer Folge die Versagensschwingspielzahl N bestimmen.

$$P_{SWT,\kappa} = \kappa\ \sqrt{{\sigma'_f}^2\ (2N)^{2b} + \sigma'_f\ \varepsilon'_f\ (2N)^{b+c}\ E} \tag{3.36}$$

[26] [See96, Son02, Bur09]

3.7 Grundlagen des Kerbspannungskonzepts

3.7.1 Einleitung[27]

Beim Kerbspannungskonzept werden die örtlichen Spannungen an der versagenskritischen Stelle eines Bauteils auf Grundlage der Elastizitätstheorie berechnet und den ertragbaren Spannungen gegenübergestellt. Die örtlichen Spannungen werden auch als Kerbspannungen bezeichnet und beinhalten sämtliche spannungserhöhenden Effekte der Bauteilgeometrie. Die linear elastische Berechnung hat die Proportionalität zwischen der äußeren Einwirkung und den Nenn- bzw. Kerbspannungen zur Folge und führt zu einer wesentlichen Verringerung des numerischen Berechnungsaufwandes.

Die elastische Spannungsberechnung setzt die Kleinheit der auftretenden zyklischen, plastischen Formänderungen im Kerbgrund voraus. Die unter Berücksichtigung des nichtlinearen Verhaltens der beteiligten Werkstoffe durchgeführten numerischen Berechnungen zur Kronendübelleiste zeigen allerdings, dass schon auf Höhe von Gebrauchslasten durchaus nennenswerte Plastizierungen innerhalb des Stahlzahns auftreten. Zudem ist eine linear elastische Modellierung des Betons zur realitätsnahen Beschreibung der Kontaktsituation bzw. der konzentrierten Lasteinleitung in den Kronendübel unzureichend. Beide Umstände führen dazu, dass das Kerbspannungskonzept im gegenständlichen Fall eine grobe Näherung darstellt, die in der vorliegenden Arbeit lediglich zu Vergleichszwecken eingesetzt wird.

3.7.2 Ermittlung von Kerbspannungen

Zur Berechnung von Kerbspannungen stehen analytische und numerische Verfahren zur Auswahl. Für einfache Kerbgeometrien werden in der Literatur (z.B.: [Neu85]) analytische Lösungsansätze angegeben, die die Proportionalität zwischen den auftretenden Nenn- und Kerbspannungen beschreiben. Die Proportionalitätsfaktoren werden auch als Kerbfaktoren bezeichnet. Komplexe Bauteilgeometrien erfordern die Anwendung numerischer Verfahren, wie der Randelementmethode oder der Finite-Elemente-Methode. Dabei ist auf eine ausreichend feine Diskretisierung im Bereich der untersuchten Bauteilkerbe zu achten, um trotz hoher Spannungsgradienten eine zufriedenstellende Genauigkeit zu erzielen. Die Kronendübelleiste wurde zur Bestimmung des Zusammenhangs zwischen der äußeren Dübelkraft und der maßgebenden Kerbspannungen im *FE*-Programm *ABAQUS* modelliert.

Grundsätzlich ist bei der Bestimmung von Kerbspannungen zwischen geschweißten und ungeschweißten Bauteilen zu unterscheiden. Ungeschweißte Bauteile können im Gegensatz zu Schweißverbindungen entsprechend ihrer tatsächlichen Geometrie modelliert werden. Geschweißte Bauteile sind bedingt durch die ungenaue Kenntnis der tatsächlich vorhandenen Kerbradien am Schweißnahtübergang, sowie der Schweißeigenspannungen mit größeren Unsicherheiten behaftet. Zusätzlich treffen am Kerbgrund auf engstem Raum die drei Werkstoffzustände des Schweißguts, der Wärmeeinflusszone und des Grundmaterials aufeinander, die sich hinsichtlich ihres Festigkeitsverhaltens unterscheiden. Um die Auswirkung der verschiedenen Effekte zu erfassen wird die reale Form der Kerbe bei Anwendung des Kerbspannungskonzeptes auf Schweißverbindungen im Zuge der Spannungsermittlung idealisiert. Die

[27] [See96]

Schweißnahtübergänge und auch die Nahtwurzel werden nach *Radaj* [RS00] mit einem effektiven Kerbradius von einem Millimeter ausgerundet. Zwei Beispiele sind in Abb. 3.30 ersichtlich. Es ergibt sich die sogenannte effektive Kerbspannung. Die beschriebene Vorgehensweise zeigt eine gute Übereinstimmung mit Versuchsergebnissen.

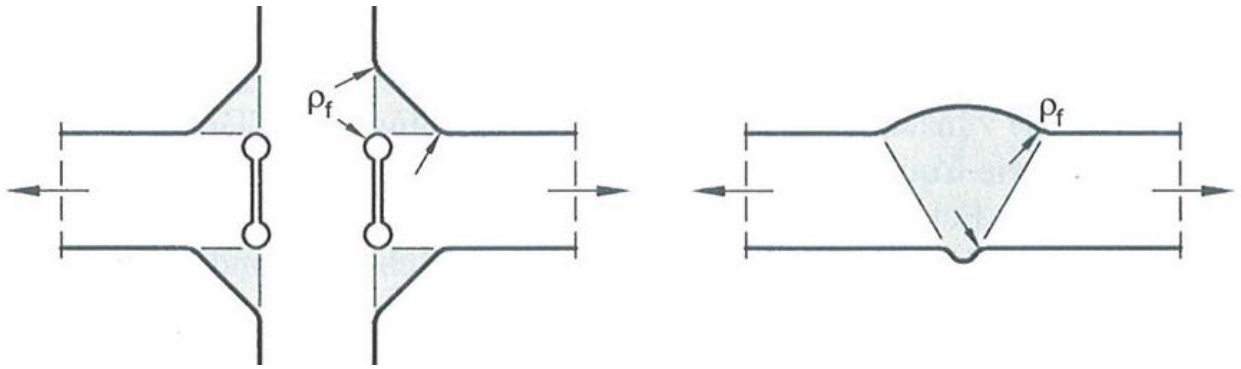


Abbildung 3.30: Beispiele für die Ausrundung der Schweißnahtübergänge und der Nahtwurzel mit einem Kerbradius von $\rho_f = 1\,\mathbf{mm}$ gemäß [RV07]

3.7.3 Werkstoffwiderstand

Die Schwingfestigkeitsbewertung von Schweißverbindungen nach dem Kerbspannungskonzept erfolgt anhand einer universellen Wöhlerlinie, die auf dem angenommenen Kerbradius von einem Millimeter beruht. Gemäß *IIW-Dokument* [Hob97] kann dieser effektiven Kerbe die Ermüdungswiderstandsklasse *FAT 225* zugeordnet werden, was einem Kerbfall von $\Delta\sigma_C = 225\,\mathrm{N/mm^2}$ entspricht.

Die Anwendung des Kerbspannungskonzepts auf ungeschweißte Bauteile kann anhand der Kerbwirkung der brenngeschnittenen Stahlzahnkante des Kronendübels demonstriert werden. Im *EC 3-1-9* [EC305] ist die Nennspannungs-Wöhlerlinie für brenngeschnittene Bleche unter der Voraussetzung mechanischer Nachbearbeitung festgelegt und mit einem Kerbfall von $\Delta\sigma_C = 140\,\mathrm{N/mm^2}$ bewertet. Die mechanische Bearbeitung beinhaltet die Beseitigung der sichtbaren Randkerben, das Überschleifen der Schnittflächen und das Brechen der Kanten. Sowohl *FKM-Richtlinie*, als auch *IIW-Dokument* führen auf die gleiche Kerbfalleinstufung. Im Falle dieses Konstruktionselementes werden abgesehen von der Oberflächenrauigkeit keine weiteren Kerbwirkungen berücksichtigt. Der Übergang zum Kerbspannungskonzept gelingt indem man einwirkungsseitig, also im Zuge der Spannungsberechnung alle spannungserhöhenden Effekte, die aus der Dübelgeometrie, bzw. aus den Dübelausrundungen resultieren, erfasst. Die Schädigungsbewertung kann dann auf Basis der Kerbspannungen mit Hilfe der Wöhlerlinie der Brennschnittkante erfolgen.

Entsprechend der Normvorgabe stellen dabei die auftretenden Hauptzugspannungsschwingbreiten entlang der Brennschnittkante die maßgebende Beanspruchungsgröße dar. Beim zugrunde liegenden Wöhlerversuch wird ein brenngeschnittenes Blech einer zyklischen Zugbeanspruchung ausgesetzt. Es treten somit ausschließlich Zugspannungen entlang der Brennschnittkante auf. Da die Hauptzugspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_1$ unter einaxialer Beanspruchung mit der Schwingbreite der Vergleichsspannungen $\Delta\sigma_V$ übereinstimmt, wird angenommen, dass die

Wöhlerkurve dieses Kerbdetails auch für die Bewertung von Vergleichsspannungsschwingbreiten entlang der Brennschnittkante herangezogen werden kann. Dadurch können die Einflüsse der Beanspruchungsmehrachsigkeit erfasst werden.

Kapitel 4

Numerische Untersuchungen

4.1 Einleitung[1]

In den letzten Jahren wurden am Institut für Tragkonstruktionen - Stahlbau an der TU Wien umfangreiche *FE*-Untersuchungen zur Kronendübelleiste mit Hilfe des *FE*-Programms *ABAQUS* [Aba10b] durchgeführt. *ABAQUS* erlaubt die räumliche Modellierung komplexer Kontaktprobleme und die Anwendung nichtlinearer Werkstoffgesetze. Zunächst stand die Simulation der statischen Grenztragfähigkeit im Vordergrund. Innerhalb des *FE*-Programms wurden *Push-Out*-Körper bestehend aus der Dübelleiste, dem umgebenden Beton und den Bewehrungsstäben dreidimensional unter Berücksichtigung von nichtlinearem Werkstoffverhalten simuliert.

Die Komplexität von *ABAQUS* führt dazu, dass die Ergebnisse in Abhängigkeit von der gewählten Berechnungsmethode, der Formulierung der Materialmodelle, der Elementwahl und einigen anderen vom Anwender festzulegenden Parametern, innerhalb einer gewissen Bandbreite variieren. Begleitende experimentelle Versuche ermöglichten eine Verifikation dieser Eingabeparameter. Zu nennen sind in diesem Zusammenhang die Dissertation von *Petraschek* [Pet08], sowie die Diplomarbeiten von *Antesberger* [Ant07], *Iwancsics* [Iwa07] und *Pavlicek* [Pav11]. Nach der Abstimmung der Eingabewerte anhand von Versuchsergebnissen erlaubt eine numerische Modellierung Rückschlüsse auf Vorgänge im Inneren des Bauteils, deren direkte Erfassung messtechnisch nicht möglich wäre.

Basierend auf den gesammelten Erfahrungen und Erkenntnissen werden nun weiterführende Untersuchungen vorgenommen, um die Spannungs- und Verzerrungszustände innerhalb der Kronendübelleiste als Grundlage für die Lebensdauerberechnung möglichst genau und realitätsnah zu erfassen. Die Vorgangsweise bei der numerischen Modellierung ist davon abhängig, welches Nachweiskonzept bei der Lebensdauerberechnung zur Anwendung kommt. Ein Überblick über die gängigen Nachweiskonzepte enthält Kap. 3.5.2. Grundsätzlich wird das Kerbdehnungskonzept für die Beurteilung der Ermüdungsfestigkeit des Kronendübels favorisiert, dessen Grundlagen in Kap. 3.6 beschrieben wurden. Bei diesem Verfahren wird das nichtlineare, elastisch-plastische Materialverhalten der beteiligten Werkstoffe berücksichtigt. Die maßgebenden Eingangsgrößen für die Bestimmung der Anrisslebensdauer nach dem

[1] vgl. [Pet08]

Kerbdehnungskonzept sind die sogenannten Bauteilfließkurven. Sie geben den Zusammenhang zwischen der äußeren Belastung und den örtlichen Beanspruchungen in der maßgebenden Kerbe wieder. Die Ermittlung der Bauteilfließkurven ist die primäre Zielsetzung der nichtlinearen, numerischen Berechnungen mittels *ABAQUS* in Kap. 4.3.

Die dreidimensionale, nichtlineare Modellierung ist mit einem extrem hohen numerischen Berechnungsaufwand verbunden. Mit dem Bestreben, in Zukunft ein praxistaugliches Konzept für den Ermüdungsnachweis des Kronendübels zur Verfügung stellen zu können, wird nach Möglichkeiten einer vereinfachten Modellbildung gesucht. Zu diesem Zweck wird die Entwicklung von ebenen Lastmodellen angestrebt, die die Einwirkung des umgebenden Betons auf den Stahlzahn in linearer Abhängigkeit von der übertragenen Schubkraft näherungsweise beschreiben. Die Ableitung dieser Lastmodelle wird in Kap. 4.4 vorgenommen. Sie ermöglichen in weiterer Folge eine zweidimensionale *FE*-Berechnung, bei alleiniger Berücksichtigung der Stahlleiste. Die ebene Modellierung wird mit Hilfe des *FE*-Programms *RFEM* [Rfe09] durchgeführt. Die Berechnungsergebnisse, zu denen insbesondere die benötigten Bauteilfließkurven zählen, werden in Kap. 4.5 vorgestellt und mit den Ergebnissen der räumlichen, nichtlinearen Modellierung verglichen. Dabei soll die Eignung der vereinfachten Modellierung als Grundlage für eine Lebensdauerberechnung geprüft werden.

Neben dem Kerbdehnungskonzept soll weiters das Kerbspannungskonzept zur Lebensdauerberechnung des Kronendübels eingesetzt werden. Diese Methode basiert auf ideal-elastischem Werkstoffverhalten und auf der Vernachlässigung örtlicher Plastizierungen, was zu einer bedeutenden Reduktion des numerischen Berechnungsaufwandes führt. Inwieweit diese Vorgangsweise trotz der getroffenen Vereinfachungen zur Bestimmung der Anrisslebensdauer geeignet ist, ist vorerst fraglich. Aus diesem Grund dient die Berechnung nach diesem Verfahren in erster Linie zu Vergleichszwecken. Die Anwendung des Kerbspannungskonzepts, erfordert die Kenntnis des Zusammenhangs zwischen der äußeren Belastung und der maßgebenden Kerbspannung innerhalb des untersuchten Bauteils. Die Last-Kerbspannungsbeziehungen sind aufgrund des unterstellten ideal-elastischen Werkstoffverhaltens linear und werden für ausgewählte Berechnungsmodelle durch eine räumliche Modellierung des Verbundbauteils mittels *ABAQUS* ermittelt. Der Berechnungsergebnisse werden in Kap. 4.6 präsentiert.

4.2 Angestrebte Berechnungsergebnisse

Eine *FE*-Berechnung liefert durch die Ermittlung der Beanspruchungs- und Verschiebungsgrößen in jedem Element eine Fülle an Ergebnisdaten. Aus diesem Grund muss im Vorfeld analysiert werden, welche Beanspruchungsgrößen für die weitere Lebensdauerberechnung von Bedeutung sind. Die vorliegende Arbeit ist auf die Ermittlung dieser maßgebenden Daten fokussiert.

Wie bereits in der Einleitung erläutert wurde, zielen sämtliche *FE*-Berechnungen auf die Bestimmung des Zusammenhangs zwischen der äußeren Belastung und der maßgebenden Kerbbeanspruchung ab. Die erste Aufgabe besteht nun in der Identifikation jenes Punktes der Konstruktion, der für das Ermüdungsversagen maßgebend ist. Entsprechend den Ausführungen zu den möglichen Versagensmechanismen des betrachteten Verbundbauteils in Kap. 3.3 kann davon ausgegangen werden, dass ein Betonversagen durch Limitierung der zulässigen Oberlast ausgeschlossen werden kann, und dass somit die Stahlleiste das versagenskritische Bauteil ist.

Innerhalb der Dübelleiste treten die größten Spannungskonzentrationen im Bereich der mittleren bzw. unteren Ausrundungsradien auf. Diese Aussage gilt unabhängig von der übertragenen Schubkraft. Aus diesem Grund ist insbesondere die Entwicklung der Spannungen und Dehnungen der Elemente im Bereich der Ausrundungen im Verlauf der Laststeigerung von Bedeutung.

Im Verbundbauteil, bestehend aus Beton, Betonstahl und Dübelleiste ergeben sich in jedem Element mehraxiale Beanspruchungszustände. Diese werden mit Hilfe von Anstrengungshypothesen gemäß Kap. 3.5.3.4 auf äquivalente Vergleichsgrößen umgerechnet. Es wird angenommen, dass diese Vergleichsgrößen für den Eintritt eines Versagens, bzw. eines Ermüdungsanrisses maßgebend sind. Bei Anwendung der Gestaltänderungsenergiehypothese nach *Mises* wird der räumliche Beanspruchungszustand durch die Vergleichsspannung σ_V und die Vergleichsdehnung ε_V nach Kap. 3.4.2 ersetzt. Die Normalspannungshypothese nach *Rankine* beruht auf der Annahme, dass die Schadensentstehung ausschließlich von den maximalen Hauptzugspannungen σ_1 und den zugehörigen Hauptzugverzerrungen ε_1 abhängen.

Benötigte Ergebnisdaten für die Lebensdauerberechnung:

In Abhängigkeit von der verwendeten Versagenshypothese muss letztendlich die Entwicklung der nachfolgend angeführten Beanspruchungsgrößen, die im Verlauf der Laststeigerung in der maßgebenden Bauteilkerbe auftreten, mit Hilfe der *FE*-Berechnung ermittelt werden.

- Versagenshypothese nach *Mises*

  Äußere Last P - Vergleichsspannung σ_V - Vergleichsdehnung ε_V

- Versagenshypothese nach *Rankine*

  Äußere Last P - Hauptzugspannung σ_1 - Hauptzugverzerrung ε_1

4.3 Nichtlineare, räumliche Modellierung

4.3.1 Durchgeführte Untersuchungen

Die räumliche, nichtlineare Modellierung erfolgte mit dem *FE*-Programm *ABAQUS* und diente als Grundlage für die Lebensdauerberechnung nach dem Kerbdehnungskonzept. Diese Vorgangsweise stellte das aufwendigste und vermeintlich das genaueste der angewendeten numerischen Berechnungsverfahren dar. Die Forschungsarbeiten waren auf zwei Teilaufgaben fokussiert. Den ersten Teil bildeten Parameterstudien, mit deren Hilfe die Wirkung unterschiedlicher Einflussfaktoren auf die örtlichen Beanspruchungen untersucht wurden. Die zweite wesentliche Aufgabenstellung war die numerische Simulation der in Kap. 6 vorgestellten Laborversuche.

4.3.1.1 Parameterstudien

Die Parameterstudien wurden anhand des *FE*-Modells eines *Push-Out*-Körpers durchgeführt. Die Form eines solchen Versuchskörpers für Abscherversuche ist für die Prüfung von Kopfbolzendübeln in *EC 4-1-1* [EC407a] genormt (siehe Abb. 4.1). Das gewählte Modell der Parameterstudien orientierte sich prinzipiell an dieser Geometrie. Allerdings wurde in Abweichung zur Norm vom Vorhandensein von insgesamt fünf hintereinander angeordneten Verbundmitteln ausgegangen. Durch diese Modellkonfiguration sollte die Beanspruchungssituation der Verdübelung eines Verbundträgers unter konstanter Schubbeanspruchung angenähert werden. Die Berücksichtigung von fünf Kronendübeln führte dazu, dass die Einflüsse der im Bereich der Randdübel des *FE*-Modells auftretenden Störeffekte auf den mittleren Stahlzahn vernachlässigbar klein wurden. Ein Versuchskörper für Abscherversuche weist im Allgemeinen zwei Symmetrieebenen auf. Unter Ausnutzung der doppelten Symmetrie ergab sich das in Abb. 4.2 dargestellte Modell. Die detaillierte Festlegung der Geometrie des Modellkörpers, sowie der zugrunde gelegten Bewehrungsführung ist in Anhang A enthalten.

Innerhalb der Parameterstudien wurden die Einflüsse mehrerer Parameter auf die Kerbbeanspruchungen in der maßgebenden Kerbe des Verbundbauteils analysiert. Abb. 4.3 zeigt einen Überblick der untersuchten Einflussfaktoren. Es wurden zwei Dübelgeometrien, zwei Stahlsorten, zwei Betongüten und zwei unterschiedliche Netzgeometrien berücksichtigt.

Die beiden Netzgeometrien „mittel“ (N2) und „grob“ (N3) werden durch unterschiedliche Vorgaben der maximalen Elementlängen im Bereich des Stahlzahnes und des Dübelumfeldes definiert. Diese sind in Abb. 4.4 ersichtlich. Die Bemaßungen geben die entlang der jeweiligen Kante vorgegeben maximalen Elementlängen an. Sind mehrere Ziffern zu einer Kote angegeben bedeutet dies eine lineare Aufweitung bzw. Verdichtung des *FE*-Netzes zwischen den angegeben Werten. Dies wird in *ABAQUS* durch Definition von *edge seeds* mit Hilfe der Funktion *bias* realisiert. Die Elementlängen der Stahlzahnkante gelten sinngemäß auch für die angrenzenden Kanten des umgebenden Betons. Die höchstbeanspruchten Dübelbereiche wurden bei allen betrachteten Netzgeometrien in Elemente mit einer Kantenlänge von maximal zwei Millimetern unterteilt. Ursprünglich war neben den Netzgeometrien „mittel“ (N2) und „grob“ (N3), noch eine weitere Verfeinerung des *FE*-Netzes geplant. Dieses Vorhaben scheiterte allerdings an dem damit verbundenen enorm hohen numerischen Berechnungsaufwand und

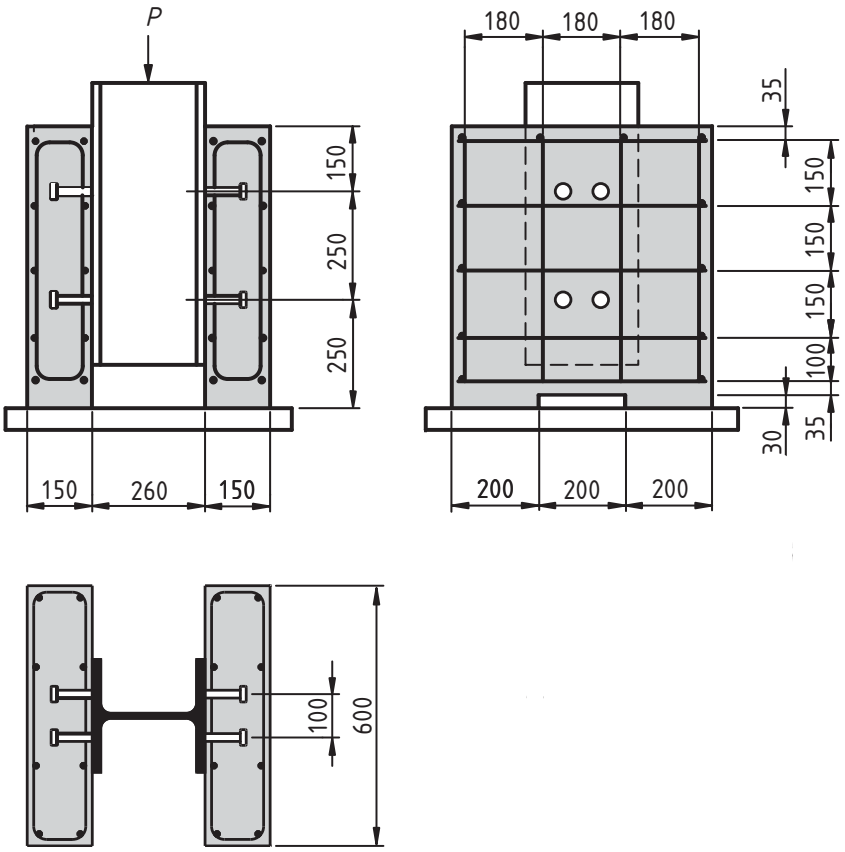


Abbildung 4.1: Versuchskörper für Abscherversuche [EC407a]

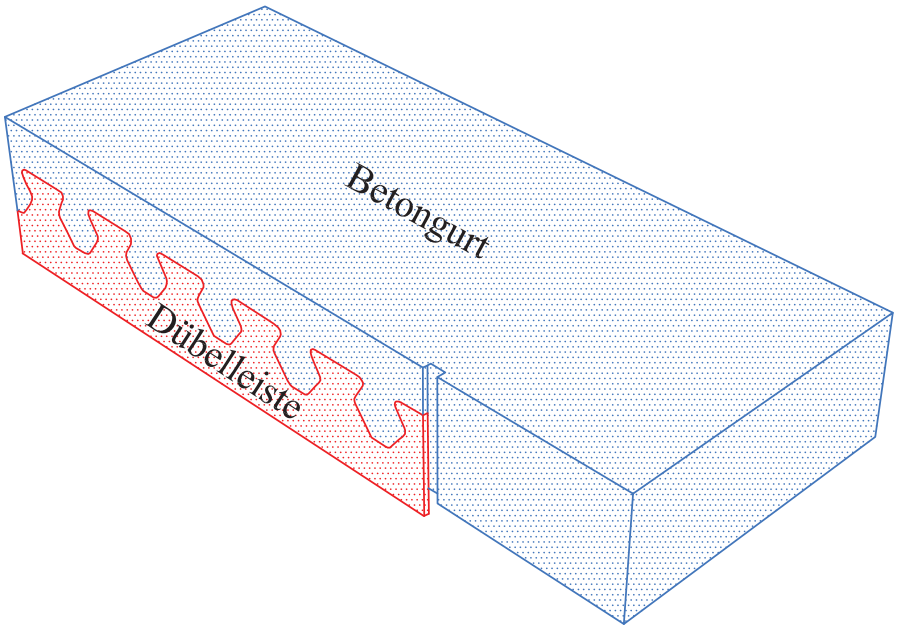


Abbildung 4.2: Geometrie des Modellkörpers der Parameterstudien

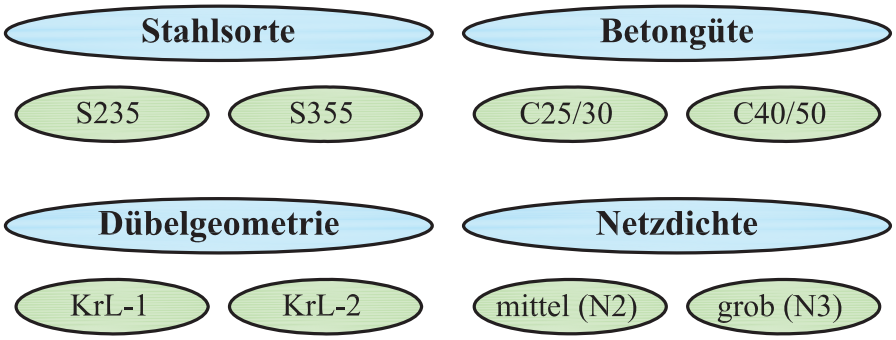


Abbildung 4.3: Überblick über die untersuchten Parameter

Konvergenzproblemen, die häufig zu einem verfrühten Abbruch der Berechnungen führten. Die Untersuchung der Netzdichte „fein“ (Kurzbezeichnung: N1) wurde daher nachträglich aus der Parameterstudie ausgeschieden.

Zu Beginn der Untersuchungen wurde vom Einsatz der Kronendübelgeometrie *KrL-1* gemäß Kap. 3.2 ausgegangen. Auf Basis dieser Dübelgeometrie wurde eine Vielzahl von möglichen Systemkonfigurationen untersucht. Die Auswertung führte zu dem Ergebnis, dass die Variation der Netzdichte im Rahmen der analysierten Netzgeometrien, keinen wesentlichen Einfluss auf die maßgebende Kerbbeanspruchung hat. Die gröbste betrachtete Netzteilung lieferte bereits ausreichend genaue Ergebnisse und konnte für alle weiteren Berechnungen beibehalten werden. Der nächste Schritt war die Adaption des *FE*-Modells für die Kronendübelgeometrie *KrL-2*. Dadurch konnte der Einfluss unterschiedlicher Ausrundungsradien der Stahlkrone analysiert werden. Tab. 4.1 gibt einen Überblick über jene zwölf Berechnungsmodelle, deren Auswertung im Kap. 4.3.4 vorgestellt wird. Zur besseren Nachvollziehbarkeit setzt sich die Modellbezeichnung jeweils aus den zugrunde liegenden Modellparametern zusammen.

Modellbezeichnung	Parameter							
	Dübelgeometrie		Stahlsorte		Betongüte		Netzdichte	
	KrL-1	KrL-2	S235	S355	C25/30	C40/50	N2	N3
KrL-1_S235_C25_N2	☑		☑		☑		☑	
KrL-1_S235_C25_N3	☑		☑		☑			☑
KrL-1_S235_C40_N2	☑		☑			☑	☑	
KrL-1_S235_C40_N3	☑		☑			☑		☑
KrL-1_S355_C25_N2	☑			☑	☑		☑	
KrL-1_S355_C25_N3	☑			☑	☑			☑
KrL-1_S355_C40_N2	☑			☑		☑	☑	
KrL-1_S355_C40_N3	☑			☑		☑		☑
KrL-2_S235_C25_N3		☑	☑		☑			☑
KrL-2_S235_C40_N3		☑	☑			☑		☑
KrL-2_S355_C25_N3		☑		☑	☑			☑
KrL-2_S355_C40_N3		☑		☑		☑		☑

Tabelle 4.1: Modelle der Parameterstudie

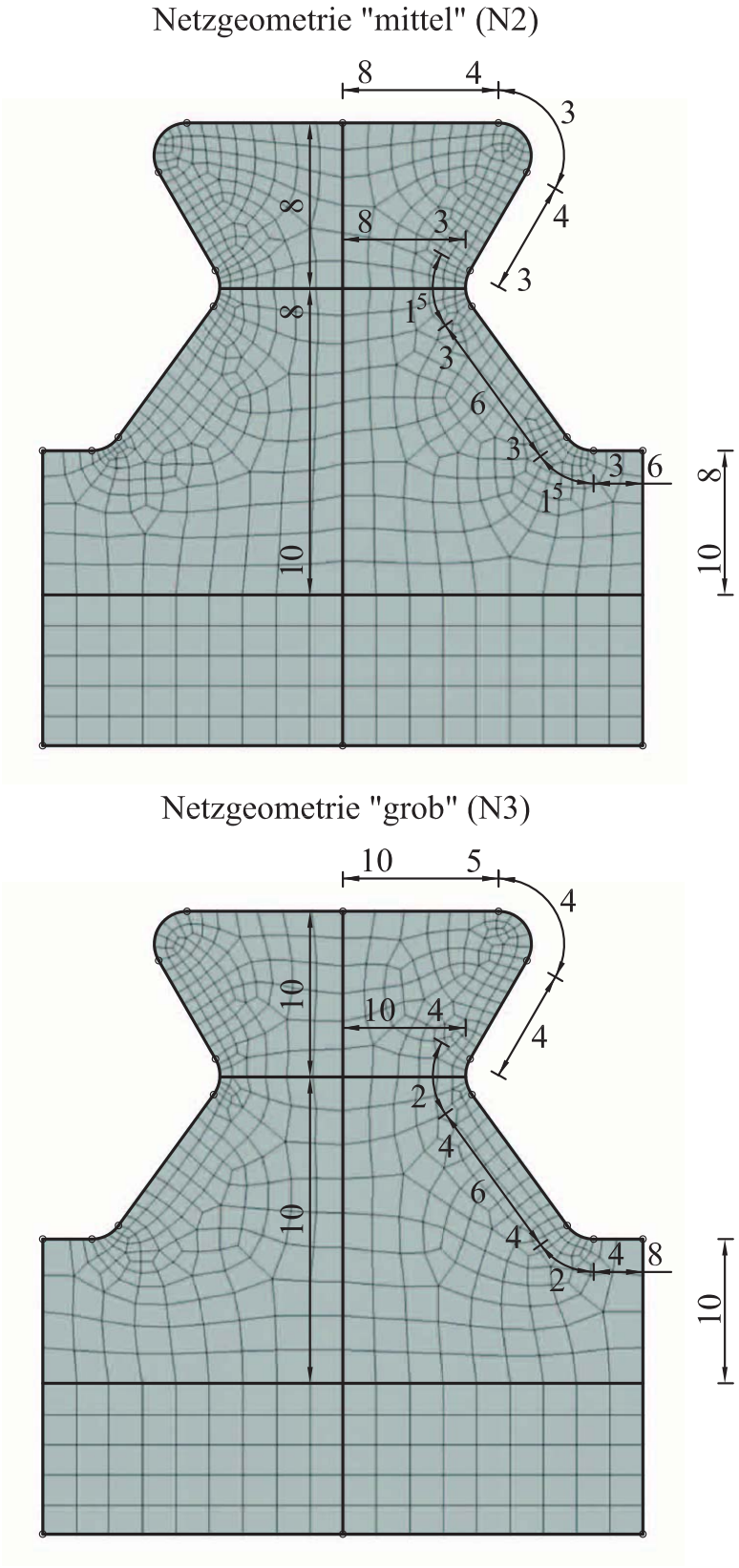
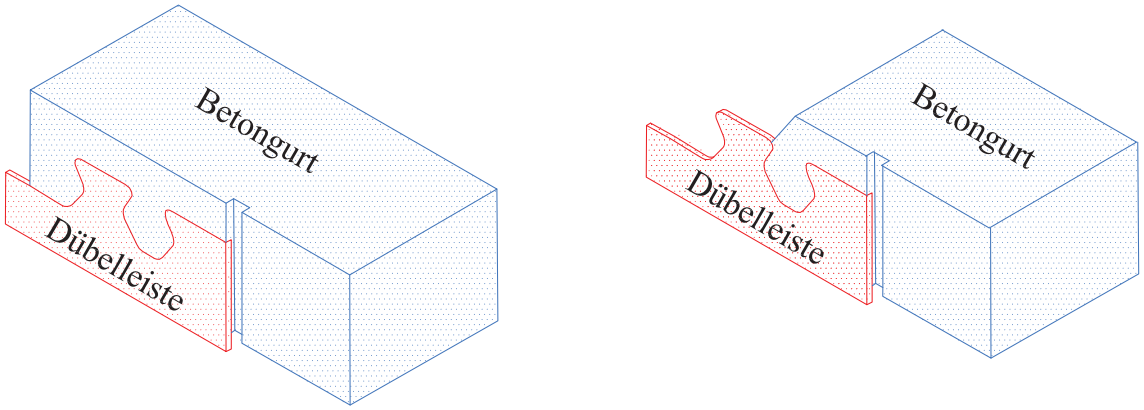


Abbildung 4.4: Definition der verwendeten Netzgeometrien

4.3.1.2 Versuchssimulation

Die zweite wichtige Zielsetzung der nichtlinearen, numerischen Berechnungen mittels *ABAQUS* war die Simulation der in Kap. 6 beschriebenen Dauerschwingversuche an *Push-Out*-Versuchskörpern. Dabei wurde die Ermittlung der örtlichen Beanspruchungszustände, die die Basis für die Lebensdauerberechnung nach dem Kerbdehnungskonzept darstellen, angestrebt. Im Zuge der Versuchsreihe kamen die beiden Versuchskörpergeometrien *Typ A* und *Typ B* (siehe Abb. 6.1 und Abb. 6.2) zum Einsatz, die beide die Kronendübelgeometrie *KrL-2* gemäß Kap. 3.2 beinhalteten. Unter Ausnutzung der doppelten Symmetrie der Versuchskörper ergaben sich die in Abb. 4.5 dargestellten Modelle. Die detaillierte planliche Darstellung der Versuchskörper ist in Anhang B enthalten.



(a) Versuchskörper *Typ A* (b) Versuchskörper *Typ B*

Abbildung 4.5: *FE*-Modelle der Versuchssimulation

Die Versuchskörper wurden mit Beton *C40/50* und Stahl *S355* ausgeführt. Im Zuge der numerischen Simulation wurden die auf begleitender Werkstoffprüfung basierenden Materialkennwerte des Baustahls $S355_{IST}$ gemäß Kap. 4.3.2.5 verwendet. Die ebenfalls durch Baustoffprüfungen ermittelten Würfeldruckfestigkeiten des Betons zeigten eine gute Übereinstimmung mit den in *EC 2-1-1* [EC204] angegeben Werten für Beton *C40/50*. Die maximale Abweichung beträgt 7%. Aus diesem Grund wurden für den Beton die Normwerte bei der Versuchsnachrechnung angesetzt.

4.3.2 Modellbeschreibung

Die grundlegende Vorgangsweise bei der Modellierung in *ABAQUS* basierte auf den in der Einleitung beschriebenen Erfahrungswerten und wurde für sämtliche Berechnungen beibehalten. Die wesentlichen Einstellungen sollen im Folgenden erläutert werden.

4.3.2.1 Berechnungsalgorithmus

Bei den numerischen Untersuchungen mit *ABAQUS* wurde das Berechnungsmodul *dynamic explicit* verwendet. Dieses eignet sich besonders für die Berücksichtigung nichtlinearer Werkstoffmodelle und komplizierter Kontaktprobleme. Zusätzlich ist die Erfassung von Nachbruchbereichen bei Verwendung expliziter Integrationsalgorithmen möglich.

4.3.2.2 Elementwahl und Diskretisierung

Das Verbundbauteil wurde im Zuge der Modellierung in Teilbereiche zerlegt. Abb. 4.6 und Abb. 4.7 zeigen die einzelnen Bestandteile. Das Ziel war die optimale Anpassung der Netzfeinheit und der zur Auswahl stehenden Vernetzungsalgorithmen an die jeweilige Geometrie.

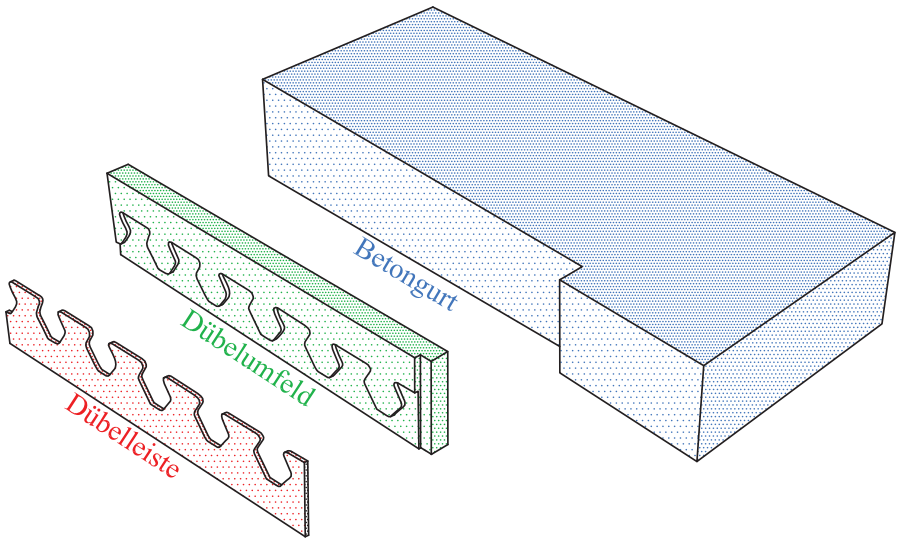
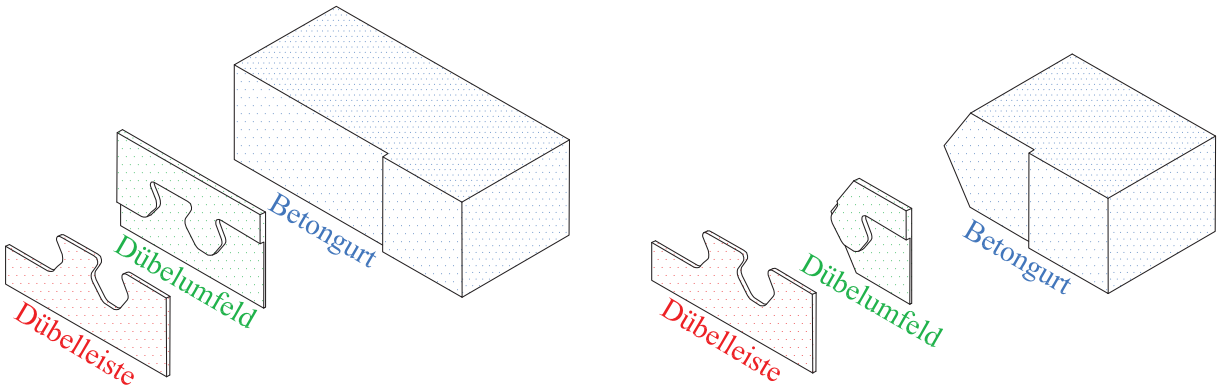


Abbildung 4.6: Unterteilung des *FE*-Modells im Zuge der Parameterstudien

In der unmittelbaren Umgebung der Stahlleiste, (dieser Bereich wird nachfolgend als *Dübelumfeld* bezeichnet) war die größte Dichte des *FE*-Netzes erforderlich. Dafür gab es mehrere Ursachen. Einerseits erforderte die komplizierte Geometrie, zusammen mit den in der Kontaktfuge zwischen Stahl und Beton auftretenden hohen Spannungsspitzen und Spannungsgradienten, eine feine Diskretisierung. Andererseits war eine möglichst genaue Erfassung der Spannungen und Verzerrungen gerade in diesen Bereichen als Eingangswerte für die Lebensdauerberechnung von besonderem Interesse. Aufgrund der komplizierten Geometrie kam im Bereich des Dübelumfeldes und innerhalb der Stahlleiste der Vernetzungsalgorithmus



(a) Versuchskörper *Typ A* (b) Versuchskörper *Typ B*

Abbildung 4.7: Unterteilung des *FE*-Modells bei der Versuchssimulation

sweep zum Einsatz. Die restlichen Betonteile wurden etwas gröber und mit Hilfe des Vernetzungsalgorithmus *structured* diskretisiert. Diese Vorgangsweise ermöglichte die Generierung eines *FE*-Netzes ohne des Auftretens programminterner Warnungen.

Die Beton- und Stahlteile der Versuchskörper wurden mit den in *ABAQUS* zur Auswahl stehenden *C3D8R*-Elementen vernetzt. Dabei handelt es sich um achtknotige Hexaederelemente mit linearen Verschiebungsansätzen. Die Linearität der Verschiebungsansätze bedingt eine möglichst feine Vernetzung in Bereichen mit großen Spannungs- und Deformationsgradienten. Die Diskretisierung der Bewehrungsstäbe erfolgte mit *T3D2*-Elementen. Diese Elemente bestehen jeweils aus zwei Knoten, ermöglichen ausschließlich die Übertragung axialer Kräfte und basieren ebenfalls auf linearen Verschiebungsansätzen.

4.3.2.3 Kontaktdefinitionen

Die Verbindung der beiden Betonteile erfolgte mit Hilfe von sogenannten *tie constraints*. Für die Kopplung der Bewehrungsstäbe mit dem Beton wurde die Funktion *embedded region* verwendet.

Die Auflager wurden gemäß Kap. 4.3.2.4 mit Hilfe von starren Flächen modelliert. Eine Lagerfläche wurde kraftschlüssig mit der Unterseite der Dübelleiste verbunden. Eine weitere diente als Widerlager des Betonkörpers. Zwischen dieser Lagerfläche und dem Betonkörper wurde eine Kontaktformulierung verwendet, die lediglich die Übertragung von Druckspannungen und Reibungskräften unter Zugrundelegung eines Reibbeiwertes von $\mu = 0.3$ ermöglichte. Damit wurde die Ausbildung von Zugbereichen ausgeschlossen. Diese Kontakteigenschaften wurden innerhalb von *ABAQUS* durch die Kontaktdefinition *surface-to-surface contact* in Kombination mit den Optionen *penalty contact method* und *finite sliding* realisiert. Der verwendete Reibbeiwert von $\mu = 0.3$ stellt einen Mittelwert, der in den *Bautabellen von Schneider* [Sch08] angegebenen Bandbreite von $\mu = 0.2$ bis 0.4 für die Reibung zwischen Stahl und Beton dar.

Die Modellierung der Kontaktfuge zwischen Dübelleiste und Betondübel erfolgte mit denselben Einstellungen. Auch hier sollten nur Druckspannungen und die aus der Reibung resultierenden Schubspannungen übertragen werden. Die Kontaktfuge verlief dabei, wie in Abb. 4.8 angedeutet, an der Stirnseite der Dübelleiste, sowie an deren Seitenfläche. Bei der Ergebnisauswertung zeigte sich, dass an der Seitenfläche des Dübelbleches keine Kontaktspannungen zwischen Stahl und Beton übertragen wurden. Dementsprechend hatte der angesetzte Reibungsbeiwert dort im Endeffekt keinen Einfluss auf das Berechnungsergebnis.

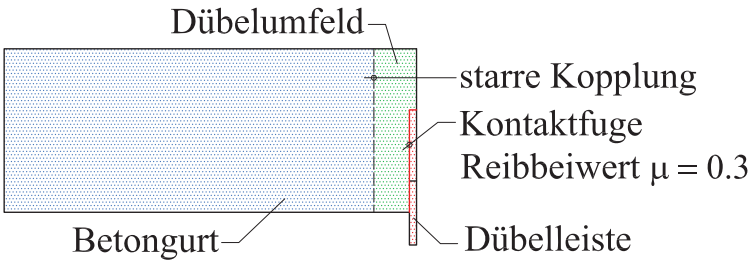


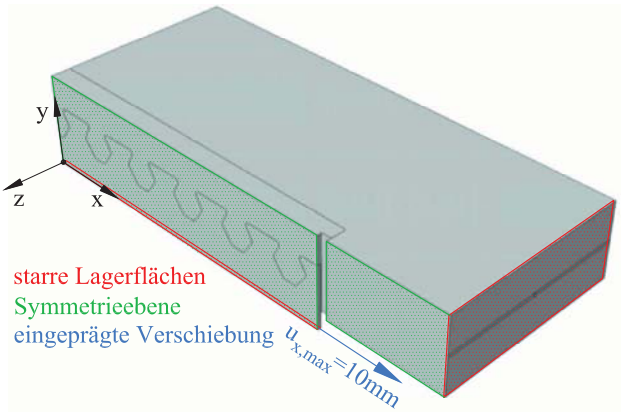
Abbildung 4.8: Berücksichtigung der Reibung in der Kontaktfuge zwischen Dübelblech und dem umgebenden Beton

4.3.2.4 Lagerung und Lastaufbringung

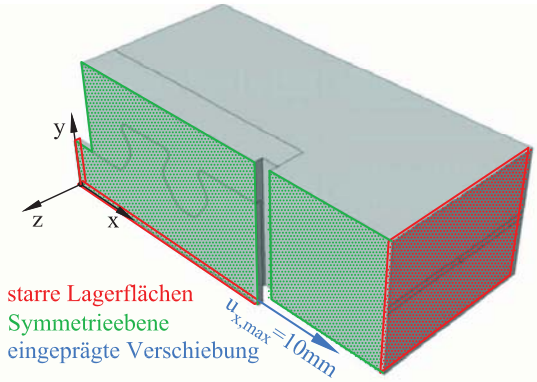
Abb. 4.9 zeigt die wesentlichen Elemente der untersuchten *FE*-Modelle. Dabei sind die Lagerflächen, die Symmetrieebene, das Koordinatensystem und die Richtung der eingeprägten Verschiebung u_x erkennbar. Wie bereits erläutert, wurden sowohl die Dübelleiste, als auch der Betonkörper mit Hilfe von Kontaktdefinitionen mit starren Auflagerflächen verbunden. Die Lastaufbringung erfolgte durch eine Längsverschiebung der Lagerflächen der Dübelleiste in x-Richtung. Innerhalb des Berechnungsintervalls von $t_{max} = 100\,\text{s}$ wurde die Verschiebung linear bis auf einen Maximalwert von $u_{x,max} = 10\,\text{mm}$ gesteigert. Dies entspricht einer Belastungsgeschwindigkeit von 0.1 mm/s. Verschiebungen in andere Raumrichtungen, sowie Verdrehungen der Lagerfläche wurden ausgeschlossen.

Bei der Modellierung wurden die Symmetrien des Verbundbauteils zur Minimierung des Berechnungsaufwandes ausgenutzt. Die Symmetrieebene teilt die Dübelleiste in ihrer Mittelebene in zwei Hälften. Die Einschränkung der Freiheitsgrade in dieser Ebene musste durch entsprechende Lagerungsbedingungen ersetzt werden. Dies wurde durch die Festhaltung der in der Symmetrieebene liegenden Knoten des *FE*-Netzes in z-Richtung realisiert. Zusätzlich waren ausschließlich die Verdrehungen um die auf die Symmetrieebene normal stehende z-Achse zulässig. Die Verdrehungen um die x- und y-Achse (θ_x und θ_y) wurden ausgeschlossen.

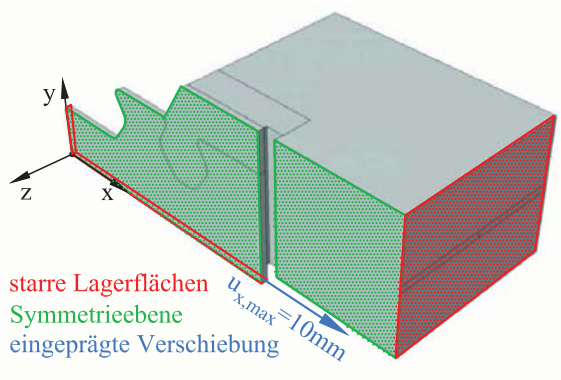
Häufig kam es im Zuge der numerischen Berechnungen schon vor dem Erreichen der Maximalverschiebung von $u_{x,max} = 10\,\text{mm}$ zu einem Abbruch aufgrund von Konvergenzproblemen. Dies war insofern unproblematisch, da im Hinblick auf eine Ermüdungsberechnung in erster Linie die Ergebnisse innerhalb des annähernd linear elastischen Bereiches der Dübelkennlinie von Bedeutung waren. Beanspruchungszustände auf Traglastniveau oder gar im Nachbruchbereich wurden nicht benötigt.



(a) Modell der Parameterstudien



(b) Modell Versuchskörper *Typ A*



(c) Modell Versuchskörper *Typ B*

Abbildung 4.9: Koordinatensystem, Lagerung und Lastaufbringung

4.3.2.5 Eingabewerte der Materialmodelle

Die Lebensdauerberechnung der Kronendübelleiste nach dem Kerbdehnungskonzept erfordert die Berücksichtigung des nichtlinearen Materialverhaltens der beteiligten Werkstoffe. Die theoretischen Grundlagen zur Formulierung dieser Materialmodelle wurden bereits in Kap. 3.6.2 beschrieben. Während die Parameterstudien auf den normgemäßen *Soll*-Materialkennwerten basieren, sind bei der Versuchssimulation die in der begleitenden Werkstoffprüfung ermittelten *Ist*-Materialfestigkeiten (siehe Kap. 6.2.1.3) zu berücksichtigen. Dementsprechend werden im Folgenden neben den für die Parameterstudien verwendeten Eingabewerte für Baustahl *S235* bzw. *S355*, Beton *C25/30* bzw. *C40/50* und Betonstahl *BSt550*, auch die *Ist*-Materialkennwerte der Versuchskörper angegeben.

Da die Dübelleisten aller Versuchskörpern aus demselben Blech herausgeschnitten wurden, weisen sie durchwegs dieselben Eigenschaften auf, die unter der Bezeichnung $S355_{IST}$ zusammengefasst werden. Die Betonfestigkeiten der einzelnen Versuchskörper unterscheiden sich nur geringfügig und weichen maximal um 7% von den *Soll*-Festigkeitswerten von Beton *C40/50* ab. Aus diesem Grund werden im Rahmen der Nachrechnung der Laborversuche die Materialparameter von Beton *C40/50* beibehalten. Diese Vereinfachung erscheint vor dem Hintergrund aller anderen Unwägbarkeiten einer Lebensdauerberechnung vertretbar.

Baustahl

Elastisches, isotropes Verhalten kann durch den Elastizitätsmodul E und die Querdehnzahl ν beschrieben werden. Aufgrund der Verwendung des Berechnungsalgorithmus *dynamic explicit* war zusätzlich die Eingabe der Dichte ρ erforderlich. Die verwendeten Eingabewerte sind in Tab. 4.2 enthalten.

Dichte	$\rho = 7.85 \cdot 10^{-6}\,\mathrm{kg/mm^3}$
Elastizitätsmodul	$E = 210000\,\mathrm{N/mm^2}$
Querdehnzahl	$\nu = 0.3$

Tabelle 4.2: Eingabewerte für Bau- und Betonstahl

Zur Definition des plastischen Materialverhaltens erfordert *ABAQUS* die Eingabe von plastischen Dehnungswerten ε_p und der jeweils zugehörigen Spannung σ. Die Wertepaare zur Festlegung der zyklischen Arbeitslinie des Baustahls sind in Tab. 4.3 angegeben. Sie resultieren aus der Ermittlung des plastischen Dehnungsanteils zufolge der *Ramberg-Osgood*-Beziehung nach Gl. 3.25. Nach dem Erreichen der Zugfestigkeit[2] wird die Arbeitslinie jeweils idealplastisch fortgesetzt.

ε_p [1]	*S235* σ [N/mm^2]	*S355* σ [N/mm^2]	*S355$_{IST}$* σ [N/mm^2]
0	102.38	145.03	164.66
$3.438 \cdot 10^{-5}$	125.08	177.20	201.18
$1.307 \cdot 10^{-4}$	152.83	216.51	245.80
$4.969 \cdot 10^{-4}$	186.73	264.53	300.32
$1.889 \cdot 10^{-3}$	228.14	323.20	366.93
$7.182 \cdot 10^{-3}$	278.74	394.89	448.31
$2.731 \cdot 10^{-2}$	340.57	482.47	547.75
$3.953 \cdot 10^{-2}$	360.00	510.00	579.00

Tabelle 4.3: Eingabewerte der zyklischen Arbeitslinie von Baustahl

Betonstahl

Den Bewehrungsstäben wurde ein ideal-elastisches, ideal-plastisches Werkstoffverhalten zugewiesen. Die erforderlichen Eingabewerte für Betonstahl *BSt550* sind in Tab. 4.4 angegeben. Die Elastizitätsgrenze liegt demnach bei $f_{sk} = 550\,\mathrm{N/mm^2}$. Querdehnzahl, Dichte und Elastizitätsmodul bleiben gegenüber dem Baustahl unverändert und können Tab. 4.2 entnommen werden.

[2] In der aktuellen Fassung des *EC 3-1-1* wurde die Zugfestigkeit von Baustahl *S355* auf $R_m = 490\,\mathrm{N/mm^2}$ reduziert. In der vorliegenden Arbeit wird durchwegs der in der Ausgabe vom Jahr 2006 [EC306] angegebene Wert von $R_m = 510\,\mathrm{N/mm^2}$ verwendet.

ε_p [1]	σ [N/mm^2]
0	550

Tabelle 4.4: Eingabewerte für Betonstahl BSt550

Beton

Für Beton wurde das Materialmodell *Concrete Damaged Plasticity* verwendet. Dabei war die Festlegung der in Tab. 4.5 angeführten Parameter erforderlich. Diese Werte sind weitgehend unabhängig von der Betongüte und wurden daher im Zuge der Parameterstudien nicht variiert.

Dichte	$\rho = 2.40{\cdot}10^{-6}\,\mathrm{kg/mm^3}$
Querdehnzahl	$\nu = 0.2$
Dilatationswinkel	$\psi = 36.31°$
Exzentrizität	$\epsilon = 0.10$
Spannungsverhältnis	$f_{b0}/f_{c0} = 1.16$
Konstante	$K = 0.67$

Tabelle 4.5: Grundlegende Eingabewerte des Betonmodells

Die in Tab. 4.5 aufgelisteten Kennwerte des Materialmodells *Concrete Damaged Plasticity*, sowie die im Folgenden angegebenen Verläufe der Schädigungsfaktoren d_c und d_t basieren auf Angaben des *ABAQUS*-Benutzerhandbuches [Aba10a]. Die dort verwendeten Werte wurden im Rahmen der Diplomarbeiten von *Antesberger* [Ant07] und *Iwancsics* [Iwa07] als Ausgangspunkt für Parameterstudien herangezogen. Dabei konnte ihre Eignung für die Modellierung der Kronendübelleiste verifiziert werden.

Zusätzlich waren einige von der Betongüte abhängige Eingabewerte erforderlich. Dazu gehörte der Elastizitätsmodul, der in Übereinstimmung mit *EC 2-1-1* [EC204] gemäß Tab. 4.6 festgelegt wurde. Alle weiteren Eingabewerte, zur Beschreibung des einaxialen Spannungs-Dehnungsverhaltens, sowie der Steifigkeitsabminderung im Nachbruchbereich sind in Tab. 4.7 und Tab. 4.8 für Beton *C25/30* bzw. Beton *C40/50* angegeben. Dabei ist σ_c bzw. σ_t die Druck- bzw. Zugspannung im Beton, $\varepsilon_{c,p}$ der Anteil der plastischen Dehnung, δ_{ck} die Rissöffnung und d_c bzw. d_t die Schädigungsparameter im Druck- und Zugbereich.

Die Arbeitslinie im Druckbereich wurde gemäß *EC 2-1-1* in Abhängigkeit von der Zylinderdruckfestigkeit f_{cm} ermittelt. Sie verläuft bis zu einer Druckspannung von 0.4 f_{cm} linear. Die Festlegung der Arbeitslinie im Zugbereich erfolgte in Anlehnung an die Diplomarbeit von *Antesberger* [Ant07], mit dem Unterschied, dass im gegenständlichen Fall von der normgemäßen Zugfestigkeit f_{ctm} ausgegangen wurde. Im Gegensatz dazu setzt *Antesberger* die Zugfestigkeit näherungsweise in der Höhe von 10% der Zylinderdruckfestigkeit f_{cm} an. Die aufgelisteten Tabellenwerte σ_t ergeben sich durch Skalierung, der von *Antesberger* verwendeten Werte im Verhältnis der jeweils angesetzten maximalen Zugfestigkeiten.

Betongüte	Elastizitätsmodul
C25/30	$31000\,\mathrm{N/mm^2}$
C40/50	$35000\,\mathrm{N/mm^2}$

Tabelle 4.6: Eingabewerte Elastizitätsmodul

Verhalten im Druckbereich			Verhalten im Zugbereich		
σ_c [N/mm^2]	$\varepsilon_{c,p}$ [1]	d_c [1]	σ_t [N/mm^2]	δ_{ck} [mm]	d_t [1]
13.20	0	0	2.600	0	0
24.62	$2.057 \cdot 10^{-4}$	0.044	1.741	0.033	0.381
29.71	$4.417 \cdot 10^{-4}$	0.095	1.166	0.060	0.617
32.41	$7.544 \cdot 10^{-4}$	0.161	0.780	0.085	0.763
32.94	$1.138 \cdot 10^{-3}$	0.243	0.526	0.110	0.853
31.45	$1.585 \cdot 10^{-3}$	0.339	0.351	0.130	0.910
28.12	$2.093 \cdot 10^{-3}$	0.448	0.236	0.155	0.944
23.08	$2.655 \cdot 10^{-3}$	0.568	0.158	0.175	0.965
21.57	$2.804 \cdot 10^{-3}$	0.600	0.106	0.195	0.979
			0.071	0.220	0.987
			0.047	0.240	0.992

Tabelle 4.7: Eingabewerte für Beton C25/30

Verhalten im Druckbereich			Verhalten im Zugbereich		
σ_c [N/mm^2]	$\varepsilon_{c,p}$ [1]	d_c [1]	σ_t [N/mm^2]	δ_{ck} [mm]	d_t [1]
19.20	0	0	3.500	0	0
31.56	$9.841 \cdot 10^{-5}$	0.023	2.344	0.033	0.381
39.88	$2.605 \cdot 10^{-4}$	0.060	1.570	0.060	0.617
45.42	$5.023 \cdot 10^{-4}$	0.115	1.050	0.085	0.763
47.89	$8.316 \cdot 10^{-4}$	0.191	0.707	0.110	0.853
47.01	$1.257 \cdot 10^{-3}$	0.288	0.473	0.130	0.910
42.43	$1.788 \cdot 10^{-3}$	0.410	0.317	0.155	0.944
33.75	$2.436 \cdot 10^{-3}$	0.558	0.212	0.175	0.965
30.89	$2.617 \cdot 10^{-3}$	0.600	0.142	0.195	0.979
			0.095	0.220	0.987
			0.064	0.240	0.992

Tabelle 4.8: Eingabewerte für Beton C40/50

4.3.3 Berechnungsergebnisse

Nach der Beschreibung der räumlichen, nichtlinearen Modellbildung im Allgemeinen, soll nun ein Überblick über die ausgewerteten Berechnungsergebnisse vermittelt werden. Der Fokus liegt auf der Ermittlung jener Ergebniswerte, die für die Lebensdauerberechnung, oder für die Verifikation der Berechnungsergebnisse benötigt werden. Zusätzlich werden die Kontaktspannungen in der Kontaktfuge zwischen Kronendübel und dem umgebenden Beton für die angestrebte Ableitung von Lastmodellen analysiert. Die Vorgangsweise bei der Auswertung soll schrittweise und nachvollziehbar erläutert werden. Dies erfolgt beispielhaft anhand des Modells *KrL-1_S355_C40_N2* der Parameterstudien.

4.3.3.1 Dübelkennlinien

Ein wesentliches Berechnungsergebnis ist die Dübelkennlinie, also der Zusammenhang zwischen der eingeprägten Längsverschiebung u_x und der übertragenen Längsschubkraft pro Dübel P. Die rechnerisch ermittelten Dübelkennlinien können mit den Last-Verschiebungslinien von experimentell durchgeführten statischen Abscherversuchen verglichen werden und erlauben so eine Verifikation der Berechnungen.

Die Schubkraft pro Dübel ergibt sich als Funktion der in *ABAQUS* ermittelten x-Komponente der Auflagerkraft des Betonkörpers A_x und der Dübelanzahl $n_{\text{Dü}}$ gemäß Gl. 4.1. Innerhalb der Parameterstudien wurden fünf Stahlzähne berücksichtigt. Die Modelle zur Versuchssimulation beinhalten jeweils einen beanspruchten Dübel. Der Faktor 2 gilt für sämtliche Modelle und resultiert aus dem Umstand, dass durch die Ausnutzung der Symmetrieeigenschaften des *Push-Out*-Körpers nur die halbe Dübelleiste modelliert wurde.

$$P = A_x \cdot \frac{2}{n_{\text{Dü}}} \tag{4.1}$$

Die Dübelkennlinie des *FE*-Modells *KrL-1_S355_C40_N2* ist in Abb. 4.10 dargestellt. Neben dem numerischen Ergebnis ist zu Vergleichszwecken auch die Dübelkennlinie des von *Petraschek* [Pet08] getesteten Versuchskörpers *KrL-75-36, Serie 3* abgebildet. Die darin enthaltende Dübelgeometrie *KrL-75-36* entspricht der Dübelgeometrie *KrL-1* gemäß Kap. 3.2. Für den Versuchskörper von *Petraschek* kam Beton *C40/50* und Baustahl *S355* zum Einsatz. Das Versuchsergebnis kann aufgrund der Gleichheit der Dübelgeometrie und der verwendeten Materialien unmittelbar mit dem numerischen Ergebnis verglichen werden. Zu diesem Zweck ist die quasistatische Dübelkennlinie heranzuziehen, die ebenfalls in Abb. 4.10 dargestellt ist. Während des statischen Abscherversuches von *Petraschek* wurde der Wegvorschub in vordefinierten Abständen angehalten, was mit einem Absinken der Prüfkraft verbunden war. Die quasistatische Dübelkennlinie ergibt sich aus der Verbindungslinie der in den Haltepunkten auftretenden Minimalwerte der aufnehmbaren Schubkraft.

Die direkte Gegenüberstellung von Berechnung und Versuch zeigt im Großen und Ganzen eine gute Übereinstimmung. Ab einer eingeprägten Verschiebung von etwa drei Millimetern überschreitet die rechnerisch ermittelte Dübelkennlinie das Versuchsergebnis und führt schlussendlich auf eine höhere Traglast. Dies ist auf die Verwendung der zyklischen Arbeitslinie des Baustahls zurückzuführen. Der Zusammenhang zwischen Spannung und Dehnung wurde bis

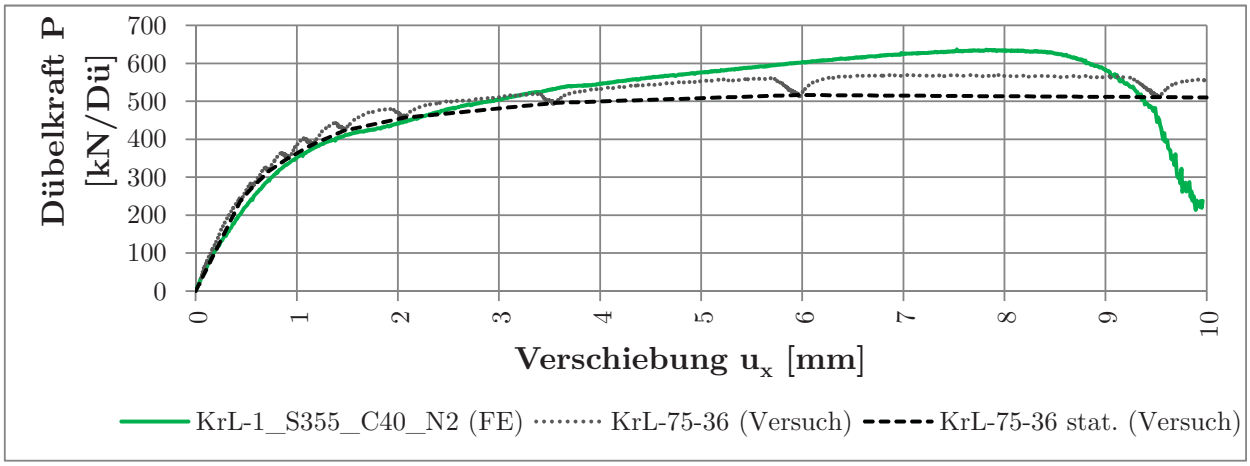


Abbildung 4.10: Dübelkennlinien (Modell: *KrL-1_S355_C40_N2*)

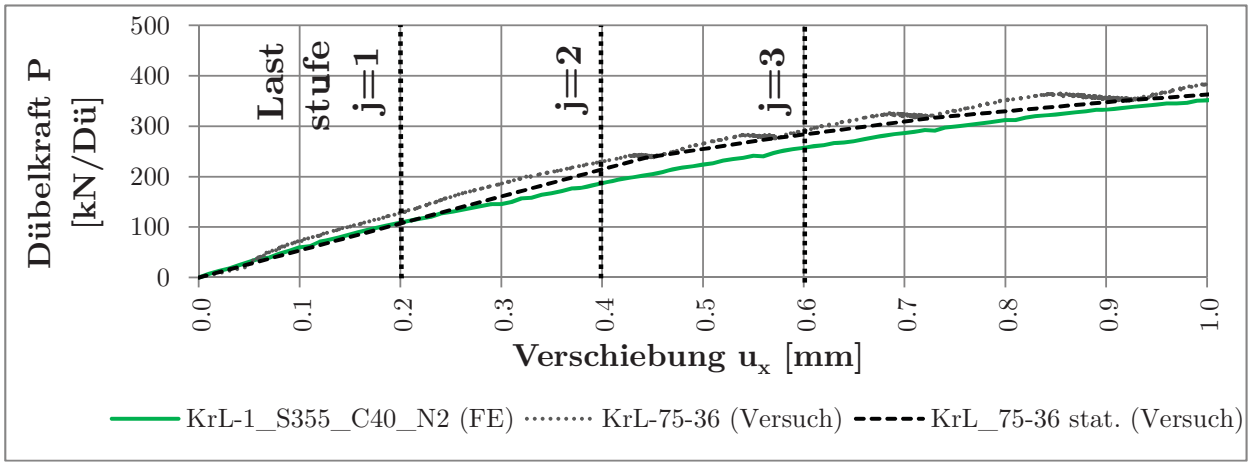


Abbildung 4.11: Definition der Laststufen $j = 1, 2, 3$

auf Höhe der Zugfestigkeit $R_m = 510\,\mathrm{N/mm^2}$ definiert. Ab dem Erreichen der Zugfestigkeit wird die Arbeitslinie ideal-plastisch fortgesetzt. Demzufolge muss die numerische Berechnung eine höhere Traglast, als der statische Versuch liefern. Die gute Übereinstimmung bei kleinen Verschiebungen und die erklärbaren Abweichungen im Bereich der Traglast erlauben die Plausibilisierung des numerischen Berechnungsmodells. Modelle mit veränderter Materialgüte, oder Dübelgeometrie können nicht unmittelbar mit dem Versuchsergebnis verglichen, sondern nur in Relation zu den übrigen Ergebnissen beurteilt werden.

In Abb. 4.11 ist der für die Lebensdauerberechnung entscheidende Bereich der Dübelkennlinie noch einmal vergrößert dargestellt. Die Abbildung zeigt die Definition der für die weiteren Untersuchungen mehrfach verwendeten Laststufen $j = 1, 2, 3$. Die Belastung wird gemäß Kap. 4.3.2.4 in den numerischen Modellen durch eine eingeprägte Verschiebung aufgebracht, die innerhalb des Berechnungsintervalls linear auf den Maximalwert gesteigert wird. Die Ergebnisdaten werden in konstanten Zeitabständen in die Ausgabedatenbank gespeichert. Dementsprechend gibt es bei sämtlichen Berechnungsmodellen Ergebnisdaten in Abhängigkeit von der aufgebrachten Verschiebung. Im Umkehrschluss bedeutet das, dass nicht bei jedem Modell Berechnungsergebnisse auf dem Niveau einer bestimmten vorgegebenen Last existieren. Zur Definition der Laststufen werden, die in Tab. 4.9 angegeben Verschiebungswerte $u_{x,j}$

gewählt. Für die Schubkräfte P_j ergeben sich bei jedem untersuchten Modell andere Werte. Diese werden später bei der Auswertung der resultierenden Dübelbeanspruchungen angegeben.

Der angenommene Maximalwert $u_{x,3} = 0.6\,\text{mm}$ markiert in etwa das Ende des linear-elastischen Bereiches der Dübelkennlinie. Die zugehörige Dübelkraft liegt ungefähr auf Höhe der halben plastischen Dübeltragfähigkeit. Wie in Abb. 4.11 erkennbar ist, weisen die ermittelten Dübelkennlinien schon sehr früh Nichtlinearitäten auf, die mit zunehmender Last stetig anwachsen. Die Festlegung des Maximalwertes beruht auf der Annahme, dass die Nichtlinearitäten bis zu diesem Lastniveau ein vertretbares Ausmaß, für die in weiterer Folge angestrebte Ableitung von Lastmodellen, nicht überschreiten.

Laststufe j	Schubkraft P_j [kN/Dü]	Längsverschiebung $u_{x,j}$ $[mm]$
1	P_1	0.2
2	P_2	0.4
3	P_3	0.6

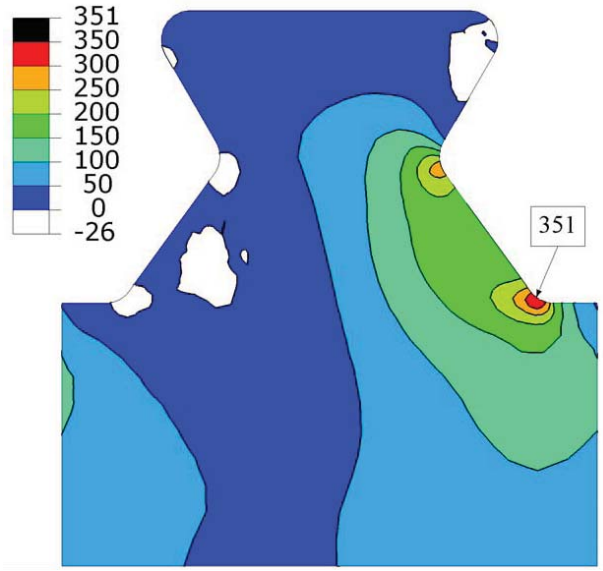
Tabelle 4.9: Definition der Laststufen $j = 1, 2, 3$

4.3.3.2 Beanspruchungs- und Verformungsgrößen

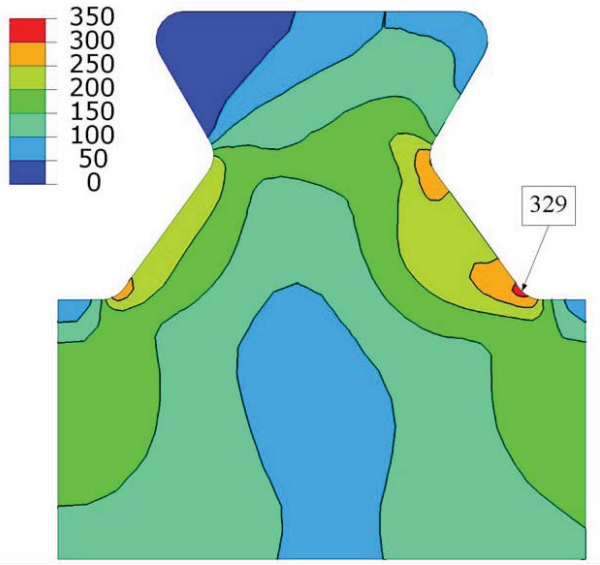
Eine *FE*-Berechnung liefert den Beanspruchungs- und Verformungszustand in jedem Element auf den einzelnen Laststufen. Dadurch kann die Lage der höchstbeanspruchten Stelle des Bauteils identifiziert werden. Für die Weiterverarbeitung ist die Gesamtheit der Ergebnisdaten ungeeignet. Im Zuge der Auswertung müssen die wesentlichen Eingangsgrößen für die weitere Berechnung möglichst effizient ermittelt werden. Zur Erläuterung der Vorgangsweise werden auch in diesem Kapitel die Ergebnisse des Modells *KrL-1_S355_C40_N2* verwendet.

Abb. 4.12(b) zeigt die Verteilung der Vergleichsspannung σ_V innerhalb des Kronendübels auf Laststufe $j = 3$, bei einer Schubkraft von $P_3 = 257\,\text{kN/Dübel}$. Man erkennt, dass die größte Beanspruchung im Bereich der unteren Ausrundung des Dübels auftritt. Diese Situation spiegelt den Regelfall wider, der innerhalb der durchgeführten Untersuchungen beobachtet werden konnte. Allerdings kann es im Verlauf der Laststeigerung vereinzelt zu einer Verschiebung der maßgebenden Stelle in den Bereich der oberen Ausrundung kommen. Dies resultiert aus der ähnlichen Kerbwirkung der beiden Bögen mit gleichem Radius. Die Verteilung der Hauptzugspannung σ_1 ist in Abb. 4.12(a) ersichtlich. Die Lage der maßgebenden Stelle verschiebt sich kaum gegenüber der Betrachtung der Vergleichsspannungen.

Aus der Beobachtung der Spannungsverteilung innerhalb des Dübels ergibt sich die Folgerung, dass in erster Linie Spannungen entlang der Dübelflanke im Bereich der Ausrundungen von Relevanz sind. Aus diesem Grund wird für die in Abb. 4.13 rot dargestellten Elemente der Dübelgeometrien *KrL-1* und *KrL-2* im Bereich der Ausrundungen ein sogenanntes *History Output* in *ABAQUS* definiert. Dies ermöglicht die Ausgabe der Entwicklung der einzelnen Beanspruchungs- und Verformungsgrößen im Verlauf der Laststeigerung. Ohne die Definition von *History Outputs* können lediglich Ergebnisdaten auf einzelnen Laststufen betrachtet werden.

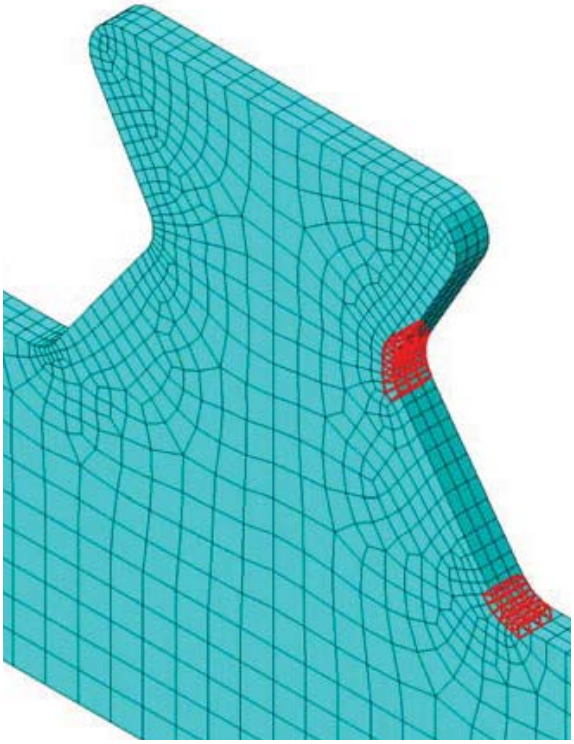


(a) Verteilung der Hauptzugspannungen σ_1

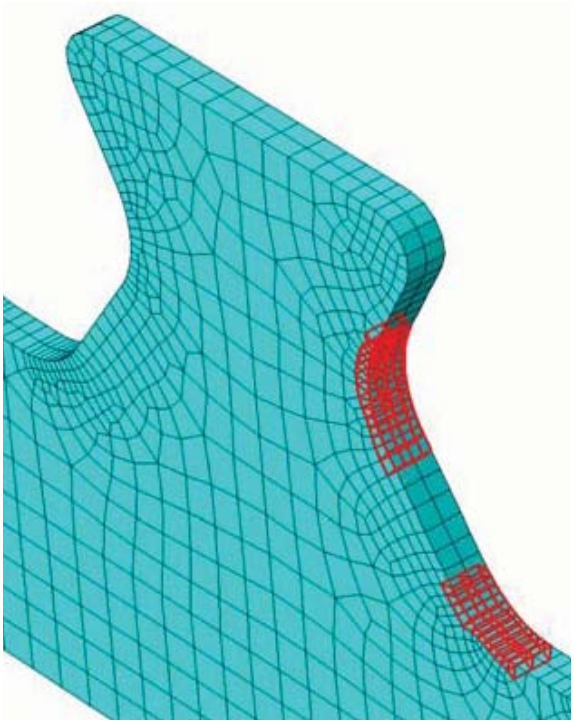


(b) Verteilung der Vergleichsspannungen σ_V

Abbildung 4.12: Vergleichsgrößen auf Laststufe $j = 3$ (Modell: *KrL-1_S355_C40_N2*)



(a) Modell: *KrL-1_S355_C40_N2*



(b) Modell: *KrL-2_S355_C40_N3*

Abbildung 4.13: Elemente für die Ausgabe von *History Outputs*

Konkret wird die Ausgabe der in Tab. 4.10 aufgelisteten Beanspruchungs- und Verformungsgrößen festgelegt. Die plastischen Hauptverzerrungskomponenten dienen zur Ermittlung der plastischen Vergleichsdehnung $\varepsilon_{V,p}$ nach Gl. 3.17. Damit sind alle benötigten Vergleichsgrößen zur Berücksichtigung von Mehrachsigkeitseinflüssen nach Kap. 3.5.3.4 bekannt.

Die Entwicklung der Hauptzugspannungen σ_1, der Hauptzugverzerrungen ε_1, sowie der Vergleichsspannungen σ_V und der Vergleichsdehnungen ε_V im Verlauf der Laststeigerung wird auch als Last-Kerbspannungs- bzw. Last-Kerbdehnungsbeziehung bezeichnet und bildet die Grundlage der Lebensdauerberechnung nach dem Kerbdehnungskonzept. Die Darstellung der gewonnenen Ergebnisse folgt in Kap. 4.3.3.3.

Beschreibung	Symbol	Ausgabevariable in *ABAQUS*
Hauptspannungskomponenten	σ_1, σ_2, σ_3	SP1, SP2, SP3
Hauptverzerrungskomponenten	ε_1, ε_2, ε_3	LEP1, LEP2, LEP3
Vergleichsspannung	σ_V	MISES
plastische Hauptverzerrungskomponenten	ε_1^p, ε_2^p, ε_3^p	PEP1, PEP2, PEP3

Tabelle 4.10: Beanspruchungs- und Verformungsgrößen deren Entwicklung im Verlauf der Laststeigerung durch Definition von *History Outputs* aufgezeichnet wird

Neben der Ausgabe der angeführten Beanspruchungs- und Verformungsgrößen im Bereich der Ausrundungen, werden weitere *History Outputs* definiert, um den Anstieg der Auflagerkraft A_x im Verlauf der Laststeigerung als Grundlage zur Ermittlung der Dübelkennlinie und der Last-Kerbbeanspruchungsbeziehungen zu dokumentieren. Weiters wird die Entwicklung der gesamten Verzerrungsenergie (*ALLIE*) und der kinetischen Energie (*ALLKE*) für die Ergebniskontrolle nach Kap. 4.3.3.6 aufgezeichnet.

4.3.3.3 Last-Kerbspannungs- bzw. Last-Kerbdehnungsbeziehungen

Die Bedeutung von Last-Kerbspannungs- bzw. Last-Kerbdehnungsbeziehungen für die Lebensdauerberechnung nach dem Kerbdehnungskonzept wurde in Kap. 3.6 erläutert. Die Vorgangsweise zur Ermittlung dieser Zusammenhänge mit Hilfe von *ABAQUS* wird im Folgenden beschrieben. Die definierten *History Outputs* ermöglichen die Ausgabe der auftretenden Kerbbeanspruchungen als Funktion der abgelaufenen Zeit im Berechnungsintervall. Die Gesamtverschiebung von $u_{x,max} = 10\,\text{mm}$ wird innerhalb einer Zeitspanne von $t_{max} = 100\,\text{s}$ mit einer konstanten Belastungsgeschwindigkeit von $v = 0,1\,\text{mm/s}$ aufgebracht. Durch den linearen Zusammenhang zwischen der abgelaufenen Zeit t im Berechnungsintervall und der eingeprägten Verschiebung u_x, können die Kerbbeanspruchungen mit Hilfe von Gl. 4.2 als Funktion der eingeprägten Verschiebung angegeben werden.

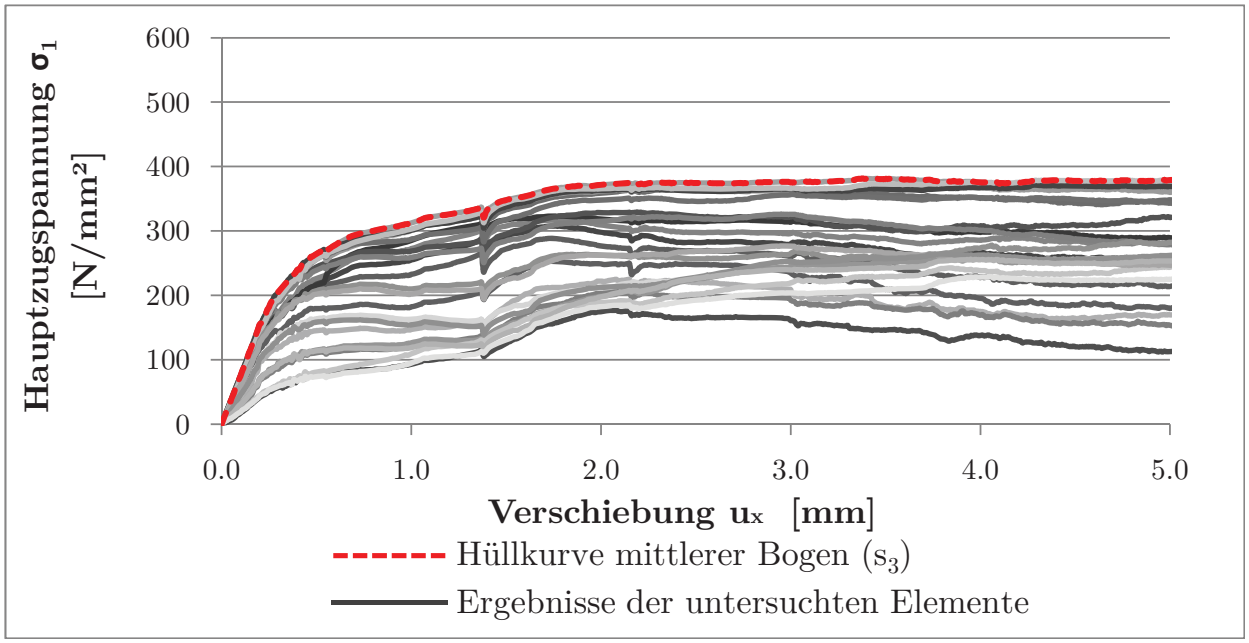
$$u_x = v\ t = 0.1\ t \tag{4.2}$$

Zur Veranschaulichung werden abermals die Ergebnisse des Modells *KrL-1_S355_C40_N2* herangezogen. Abb. 4.14 und Abb. 4.15 zeigen die Entwicklung der Hauptzugspannungen σ_1 und Vergleichsspannungen σ_V, als Funktion der eingeprägten Verschiebung, getrennt für die

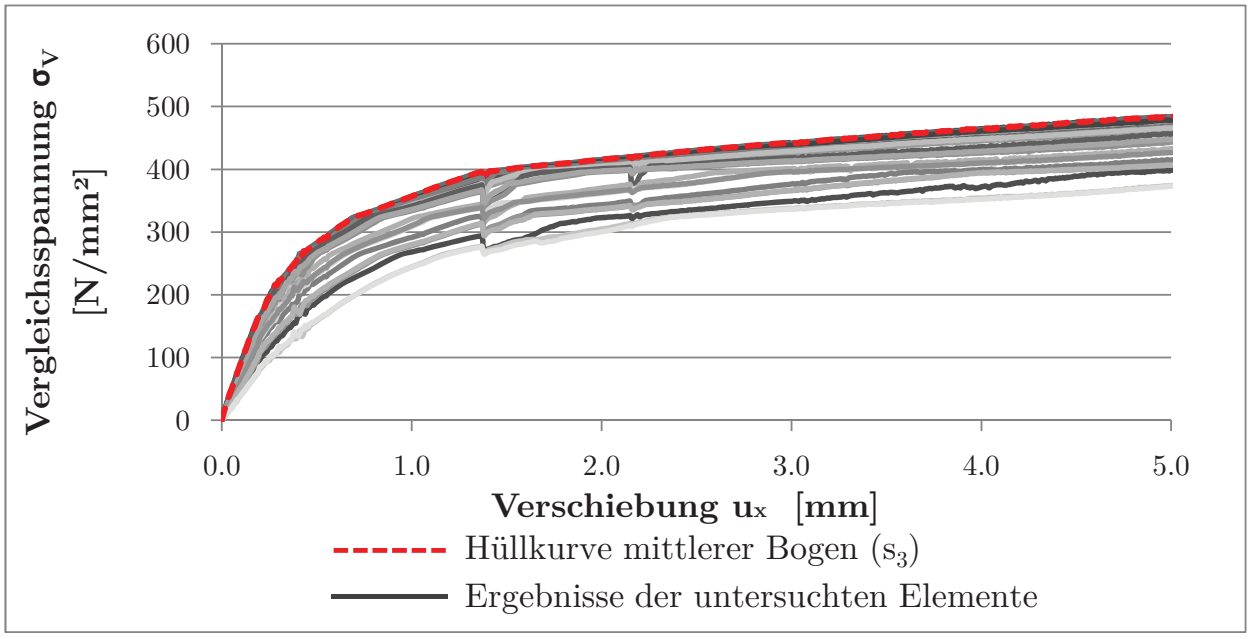
beiden betrachteten Dübelausrundungen. Für jedes einzelne, der in Abb. 4.13(a) ausgewählten Elemente, wird eine grau dargestellte Kurve angegeben. Zusätzlich zu den Ergebnissen der *FE*-Berechnung enthalten die dargestellten Diagramme jeweils eine rote Hüllkurve. Die Einhüllende ordnet jedem Verschiebungswert, den Maximalwert der Kurvenschar zu. Die resultierenden Hüllkurven der beiden Kreisbögen werden in Abb. 4.16 verglichen und dazu verwendet eine weitere Hüllkurve zu ermitteln, bei der sämtliche Elemente beider Ausrundungen Berücksichtigung finden. Die in den Diagrammen verwendeten Bogenbezeichnungen werden im folgenden Kapitel in Abb. 4.22 definiert. Der mittlere Kreisbogen wird mit s_3 und der untere mit s_5 bezeichnet.

Im Verlauf der Laststeigerung kann es mitunter vorkommen, dass das höchstbeanspruchte Element aufgrund von Lastumlagerungen wechselt. Dementsprechend müsste bei genauer Betrachtung das maßgebende Element in Abhängigkeit vom Lastniveau bestimmt und dessen Beanspruchungsverlauf für die Lebensdauerberechnung herangezogen werden. Da dies zwar im Einzelfall möglich wäre, jedoch einen unverhältnismäßigen Mehraufwand für die Auswertung bedeutet, werden in weiterer Folge die ermittelten Hüllkurven verwendet. Die gewählte Vorgangsweise begünstigt die möglichst allgemeine Anwendbarkeit des entwickelten Nachweiskonzeptes ohne Einschränkung auf bestimmte vorgegebene Lastamplituden. Mit Hilfe der Hüllkurven kann jedem Verschiebungswert eindeutig eine maximal auftretende Beanspruchungsgröße innerhalb der betrachten Ausrundungen, bzw. innerhalb des Dübels zugewiesen werden.

Die aus der *FE*-Berechnung resultierenden Last-Kerbbeanspruchungsbeziehungen weisen in Teilbereichen mitunter gravierende Unstetigkeiten auf. Man erkennt dies beispielsweise bei Betrachtung der Kurvenverläufe von Modell *KrL-1_S355_C40_N2* in Abb. 4.15. Die Diskontinuitäten sind auf die Funktionsweise der numerischen Berechnungsalgorithmen zurückzuführen und werden in Kap. 4.3.3.7 kommentiert.

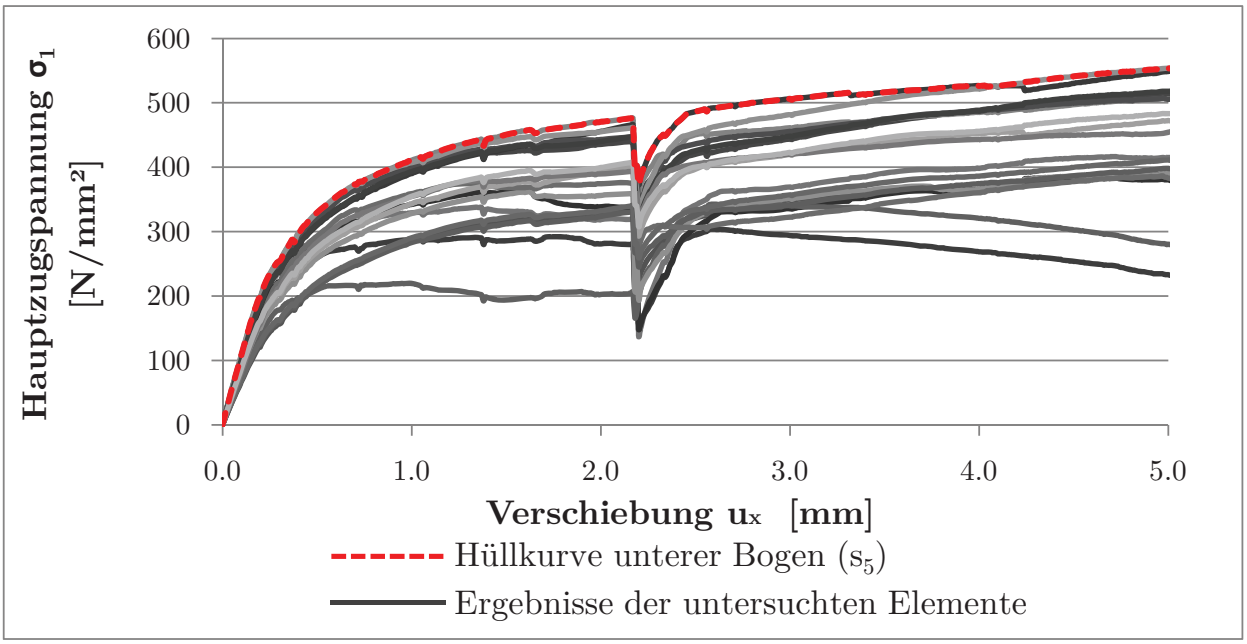


(a) Entwicklung der Hauptzugspannungen σ_1

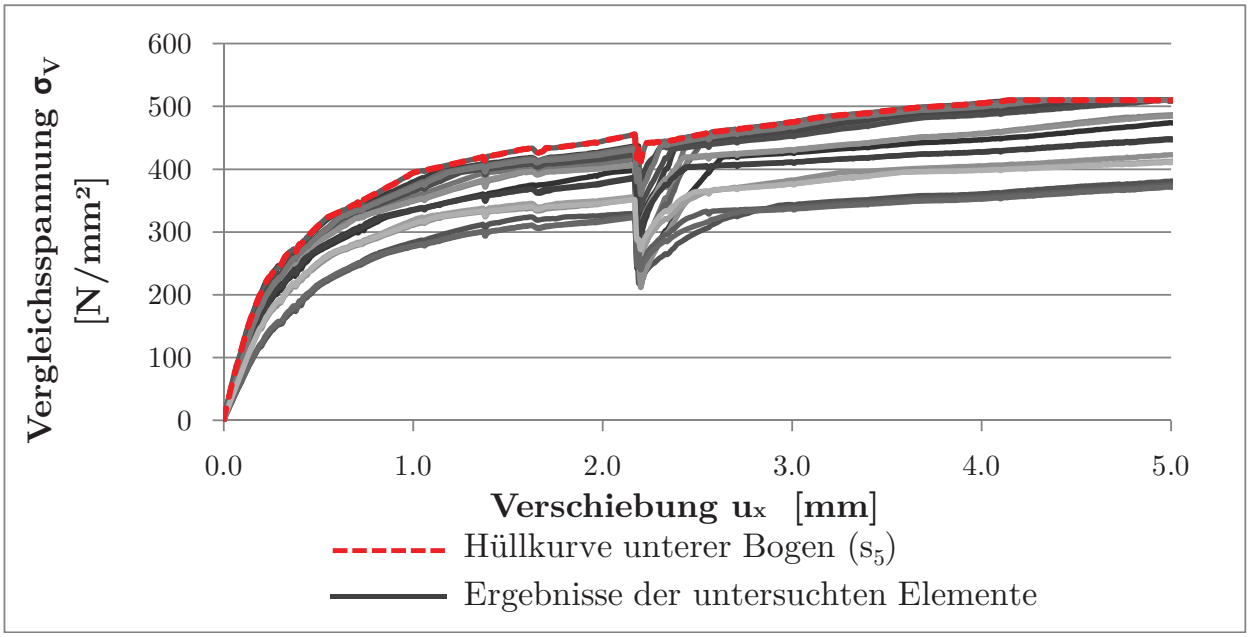


(b) Entwicklung der Vergleichsspannungen σ_V

Abbildung 4.14: Vergleichsgrößen innerhalb des Kreisbogens s_3 (Modell: *KrL-1_S355_C40_N2*)

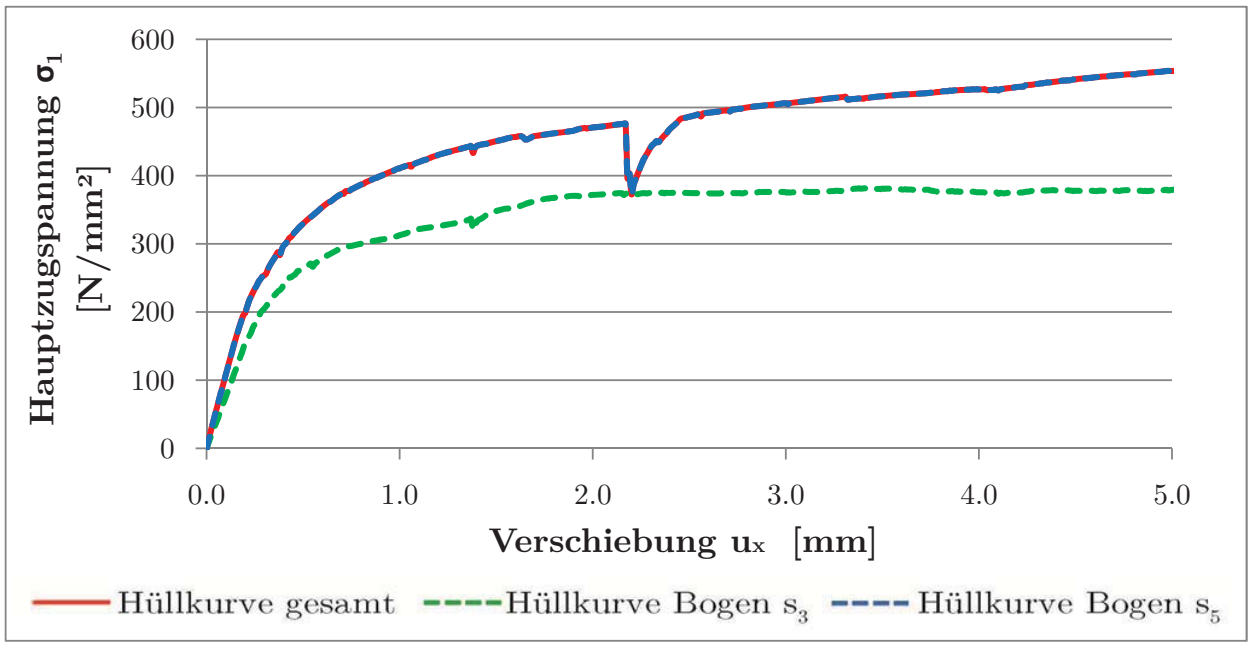


(a) Entwicklung der Hauptzugspannungen σ_1

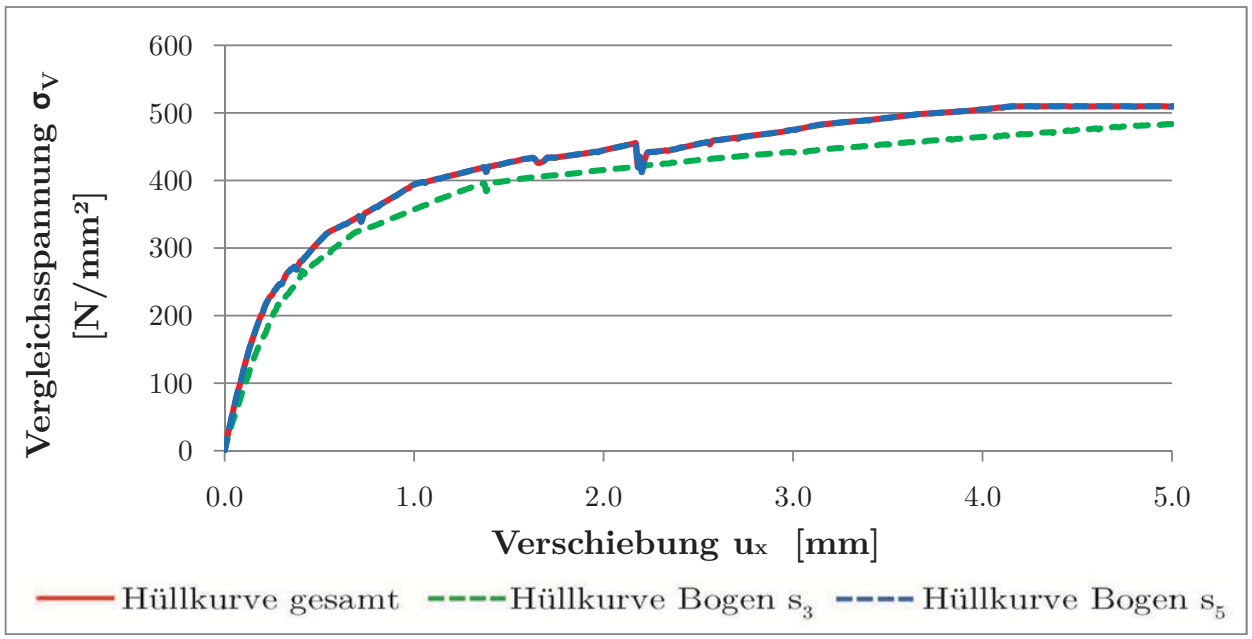


(b) Entwicklung der Vergleichsspannungen σ_V

Abbildung 4.15: Vergleichsgrößen innerhalb des Kreisbogens s_5 (Modell: *KrL-1_S355_C40_N2*)



(a) Entwicklung der Hauptzugspannungen σ_1

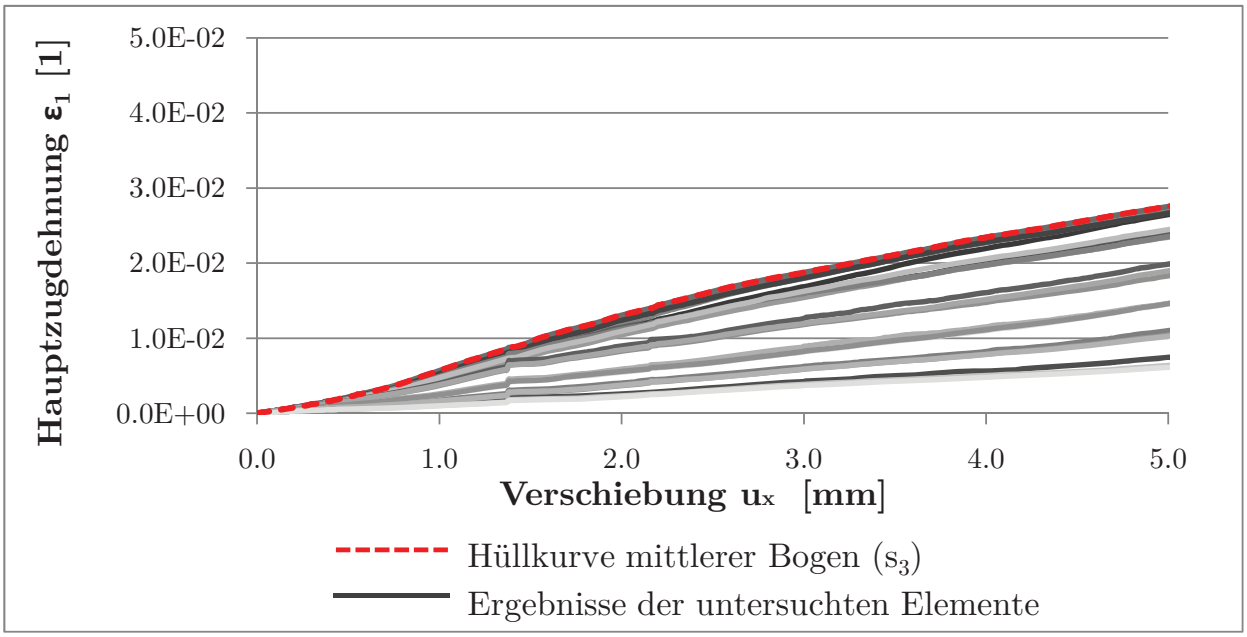


(b) Entwicklung der Vergleichsspannungen σ_V

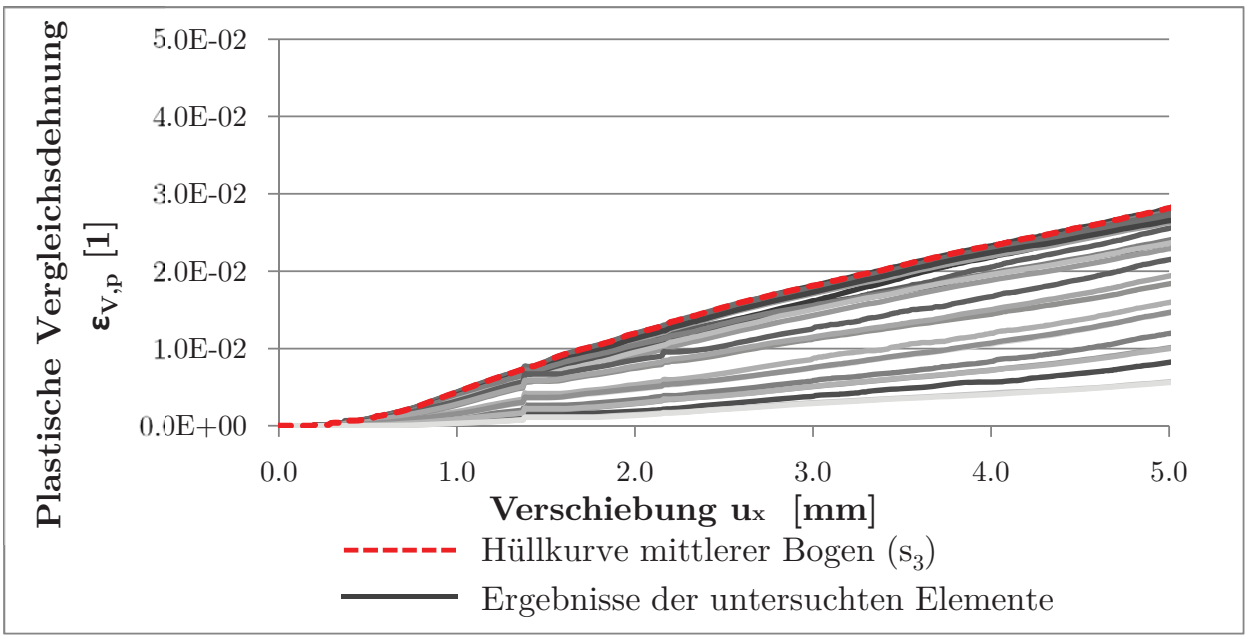
Abbildung 4.16: Überlagerung der ermittelten Hüllkurven (Modell: *KrL-1_S355_C40_N2*)

Der Verlauf der Hauptzugverzerrungen ε_1 und plastischen Vergleichsdehnungen $\varepsilon_{V,p}$ als Funktion der Verschiebung wird in Abb. 4.17 und Abb. 4.18, getrennt für die beiden Kreisbögen angegeben. Die obigen Erläuterungen gelten hier analog. Bei den plastischen Vergleichsdehnungen ist zu beachten, dass diese für jedes Kerbelement durch Anwendung von Gl. 3.17 auf Basis der plastischen Hauptverzerrungskomponenten ermittelt werden müssen, da eine direkte Ausgabe mittels *ABAQUS* nicht möglich ist. Abb. 4.19 dient erneut der Gegenüberstellung der Maximalbeanspruchungen beider Ausrundungen und der Ermittlung einer gesamtresultierenden Hüllkurve.

An den Darstellungen von Modell *KrL-1_S355_C40_N2* erkennt man, dass die höchstbeanspruchte Stelle eindeutig im Bereich des unteren Kreisbogens liegt. Trotzdem wird die Auswertung beider Ausrundungen beibehalten, da bei anderen untersuchten Modellen in Ausnahmefällen Maxima im Bereich des mittleren Bogens beobachtet wurden.

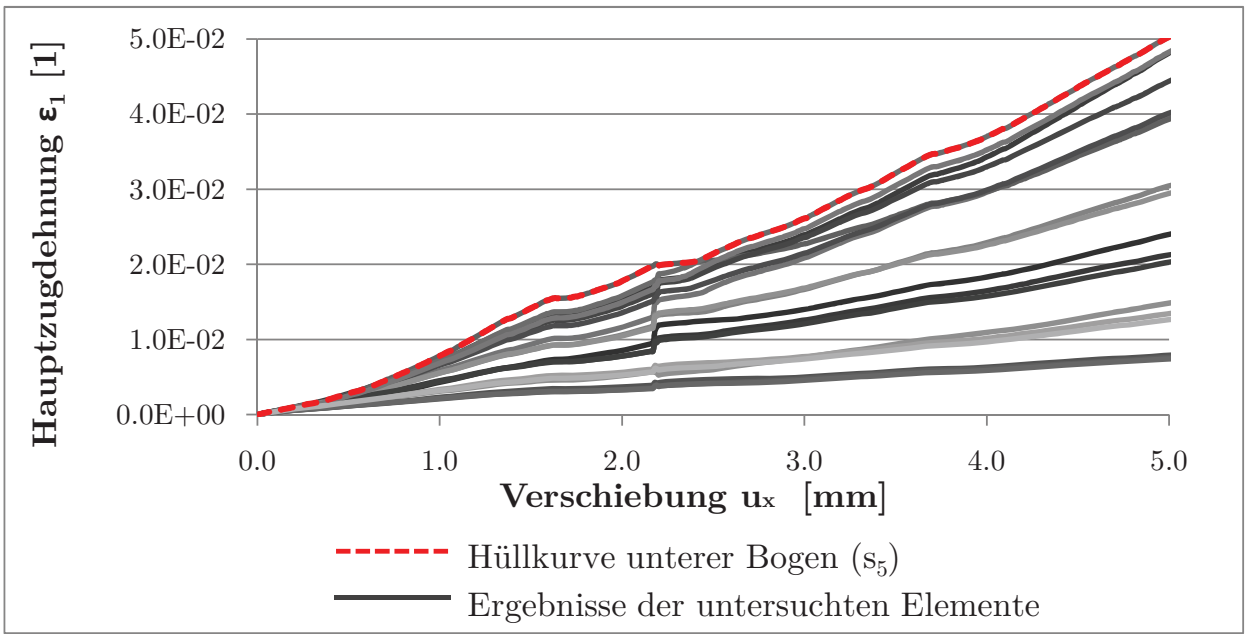


(a) Entwicklung der Hauptzugverzerrungen ε_1

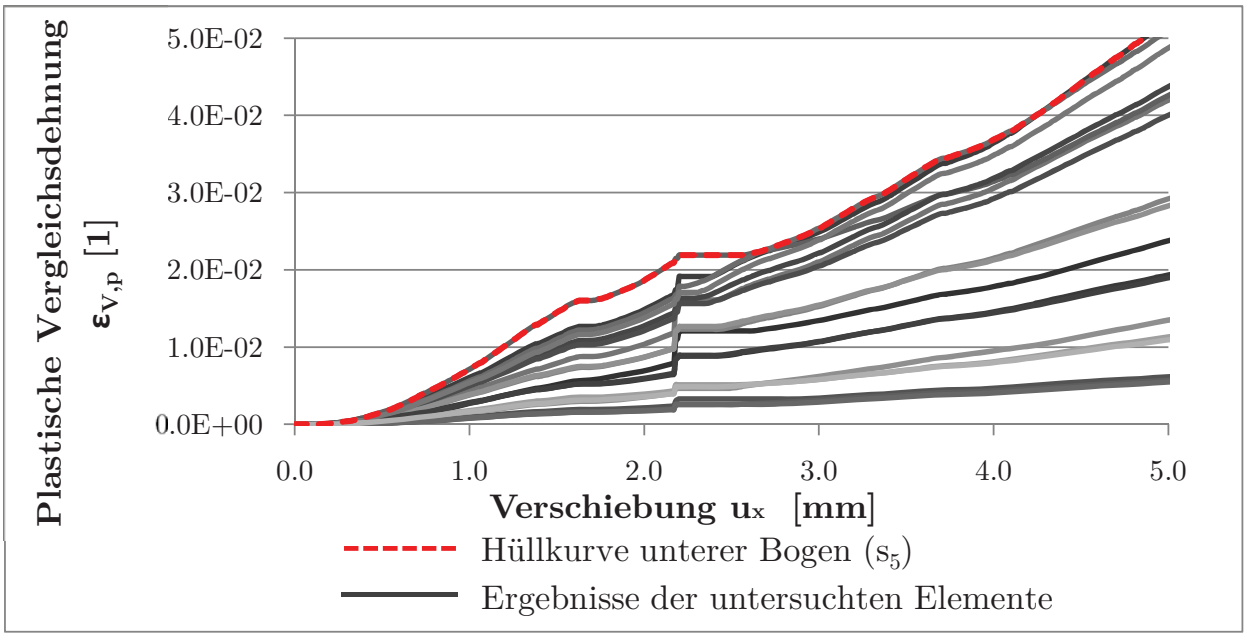


(b) Entwicklung der plastischen Vergleichsdehnungen $\varepsilon_{V,p}$

Abbildung 4.17: Vergleichsgrößen innerhalb des Kreisbogens s_3 (Modell: *KrL-1_S355_C40_N2*)

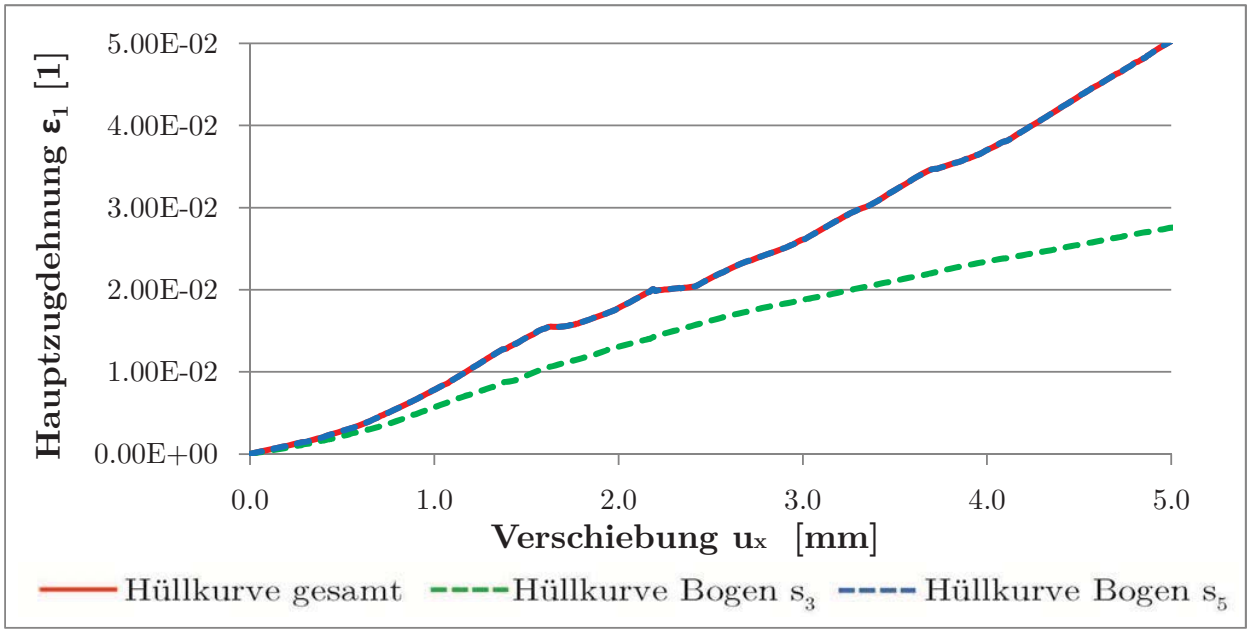


(a) Entwicklung der Hauptzugverzerrungen ε_1

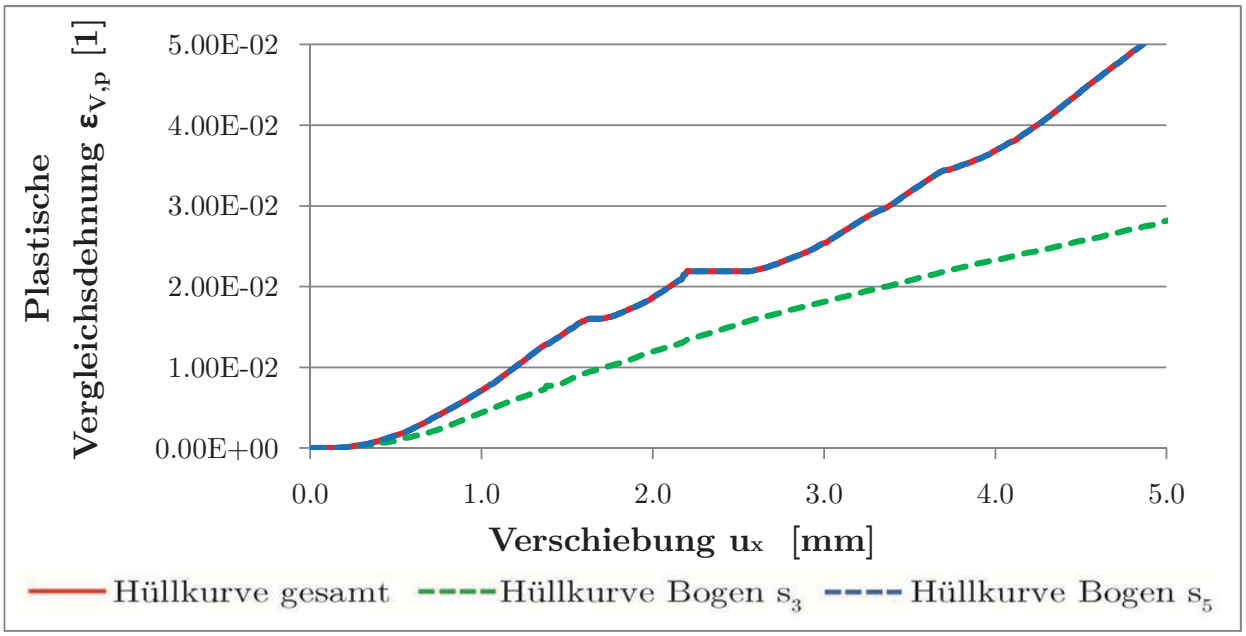


(b) Entwicklung der plastischen Vergleichsdehnungen $\varepsilon_{V,p}$

Abbildung 4.18: Vergleichsgrößen innerhalb des Kreisbogens s_5 (Modell: *KrL-1_S355_C40_N2*)



(a) Entwicklung der Hauptzugverzerrungen ε_1

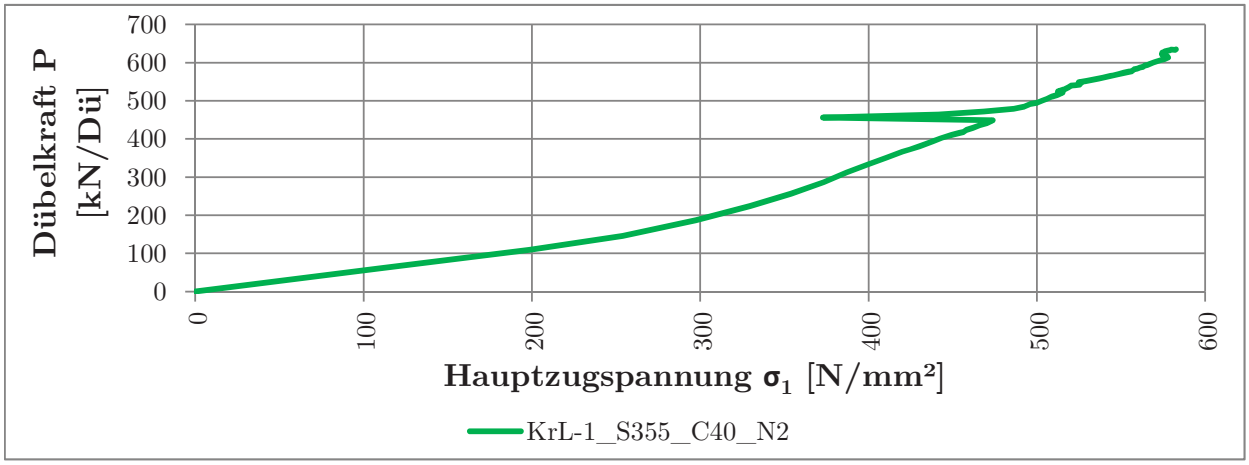


(b) Entwicklung der plastischen Vergleichsdehnungen $\varepsilon_{V,p}$

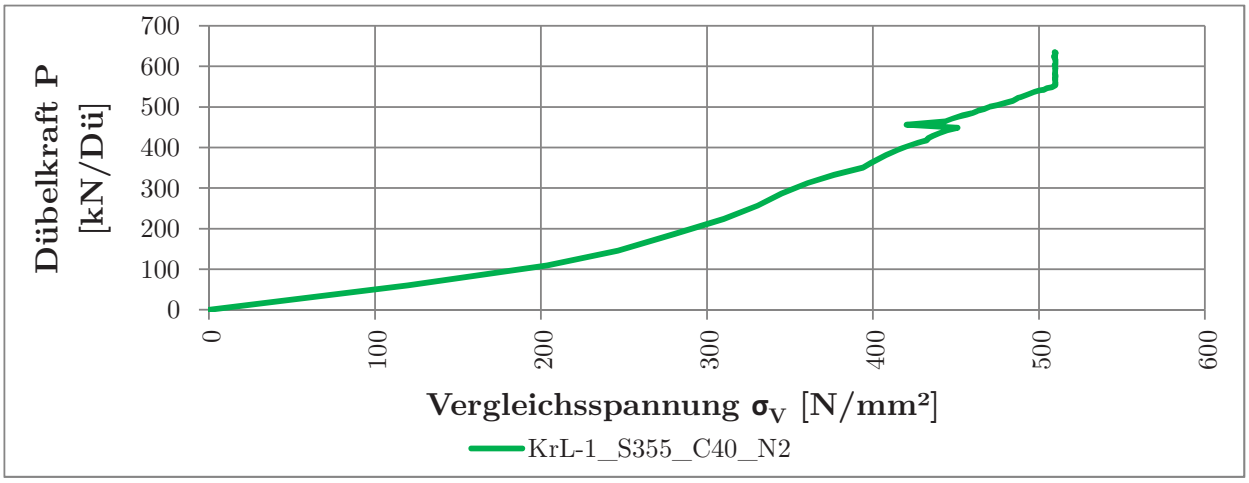
Abbildung 4.19: Überlagerung der ermittelten Hüllkurven (Modell: *KrL-1_S355_C40_N2*)

Da der Zusammenhang zwischen der übertragenen Schubkraft P und der zugehörigen Verschiebung u_x bekannt ist, lassen sich die Kerbspannungs- und Kerbdehnungsverläufe auch in Abhängigkeit von der Schubkraft angeben. Dabei werden nun ausschließlich die ermittelten Hüllkurven, die die Maximalbeanspruchungen beider Kreisbögen erfassen, zugrunde gelegt. Dies führt dazu, dass anstelle der umfangreichen Daten für sämtliche Elemente nach Abb. 4.13, jeweils nur noch die Beanspruchung an der maßgebenden Stelle der Konstruktion weiterverwendet wird. Die Vergleichsdehnung ε_V ergibt sich durch Addition der elastischen und plastischen Vergleichsdehnungen ($\varepsilon_{V,a}$ und $\varepsilon_{V,p}$). Zur Ermittlung der elastischen Dehnungsanteile werden die Vergleichsspannungen σ_V durch den Elastizitätsmodul E dividiert.

Abb. 4.20 und Abb. 4.21 zeigen die Last-Kerbbeanspruchungsbeziehung des Modells *KrL-1_S355_C40_N2*. Nach der Ermittlung des Zusammenhanges zwischen der äußerlich aufgebrachten Dübelkraft und den Beanspruchungen in der maßgebenden Bauteilkerbe kann unmittelbar mit der Lebensdauerberechnung nach dem Kerbdehnungskonzept begonnen werden.

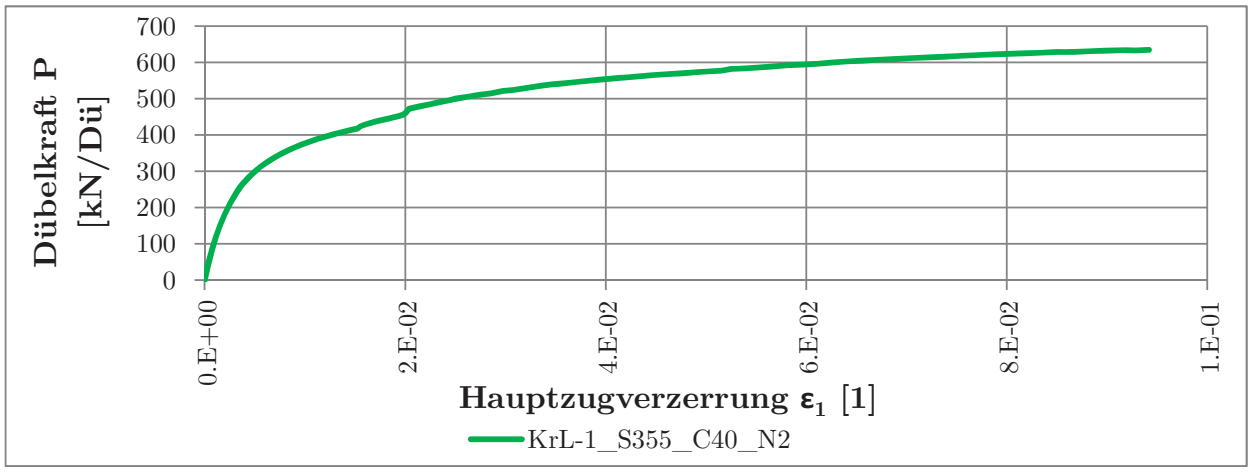


(a) Last-Hauptzugspannungsbeziehung

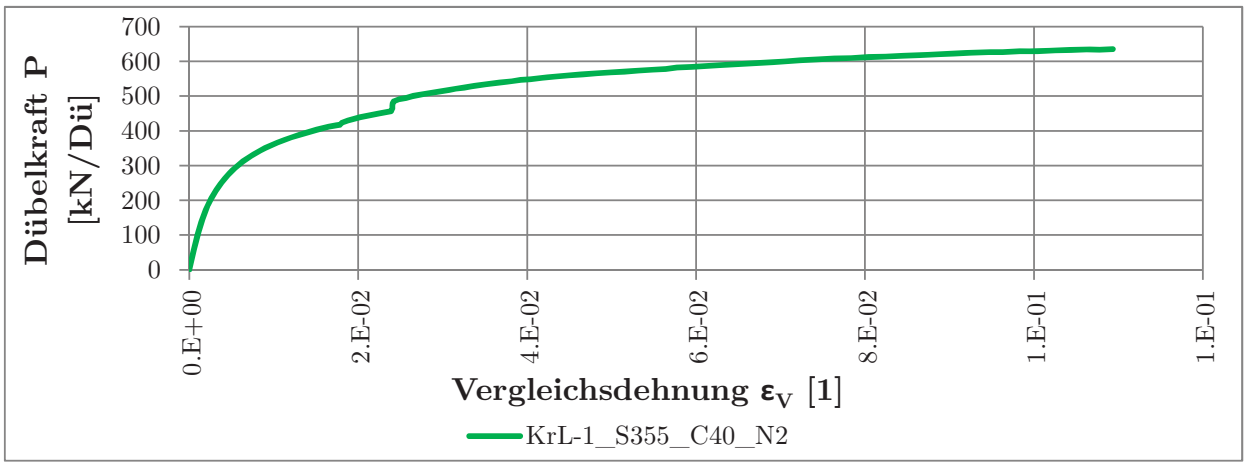


(b) Last-Vergleichsspannungsbeziehung

Abbildung 4.20: Last-Kerbspannungsbeziehung auf Basis der Hüllkurven (Modell: *KrL-1_S355_C40_N2*)



(a) Last-Hauptzugverzerrungsbeziehung



(b) Last-Vergleichsdehnungsbeziehung

Abbildung 4.21: Bauteilfließkurve auf Basis der Hüllkurven (Modell: *KrL-1_S355_C40_N2*)

4.3.3.4 Spannungsverläufe in der Kontaktfuge

Die Untersuchung der Kontaktspannungen in der Fuge zwischen dem Stahldübel und dem umgebenden Beton ist die Grundlage der in Kap. 4.4 vorgestellten Lastmodelle. In der Fuge werden Normal- und Schubspannungen übertragen. Die Spannungsverläufe variieren im Allgemeinen in Abhängigkeit von den verwendeten Materialparametern, der Dübelgeometrie und der betrachteten Laststufe j. Für die Lebensdauerberechnung ist in erster Linie der annähernd linear-elastische Bereich der Dübelkennlinie relevant. Bei Beschränkung der Lastmodelle auf diesen Bereich, der sich etwa bis zur halben Traglast des Dübels erstreckt, kann vereinfachend von einer linearen Abhängigkeit zwischen den auftretenden Kontaktspannungen und der Dübelkraft ausgegangen werden.

Die Spannungsverläufe werden als Funktion der Laufvariable s, deren Verlauf in Abb. 4.22 ersichtlich ist, angegeben. Die Ermittlung der Kontaktspannungen erfolgt in *ABAQUS* durch Ausgabe der Ergebnisdaten *CPRESS* und *CSHEAR1* aller Elemente in der Kontaktfläche. *CPRESS* gibt die Normalkomponente der Kontaktspannungen wieder, während *CSHEAR1* den Schubspannungen entspricht, die sich entlang der Kontaktfuge einstellen.

Bei der Auswertung der Schubspannungen ist die programminterne Definition der lokalen Koordinatensysteme zu beachten. Die Schubspannungskomponente *CSHEAR1* wirkt in Richtung der auf die jeweilige Kontaktfläche projizierten globalen x-Achse. Diese Festlegung führt dazu, dass das Vorzeichen der Schubspannungen entlang der Kontaktfuge zweimal wechselt. Der Richtungswechsel des lokalen Koordinatensystems entsteht an jenen Stellen der Kontaktfuge, die eine vertikale Tangente aufweisen. Dementsprechend kommt es im Bereich der Kreisbögen s_1 und s_3 zu einer Umkehr der positiven Achsrichtung. Dieser Effekt wird durch Änderung des Vorzeichens der Ergebnisdaten für *CSHEAR1* im dazwischenliegenden, in Abb. 4.22 grün dargestellten Kantenbereich berücksichtigt. Es gilt daher für alle im Folgenden angegebenen Kontaktspannungsverläufe, dass positive Schubspannungen stets in Richtung der Laufkoordinate s wirken. Die Auswertung der Normalspannungen *CPRESS* ist vergleichsweise einfach. Die Übertragung von Druckspannungen führt zu positiven Ergebniswerten.

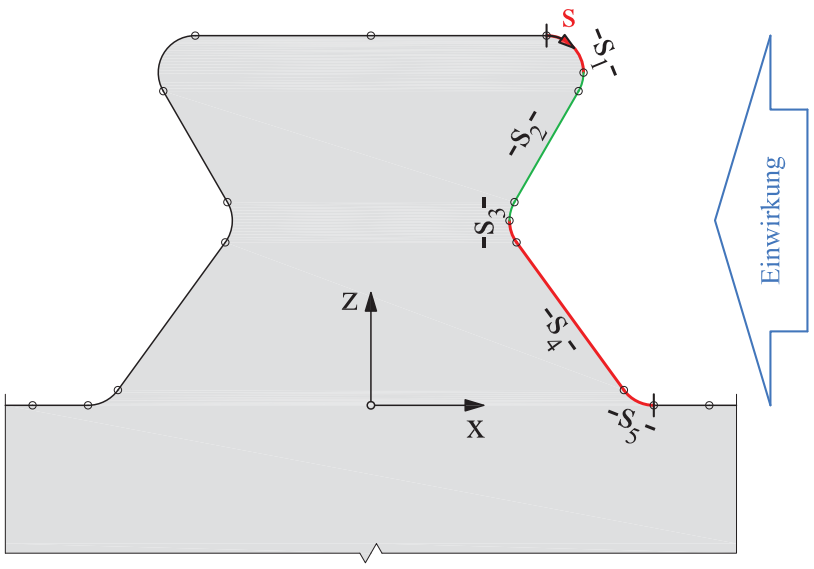


Abbildung 4.22: Definition der Laufvariablen s

Aufgrund des geringen Lastniveaus unter annähernd linear-elastischen Verhältnissen, entstehen nur entlang des in Abb. 4.22 farbig dargestellten Bereichs der Kontaktfuge Spannungen. Diese Seite des Stahlzahnes übernimmt somit die Kraftübertragung. Sie setzt sich aus zwei Geraden (s_2 und s_4) und drei Kreisbögen (s_1, s_3 und s_5) zusammen. Auf der anderen Seite des Stahlzahnes werden erst bei hohen Lasten infolge großer Dübelverformungen Kontaktspannungen wirksam.

Je nach gewählter Netzfeinheit wird die Dübelleiste in Dickenrichtung in zwei bis drei Elemente unterteilt. Zur Auswertung der Kontaktspannungen werden an allen Elementrändern Pfade definiert, die in Richtung der Laufvariablen s verlaufen. Daraus resultieren in Abhängigkeit vom *FE*-Netz drei bis vier parallele Pfade. Die in weiterer Folge präsentierten Kontaktspannungsverläufe entsprechen den gemittelten Ausgabewerten der Kontaktnormalspannungen σ_{P_j} und Kontaktschubspannungen τ_{P_j}, die sich entlang dieser Pfade ergeben. Abb. 4.23 zeigt den Angriffsbereich und die positive Wirkungsrichtung der Kontaktspannungsverläufe.

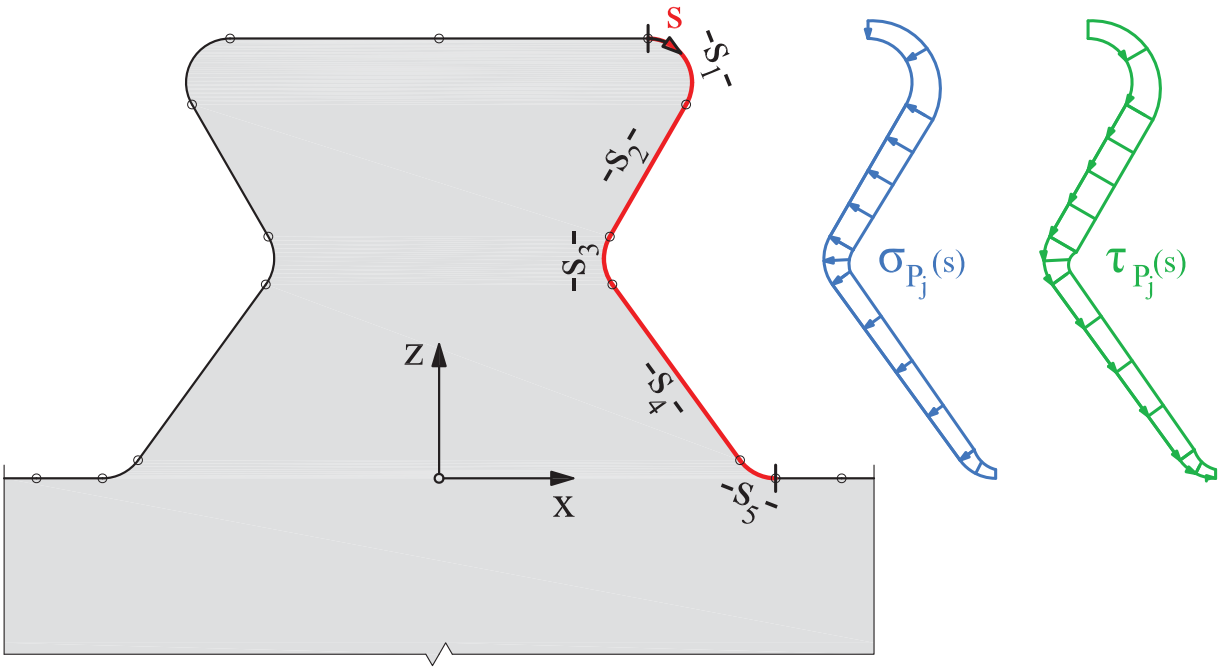


Abbildung 4.23: Angriffsbereich und positive Wirkungsrichtung der Kontaktspannungsverläufe σ_{P_j} und τ_{P_j}

Die gemittelten Werte σ_{P_j} und τ_{P_j} werden auf Basis der vorhandenen Ergebnisdaten der Elementknoten bestimmt. Sie ergeben sich bei Netzgeometrie *N2* gemäß Gl. 4.3a und bei Netzgeometrie *N3* gemäß Gl. 4.3b. In Abb. 4.24 ist für beide Netzgeometrien jeweils ein Horizontalschnitt durch den Stahlzahn im Bereich der Kontaktfuge dargestellt. Man erkennt die Pfade *I* bis *IV*, die zur Auswertung der Kontaktspannungen verwendet wurden und die Bezeichnung der zugehörigen Ergebnisdaten.

Bestimmung der mittleren Kontaktspannungen bei Netzgeometrie *N2*:

$$\sigma_{P_j} = \frac{\frac{1}{2}\,\sigma_{j,I} + \sigma_{j,II} + \sigma_{j,III} + \frac{1}{2}\,\sigma_{j,IV}}{3} \qquad \tau_{P_j} = \frac{\frac{1}{2}\,\tau_{j,I} + \tau_{j,II} + \tau_{j,III} + \frac{1}{2}\,\tau_{j,IV}}{3} \tag{4.3a}$$

Bestimmung der mittleren Kontaktspannungen bei Netzgeometrie *N3*:

$$\sigma_{P_j} = \frac{\frac{1}{2}\,\sigma_{j,I} + \sigma_{j,II} + \frac{1}{2}\,\sigma_{j,III}}{2} \qquad \tau_{P_j} = \frac{\frac{1}{2}\,\tau_{j,I} + \tau_{j,II} + \frac{1}{2}\,\tau_{j,III}}{2} \tag{4.3b}$$

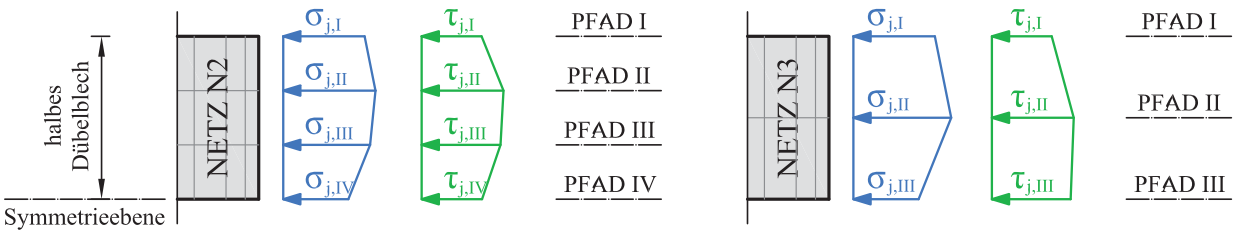
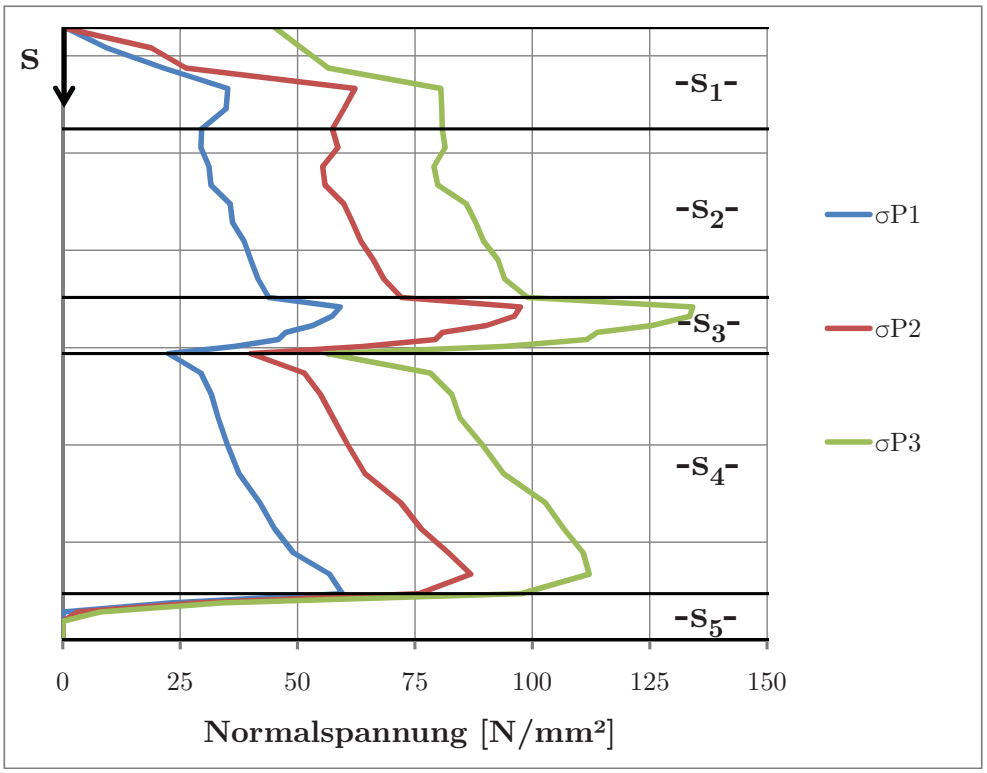
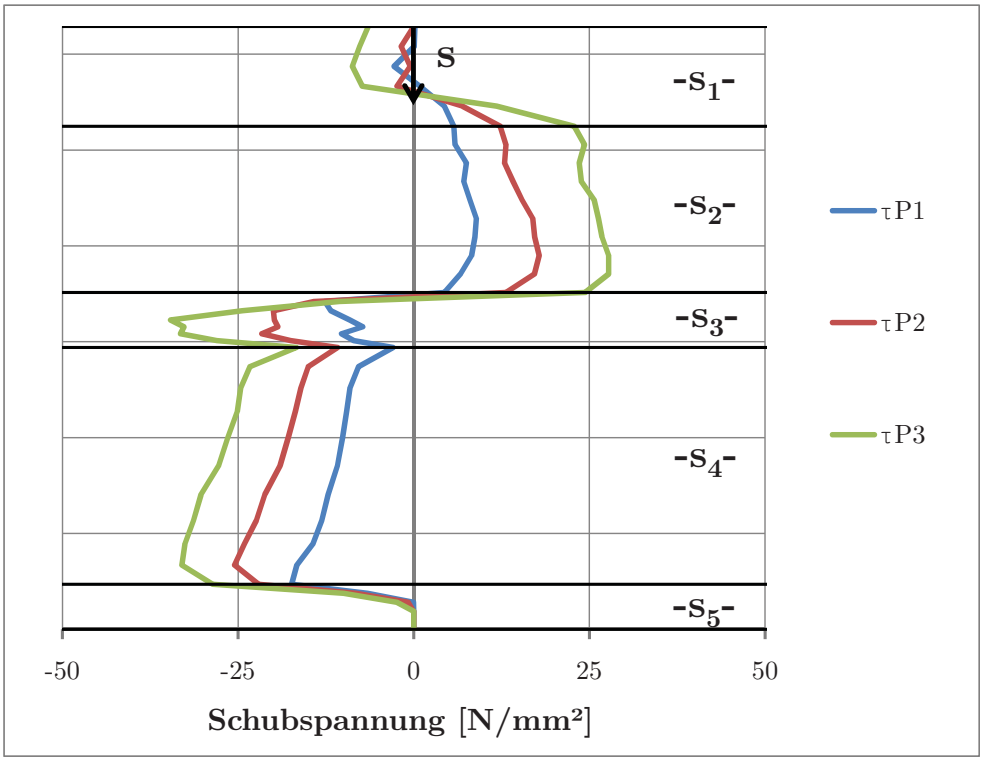


Abbildung 4.24: Ermittlung der mittleren Kontaktspannungen aus den Ergebnisdaten der in Dickenrichtung nebeneinander angeordneten Elemente

Nach diesen grundsätzlichen Erläuterungen können nun die Normal- und Schubspannungen in der Kontaktfuge angegeben werden. Zur Veranschaulichung werden die Ergebnisse von Modell *KrL-1_S355_C40_N2* für die Laststufen $j = 1, 2, 3$ in Abb. 4.25 dargestellt.



(a) Normalspannung σ_{P_j}



(b) Schubspannung τ_{P_j}

Abbildung 4.25: Spannungsverläufe in der Kontaktfuge (Modell: *KrL-1_S355_C40_N2*)

4.3.3.5 Resultierende Dübelbeanspruchung

Die resultierende Dübelbeanspruchung ist für die Verifikation der in Kap. 4.4 vorgestellten Lastmodelle von Bedeutung. Mit der resultierenden Dübelbeanspruchung sind jene Schnittgrößen gemeint, die im Schnitt an der Unterseite des Dübels auftreten. Abb. 4.26 zeigt die Lage der Schnittführung und die Definition der Schnittgrößen N_{Ed}, V_{Ed} und M_{Ed}.

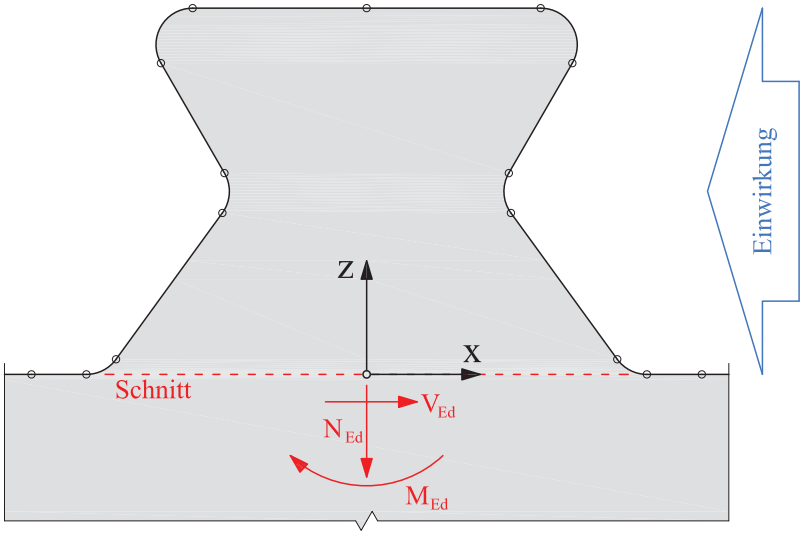
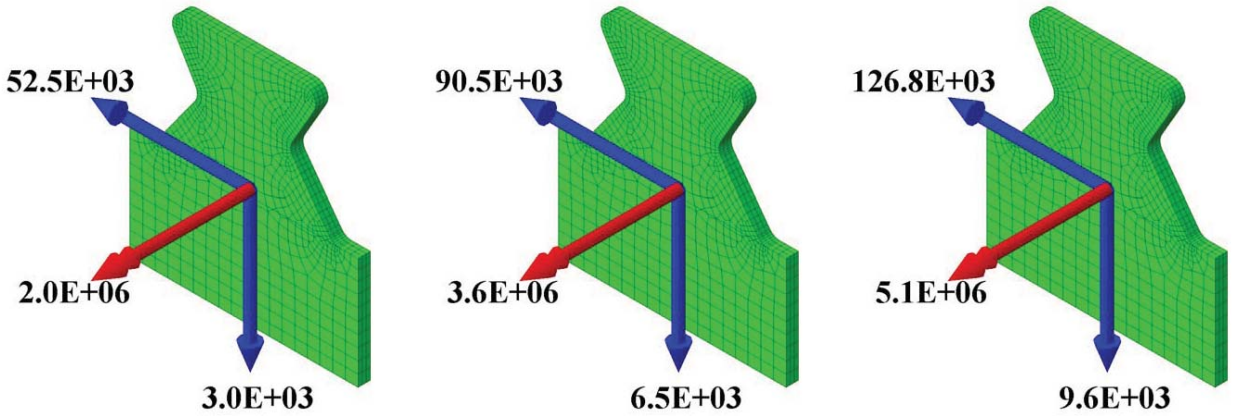


Abbildung 4.26: Schnittführung und Schnittgrößendefinition

Die Bestimmung der Schnittgrößen am Fuß des Dübels erfolgt zunächst durch numerische Integration der Spannungen entlang der Schnittführung mit Hilfe von *ABAQUS*. Ein weiteres Mal werden die resultierenden Dübelbeanspruchungen im Rahmen der vorliegenden Arbeit zufolge der in Kap. 4.4 vorgestellten Lastmodelle analytisch ermittelt. Die Übereinstimmung beider Berechnungsergebnisse ist ein wesentliches Kriterium zur Beurteilung der Tauglichkeit der angesetzten Lastmodelle. Um zwischen den beiden Berechnungsmethoden zu differenzieren, werden die Indizes *NM* und *LM* eingeführt. Die numerisch bestimmten Schnittgrößen werden mit dem Index *NM* versehen, während jene, die aus den Lastmodellen resultieren, mit dem Index *LM* gekennzeichnet werden.

Die vom Dübel übertragene Schubkraft P wurde bereits in Gl. 4.1 festgelegt. Beim Vorhandensein mehrerer Stahlzähne entspricht sie der mittleren Schubbeanspruchung, die sich zufolge der Auflagerkraft des Push-Out-Körpers ergibt. Im Gegensatz dazu stellt $V_{Ed,NM}$ die Querkraft des mittleren Dübels dar. Aus diesem Grund ergibt sich im Rahmen der Parameterstudien nach Kap. 4.3.4 eine geringe Differenz zwischen den ermittelten Werten für $V_{Ed,NM}$ und der mittleren Dübelkraft P. Bei der in Kap. 4.3.5 durchgeführten Versuchssimulation wird nur ein Stahlzahn berücksichtigt. Somit müssten die beiden Werte für $V_{Ed,NM}$ und P zumindest theoretisch übereinstimmen. Geringe Abweichung, die im Bereich der Genauigkeit einer *FE*-Berechnung liegen, ergeben sich dennoch.

Abb. 4.27 zeigt das aus *ABAQUS* entnommene Ergebnis der resultierenden Schnittgrößen, die sich am Fuß des mittleren Dübels des Modells *KrL-1_S355_C40_N2* auf den Laststufen $j = 1, 2, 3$ ergeben. Die Momentenbeanspruchung ist rot, die einwirkende Horizontal- und Vertikalbeanspruchung blau dargestellt. Die Werte sind in Newton bzw. Newtonmillimeter angegeben und müssen aufgrund der im Zuge der Modellierung vorgenommenen Ausnutzung der Bauteilsymmetrie noch verdoppelt werden. Die resultierenden Dübelbeanspruchungen des Modells *KrL-1_S355_C40_N2* sind in Tab. 4.11 zusammengefasst. Zusätzlich sind die Dübelschubkräfte P_j, die mit Hilfe von Gl. 4.1 ermittelt wurden, enthalten.



(a) Laststufe $j = 1$ (b) Laststufe $j = 2$ (c) Laststufe $j = 3$

Abbildung 4.27: *ABAQUS*-Ergebnis zur Ermittlung der resultierenden Dübelbeanspruchungen (Modell: *KrL-1_S355_C40_N2*)

Laststufe j	P_j [kN/Dü]	N_{Ed,NM_j} [kN]	V_{Ed,NM_j} [kN]	M_{Ed,NM_j} [kNm]
1	109.1	-6.0	105.0	3.9
2	186.2	-13.0	181.0	7.2
3	257.6	-19.2	253.6	10.1

Tabelle 4.11: Resultierende Dübelbeanspruchung zufolge der numerischen Berechnung (Modell: *KrL-1_S355_C40_N2*)

4.3.3.6 Ergebniskontrollen

Neben den bisher vorgestellten Berechnungsergebnissen, die zur Ableitung von Lastmodellen, oder als Eingangswerte für die Lebensdauerberechnung dienen, werden einige Ausgabedaten zur Verifikation der Ergebnisse benötigt.

Die Basis für Ergebniskontrollen bilden folgende Ergebnisdaten:

1. **Dübelkennlinien**

   Die Plausibilisierung der Dübelkennlinien wurde bereits in Kap. 4.3.3.1 erläutert. Dazu gehört der direkte Vergleich der *FE*- und Versuchsergebnisse und die relative Beurteilung der verschiedenen Modelle. Die Gegenüberstellung ermöglicht eine Verifikation der Ergebnisse von Modell *KrL-1_S355_C40_N2*.

2. **Resultierende Dübelbeanspruchungen**

   Die numerische Ermittlung der Dübelbeanspruchungen (gemäß Kap. 4.3.3.5) dient später zur Verifikation der in Kap. 4.4 vorgestellten Lastmodelle. Die gewählten Lastansätze ergeben am Fuß des Dübels Schnittgrößen, die analytisch bestimmt und in weiterer Folge mit den numerischen Ergebnissen verglichen werden können.

3. **Entwicklung der kinetischen Energie (*ALLKE*) und der gesamten Verzerrungsenergie (*ALLIE*)**

   Gemäß einer Empfehlung im *ABAQUS*-Benutzerhandbuch [Aba10c] ist die Bedingung $ALLKE/ALLIE < 0.01$ einzuhalten. Abb. 4.28 zeigt, dass dies bei Modell *KrL-1_S355_C40_N2* erfüllt ist. Der Anteil der kinetischen Energie an der gesamten Verzerrungsenergie liegt im Regelfall unter 1‰. Der größte Wert tritt im Nachbruchbereich auf und beträgt 4‰.

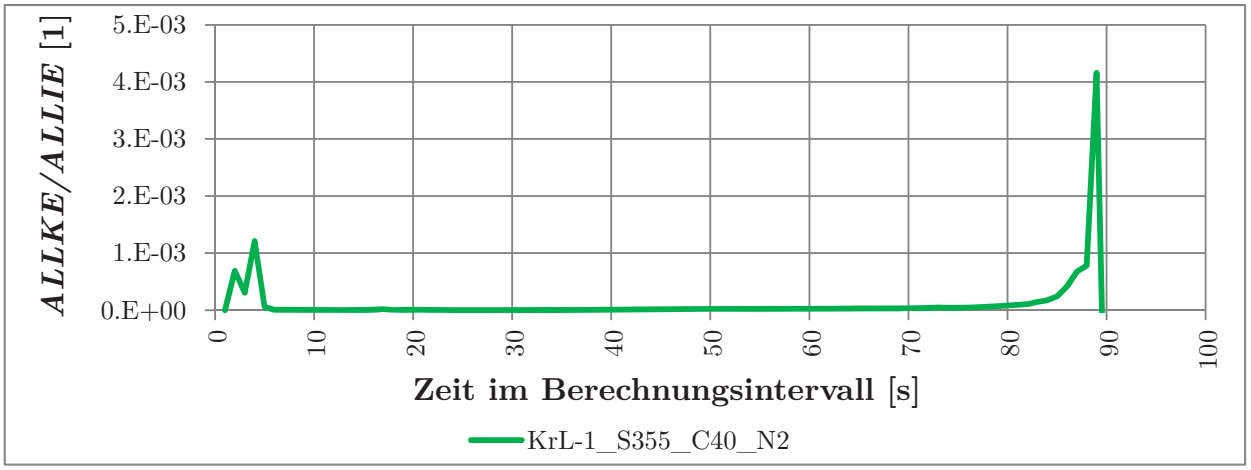


Abbildung 4.28: Entwicklung der kinetischen Energie im Verhältnis zur gesamten Verzerrungsenergie (Modell: *KrL-1_S355_C40_N2*)

4. Vergleichsspannungs-Vergleichsdehnungs-Beziehungen

Nach der Ermittlung der Kerbspannungen und -dehnungen ist es nun möglich die im maßgebenden Kerbelement auftretende Vergleichsspannung als Funktion der Vergleichsdehnung darzustellen. Die entstehende Kurve muss näherungsweise der eingegebenen zyklischen Arbeitslinie des jeweils verwendeten Baustahls genügen. Abweichungen können sich infolge einer zu groben Diskretisierung oder aufgrund der Verwendung von Hüllkurven bei der Ermittlung der Kerbbeanspruchungen ergeben. Weiters besteht prinzipiell die Möglichkeit von Fehlern bei der Eingabe der Materialkennwerte, die durch diese Kontrolle ausgeschlossen werden kann. In Abb. 4.29 ist die resultierende Vergleichsspannungs-Vergleichsdehnungs-Beziehung von Modell *KrL-1_S355_C40_N2* angegeben. Zu Vergleichszwecken ist die entsprechende zyklische Arbeitslinie von Baustahl *S355* dargestellt. Der *Soll-Ist*-Vergleich liefert ein zufriedenstellendes Ergebnis.

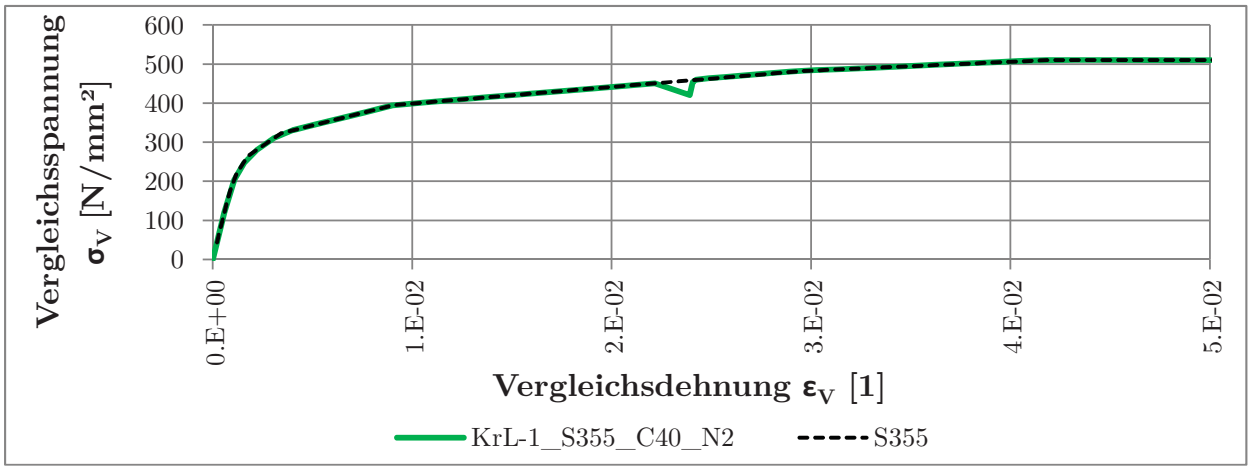


Abbildung 4.29: Vergleichsspannungs-Vergleichsdehnungs-Beziehung im maßgebenden Kerbelement (Modell: *KrL-1_S355_C40_N2*)

4.3.3.7 Exkurs: Unstetigkeiten der Ergebnisverläufe

Die numerisch ermittelten Ergebnisverläufe weisen mitunter gravierende Unstetigkeiten auf. Dies gilt für die Dübelkennlinien, die Last-Kerbbeanspruchungsbeziehungen und in weiterer Folge auch für die in Kap. 5 bestimmten Bauteil-Wöhlerkurven. Die Diskontinuitäten sind auf die Funktionsweise der numerischen Berechnungsalgorithmen zurückzuführen und entstehen infolge von Iterationsprozessen. Insbesondere die Verwendung des Betonmodells *Concrete Damaged Plasticity* führt bei Überbeanspruchung einzelner Elemente zu örtlichen Steifigkeitsabminderungen und daraus bedingten Lastumlagerungen. Auch in der Realität kann die Rissbildung des Betons zu sprunghaften Veränderungen der Dübelkennlinie, oder der örtlichen Kerbbeanspruchungen führen.

Die Beschreibung des realen Bauteilverhaltens ist allerdings in jenen Bereichen in denen die Ergebnisverläufe grobe Unstetigkeiten aufweisen nur sehr eingeschränkt möglich. Die gewonnenen Kurven schwenken jedoch in der Regel im Zuge der weiteren Laststeigerung wieder in den ursprünglichen Verlauf ein. Innerhalb einzelner Kerbelemente kann es allerdings kurzzeitig zu gravierenden Abweichungen kommen.

Im Hinblick auf die Lebensdauerberechnung ist die erörterte Problematik von untergeordneter Bedeutung, da gröbere Diskontinuitäten erst oberhalb einer äußeren Dübelbeanspruchung von etwa 250 kN/Dü auftreten. Aufgrund der *Masing*-Hypothese folgen Hysteresekurven stets den mit dem Faktor Zwei skalierten Erstbelastungskurven. Das bedeutet, dass mit jenem Teil der Ergebnisverläufe unterhalb von 250 kN/Dü bereits Schwingbeanspruchungen mit einer Schwingbreite der äußeren Dübelbeanspruchung von $\Delta P = 500\,\text{kN/Dü}$ beschrieben werden können. Eine derart hohe zyklische Beanspruchung, führt zu Anrissschwingspielzahlen von wenigen hundert oder tausend Lastzyklen. Dieser Bereich der Kurzzeitfestigkeit ist für das praktische Einsatzspektrum des Kronendübels nicht relevant. Sämtliche numerischen Ergebnisverläufe werden in der vorliegenden Arbeit ohne vorherige Glättung dokumentiert. Eine Ausgleichsrechnung wird erst abschließend im Zuge der Linearisierung der Bauteil-Wöhlerkurven in Kap. 7.3 durchgeführt.

4.3.4 Auswertung der Parameterstudien

Auf Basis der Erläuterungen in Kap. 4.3.3 kann mit der Auswertung der Parameterstudien begonnen werden. Grundsätzlich wird dabei immer der mittlere der fünf modellierten Stahlzähne herangezogen, da dieser von Störeffekten der Randdübel weitgehend unbeeinflusst ist. Die Ergebnisdarstellungen beinhalten stets die Daten aller Modelle der Parameterstudien und dienen dazu einen Überblick über die vorliegenden Berechnungsergebnisse zu verschaffen.

Zunächst werden die Dübelkennlinien und die für die Lebensdauerberechnung nach Kap. 5 benötigten Last-Kerbbeanspruchungsbeziehungen präsentiert. Darauf folgt die Dokumentation der innerhalb der numerischen Modelle auftretenden Dübelbeanspruchungen. Anschließend wird die Einhaltung der in Kap. 4.3.3.6 geforderten Berechnungskontrollen überprüft. Die Darstellung sämtlicher ermittelter Spannungsverläufe in der Kontaktfuge ist aus Gründen der Übersicht in Anhang C angegeben. Im Anschluss an die Ergebnisdarstellungen folgen die Auswertung und die Diskussion der Wirkungen der variierten Einflussparameter. Zu diesem Zweck werden ausgewählte Ergebnisse analysiert, anhand derer die Einflüsse der verwendeten Materialgüten, der Dübelform oder der Netzgeometrie veranschaulicht werden können.

4.3.4.1 Dübelkennlinien

Die Dübelkennlinien aller untersuchten Modelle der Parameterstudie sind in Abb. 4.30 dargestellt. Beim Großteil der numerischen Berechnungen kam es schon vor dem Erreichen der eingeprägten Gesamtverschiebung von $u_x = 10\,\text{mm}$ zu einem Abbruch. Dies war insofern nicht weiter problematisch, da Einwirkungen auf Höhe der Traglast für die angestrebte Lebensdauerberechnung nicht relevant sind. Die im statischen Abscherversuch bestimmte quasistatische Dübelkennlinie des von *Petraschek* [Pet08] getesteten Versuchskörpers *KrL-75-36, Serie 3* kann als Anhaltspunkt zur Verifikation der Berechnungsergebnisse verwendet werden. Die untersuchten Modelle liefern durchwegs plausible Resultate.

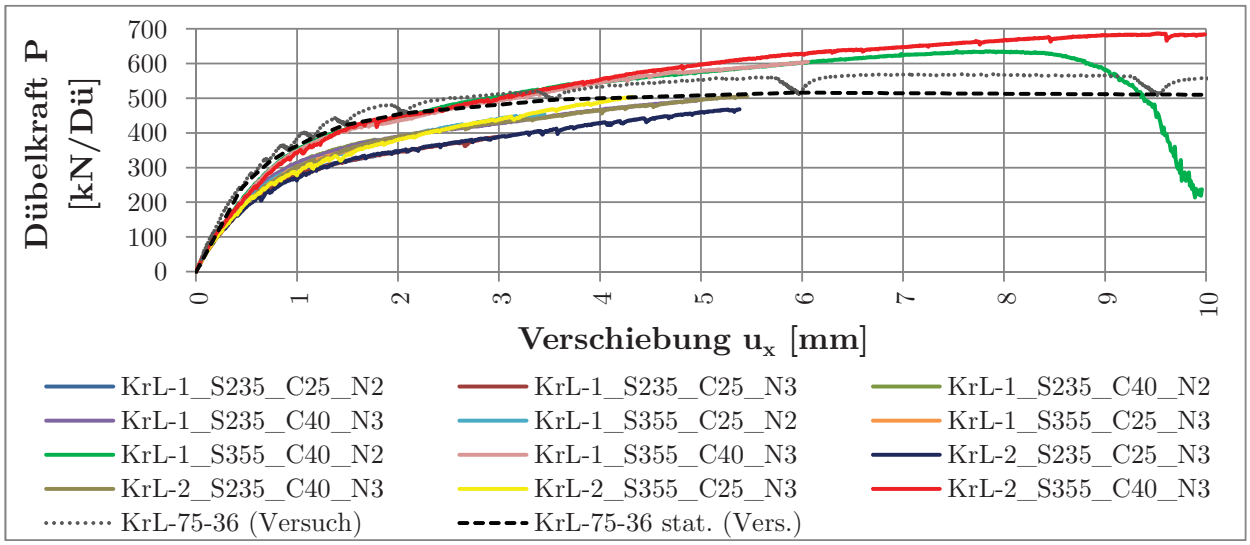
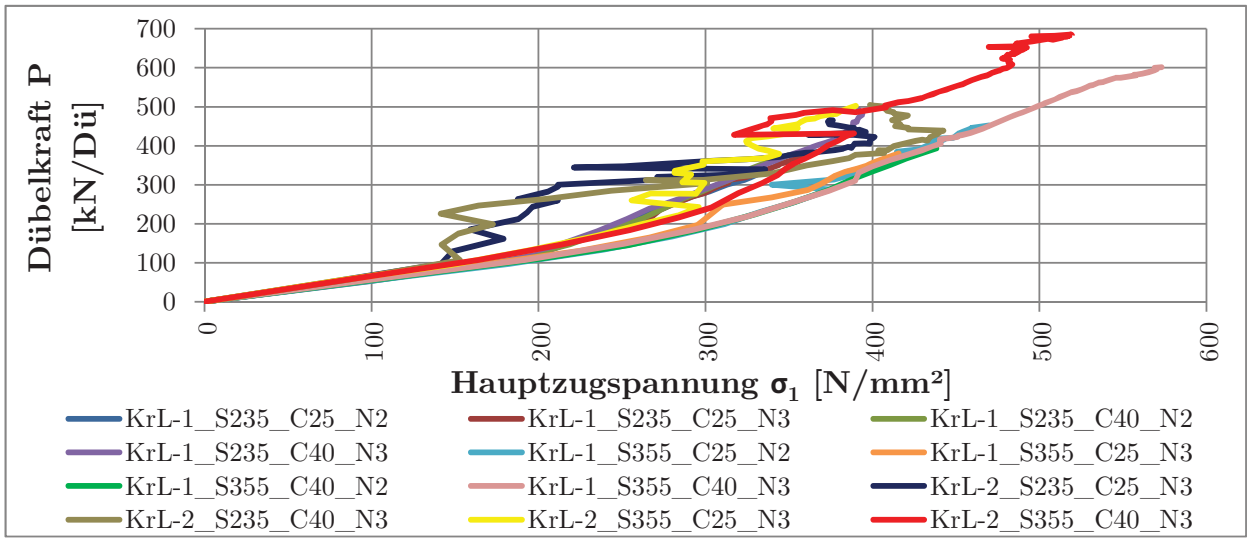


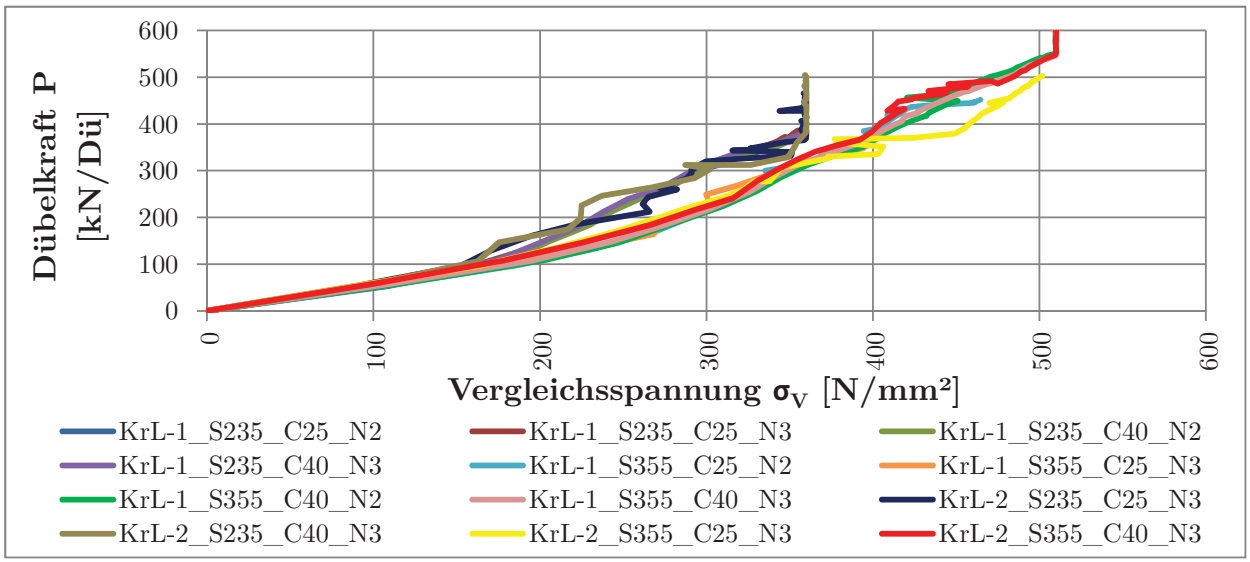
Abbildung 4.30: Überblick der im Zuge der Parameterstudien bestimmten Dübelkennlinien

4.3.4.2 Last-Kerbspannungs- bzw. Last-Kerbdehnungsbeziehungen

Die Vorgangsweise zur Ermittlung der Last-Kerbbeanspruchungsbeziehung wurde in Kap. 4.3.3.3 erläutert. Die resultierenden Kurvenverläufe aller untersuchten Modelle der Parameterstudie sind Abb. 4.31 und Abb. 4.32 ersichtlich. In den Last-Vergleichsspannungskurven stellt sich ab dem Erreichen des Höchstwertes der zyklischen Arbeitslinie ideal-plastisches Fließen ein. Der Maximalwert der zyklischen Arbeitslinie wurde dabei auf Höhe der Zugfestigkeit angesetzt, da ein weiterer Zuwachs der Spannungen nicht plausibel wäre. Die Last-Kerbdehnungsbeziehungen zeigen einen überproportionalen Anstieg der auftretenden Dehnungen mit zunehmender Dübelkraft.

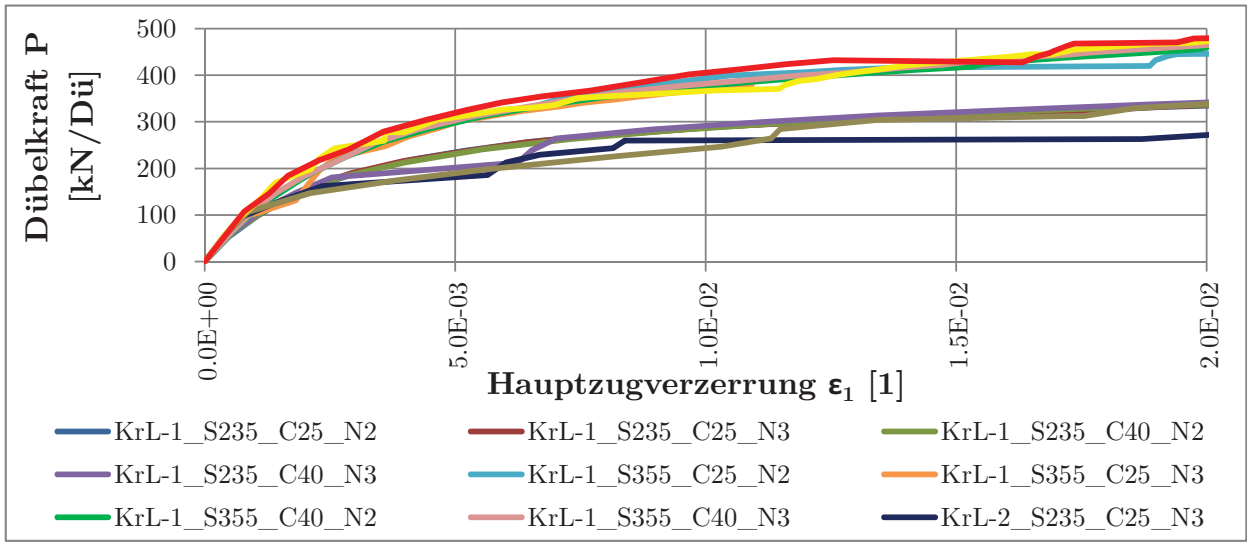


(a) Last-Hauptzugspannungsbeziehungen

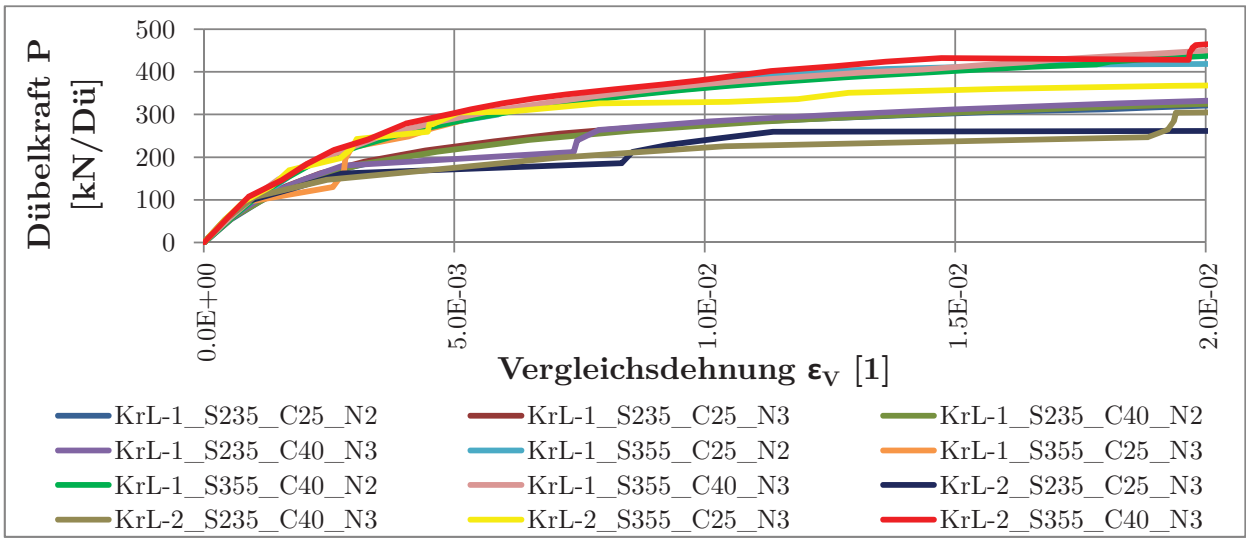


(b) Last-Vergleichsspannungsbeziehungen

Abbildung 4.31: Last-Kerbspannungsbeziehungen der untersuchten Berechnungsmodelle



(a) Last-Hauptzugverzerrungsbeziehungen

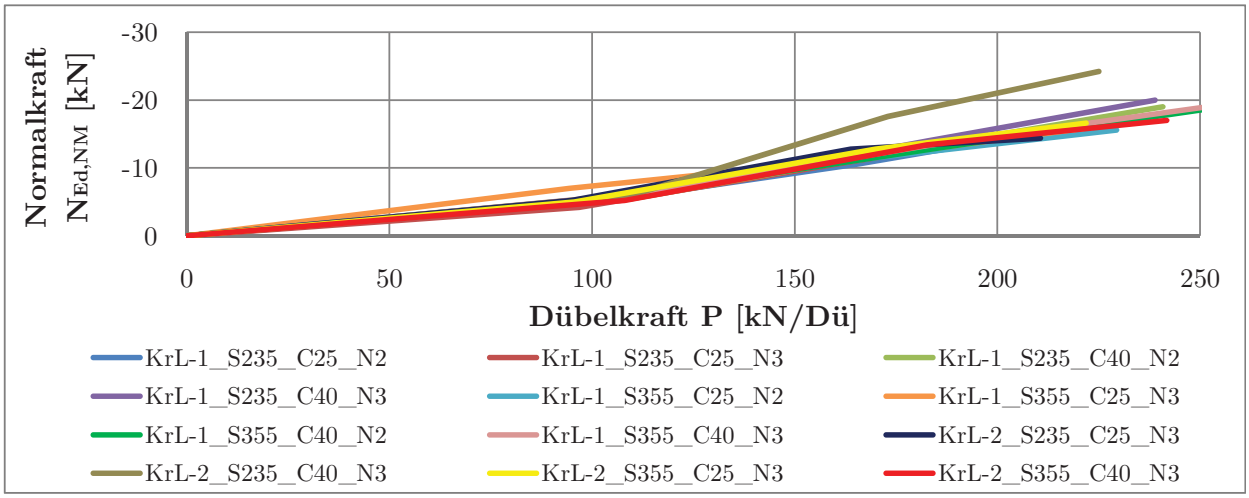


(b) Last-Vergleichsdehnungsbeziehungen

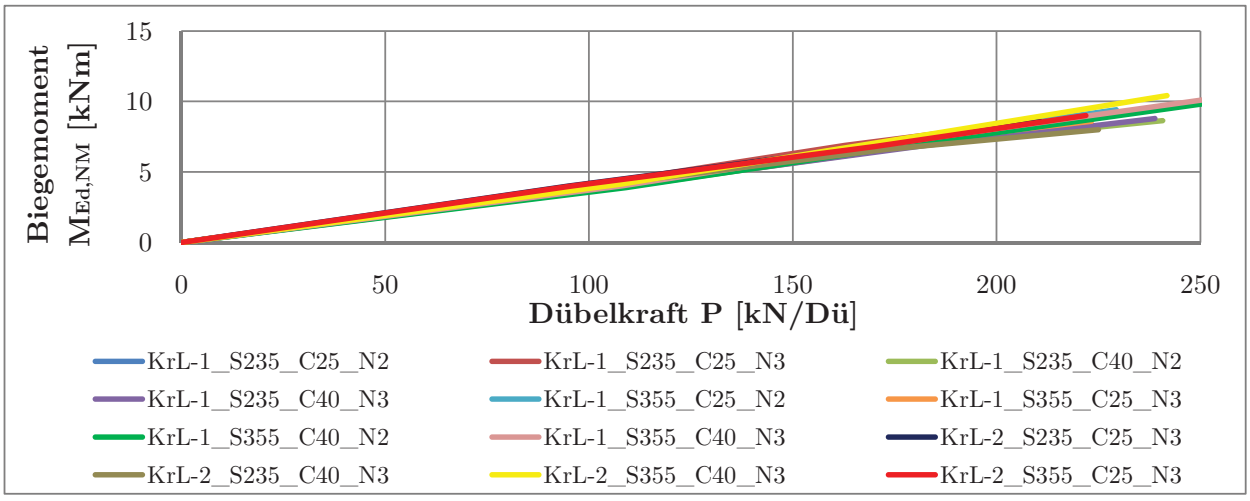
Abbildung 4.32: Bauteilfließkurven der untersuchten Berechnungsmodelle

4.3.4.3 Resultierende Dübelbeanspruchung

Die Entwicklung der numerisch ermittelten Dübelbeanspruchungen $N_{Ed,NM}$ und $M_{Ed,NM}$ im Verlauf der Laststeigerung ist für alle Modelle der Parameterstudie in Abb. 4.33 ersichtlich. Auf die Darstellung der Entwicklung der Querkraft $V_{Ed,NM}$ wird verzichtet, da diese naturgemäß immer annähernd der übertragenen Schubkraft P entspricht. Man erkennt, dass die Schnittgrößen im betrachteten Lastbereich bis Laststufe $j = 3$ näherungsweise linear ansteigen. Lediglich bei der Auswertung der Normalkräfte ergeben sich geringe Nichtlinearitäten. Aufgrund der Kleinheit der Normalkräfte gegenüber den übertragenen Querkräften sind diese Abweichungen jedoch vernachlässigbar. Die den Diagrammen zugrunde liegenden Zahlenwerte der einzelnen Schnittgrößen sind in Tab. 4.12 in Abhängigkeit vom Lastniveau zusammengefasst. Alle angegebenen Schnittgrößen beziehen sich auf eine Dübelblechdicke von zwanzig Millimetern.



(a) Normalkräfte $N_{Ed,NM}$



(b) Biegemomente $M_{Ed,NM}$

Abbildung 4.33: Anstieg der numerisch ermittelten Schnittgrößen im Zuge der Laststeigerung

Modell	Laststufe j	P_j [kN/Dü]	N_{Ed,NM_j} [kN]	V_{Ed,NM_j} [kN]	M_{Ed,NM_j} [kNm]
KrL-1_S235_C25_N2	1	96.9	-4.6	100.2	3.8
	2	165.8	-10.6	166.8	6.8
	3	216.7	-15.8	220.6	8.6
KrL-1_S235_C25_N3	1	96.8	-4.2	101.6	3.9
	2	162.8	-10.8	168.6	6.9
	3	215.1	-15.8	223.2	8.8
KrL-1_S235_C40_N2	1	109.1	-5.4	106.0	4.0
	2	181.2	-13.0	177.6	6.9
	3	240.8	-19.0	235.4	8.6
KrL-1_S235_C40_N3	1	107.6	-5.6	105.2	4.0
	2	182.8	-14.0	174.2	6.9
	3	238.9	-20.0	233.8	8.8
KrL-1_S355_C25_N2	1	97.4	-5.2	95.4	3.76
	2	168.3	-11.4	164.4	6.9
	3	229.4	-15.6	224.4	9.4
KrL-1_S355_C25_N3	1	94.4	-7.0	90.2	3.58
	2	163.6	-11.2	157.8	6.6
	3	223.3	-16.0	208.2	8.6
KrL-1_S355_C40_N2	1	109.1	-6.0	105.0	3.9
	2	186.2	-13.0	181.0	7.2
	3	257.6	-19.2	253.6	10.1
KrL-1_S355_C40_N3	1	108.2	-6.0	105.8	4.0
	2	184.0	-13.4	180.4	7.4
	3	253.9	-19.2	251.4	10.2
KrL-2_S235_C25_N3	1	94.9	-5.2	96.0	4.0
	2	163.9	-12.8	158.4	6.6
	3	210.6	-14.4	208.6	8.6
KrL-2_S235_C40_N3	1	106.6	-5.4	106.4	4.2
	2	173.0	-17.6	163.6	6.6
	3	225.0	-24.2	208.0	8.0
KrL-2_S355_C25_N3	1	95.6	-5.0	97.0	4.0
	2	170.0	-12.8	162.6	6.8
	3	221.9	-16.6	216.6	9.0
KrL-2_S355_C40_N3	1	108.1	-5.2	106.8	4.2
	2	182.7	-13.4	183.0	7.6
	3	241.8	-17.0	249.8	10.4

Tabelle 4.12: Resultierende Dübelbeanspruchungen zufolge der numerischen Berechnung

4.3.4.4 Ergebniskontrollen

Die Entwicklung der kinetischen Energie (*ALLKE*) und der gesamten Verzerrungsenergie (*ALLIE*) im Verlauf der Laststeigerung, sowie der im maßgebenden Kerbelement auftretende Vergleichsspannungs-Vergleichsdehnungspfad wurde bei allen untersuchten Modellen der Parameterstudie überprüft. Abb. 4.34 und Abb. 4.35 beinhalten die gesammelten Ergebnisse. Die Bedingung $ALLKE/ALLIE < 0.01$ ist stets eindeutig erfüllt. Weiters entsprechen die ermittelten Spannungs-Dehnungspfade in guter Näherung den zyklischen Arbeitslinien von Baustahl *S235* bzw. *S355*. Man kann erkennen, dass die Modelle mit der verfeinerten Netzgeometrie *N2* eine etwas bessere Übereinstimmung aufweisen.

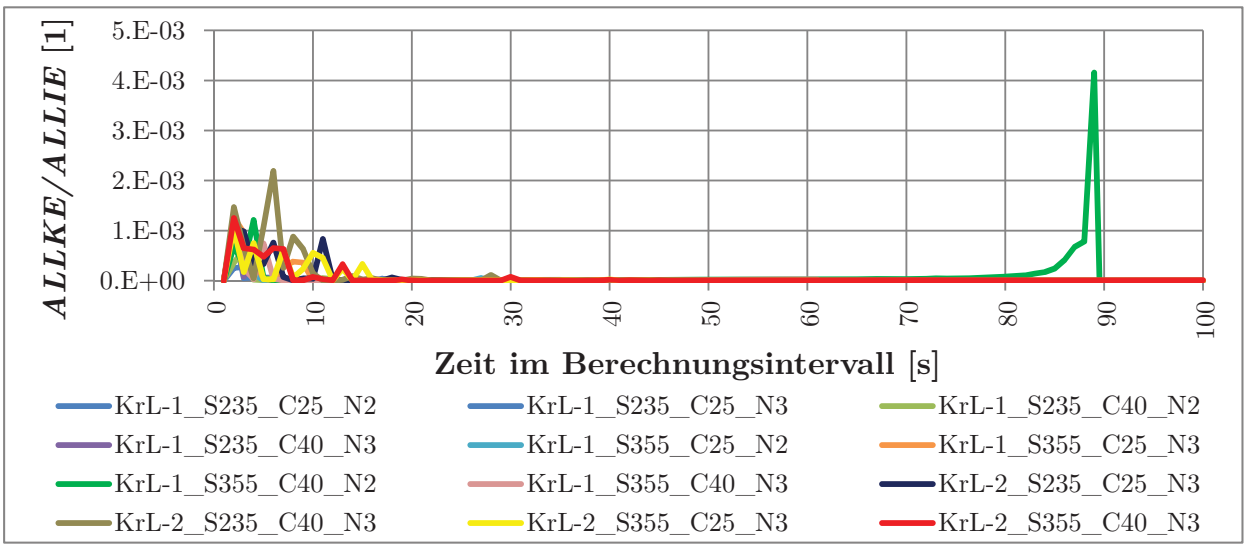


Abbildung 4.34: Entwicklung der kinetischen Energie im Verhältnis zur gesamten Verzerrungsenergie bei Betrachtung der Modelle der Parameterstudie

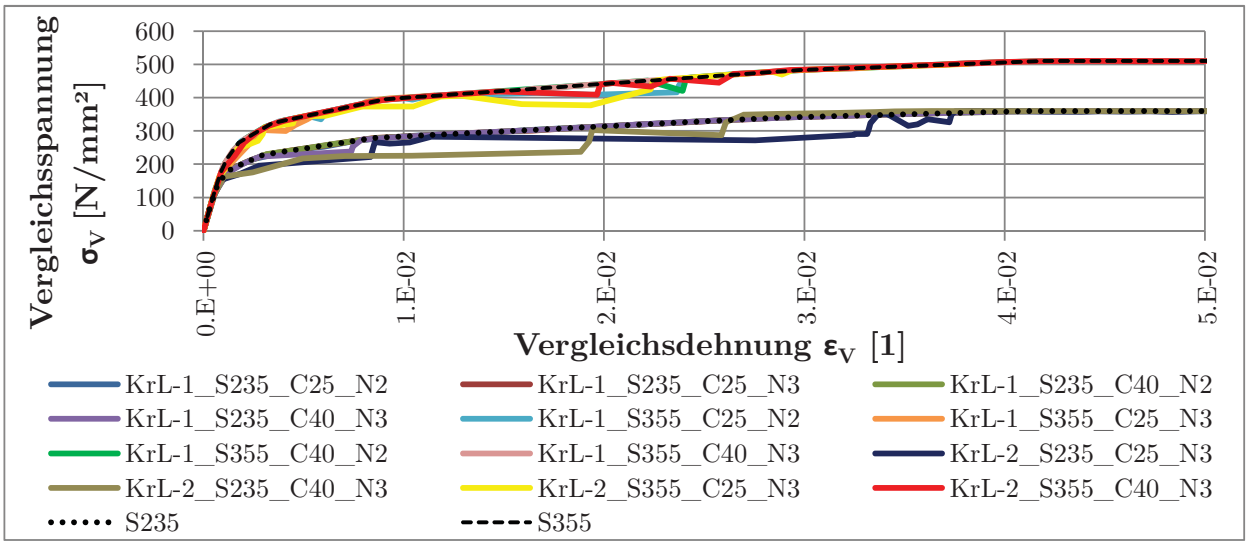


Abbildung 4.35: Vergleichsspannungs-Vergleichsdehnungs-Beziehungen im jeweils maßgebenden Kerbelement

4.3.4.5 Einfluss der Materialgüte

Der Einfluss der Materialgüte von Baustahl und Beton soll durch den Vergleich von Modellen verdeutlicht werden, die mit Ausnahme des jeweils untersuchten Parameters die gleiche Beschaffenheit aufweisen. Konkret werden dazu die vier in Tab. 4.13 angegebenen Modelle gegenübergestellt. Die Auswahl dieser Ergebnisdaten erfolgte, wie auch bei der Untersuchung aller weiteren Einflussfaktoren, mit dem Bestreben ein möglichst repräsentatives Bild für sämtliche Modelle der Parameterstudien wiederzugeben.

Modelle zur Identifikation...	
...des Einflusses der Stahlsorte	
KrL-1_S235_C25_N2	*KrL-1_S355_C25_N2*
KrL-1_S235_C40_N2	*KrL-1_S355_C40_N2*
...des Einflusses der Betongüte	
KrL-1_S235_C25_N2	*KrL-1_S235_C40_N2*
KrL-1_S355_C25_N2	*KrL-1_S355_C40_N2*

Tabelle 4.13: Modelle zur Untersuchung des Einflusses der Materialgüte

Dübelkennlinien

Bei Betrachtung der Dübelkennlinien nach Abb. 4.36 zeigt sich, dass diese erwartungsgemäß sowohl von der Stahlsorte, als auch von der Betongüte entscheidend beeinflusst werden. Steifigkeit und Traglast ändern sich in Abhängigkeit von den verwendeten Materialgüten. Die quasistatische Dübelkennlinie des von *Petraschek* [Pet08] getesteten Versuchskörpers *KrL-75-36* ist zu Vergleichszwecken in der Abbildung dargestellt. Der Versuchskörper beinhaltete die Kronendübelgeometrie *KrL-1* und bestand aus Beton *C40/50* und Baustahl *S355*.

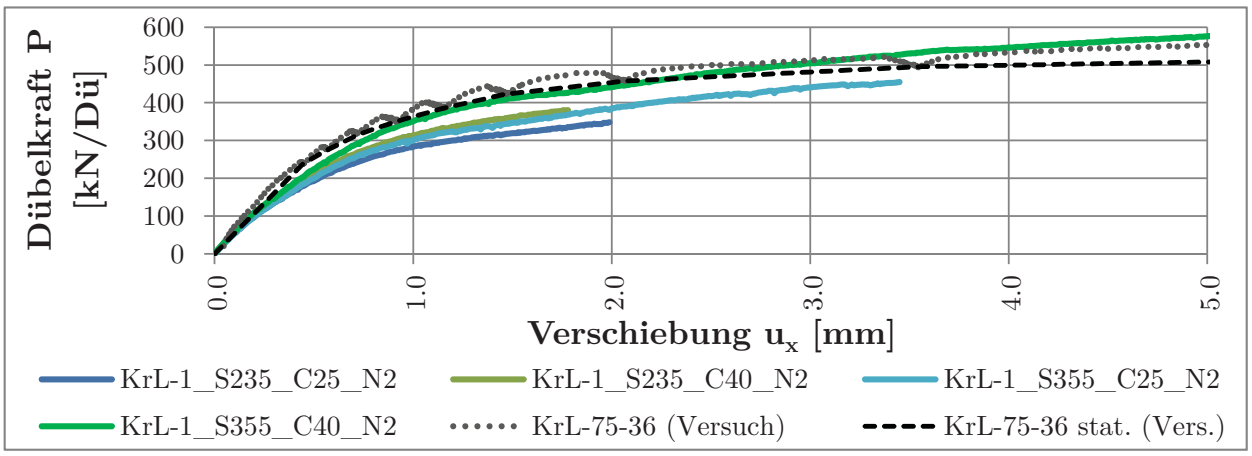
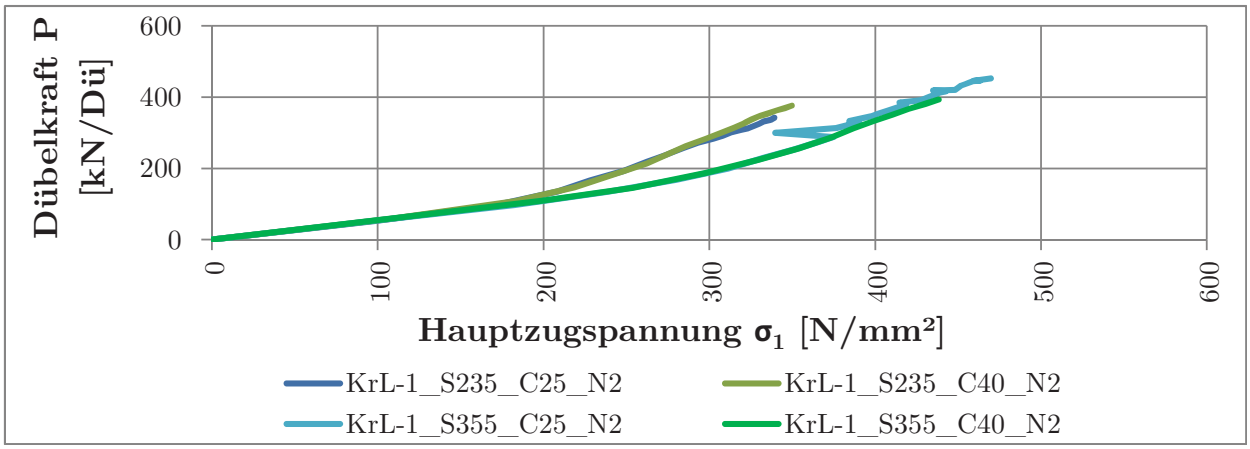


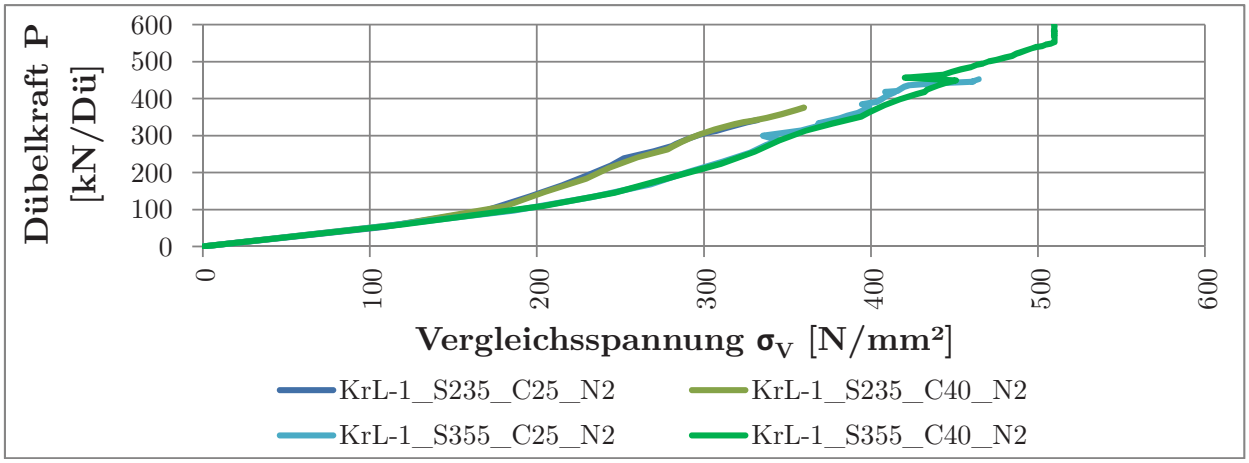
Abbildung 4.36: Dübelkennlinien zur Untersuchung von Materialeinflüssen

Last-Kerbbeanspruchungsbeziehungen

Die Last-Kerbbeanspruchungsbeziehungen der vier ausgewählten Modelle werden in Abb. 4.37 und Abb. 4.38 dargestellt. Der Einfluss der Stahlsorte zeigt sich dabei sehr deutlich. Modelle mit gleicher Stahlsorte liefern jeweils sehr ähnliche Ergebnisverläufe, während Modelle mit veränderter Stahlsorte zu deutlich unterschiedlichen Kerbbeanspruchungen führen. Dies gilt sowohl hinsichtlich der Spannungen, als auch hinsichtlich der auftretenden Dehnungen. Die Verwendung von Baustahl *S235* bringt im Vergleich zum Einsatz von Baustahl *S355* bei gleicher Dübelbeanspruchung kleinere Kerbspannungen, jedoch höhere Kerbdehnungen mit sich. Diese Gegebenheit resultiert unmittelbar aus dem zyklischen Spannungs-Dehnungsverhalten der beiden Werkstoffe. Der Einfluss der Betongüte ist nicht erkennbar. Unabhängig von der Betongüte ergeben sich annähernd deckungsgleiche Kerbbeanspruchungsverläufe. Eine Beeinflussung der Kerbbeanspruchung bedeutet in weiterer Folge auch eine Veränderung der zu erwartenden Lebensdauer. Die beschriebenen Ergebnisse zeigen, dass vor allem die Materialgüte des Dübelbleches für den Ermüdungsfestigkeitsnachweis nach dem Kerbgrundkonzept ausschlaggebend ist.

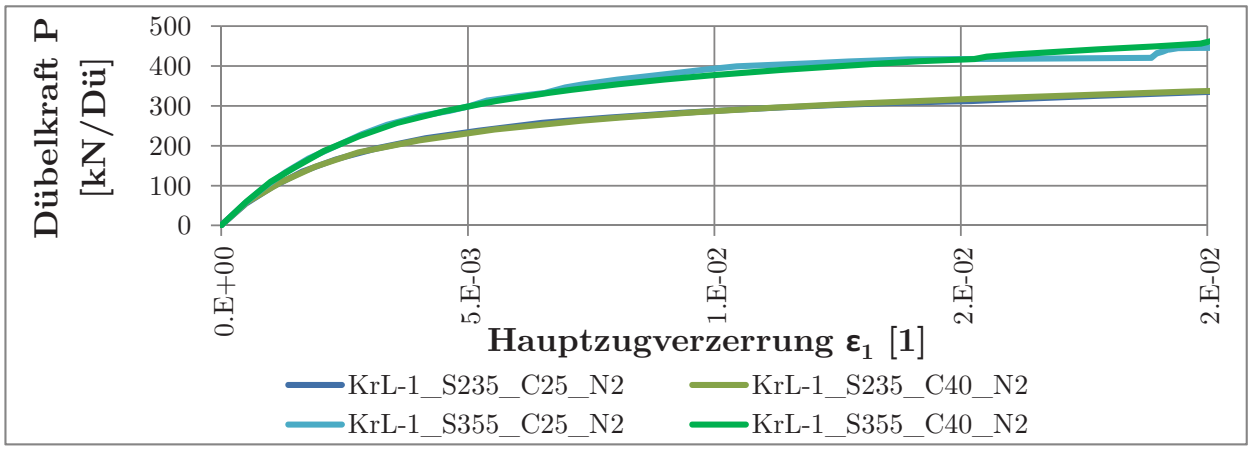


(a) Last-Hauptzugspannungsbeziehungen

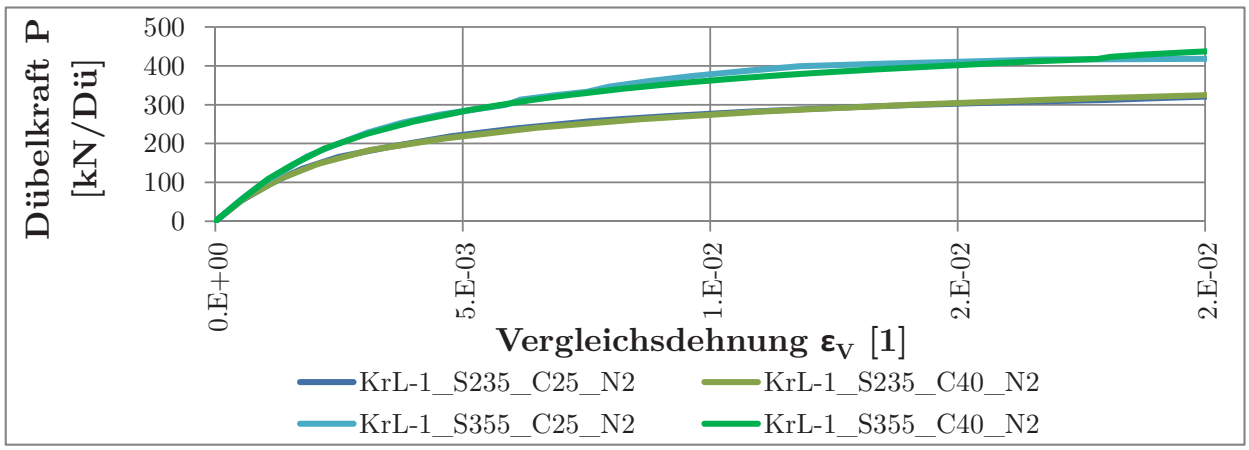


(b) Last-Vergleichsspannungsbeziehungen

Abbildung 4.37: Last-Kerbspannungsbeziehungen zur Untersuchung von Materialeinflüssen



(a) Last-Hauptzugsverzerrungsbeziehungen



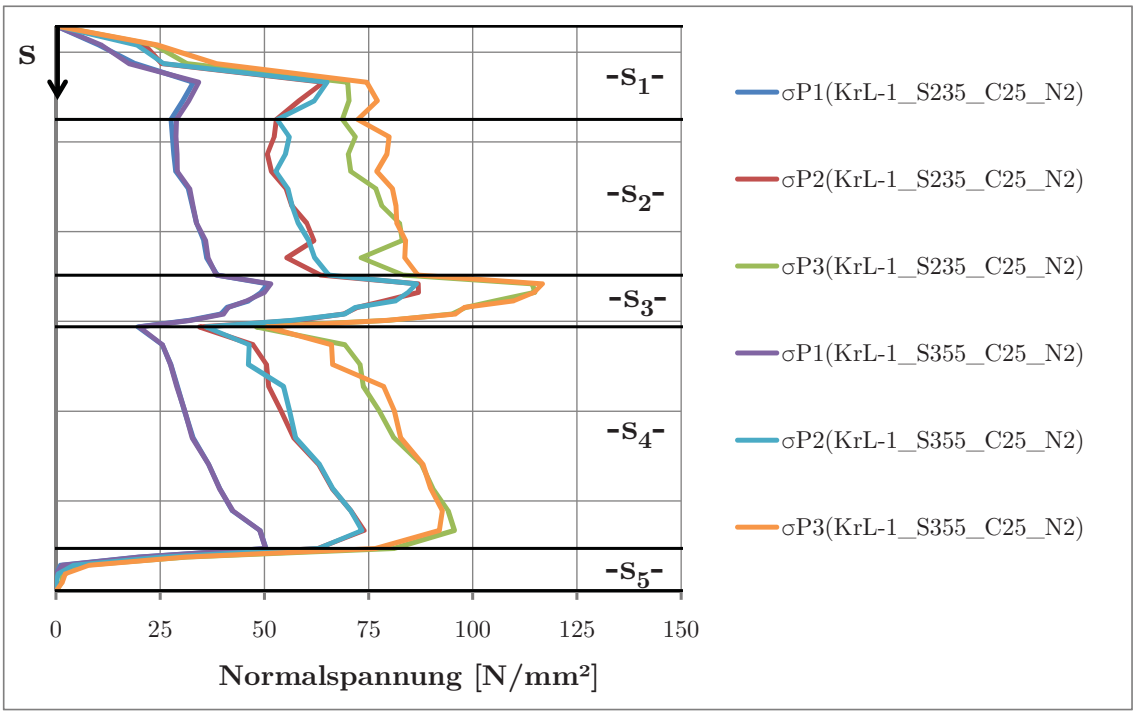
(b) Last-Vergleichsdehnungsbeziehungen

Abbildung 4.38: Bauteilfließkurven zur Untersuchung von Materialeinflüssen

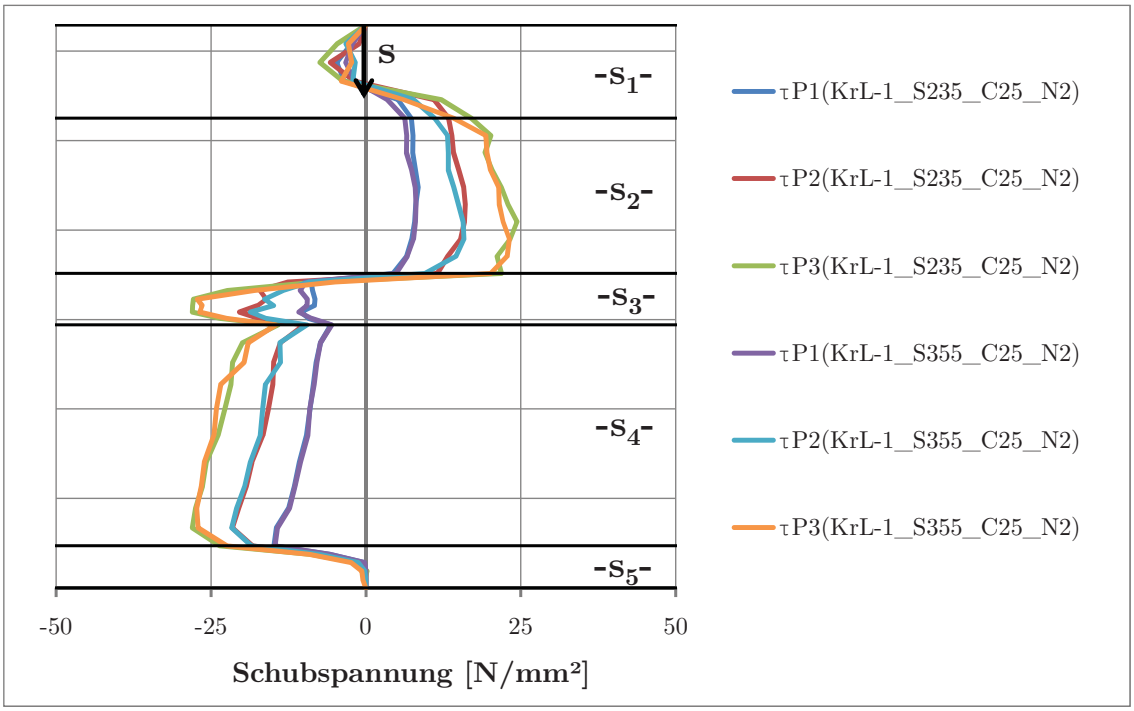
Kontaktspannungen

Die Auswertung der Kontaktspannungen erfolgt gemäß Kap. 4.3.3.1 auf drei Laststufen. Zunächst wird der Einfluss der Stahlsorte auf die Spannungen in der Kontaktfuge untersucht. Die Ergebnisse der vier zum Vergleich ausgewählten Modelle sind in Abb. 4.39 bis Abb. 4.40 abgebildet. Bei Betrachtung der resultierenden Kontaktspannungsverläufe wird deutlich, dass diese nahezu unbeeinflusst von der verwendeten Stahlsorte sind. Die geringe Streuung der Ergebnisse liegt im Rahmen der Genauigkeit einer numerischen Berechnung. Durch die Beschränkung auf den ideal-elastischen Bereich der Dübelkennlinie und die Unabhängigkeit des anfänglichen Elastizitätsmoduls von der Stahlsorte ist dieses Verhalten nachvollziehbar. Der von der Zugfestigkeit abhängige Verlauf der zyklischen Arbeitslinien bewirkt erst auf höheren Lastniveaus signifikante Unterschiede.

Der Einfluss unterschiedlicher Betongüten wird anhand derselben vier Modelle veranschaulicht. Der Ergebnisvergleich in Abb. 4.41 bis Abb. 4.42 zeigt, dass sich die Kontaktspannungsverläufe in Abhängigkeit von der Betongüte verändern. Vor allem im unteren Bereich der Kontaktfuge führt eine höhere Betongüte zu einem erkennbaren Anstieg der auftretenden Normal- und Schubspannungen.

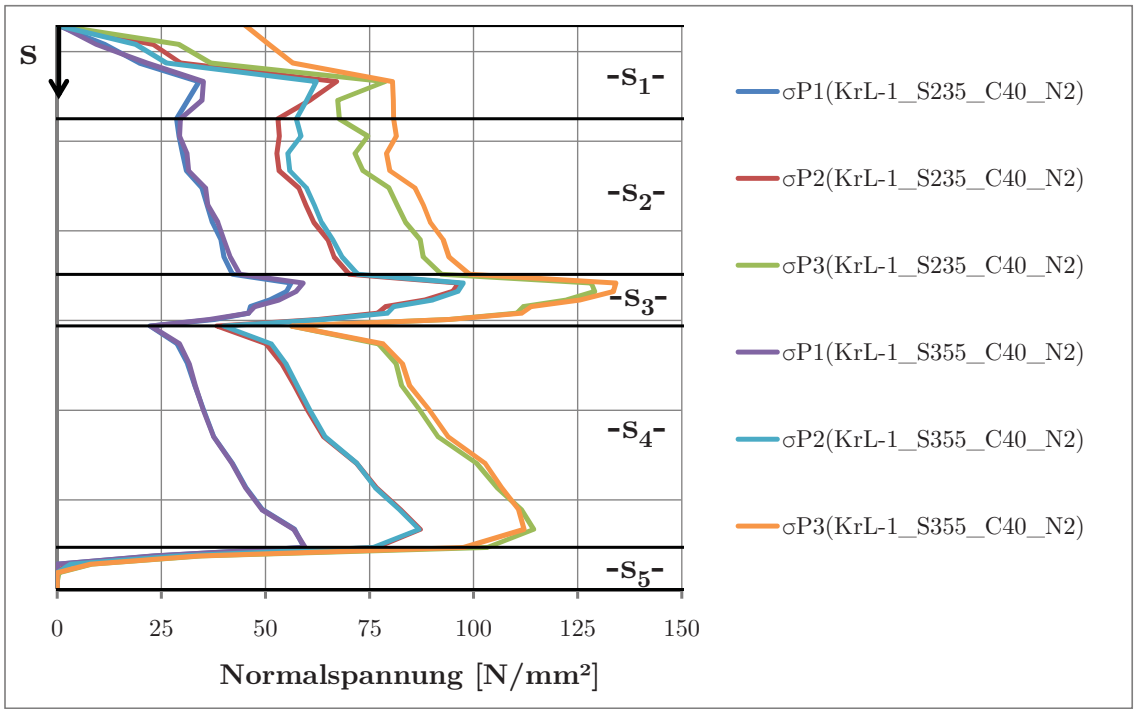


(a) Normalspannungsverläufe σ_{P_j}

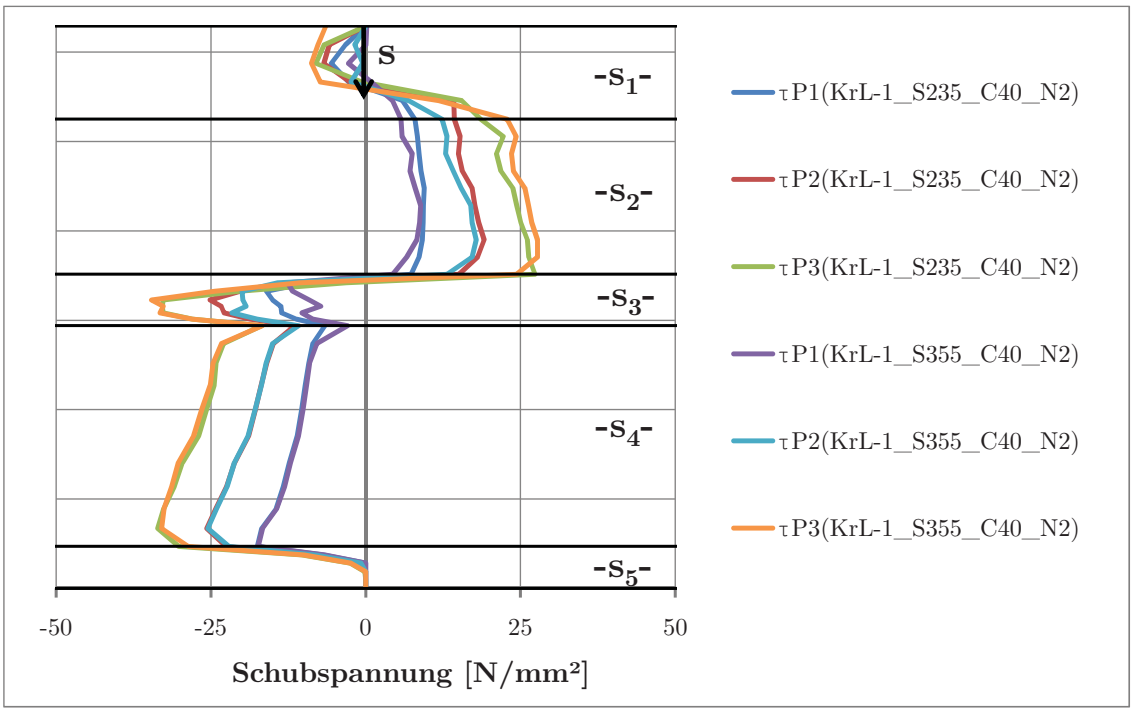


(b) Schubspannungsverläufe τ_{P_j}

Abbildung 4.39: Kontaktspannungen zur Untersuchung des Einflusses der Stahlsorte

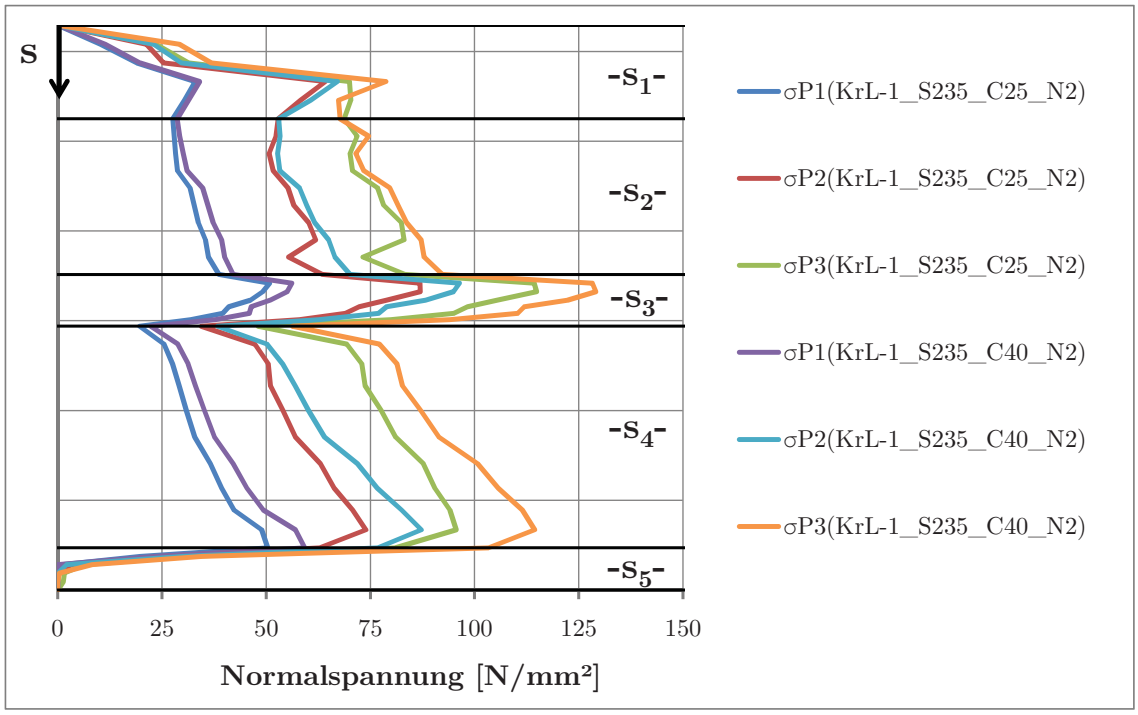


(a) Normalspannungsverläufe σ_{P_j}

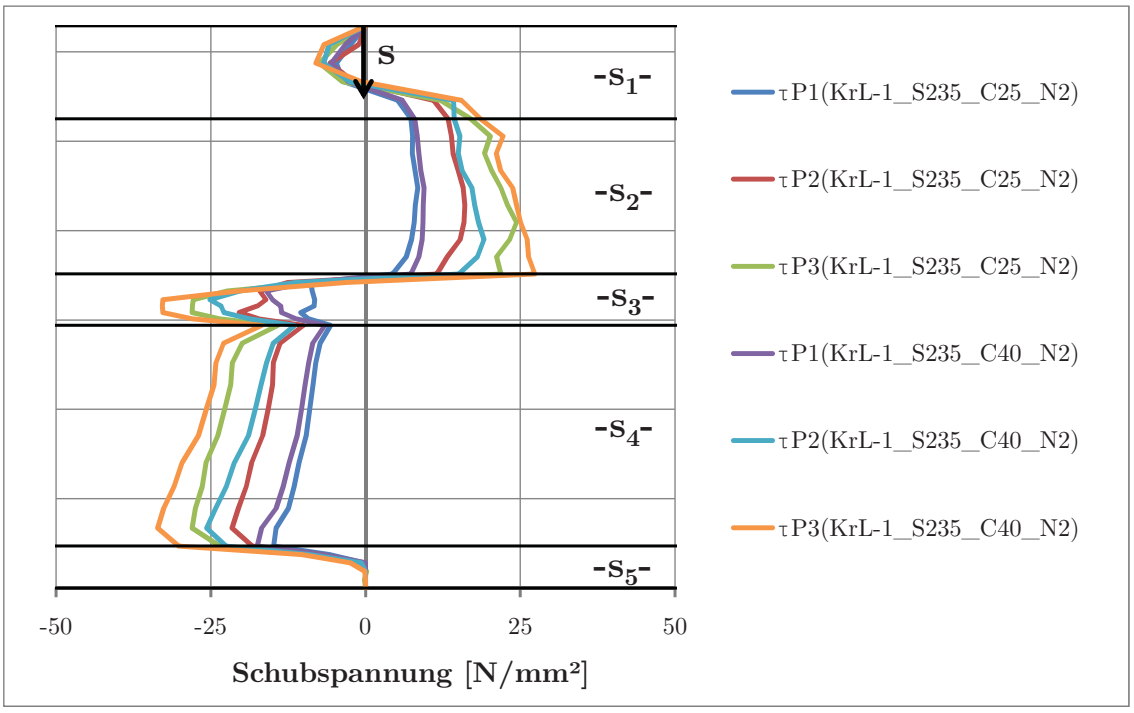


(b) Schubspannungsverläufe τ_{P_j}

Abbildung 4.40: Kontaktspannungen zur Untersuchung des Einflusses der Stahlsorte

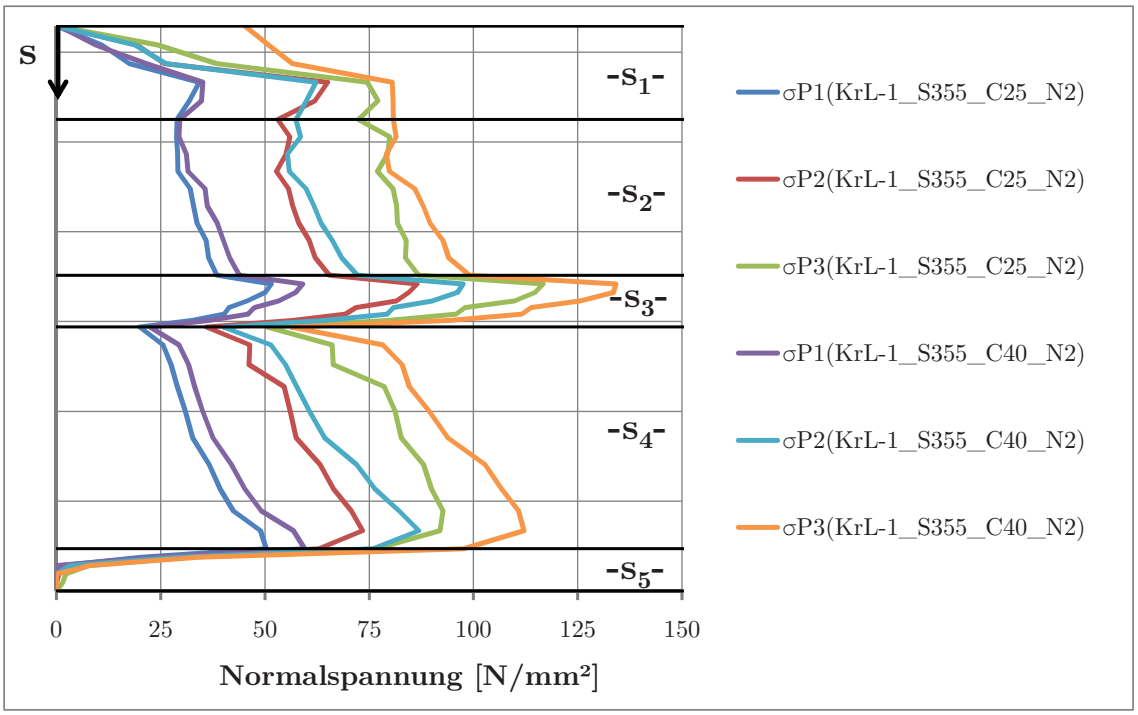


(a) Normalspannungsverläufe σ_{P_j}

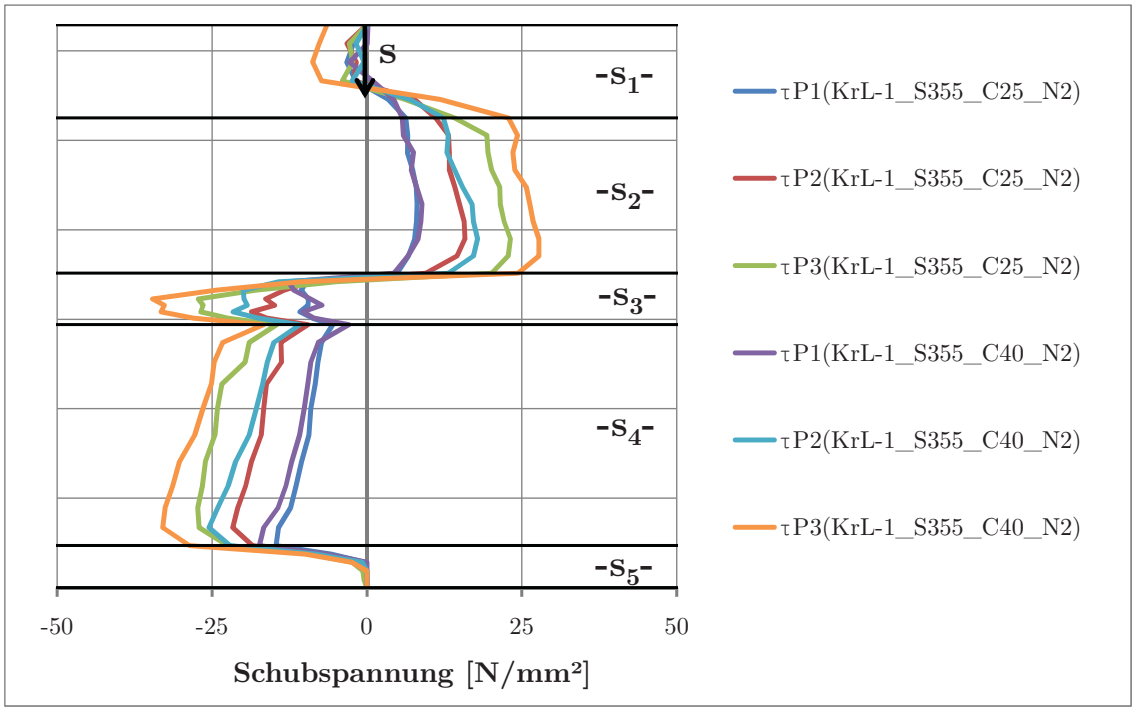


(b) Schubspannungsverläufe τ_{P_j}

Abbildung 4.41: Kontaktspannungen zur Untersuchung des Einflusses der Betongüte



(a) Normalspannungsverläufe σ_{P_j}



(b) Schubspannungsverläufe τ_{P_j}

Abbildung 4.42: Kontaktspannungen zur Untersuchung des Einflusses der Betongüte

4.3.4.6 Einfluss der Kronendübelgeometrie

Die Kronendübelgeometrien *KrL-1* und *KrL-2* weichen durch unterschiedliche Ausrundungsradien voneinander ab. Um die Auswirkungen dieses Unterscheidungsmerkmals zu analysieren, werden die in Tab. 4.14 angegebenen Modelle gegenübergestellt.

Gegenübergestellte Modelle	
KrL-1_S235_C25_N3	*KrL-2_S235_C25_N3*
KrL-1_S355_C40_N3	*KrL-2_S355_C40_N3*

Tabelle 4.14: Modelle zur Untersuchung des Einflusses der Kronendübelgeometrie

Dübelkennlinien

Abb. 4.43 enthält die Darstellung der rechnerisch ermittelten Dübelkennlinien. Die Ergebnisse der gegenübergestellten Modelle sind bei gleicher Dübelgeometrie annähernd deckungsgleich. Die vorgenommene Modifikation der Stahlkrone hat somit nur einen geringen Einfluss auf Steifigkeit und Traglast. Die quasistatische Dübelkennlinie des von *Petraschek* [Pet08] getesteten Versuchskörpers *KrL-75-36* kann zur Plausibilisierung der errechneten Last-Verschiebungslinien herangezogen werden.

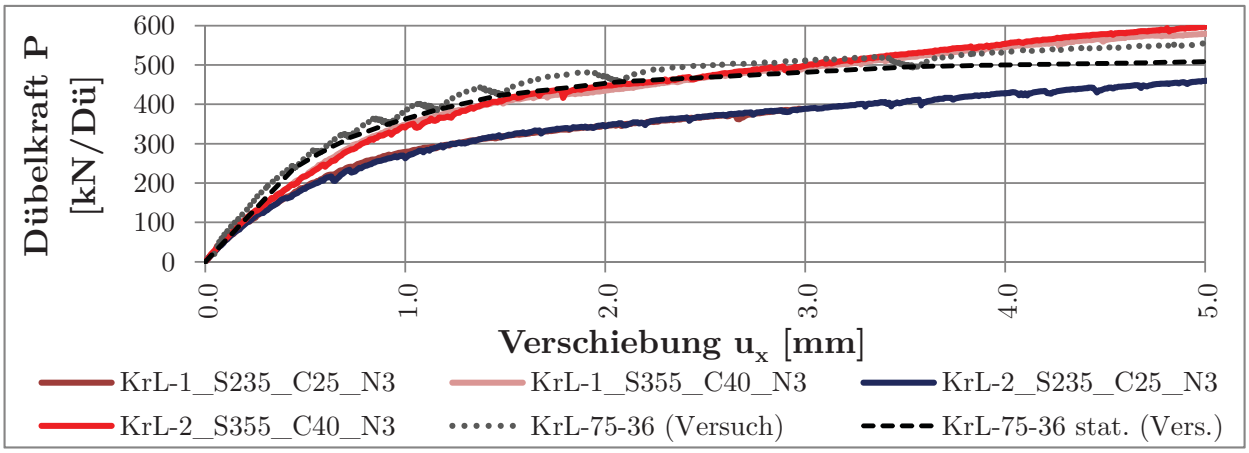
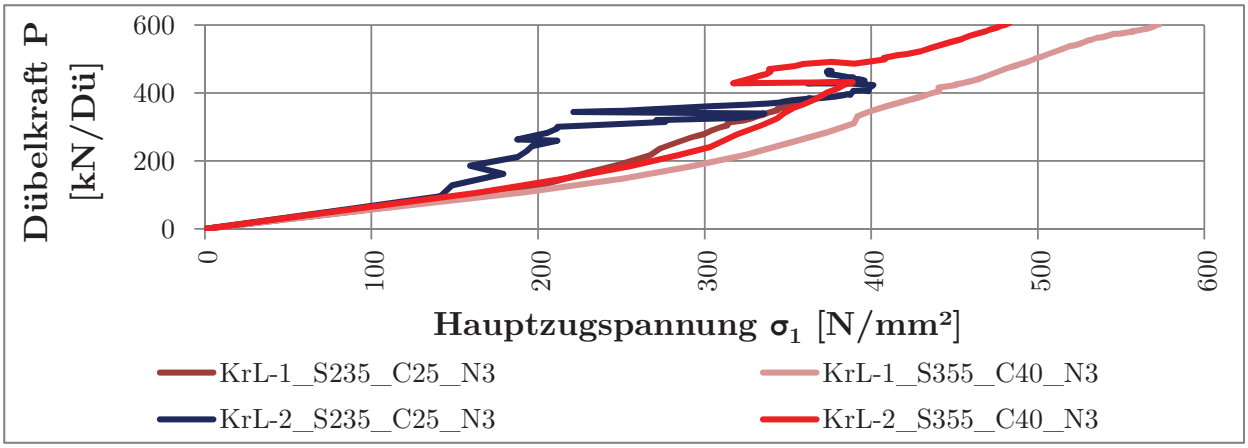


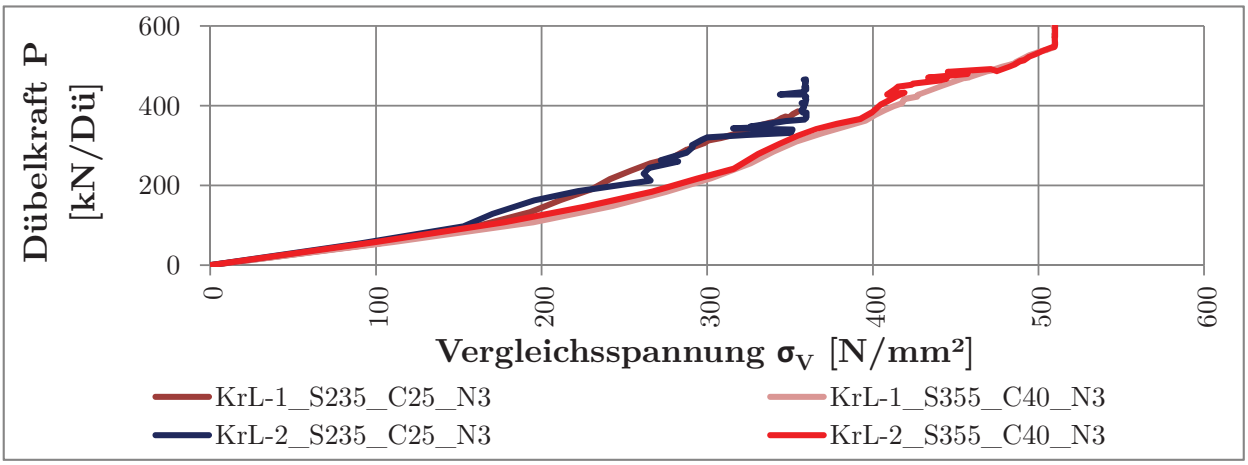
Abbildung 4.43: Dübelkennlinien zur Untersuchung des Einflusses der Kronendübelgeometrie

Last-Kerbbeanspruchungsbeziehungen
Die auftretenden Kerbgrundbeanspruchungen sind in Abb. 4.44 bis Abb. 4.45 dargestellt. Es zeigt sich, dass diese durch die Veränderung der Ausrundungsradien nur geringfügig beeinflusst werden. Die einzige Ausnahme bildet die Beziehung zwischen der aufgebrachten Schubkraft und der Hauptzugspannung (siehe Abb. 4.44(a)). Die Vergrößerung des Ausrundungsradius bringt eine Verringerung der maßgebenden Hauptzugspannungen mit sich.

Die Last-Kerbbeanspruchungsbeziehungen weisen teilweise gravierende Unstetigkeiten auf, die infolge von Iterationsprozessen im Zuge der numerischen Berechnung entstehen. Die Entstehung und die Bedeutung der Diskontinuitäten wurde bereits in Kap. 4.3.3.7 erörtert.

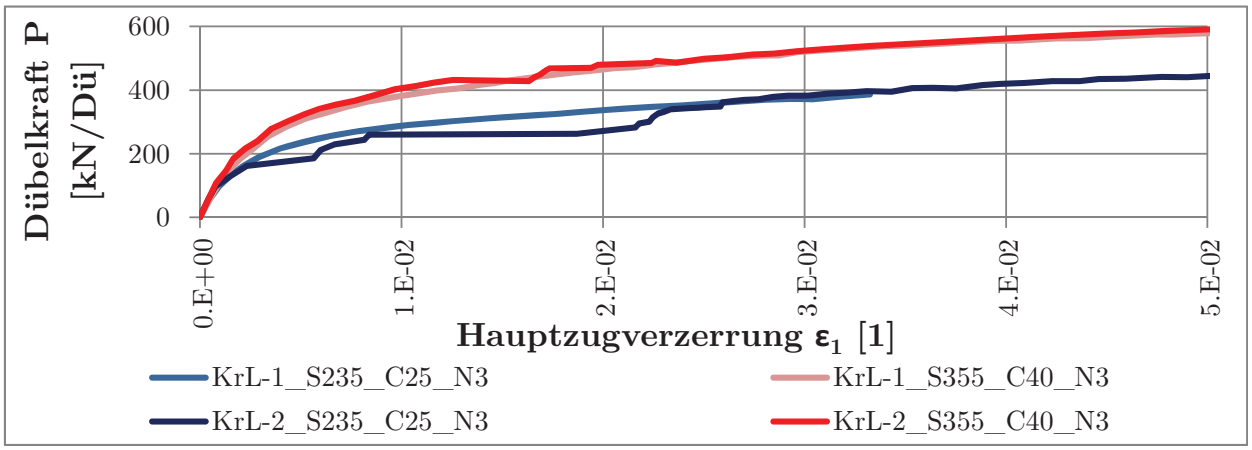


(a) Last-Hauptzugspannungsbeziehungen

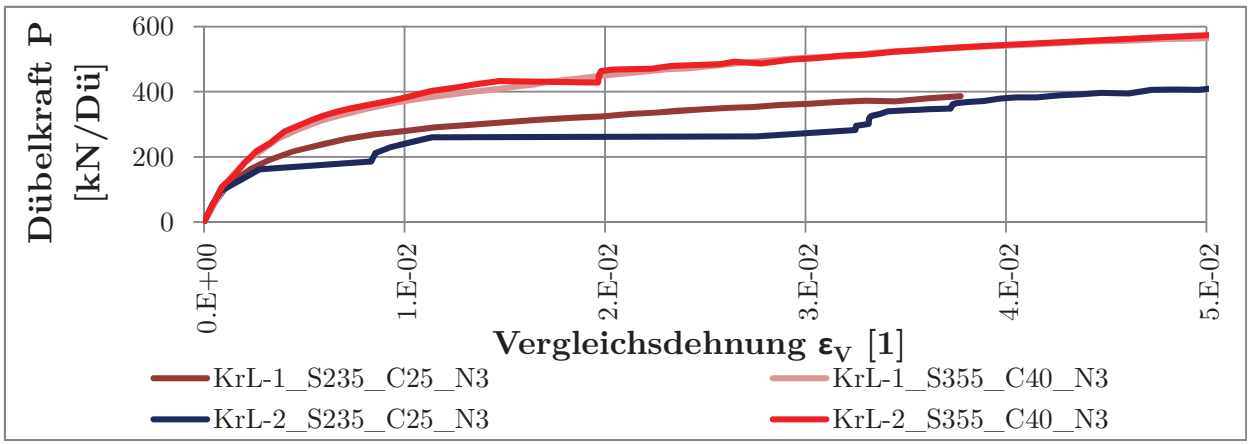


(b) Last-Vergleichsspannungsbeziehungen

Abbildung 4.44: Last-Kerbspannungsbeziehungen zur Untersuchung des Einflusses der Kronendübelgeometrie



(a) Last-Hauptzugsverzerrungsbeziehungen



(b) Last-Vergleichsdehnungsbeziehungen

Abbildung 4.45: Bauteilfließkurven zur Untersuchung des Einflusses der Kronendübelgeometrie

Kontaktspannungen

Die Ermittlung der Kontaktspannungsverläufe dient der Ableitung von Lastmodellen. Durch die Veränderung der Geometrie der Stahlkrone ist ein direkter Vergleich der Kontaktspannungen nicht mehr sinnvoll. Jede Dübelgeometrie erfordert ein eigenes Lastmodell, welches in Kap. 4.4 für die Geometrien *KrL-1* und *KrL-2* ermittelt wird. Aus diesem Grund wird auf die Gegenüberstellung der Spannungen in der Kontaktfuge bei unterschiedlicher Dübelgeometrie verzichtet.

4.3.4.7 Einfluss der Netzfeinheit

Eine feinere Diskretisierung führt zur Steigerung der Genauigkeit einer *FE*-Berechnung, bringt jedoch mitunter eine enorme Erhöhung des Berechnungsaufwandes mit sich. Die Festlegung der Netzdichte stellt somit stets einen Kompromiss dar. Das Ziel ist es ausreichend genaue Ergebnisse, bei gleichzeitig minimalem Berechnungsaufwand zu erreichen. Die Untersuchung des Einflusses der Feinheit der Diskretisierung auf die Berechnungsergebnisse erfolgt abermals durch Gegenüberstellung von vier Modellen. Diese sind in Tab. 4.15 angeführt.

Generell zeigt sich, dass die Ergebnisse der beiden untersuchten Netzgeometrien *N2* und *N3* gut übereinstimmen. Daraus ergibt sich die Schlussfolgerung, dass eine Unterteilung der höchstbeanspruchten Dübelbereiche in Elemente mit einer maximalen Kantenlänge von 2 mm entsprechend der gröbsten untersuchten Netzgeometrie *N3* ausreichend ist.

Gegenübergestellte Modelle	
KrL-1_S235_C25_N2	*KrL-1_S235_C25_N3*
KrL-1_S355_C40_N2	*KrL-1_S355_C40_N3*

Tabelle 4.15: Modelle zur Untersuchung des Einflusses der Netzfeinheit

Dübelkennlinien

Die Dübelkennlinie gemäß Abb. 4.46 wird durch die vorgenommene Modifikation des *FE*-Netzes nicht beeinflusst. Die quasistatische Dübelkennlinie des von *Petraschek* [Pet08] getesteten Versuchskörpers *KrL-75-36* wurde zu Vergleichszwecken in der Abbildung angegeben.

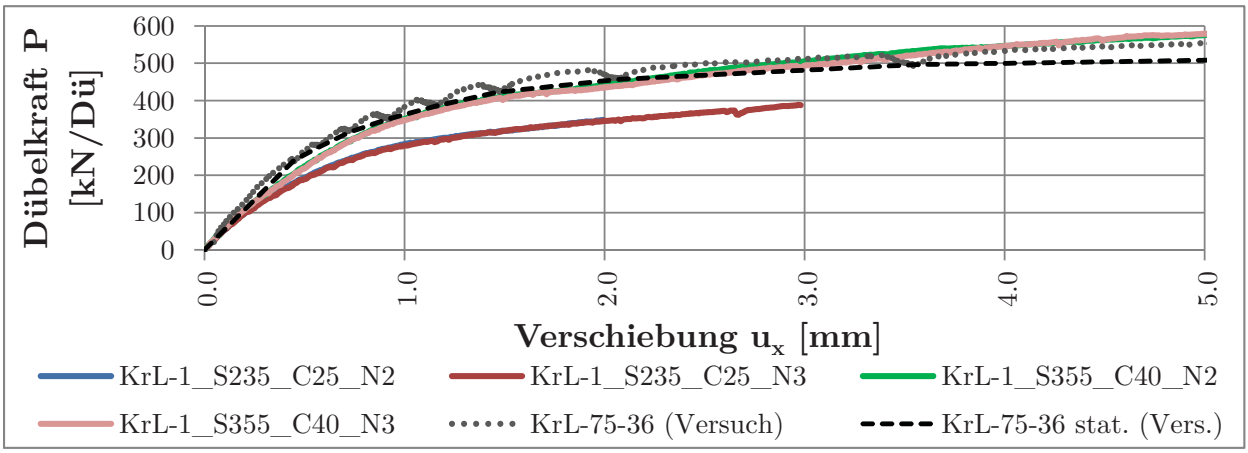
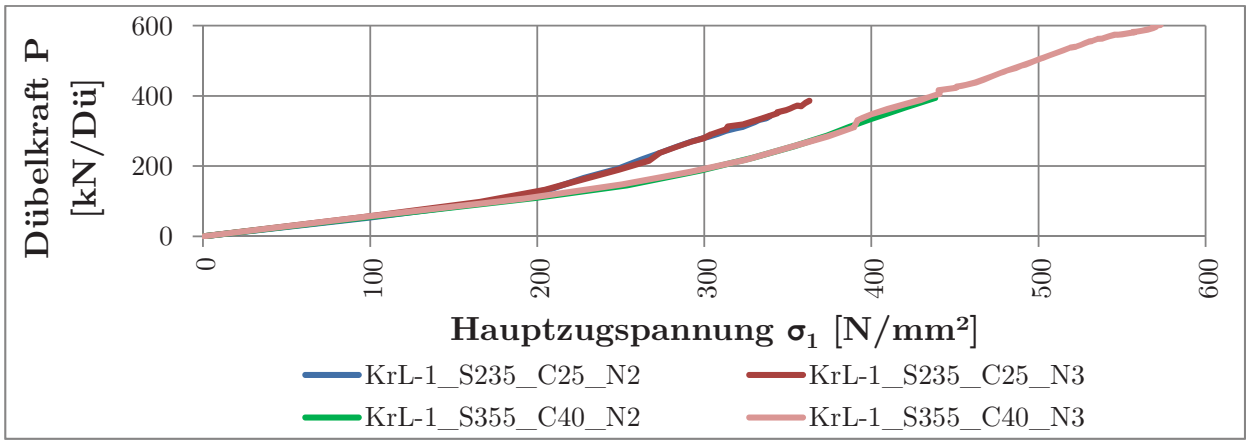


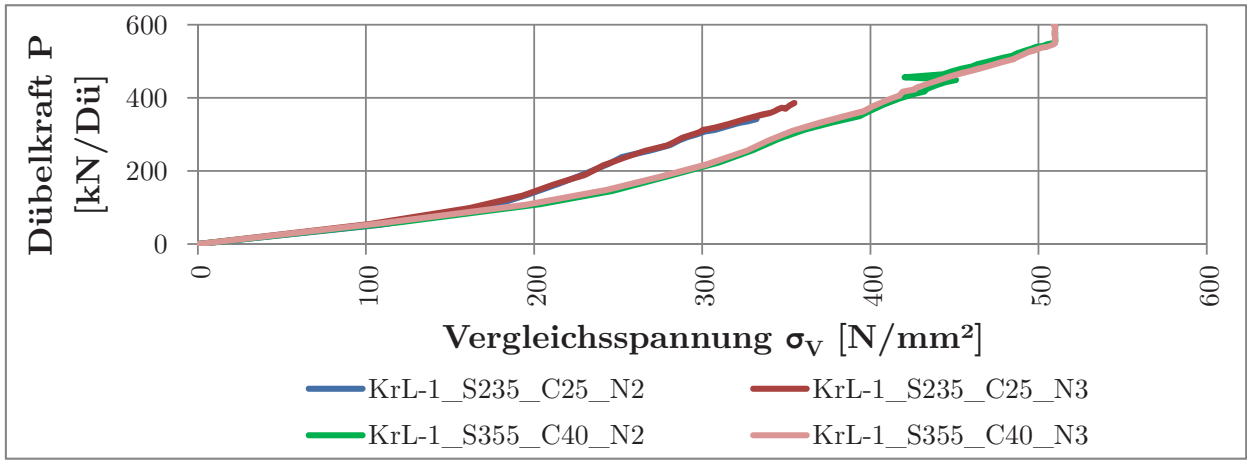
Abbildung 4.46: Dübelkennlinien zur Untersuchung des Einflusses der Netzfeinheit

Last-Kerbbeanspruchungsbeziehungen

Abb. 4.47 bis Abb. 4.48 zeigen die Entwicklung der Kerbbeanspruchungen der gegenübergestellten Modelle im Verlauf der Laststeigerung. Vereinzelt treten bei gröberer Netzstruktur Unstetigkeiten in den Ergebnisverläufen auf. Sieht man von diesen ab, stimmen die Kurvenverläufe sehr gut überein.

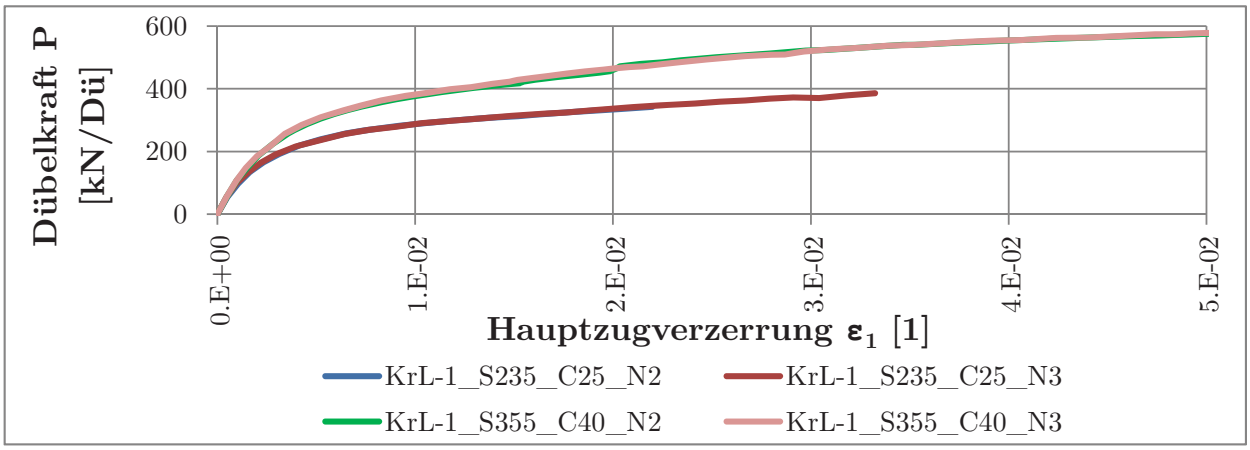


(a) Last-Hauptzugspannungsbeziehungen

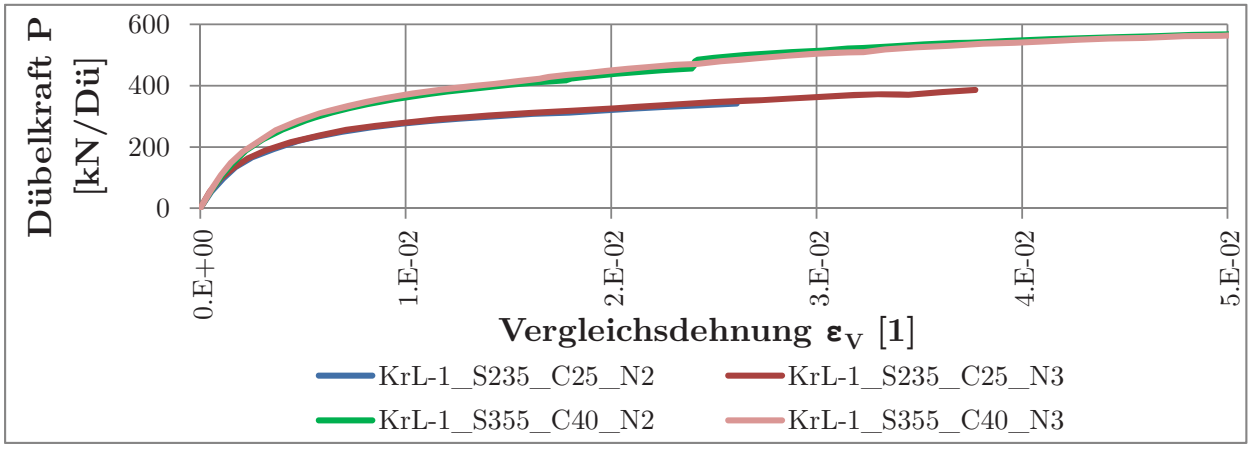


(b) Last-Vergleichsspannungsbeziehungen

Abbildung 4.47: Last-Kerbspannungsbeziehungen zur Untersuchung des Einflusses der Netzfeinheit



(a) Last-Hauptzugsverzerrungsbeziehungen

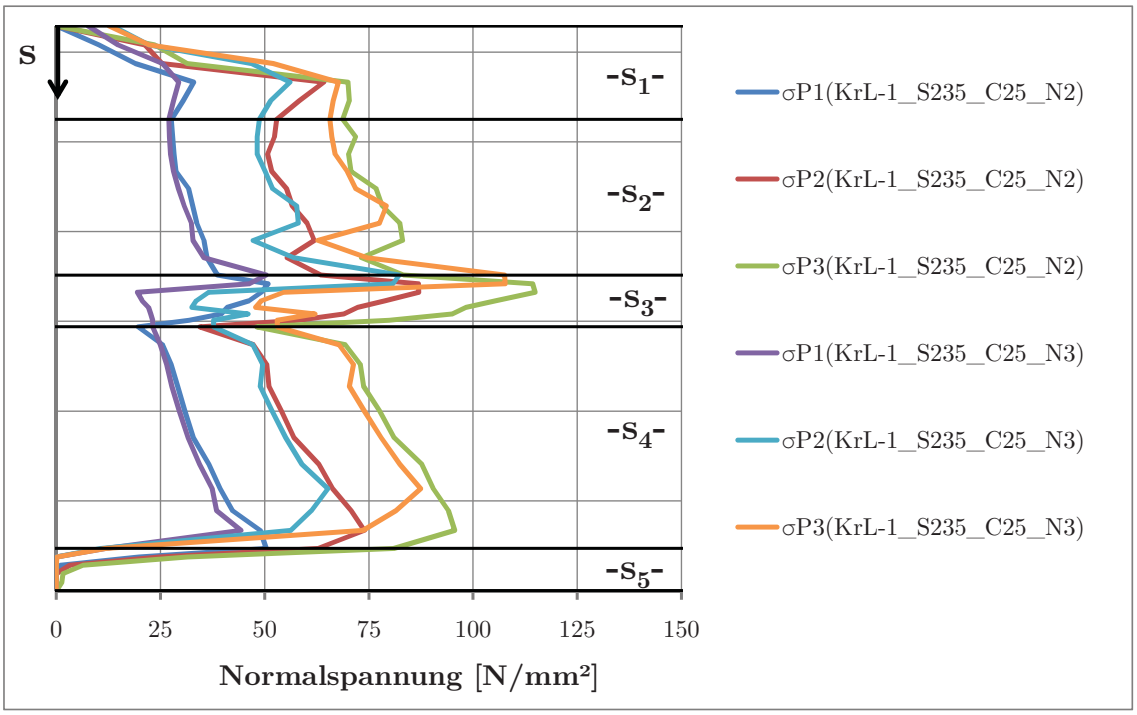


(b) Last-Vergleichsdehnungsbeziehungen

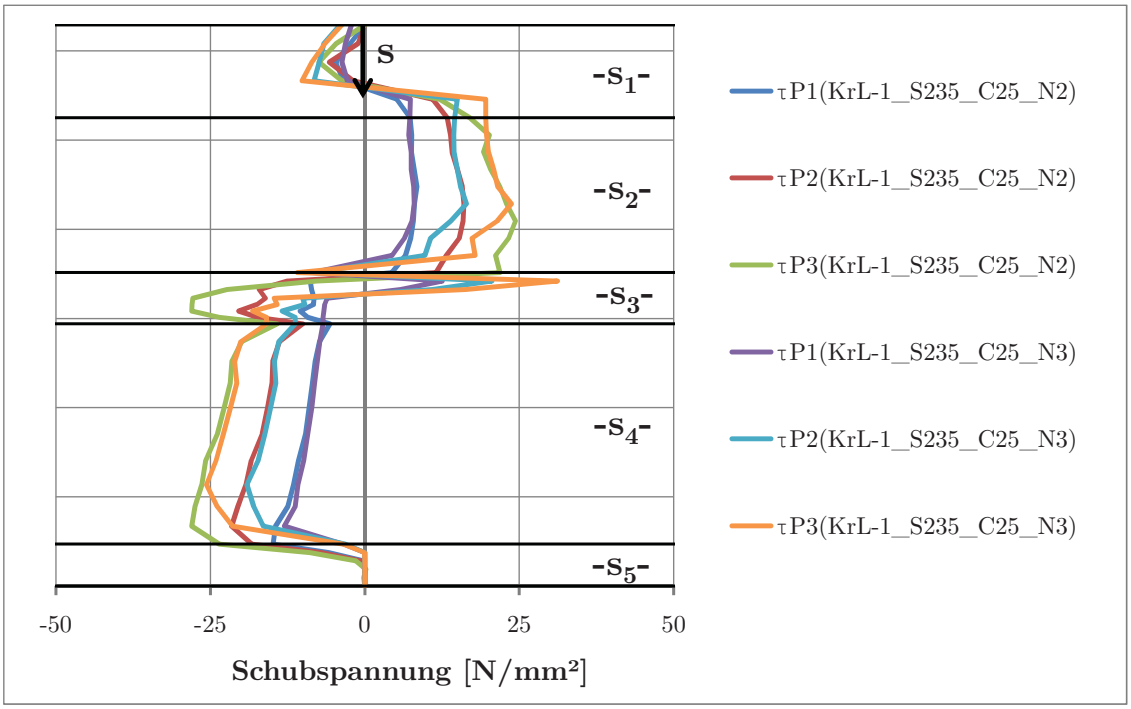
Abbildung 4.48: Bauteilfließkurven zur Untersuchung des Einflusses der Netzfeinheit

Kontaktspannungen

Zum Abschluss der Parameterstudien wird der Einfluss der Netzfeinheit auf die Kontaktspannungen untersucht. Die Berechnungsergebnisse sind in Abb. 4.49 bis Abb. 4.50 dargestellt. Bei der Netzgeometrie *N3* sind aufgrund der gröberen Netzteilung weniger Ausgabewerte in der Kontaktfuge vorhanden. Dementsprechend ergeben sich auch Unterschiede in den resultierenden Kontaktspannungsverläufen. Die Ergebnisse beider Netzgeometrien liegen jedoch trotzdem relativ nah beieinander.

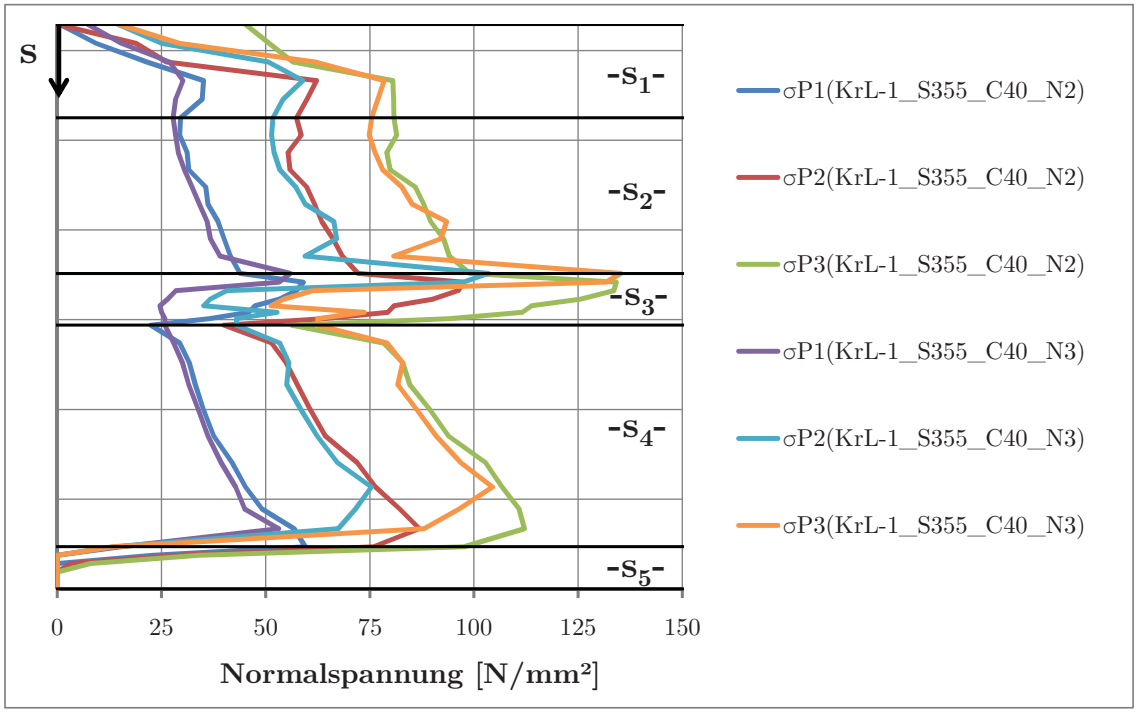


(a) Normalspannungsverläufe σ_{P_j}

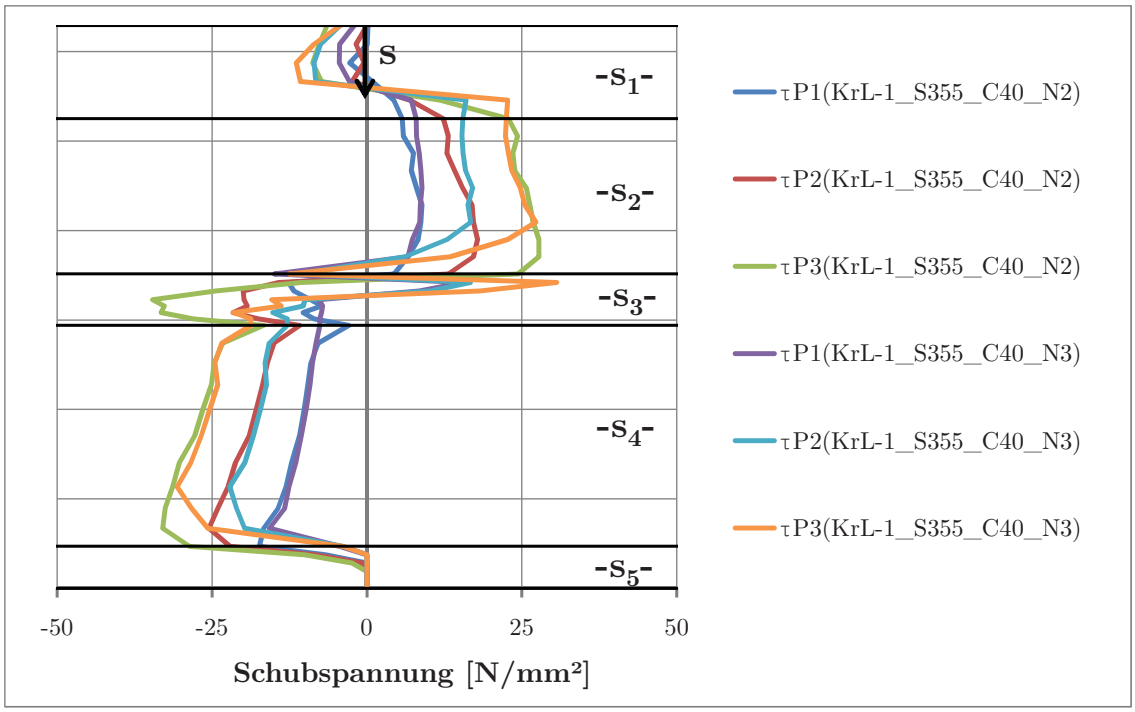


(b) Schubspannungsverläufe τ_{P_j}

Abbildung 4.49: Kontaktspannungen zur Untersuchung des Einflusses der Netzfeinheit



(a) Normalspannungsverläufe σ_{P_j}



(b) Schubspannungsverläufe τ_{P_j}

Abbildung 4.50: Kontaktspannungen zur Untersuchung des Einflusses der Netzfeinheit

4.3.5 Auswertung der Versuchssimulation

4.3.5.1 Dübelkennlinien

Die numerische Berechnung der Versuchskörper ergibt die in Abb. 4.51 dargestellten Dübelkennlinien. Zum Vergleich ist die Last-Verschiebungslinie des von *Petraschek* [Pet08] durchgeführten statischen Abscherversuches (Dübelgeometrie *KrL-75-36* - Serie 3) abgebildet, bei dem ebenfalls Beton *C40/50* und Baustahl *S355* eingesetzt wurden. Die damals verwendete Dübelgeometrie entspricht der Geometrie *KrL-1* und weicht somit von den neuen Versuchskörpern *Typ A* und *B* ab. Dieser Unterschied verändert allerdings, aufgrund des in Kap. 4.3.4.6 beobachteten geringen Einflusses der Ausrundungsradien der Stahlkrone, die Dübelkennlinie nur unwesentlich.

Der Vergleich mit dem Versuchsergebnis zeigt, dass die numerisch ermittelten Dübelkennlinien eine höhere Traglast aufweisen. Dies ist auf die Verwendung der zyklischen Arbeitslinie des Baustahls zurückzuführen, zufolge der erst ab dem Erreichen der Zugfestigkeit des Dübelbleches von $R_m = 579\,\mathrm{N/mm^2}$ ideal-plastisches Fließen auftritt. Die numerische Berechnung muss somit eine höhere Traglast, als der statische Versuch liefern. In Abb. 4.52 ist die gute Übereinstimmung im Bereich kleiner Verschiebungen erkennbar, die eine Plausibilisierung des Berechnungsmodells erlaubt.

Die aus der *FE*-Berechnung stammende Dübelkennlinie von Versuchskörper *Typ B* weist bei etwa 350 kN/Dü eine gravierende Unstetigkeit auf. Das sprunghafte Verhalten zeigt sich auch bei den folgenden Last-Kerbbeanspruchungsbeziehungen. Die Ursache und die Bedeutung der Diskontinuitäten wurde bereits in Kap. 4.3.3.7 erläutert. Die Kurvenverläufe können für die Lebensdauerberechnung weiterverwendet werden, da im Zuge der Ermüdungsberechnung vor allem der Verlauf der Erstbelastungskurve unterhalb von $P = 350\,\mathrm{kN/Dü}$ benötigt wird. Auf Basis der *Masing*-Hypothese, können mit diesem Teil der Erstbelastungskurve bereits Ermüdungsbeanspruchungen mit einer Schubkraftamplitude von $P_a = 350\,\mathrm{kN/Dü}$ beschrieben werden. Eine derart hohe Schwingbeanspruchung, mit Amplituden jenseits der halben quasistatischen Dübeltragfähigkeit, führt zu Anrissschwingspielzahlen im Bereich der Kurzzeitfestigkeit. Darüber hinaus gehende zyklische Beanspruchungen sind für den Einsatz des Kronendübels nicht relevant.

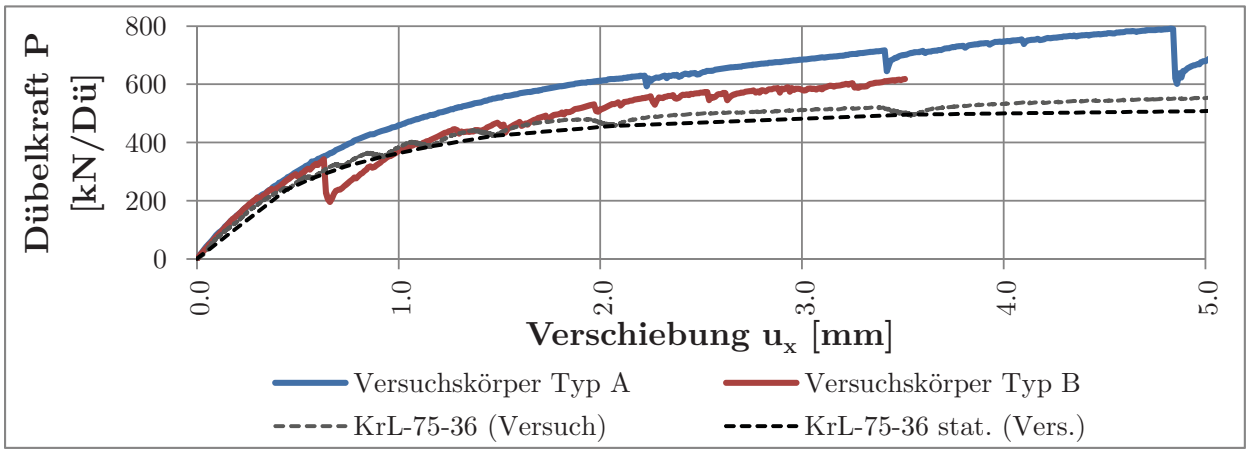


Abbildung 4.51: Dübelkennlinien der Versuchskörper

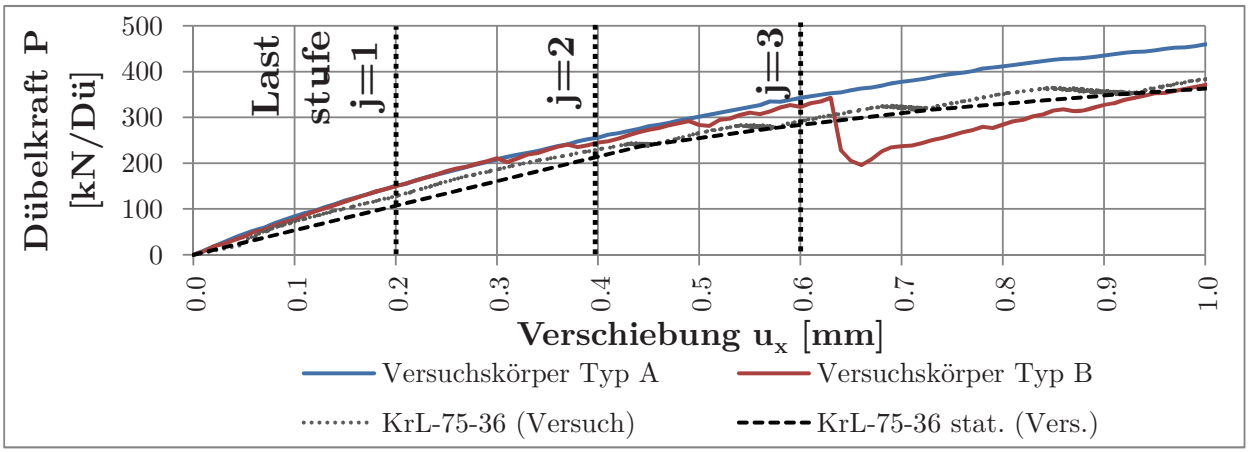


Abbildung 4.52: Detaildarstellung der Dübelkennlinien mit den Laststufen $j = 1$ bis 3

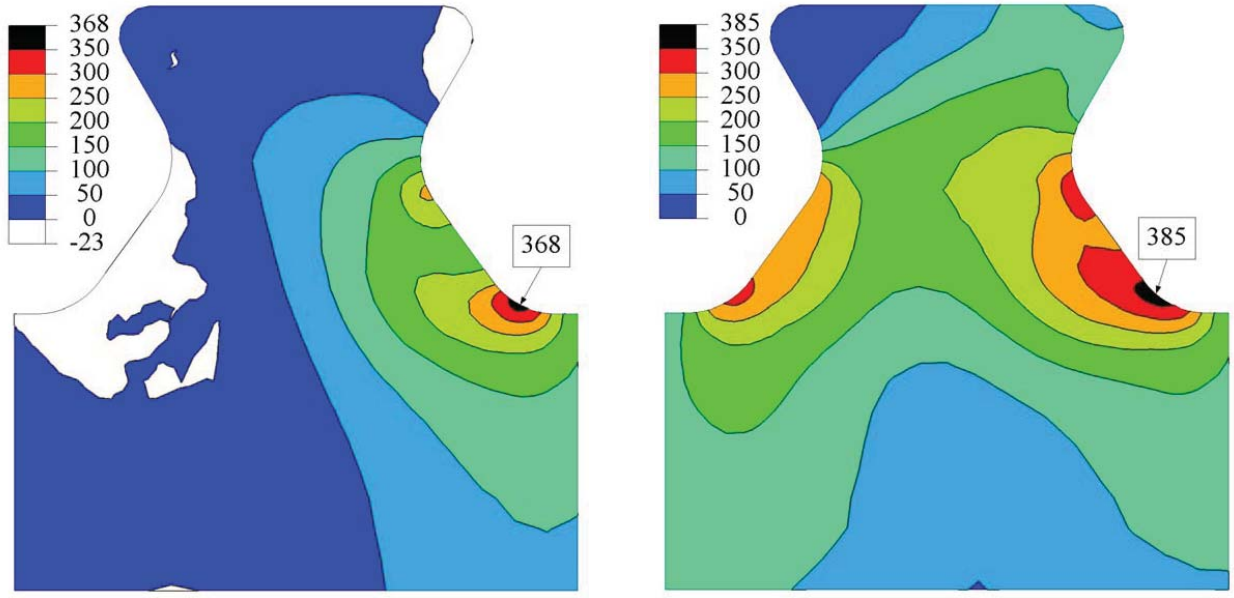
4.3.5.2 Vergleichsspannungs- und Hauptzugspannungsverläufe

Als Nächstes soll die Verteilung der Vergleichsspannungen und Hauptzugspannungen innerhalb des Dübels ausgewertet werden. Dabei wird das Lastniveau $j = 3$ mit einer eingeprägten Verschiebung $u_{x,3} = 0.6\,\text{mm}$ herangezogen.

Abb. 4.53 zeigt den Verlauf der Vergleichsspannungen und Hauptzugspannungen von Versuchskörper *Typ A*. Bei Laststufe 3 wird eine Schubkraft von $P_3 = 341\,\text{kN/Dü}$ übertragen. Man erkennt, dass die höchstbeanspruchten Elemente im Bereich der unteren Ausrundung liegen.

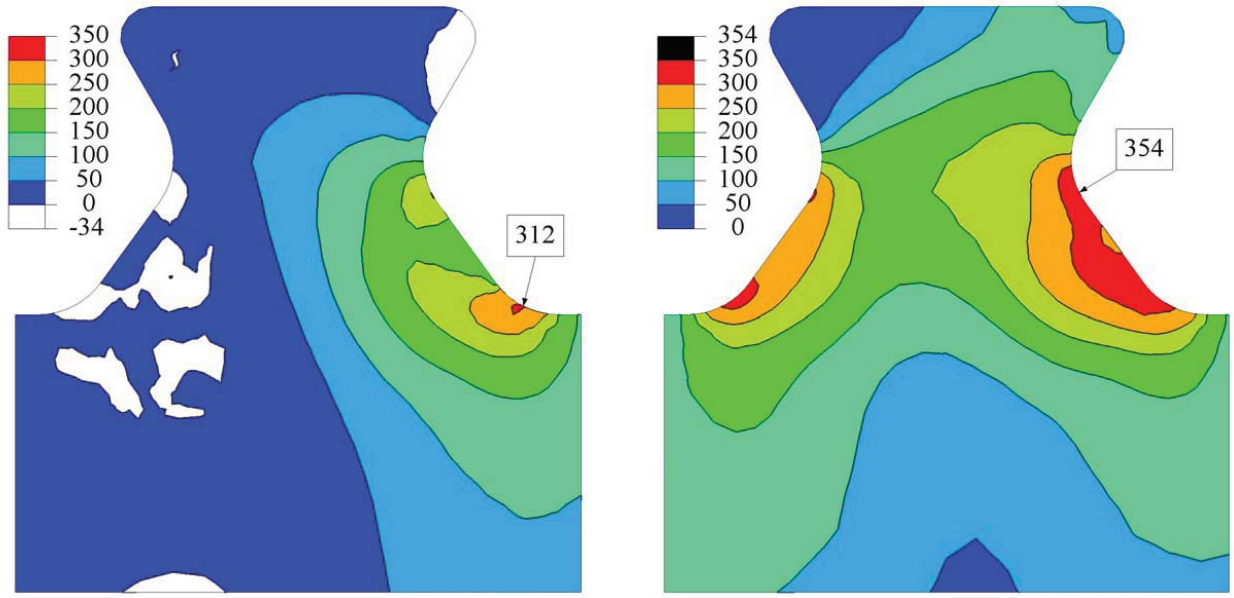
Die Ergebnisse von Versuchskörper *Typ B* sind in Abb. 4.54 bei einer Schubkraft von $P_3 = 324\,\text{kN/Dü}$ dargestellt. Hier liegt die maximale Vergleichsspannung σ_V im Bereich der oberen Ausrundung. Betrachtet man benachbarte Ergebnisdaten, beispielsweise für eine Verschiebung von $u_x = 0.7\,\text{mm}$, so stellt man fest, dass sich die höchstbeanspruchte Stelle wieder in den Bereich des unteren Bogens verschiebt. Aufgrund der wechselnden Lage der maßgebenden Stelle wurden bei der Auswertung der Kerbbeanspruchungen stets alle Elemente im Bereich beider Ausrundungen berücksichtigt (siehe Abb. 4.13).

Die beobachtete Lageänderung der höchstbeanspruchten Stelle bei Versuchskörper *Typ B* soll im Folgenden genauer untersucht werden. In Kap. 4.3.3.3 wurden die Grundlagen zur getrennten Ermittlung der Hüllkurven für die Kerbbeanspruchungen in der mittleren und unteren Ausrundung des Dübels beschrieben. Diese Hüllkurven werden als Funktion der eingeprägten Verschiebung u_x in Abb. 4.55 dargestellt. Das Diagramm zeigt, dass die größte Beanspruchung im Regelfall innerhalb des unteren Kreisbogens liegt, und dass Abb. 4.54 eine Ausnahmesituation darstellt. Dies gilt insbesondere bei kleinen Beanspruchungen innerhalb des annähernd linear elastischen Bereichs der Dübelkennlinie. Für die Lebensdauerberechnung bedeutet dies, dass zufolge der vorliegenden Berechnungen mittels *ABAQUS*, von einem Erstanriss im Bereich der unteren Ausrundung auszugehen ist.



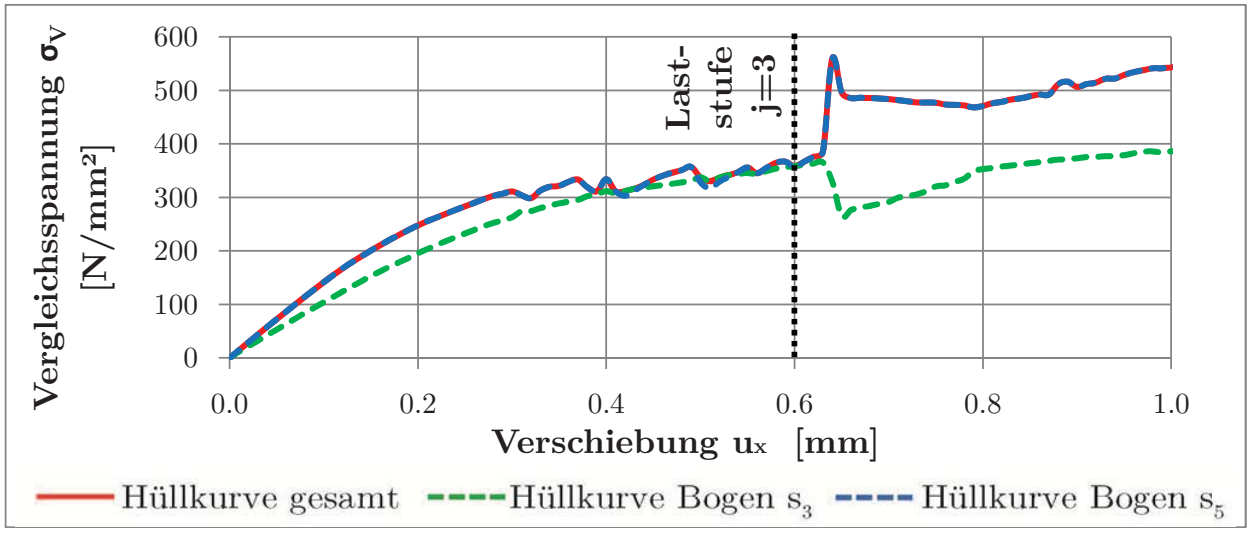
(a) Hauptzugspannungen σ_1 (b) Vergleichsspannungen σ_V

Abbildung 4.53: Spannungsverteilungen auf Laststufe 3 (Modell: Versuchskörper *Typ A*)

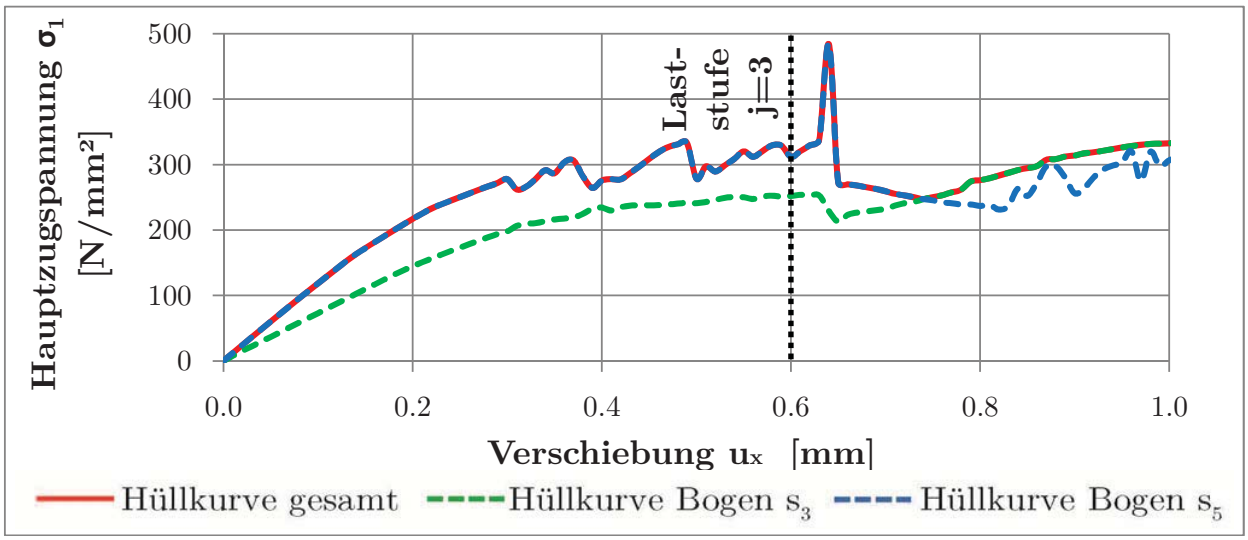


(a) Hauptzugspannungen σ_1 (b) Vergleichsspannungen σ_V

Abbildung 4.54: Spannungsverteilungen auf Laststufe 3 (Modell: Versuchskörper *Typ B*)



(a) Entwicklung der Vergleichsspannungen σ_V

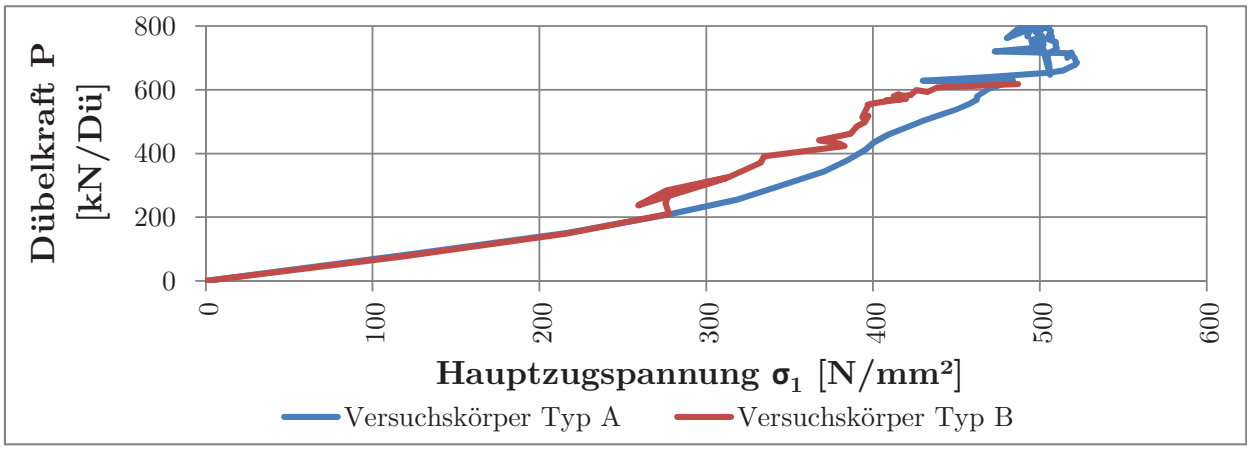


(b) Entwicklung der Hauptzugspannungen σ_1

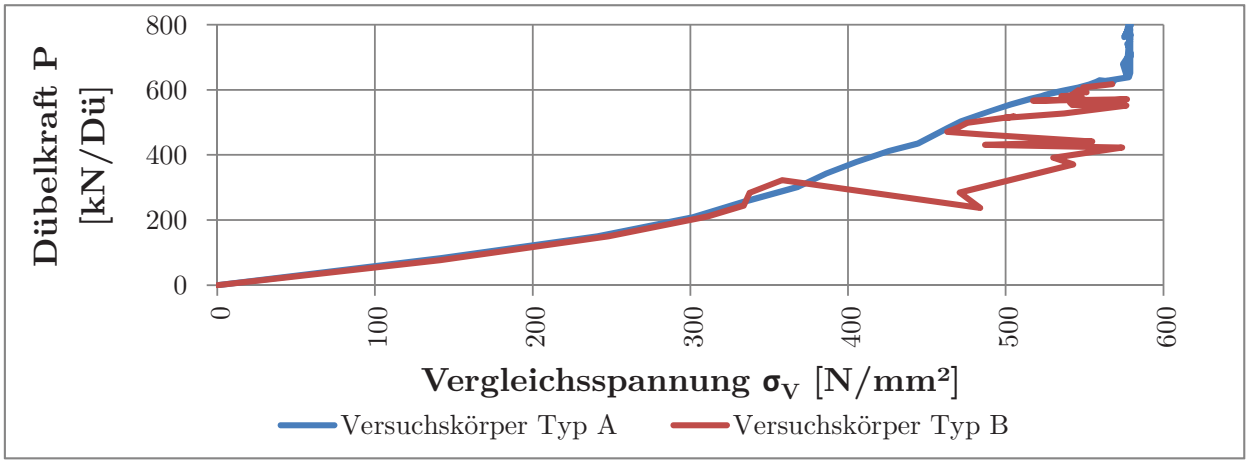
Abbildung 4.55: Vergleich der Beanspruchungen der Dübelausrundungen s_3 und s_5 (Modell: Versuchskörper *Typ B*)

4.3.5.3 Last-Kerbspannungs- bzw. Last-Kerbdehnungsbeziehungen

Die Entwicklung der Kerbgrundbeanspruchungen im Verlauf der Laststeigerung bildet die Grundlage der Lebensdauerberechnung der Versuchskörper. Die Graphen sind in Abb. 4.56 und Abb. 4.57 dargestellt. Oberhalb einer Dübelkraft von $P = 350\,\mathrm{kN/Dü}$ werden die Last-Kerbspannungsbeziehungen zunehmend ungleichmäßiger. Sprunghafte Ergebnisverläufe sind eine Folge der iterativen Berechnungsalgorithmen. Die Ursache und die Auswirkungen der Unstetigkeiten wurden in Kap. 4.3.3.7 beschrieben. Vergleicht man die Bauteilfließkurven der beiden Versuchskörpertypen so zeigen sich signifikante Unterschiede. Bei Versuchskörper *Typ B* treten bei gleicher Last höhere Verzerrungen in der maßgebenden Kerbe auf. Das Freilegen des Dübels bewirkt somit eine Erhöhung der örtlichen Kerbbeanspruchungen in der Dübelleiste.

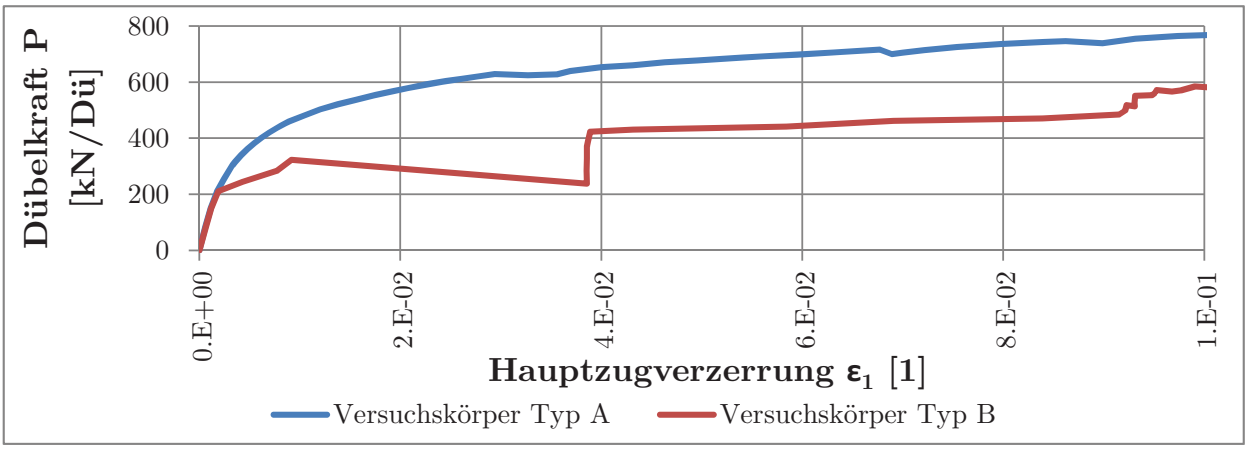


(a) Last-Hauptzugspannungsbeziehung

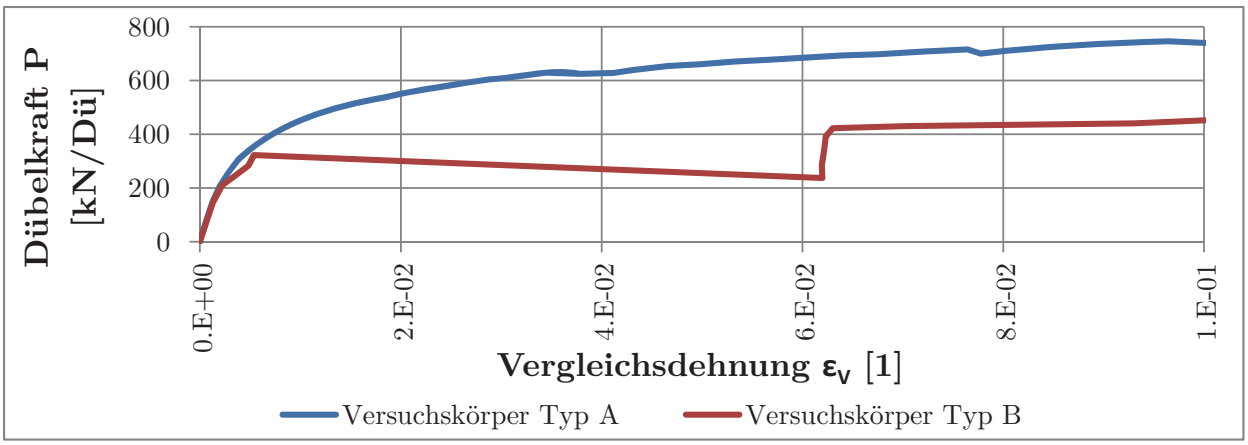


(b) Last-Vergleichsspannungsbeziehung

Abbildung 4.56: Last-Kerbspannungsbeziehungen der Versuchssimulation



(a) Last-Hauptzugverzerrungsbeziehung

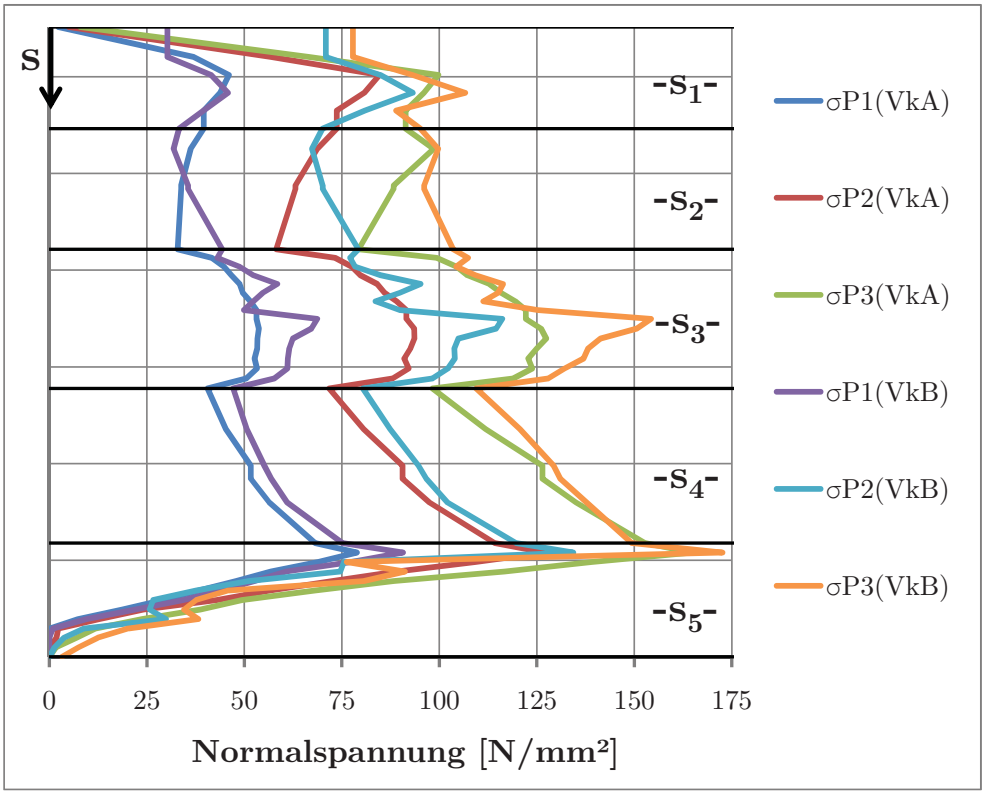


(b) Last-Vergleichsdehnungsbeziehung

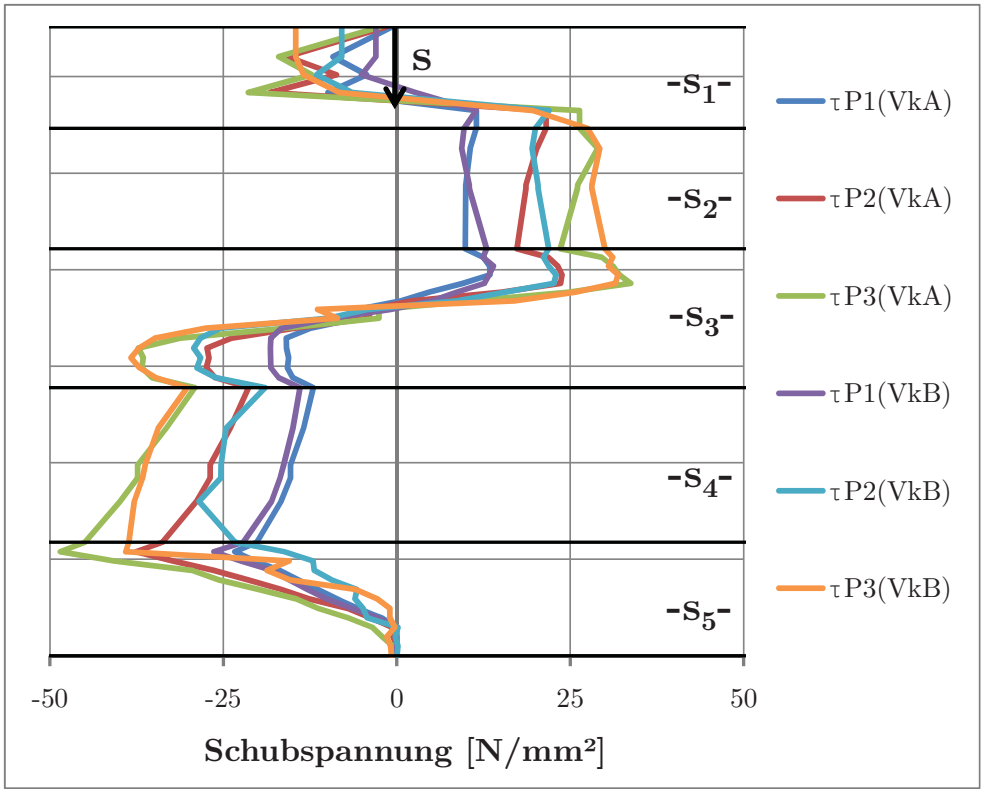
Abbildung 4.57: Bauteilfließkurven der Versuchssimulation

4.3.5.4 Spannungsverläufe in der Kontaktfuge

Die Spannungsverläufe in der Kontaktfuge sind für die Ableitung der Lastmodelle nach Kap. 4.4 von Interesse. Das Ziel ist es, die Tauglichkeit der Lastmodelle exemplarisch anhand der Versuchskörper zu demonstrieren. Abb. 4.58 zeigt die vorliegenden Kontaktspannungsverläufe der beiden Versuchskörper auf den drei Lastniveaus $j = 1, 2, 3$. Die Darstellung in einem Diagramm ermöglicht den direkten Vergleich von Versuchskörper *Typ A* (Abk. VkA) und *Typ B* (Abk. VkB). Die Spannungsspitzen in den Dübelausrundungen nehmen bei Versuchskörper *Typ B* etwas höhere Werte an. Abgesehen davon stimmen die Ergebnisse gut überein.



(a) Normalspannungsverläufe σ_{P_j}



(b) Schubspannungsverläufe τ_{P_j}

Abbildung 4.58: Kontaktspannungen der Versuchssimulation

4.3.5.5 Resultierende Dübelbeanspruchung

Zur Verifikation der Lastmodelle werden, wie schon im Zuge der Parameterstudien die resultierenden Dübelbeanspruchungen auf drei Lastniveaus ermittelt. Da nur ein Stahlzahn vorhanden ist, muss die übertragene Schubkraft P_j, der im Querschnitt am Fuß des Dübels übertragenen Querkraft V_{Ed,NM_j} entsprechen. Trotzdem ergeben sich geringfügige Abweichungen, die im Bereich der Genauigkeit einer *FE*-Berechnung liegen. Die resultierenden Schnittgrößen sind in Tab. 4.16 zusammengefasst.

Modell	Laststufe j	P_j [kN/Dü]	N_{Ed,NM_j} [kN]	V_{Ed,NM_j} [kN]	M_{Ed,NM_j} [kNm]
Versuchskörper *Typ A*	1	148.6	-25.8	150.2	4.9
	2	256.3	-44.2	257.8	8.9
	3	341.1	-60.4	343.0	11.7
Versuchskörper *Typ B*	1	149.9	-23.8	154.0	5.1
	2	243.9	-41.2	252.8	9.3
	3	323.8	-59.2	331.2	11.7

Tabelle 4.16: Resultierende Dübelbeanspruchungen zufolge der numerischen Berechnung

Der Anstieg der Normalkräfte und Biegemomente im Verlauf der Laststeigerung ist in Abb. 4.59 und Abb. 4.60 grafisch dargestellt. Man erkennt, dass die Schnittgrößen im betrachteten Lastbereich näherungsweise linear zunehmen.

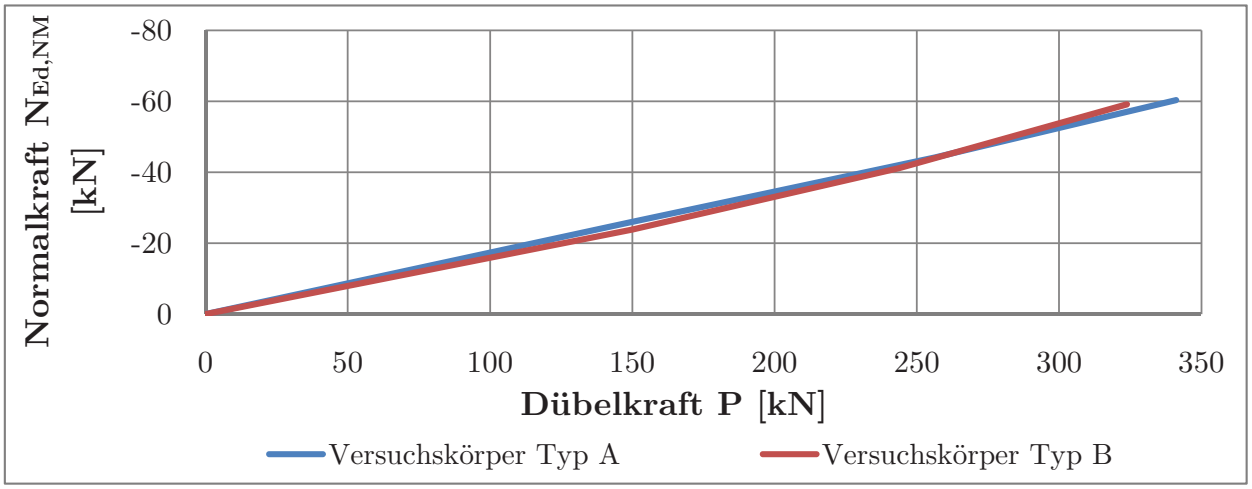


Abbildung 4.59: Anstieg der numerisch ermittelten Normalkräfte $N_{Ed,NM}$ im Verlauf der Laststeigerung

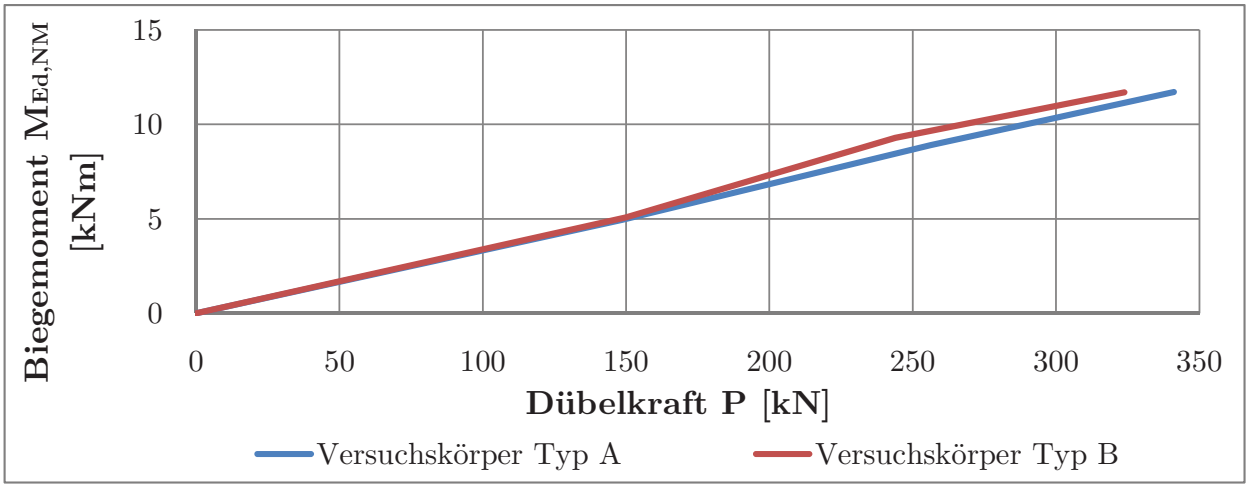


Abbildung 4.60: Anstieg der numerisch ermittelten Biegemomente $M_{Ed,NM}$ im Verlauf der Laststeigerung

4.3.5.6 Ergebniskontrollen

Gemäß 4.3.3.6 ist die Einhaltung der Bedingung $ALLKE/ALLIE < 0.01$ eine wesentliche Ergebniskontrolle. Abb. 4.61 zeigt die Entwicklung der Funktion $ALLKE/ALLIE$ im Verlauf der Laststeigerung. Der auftretende Maximalwert liegt bei etwa 4‰. Die obige Bedingung ist damit erfüllt.

Eine weitere Möglichkeit zur Plausibilisierung der numerischen Berechnung ist die Kontrolle der Vergleichsspannungs-Vergleichsdehnungsbeziehung im maßgebenden Kerbelement. Diese muss näherungsweise der eingegebenen zyklischen Arbeitslinie entsprechen. In Abb. 4.62 sind die resultierenden Vergleichsspannungs-Vergleichsdehnungs-Beziehungen der Versuchssimulation angegeben. Zu Vergleichszwecken ist die zugehörige zyklischen Arbeitslinie von Baustahl $S355_{IST}$ dargestellt. Der Beanspruchungsverlauf im Kerbelement stimmt bei der Simulation von Versuchskörper *Typ A* sehr gut mit der zyklischen Arbeitslinie überein. Bei Versuchskörper *Typ B* ergeben sich infolge von Iterationsprozessen im Zuge der numerischen Berechnung oberhalb einer Vergleichsspannung von $\sigma_V = 350\,\mathrm{N/mm^2}$ größere Abweichungen.

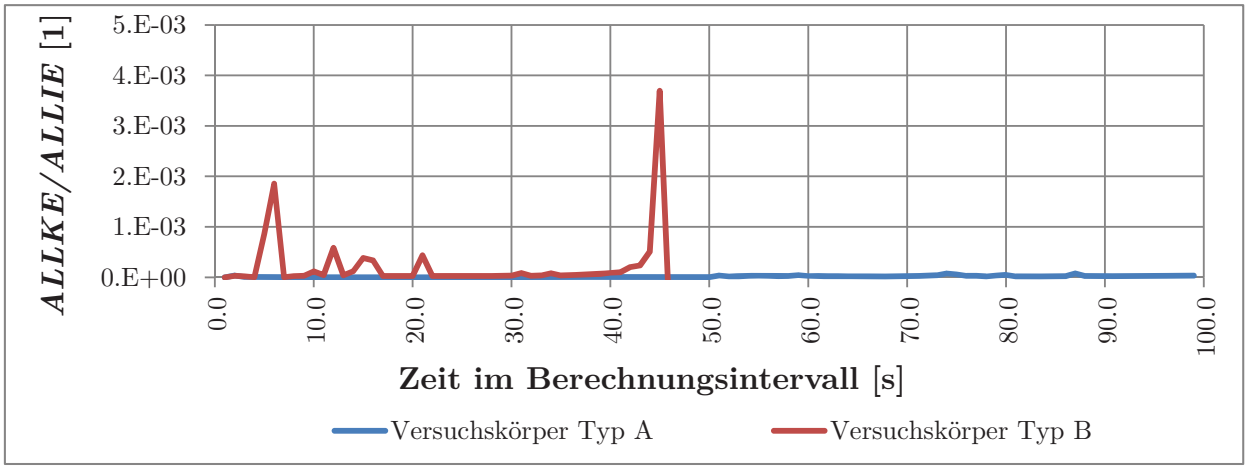


Abbildung 4.61: Entwicklung der kinetischen Energie im Verhältnis zur gesamten Verzerrungsenergie)

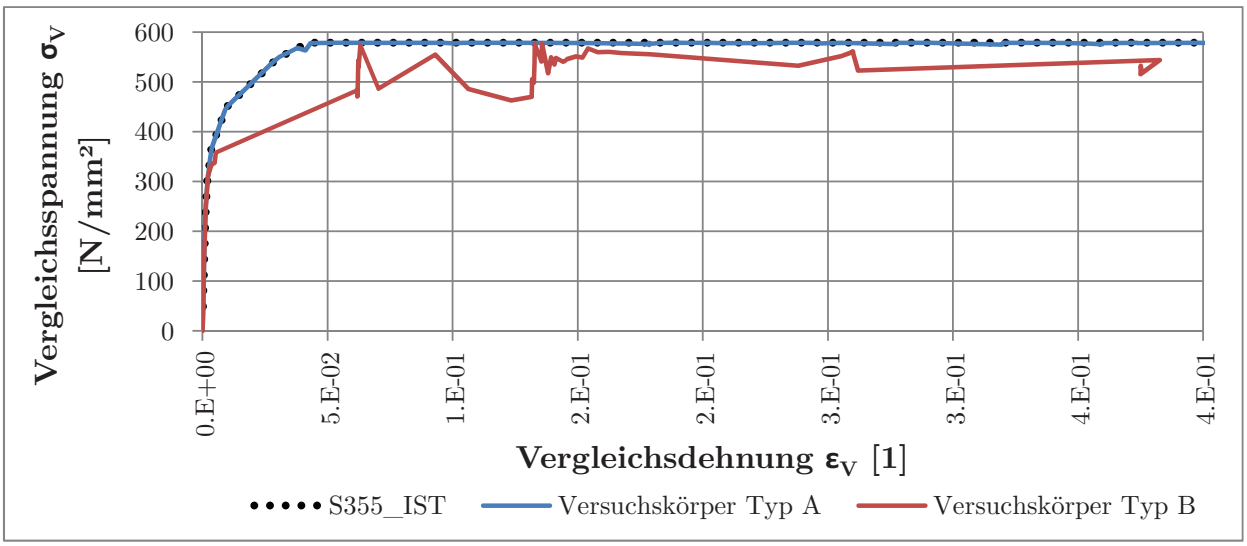


Abbildung 4.62: Vergleichsspannungs-Vergleichsdehnungs-Beziehungen im maßgebenden Kerbelement

4.4 Ableitung von Lastmodellen

4.4.1 Einleitung

Die mittels *ABAQUS* durchgeführten dreidimensionalen nichtlinearen Berechnungen resultieren in hohen Berechnungszeiten. Um den Berechnungsaufwand in Zukunft zu reduzieren, wurde die Entwicklung von ebenen Lastmodellen angestrebt, die die Einwirkung des umgebenden Betons auf den Stahlzahn in linearer Abhängigkeit von der übertragenen Schubkraft näherungsweise beschreiben. Mit Hilfe dieser Lastmodelle sollte eine zweidimensionale *FE*-Berechnung, bei alleiniger Berücksichtigung der Stahlleiste ermöglicht werden.

Die Grundlage für die Ableitung der Lastmodelle bildeten die in Kap. 4.3 bestimmten Kontaktspannungsverläufe. Im Folgenden soll die Vorgangsweise zur Ermittlung der Lastmodelle beispielhaft anhand des Modells der Parameterstudie *KrL-1_S355_C40_N3* beschrieben werden. Grundsätzlich wurde jedes der bisher untersuchten Modelle ausgewertet. In Anhang C findet sich ein Zusammenstellung aller vorliegenden Ergebnisdaten.

4.4.2 Modellbildung

4.4.2.1 Allgemeines

Wie in der Einleitung angedeutet, besteht die Zielsetzung in der Ermittlung von Lastmodellen mit linearer Abhängigkeit von der übertragenen Schubkraft des Dübels. Bedingt durch das plastische Materialverhalten der beteiligten Werkstoffe, ergeben sich im Verlauf der Laststeigerung allerdings Spannungsumlagerungen in der Kontaktfuge zwischen Stahldübel und dem umgebenden Beton. Ein Lastmodell kann somit genau genommen nur auf ein festgelegtes Lastniveau abgestimmt werden. Der Einsatzbereich des Kronendübels unter vorwiegend nicht ruhender Beanspruchung beschränkt sich vorrangig auf jene Lastbereiche, bei denen eine annähernd linear-elastische Dübelkennlinie vorliegt. Die geringen Nichtlinearitäten auf diesem Lastniveau sind die Voraussetzung für die zutreffende Ableitung von Lastmodellen nach dem vorgestellten Konzept.

Die Gültigkeit der innerhalb dieser Arbeit erarbeiteten Lastansätze beschränkt sich somit auf Bereiche in denen eine annähernd linear-elastische Dübelkennlinie vorliegt. Die obere Gültigkeitsgrenze ergibt sich in etwa auf Höhe der halben Traglast des Dübels. Wie in Kap. 4.3.3.4 beschrieben, wurden die Kontaktspannungsverläufe als Grundlage für die Ableitung von Lastmodellen auf drei Lastniveaus, bei eingeprägten Verschiebungen von $u_{x,1} = 0.2\,\text{mm}$, $u_{x,2} = 0.4\,\text{mm}$ und $u_{x,3} = 0.6\,\text{mm}$ ausgewertet. Die den jeweiligen Verschiebungen zugehörigen übertragenen Schubkräfte der einzelnen numerischen Berechnungsmodelle wurden bereits in Tab. 4.12 bzw. Tab. 4.16 angegeben.

4.4.2.2 Überblick

Teilaufgaben der Modellbildung:

1. **Ermittlung der Kontaktspannungen**
2. **Idealisierung der Spannungsverläufe**
3. **Analyse der Spannungen im Verlauf der Laststeigerung**
4. **Ableitung eines Lastmodells**
5. **Überprüfung der resultierenden Dübelbeanspruchung**
6. **Modellanpassung**
7. **Anwendung der Lastmodelle und Verifikation der Ergebnisse**

4.4.2.3 Ermittlung der Kontaktspannungen

Die Grundlagen zur Ermittlung der Kontaktspannungen wurden in Kap. 4.3.3.4 beschrieben. Die Dübelleiste wurde im Zuge der Diskretisierung in Dickenrichtung in mehrere Elemente unterteilt. Daher mussten zur Auswertung der Spannungsverläufe an allen Elementrändern Pfade definiert werden, die in Richtung der Laufvariablen s verlaufen. Die für die Modellbildung herangezogenen Kontaktspannungsverläufe entsprechen den, mit Hilfe von Gl. 4.3a und Gl. 4.3b bestimmten, mittleren Kontaktspannungen, die sich entlang dieser Pfade ergeben. Mit anderen Worten, bedeutet dies, dass in weiterer Folge die über die Dicke der Dübelleiste gemittelten Kontaktspannungsverläufe verwendet werden.

4.4.2.4 Idealisierung der Kontaktspannungen

Für die Definition eines Lastmodells müssen die auftretenden Spannungsverläufe aus Gründen der Vereinfachung idealisiert werden. Dies geschieht durch Lastansätze, die innerhalb der einzelnen Abschnitte der belasteten Dübelkante (s_1 bis s_5) jeweils über die Laufkoordinate s linear veränderlich sind. In Abb. 4.63 ist das Ergebnis einer Idealisierung der Normal- und Schubspannungsverläufe in der Kontaktfuge nach diesem Konzept dargestellt. Der idealisierte Spannungsverlauf wird mit σ_{id} bzw. τ_{id} bezeichnet.

Für die Bestimmung der Ausgleichsgeraden wäre grundsätzlich eine augenscheinliche Anpassung an das numerische Ergebnis ausreichend. Um jedoch eine Automatisierung bei der Ermittlung der trapezförmigen Spannungsverteilungen zu ermöglichen, werden Gl. 4.4 bis Gl. 4.12 herangezogen. Die verwendeten Bezeichnungen sind in Abb. 4.64 ersichtlich. Der Laufindex n bezeichnet dabei die einzelnen Elemente des *FE*-Netzes an der belasteten Stahlkante. Die Abbildung zeigt beispielhaft vier Elemente, wobei an jedem Elementknoten Ergebnisse für die Kontaktspannungen vorliegen. Dementsprechend kann der Laufindex n bei diesem Beispiel die Werte $n = 1, 2, 3, 4$ annehmen. Die folgenden Gleichungen sind für Normalspannungen $\sigma_{i,n}$ formuliert, gelten jedoch sinngemäß auch für Schubspannungen $\tau_{i,n}$. Bei

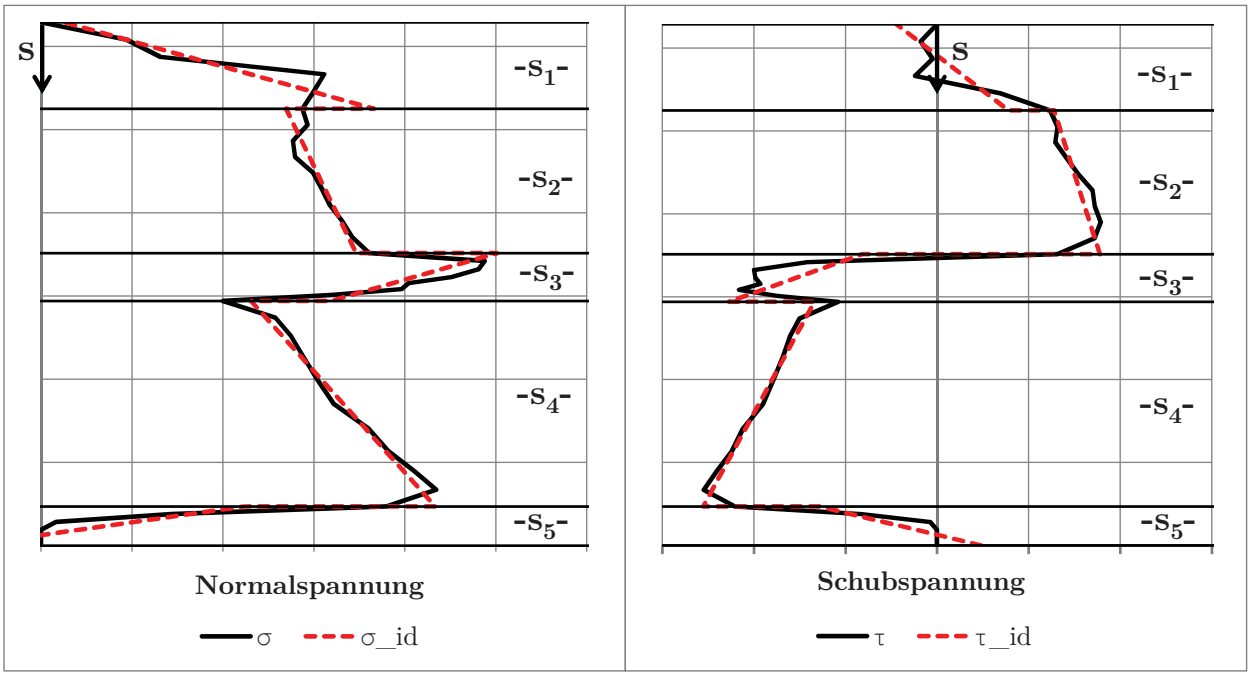


Abbildung 4.63: Angestrebte Idealisierung der Kontaktspannungen

der gewählten Vorgehensweise zur Bestimmung der idealisierten Spannungsverläufe werden die Richtungsänderung der Kontaktfuge und die damit einhergehende Richtungsänderung der Kontaktspannungen vollkommen vernachlässigt. Nur innerhalb der geraden Kantenabschnitte s_2 und s_4 stellen die nachfolgenden analytischen Formulierungen eine in mathematischem Sinne konsistente Ausgleichsrechnung dar. Dies ist ausreichend, da sich dem Augenschein nach trotzdem eine zufriedenstellende Annäherung an das *FE*-Ergebnis ergibt.

Nimmt man zwischen den bekannten Spannungswerten an den Elementknoten eine lineare Spannungsverteilung an, so lässt sich gemäß Gl. 4.4 für jedes Element eine resultierende Beanspruchung $r_{i,n}$ ermitteln. Summiert man die Teilresultierenden der einzelnen Elemente ergibt sich eine Gesamtresultierende R_i nach Gl. 4.5.

$$r_{i,n} = \frac{\sigma_{i,n-1} + \sigma_{i,n}}{2}\ s_{i,n} \tag{4.4}$$

$$R_i = \sum_n r_{i,n} \tag{4.5}$$

Der Abstand des Angriffspunktes der Teilresultierenden $r_{i,n}$ von der Elementkante des jeweiligen Elementes $e_{i,n}$ kann mit Hilfe von Gl. 4.6 bestimmt werden. Addiert man die Elementlängen der davor liegenden Elemente $\overline{s}_{i,n}$, so erhält man gemäß Gl. 4.7 die Distanz $\overline{e}_{i,n}$ vom Anfangspunkt des jeweiligen Kantenabschnittes s_i.

$$e_{i,n} = \frac{\frac{1}{3}\ \sigma_{i,n-1} + \frac{2}{3}\ \sigma_{i,n}}{\sigma_{i,n-1} + \sigma_{i,n}}\ s_{i,n} \tag{4.6}$$

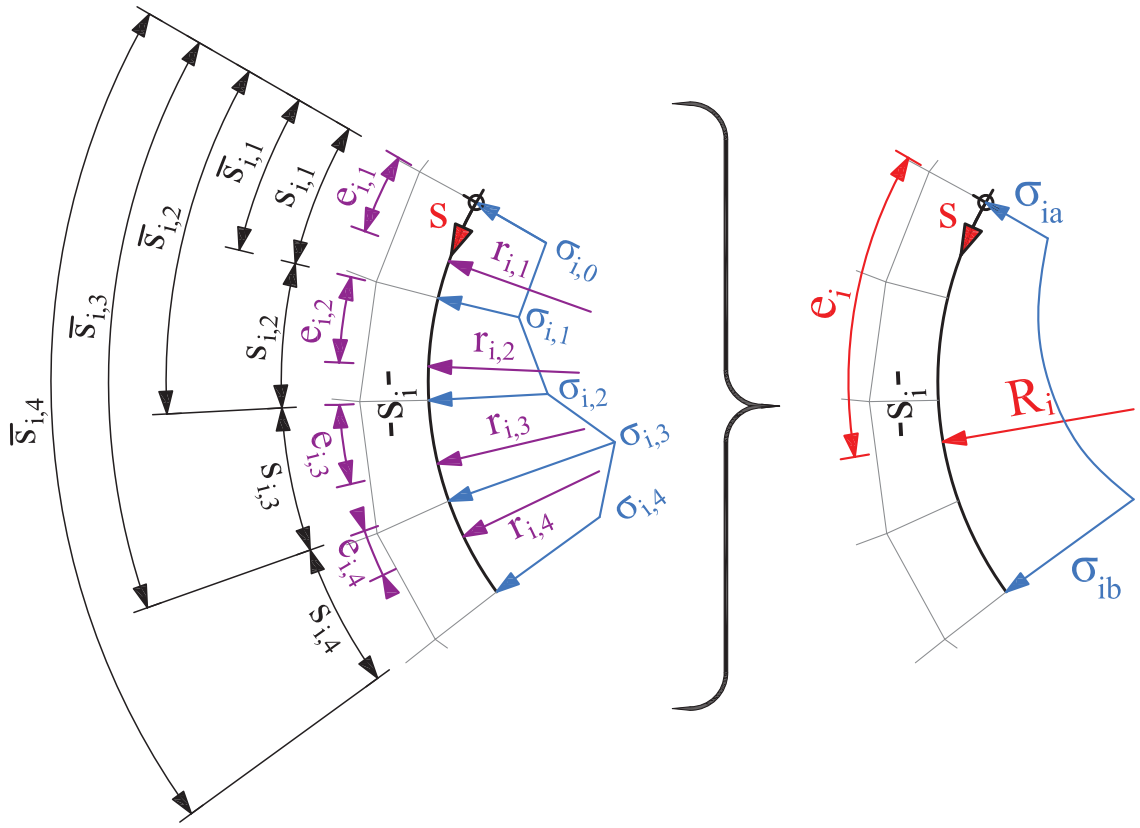


Abbildung 4.64: Idealisierung auf Basis der numerischen Ergebnisse

$$\overline{e}_{i,n} = e_{i,n} + \overline{s}_{i,n} \tag{4.7}$$

Multipliziert man die Teilresultierenden $r_{i,n}$ mit ihrem zugehörigen Abstand $\overline{e}_{i,n}$, so erhält man für jedes Element n das Moment $M_{i,n}$ nach Gl. 4.8. Die Summierung über die Elemente gemäß Gl. 4.9, liefert das Moment M_i, das zufolge der Kontaktspannung um den Anfangspunkt des betrachteten Kantenabschnittes s_i entsteht.

$$M_{i,n} = r_{i,n}\ \overline{e}_{i,n} \tag{4.8}$$

$$M_i = \sum_n M_{i,n} \tag{4.9}$$

Nach Kenntnis der Resultierenden R_i und dem aufgebrachten Moment M_i kann die Lage des Angriffspunktes der Resultierenden mit Hilfe von Gl. 4.10 bestimmt werden.

$$e_i = \frac{M_i}{R_i} \tag{4.10}$$

In einem letzten Schritt wird auf Basis der resultierenden Beanspruchungsgrößen durch Anwendung von Gl. 4.11 und Gl. 4.12 die linearisierte Kontaktspannungsverteilung ermittelt. Für den Fall der geraden Kantenabschnitte s_2 und s_4 , ergibt sich dabei genau jene Trapezlast, deren Resultierende die gleiche Lage und den gleichen Betrag hat, wie die Resultierende der aufsummierten Elementbeanspruchungen R_i.

$$\sigma_{ib} = \frac{6\ R_i\ e_i - 2\ R_i\ s_i}{s_i^2} \tag{4.11}$$

$$\sigma_{ia} = \frac{2\ R_i}{s_i} - p_{ib} \tag{4.12}$$

Die resultierenden Spannungsverteilungen sind schematisch in Abb. 4.65 dargestellt. Die abgebildete Orientierung der Normal- und Schubspannungsverläufe entspricht dabei der positiven Vorzeichendefinition. Zusätzlich sind die gewählten Bezeichnungen der Spannungswerte und ihrer Angriffspunkte definiert.

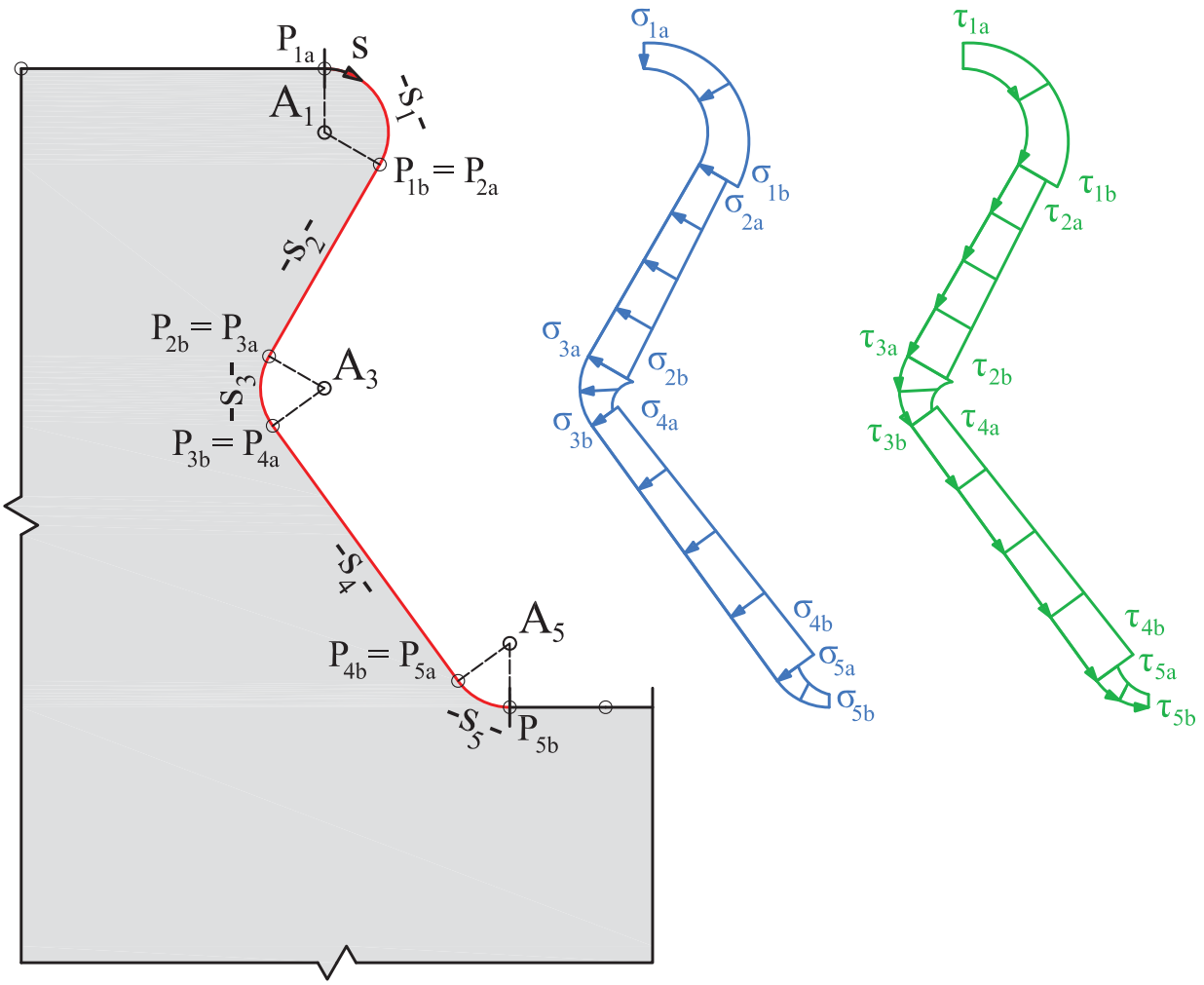


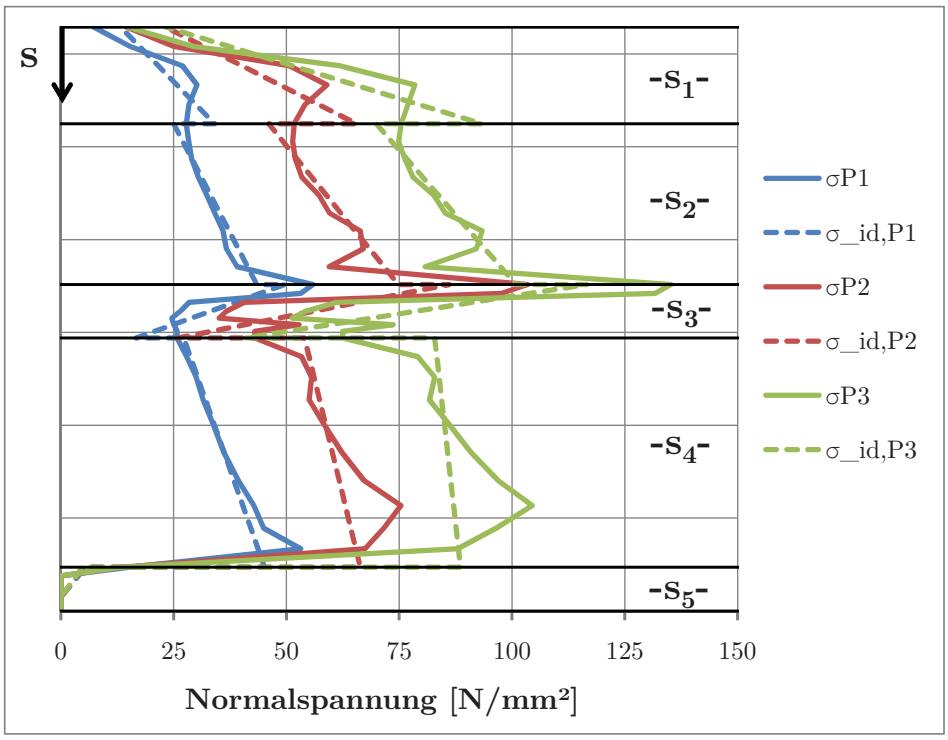
Abbildung 4.65: Spannungsbezeichnungen und Punktdefinitionen

4.4.2.5 Analyse der Spannungen im Verlauf der Laststeigerung

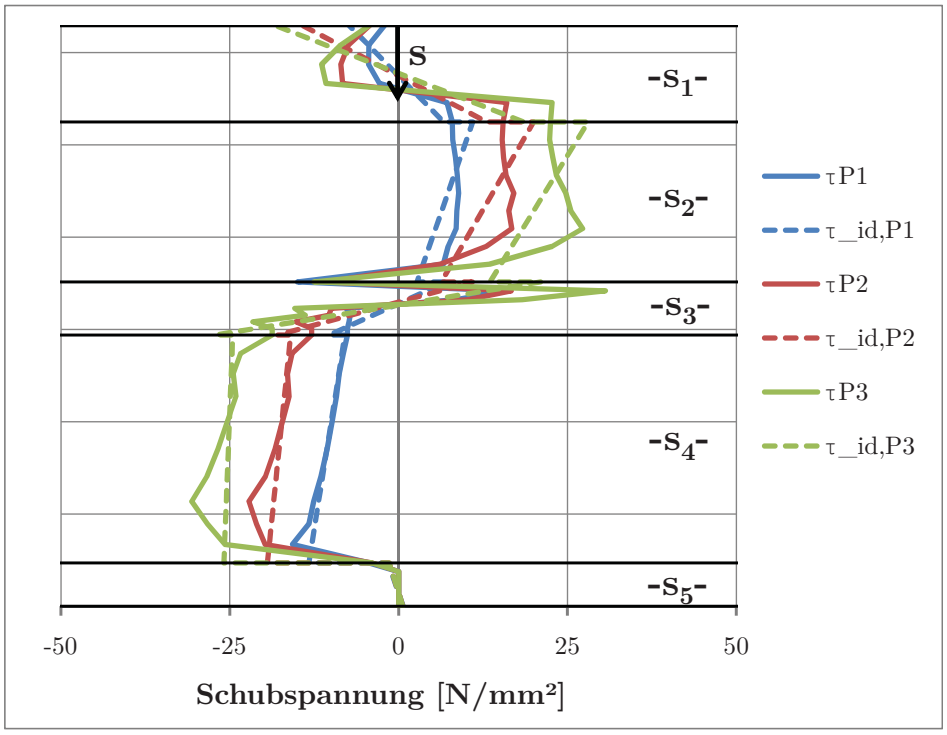
Die Spannungsanalyse im Verlauf der Laststeigerung ist notwendig, um zu überprüfen, ob die Spannungen näherungsweise linear mit der übertragenen Schubkraft des Dübels zunehmen. Nur unter dieser Voraussetzung kann die Zielsetzung der Ableitung eines Lastmodells mit linearer Abhängigkeit von der übertragenen Schubkraft erreicht werden.

Die Kontaktspannungsverläufe auf drei Lastniveaus liegen zufolge von Kap. 4.3 bereits vor und können nun linearisiert werden. Für das Modell *KrL-1_S355_C40_N3*, welches beispielhaft herangezogen wird, ergeben sich Abb. 4.66(a) und Abb. 4.66(b).

Zur Überprüfung der linearen Zusammenhänge wird die Entwicklung der idealisierten Spannungen, die gemäß Abb. 4.65 an den Endpunkten P_{ia} bzw. P_{ib} der Kantenabschnitte s_i auftreten, im Verlauf der Laststeigerung in einem Diagramm aufgetragen. Abb. 4.67(a) zeigt den Anstieg der Normalspannungen (σ_{ia}, σ_{ib}) und Abb. 4.67(b) den Anstieg der Schubspannungen (τ_{ia}, τ_{ib}) am Beispiel des Modells *KrL-1_S355_C40_N3*. Man erkennt, dass sowohl die Normalspannungen als auch die Schubspannungen annähernd linear anwachsen.

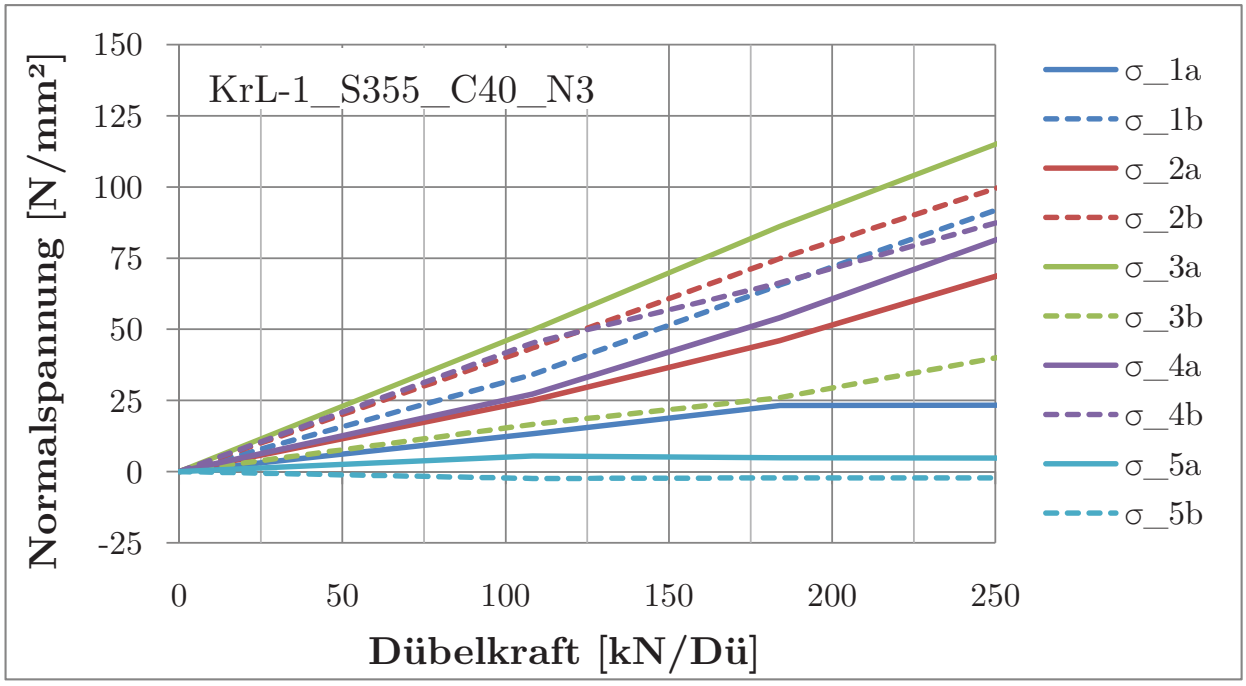


(a) Normalspannung σ_{P_j}

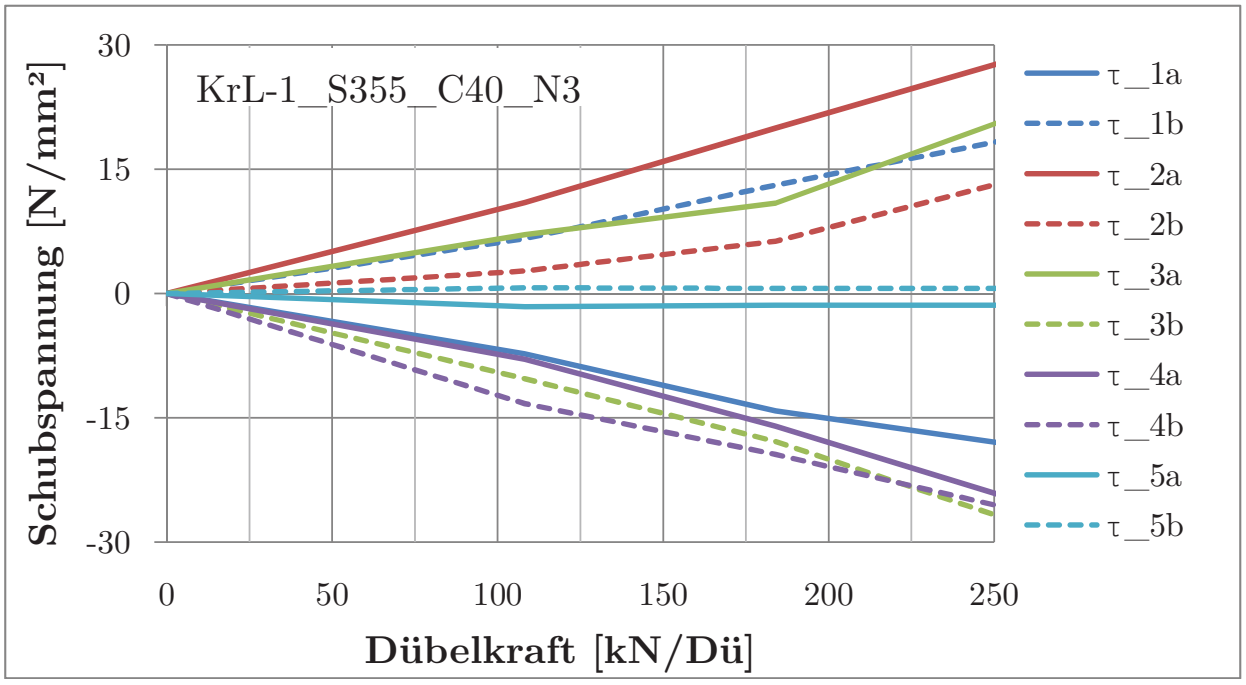


(b) Schubspannung τ_{P_j}

Abbildung 4.66: Spannungsverläufe in der Kontaktfuge (Modell: *KrL-1_S355_C40_N3*)



(a) Normalspannungen σ_{ia} und σ_{ib}



(b) Schubspannungen τ_{ia} und τ_{ib}

Abbildung 4.67: Anstieg der Spannungen im Verlauf der Laststeigerung (Modell: *KrL-1_S355_C40_N3*)

4.4.2.6 Ableitung eines Lastmodells

Der nächste Schritt ist die Definition eines Lastansatzes für den linear-elastischen Bereich der Dübelkennlinie. Dazu werden die ermittelten Spannungsverläufe nach Abb. 4.67(a) und Abb. 4.67(b) durch lineare Regression mit Hilfe von Ursprungsgeraden angenähert. Gl. 4.13 beinhaltet die mathematische Formulierung zur Ermittlung der Steigungen k_σ und k_τ dieser Ursprungsgeraden. Der Index j kann die Werte $j = 1, 2, 3$ annehmen und repräsentiert die betrachteten Laststufen. Gl. 4.13 ist für jeden der Punkte $1a$ bis $5b$ auszuwerten, indem die Spannungswerte des jeweiligen Punktes zur Berechnung herangezogen werden.

$$k_{\sigma,ia} = \frac{\sum_{j=1}^{3} P_j \ \sigma_{j,ia}}{\sum_{j=1}^{3} \sigma_{j,ia}^2} \qquad k_{\tau,ia} = \frac{\sum_{j=1}^{3} P_j \ \tau_{j,ia}}{\sum_{j=1}^{3} \tau_{j,ia}^2}$$

$$k_{\sigma,ib} = \frac{\sum_{j=1}^{3} P_j \ \sigma_{j,ib}}{\sum_{j=1}^{3} \sigma_{j,ib}^2} \qquad k_{\tau,ia} = \frac{\sum_{j=1}^{3} P_j \ \tau_{j,ib}}{\sum_{j=1}^{3} \tau_{j,ib}^2} \tag{4.13}$$

Die Spannungswerte des Lastmodells können nun gemäß Gl. 4.14 für jeden der Punkte $1a$ bis $5b$ als Funktion der angreifenden Schubkraft P angegeben werden. Sie werden in weiterer Folge mit $\sigma_{M,ia}$, $\sigma_{M,ib}$, $\tau_{M,ia}$ und $\tau_{M,ib}$ bezeichnet.

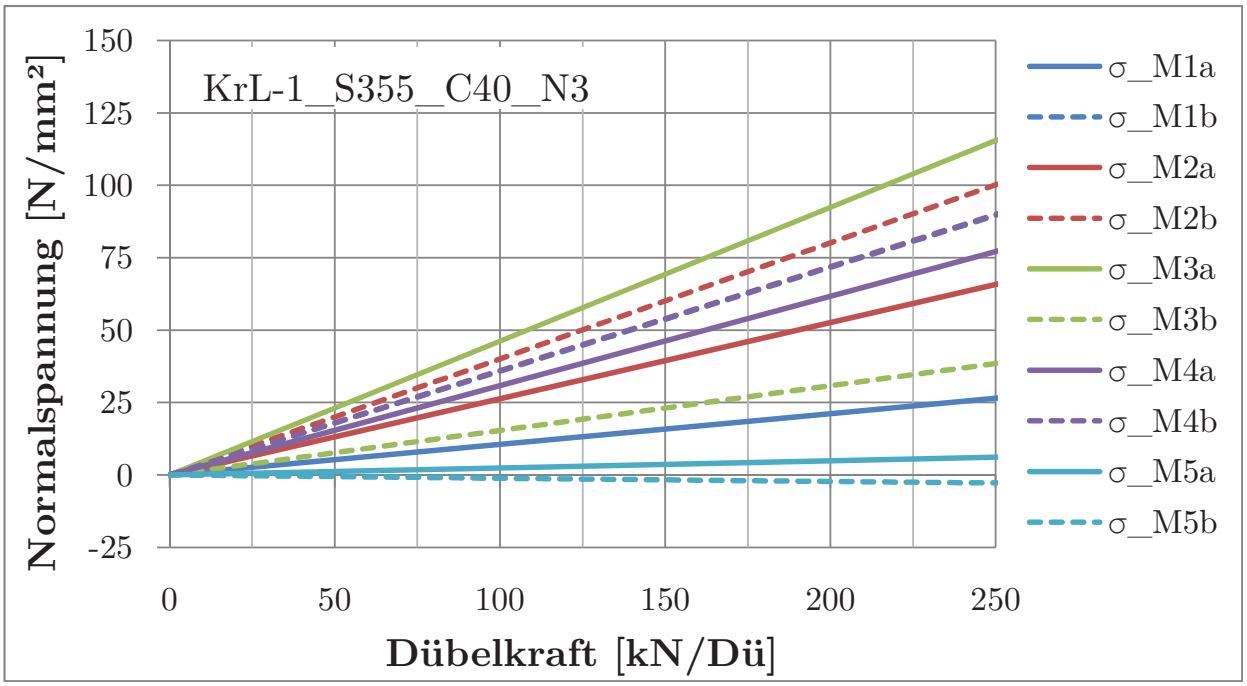
$$\sigma_{M,ia} = k_{\sigma,ia} \ P \qquad \tau_{M,ia} = k_{\tau,ia} \ P$$

$$\sigma_{M,ib} = k_{\sigma,ib} \ P \qquad \tau_{M,ib} = k_{\tau,ib} \ P \tag{4.14}$$

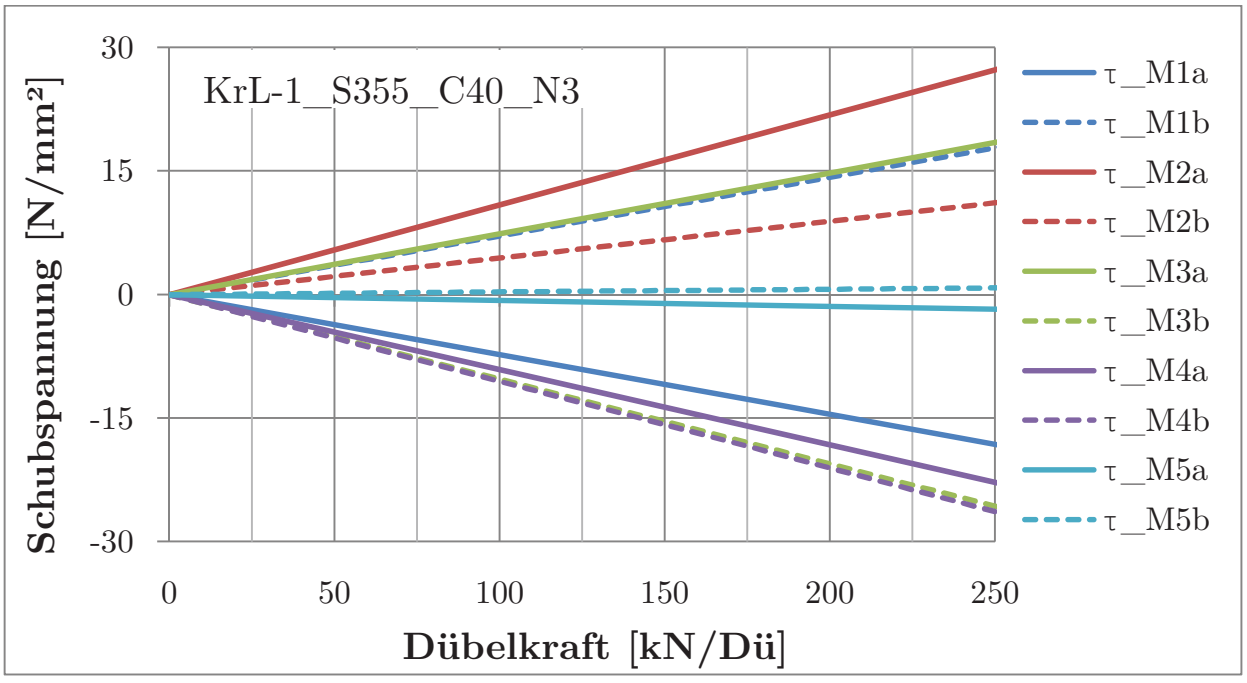
Stellt man den Anstieg der Spannungen zufolge des Lastmodells grafisch dar, so ergeben sich Abb. 4.68(a) und Abb. 4.68(b). Dabei wurden abermals die Daten von Modell *KrL-1_S355_C40_N3* verwendet. Die resultierenden Steigungskoeffizienten sind in Tab. 4.17 aufgelistet. Diese gelten zur Umrechnung einer Schubkraft der Einheit [kN/Dü] in eine Spannung in [N/mm^2].

Pkt.	1a	1b	2a	2b	3a	3b	4a	4b	5a	5b
k_σ	0.11	0.36	0.26	0.40	0.46	0.15	0.31	0.36	0.02	-0.01
k_τ	-0.07	0.07	0.11	0.04	0.07	-0.10	-0.09	-0.11	-0.01	0.00

Tabelle 4.17: Steigungskoeffizienten k_σ bzw. k_τ zur Spannungsermittlung (Modell: *KrL-1_S355_C40_N3*)



(a) Normalspannungen $\sigma_{M,ia}$ bzw. $\sigma_{M,ib}$



(b) Schubspannungen $\tau_{M,ia}$ bzw. $\tau_{M,ib}$

Abbildung 4.68: Linearisierte Spannungen zufolge des ermittelten Lastmodells (Modell: *KrL-1_S355_C40_N3*)

4.4.2.7 Überprüfung der resultierenden Dübelbeanspruchung

Eine wesentliche Kontrolle der abgeleiteten Lastmodelle stellt der Vergleich der resultierenden Dübelbeanspruchungen zufolge der numerischen Berechnung und zufolge des gewählten Lastansatzes dar. Als resultierende Dübelbeanspruchungen werden die Schnittgrößen im Schnitt am Fuß des Dübels bezeichnet. Die Schnittführung wurde bereits in Abb. 4.26 definiert. Die erste Aufgabe besteht nun in der Ermittlung der Dübelbeanspruchung zufolge der idealisierten Kontaktspannungen. Dazu sind zunächst einige grundsätzliche Überlegungen notwendig.

Die idealisierten Kontaktspannungsverläufe der einzelnen Kantenabschnitte s_1 bis s_5 müssen durch Teilresultierende ersetzt werden. Dies entspricht prinzipiell der Umkehrung jenes Vorganges der bei der Ermittlung der idealisierten Spannungsverläufe in Kap. 4.4.2.4 durchgeführt wurde. Der Unterschied besteht jedoch darin, dass die Richtungsänderungen der Kontaktfuge nun nicht mehr vernachlässigt werden dürfen, um im Endeffekt richtige Schnittgrößen zu erhalten.

Im Bereich der geraden Kantenabschnitte s_2 und s_4 können die Normal- und Schubspannungen in Kraftkomponenten $R_{\sigma i,x}$, $R_{\sigma i,z}$, $R_{\tau i,x}$ und $R_{\tau i,z}$ übergeführt werden, die an einem Punkt A_i angreifen. Abb. 4.69 veranschaulicht die Problemstellung. Gl. 4.15 bis Gl. 4.19 enthalten die analytischen Zusammenhänge, die zur Bestimmung des Angriffspunktes und des Betrages der gesuchten Teilresultierenden benötigt werden.

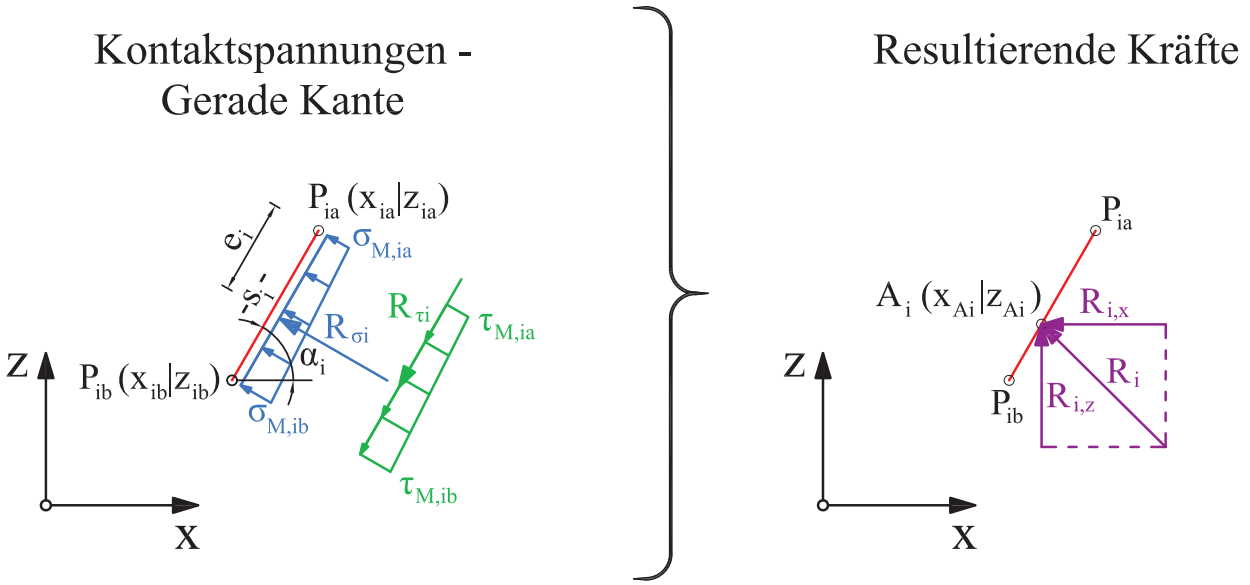


Abbildung 4.69: Substitution der Kontaktspannungen im Bereich gerader Kantenabschnitte

$$R_{\sigma i} = \frac{\sigma_{M,ia} + \sigma_{M,ib}}{2}\ s_i \qquad R_{\tau i} = \frac{\tau_{M,ia} + \tau_{M,ib}}{2}\ s_i \tag{4.15}$$

$$R_{\sigma i,x} = -R_{\sigma i}\ \sin\alpha_i \qquad R_{\sigma i,z} = R_{\sigma i}\ \cos\alpha_i \tag{4.16}$$

$$R_{\tau i,x} = -R_{\tau i} \cos\alpha_i \qquad R_{\tau i,z} = -R_{\tau i} \sin\alpha_i \tag{4.17}$$

$$e_i = \frac{\frac{1}{3}\,\sigma_{M,ia} + \frac{2}{3}\,\sigma_{M,ib}}{\sigma_{M,ia} + \sigma_{M,ib}}\, s_i \tag{4.18}$$

$$x_{Ai} = x_{ia} - e_i \cos\alpha_i \qquad z_{Ai} = z_{ia} - e_i \sin\alpha_i \tag{4.19}$$

Zur Substitution der Normal- und Schubspannungsverläufe in den Kreisbögen s_1, s_3 und s_5 müssen die angreifenden Spannungen über die jeweilige Bogenlänge integriert werden. Der prinzipielle Ablauf der Vereinfachung und die dazu notwendigen Geometrieparameter sind in Abb. 4.70 bis Abb. 4.72 dargestellt. Die mathematische Formulierung zur Ermittlung der Ersatzlasten, deren Angriffspunkt A_i im Mittelpunkt des Kreisbogens liegt, ist in Gl. 4.22 bis Gl. 4.21 angegeben.

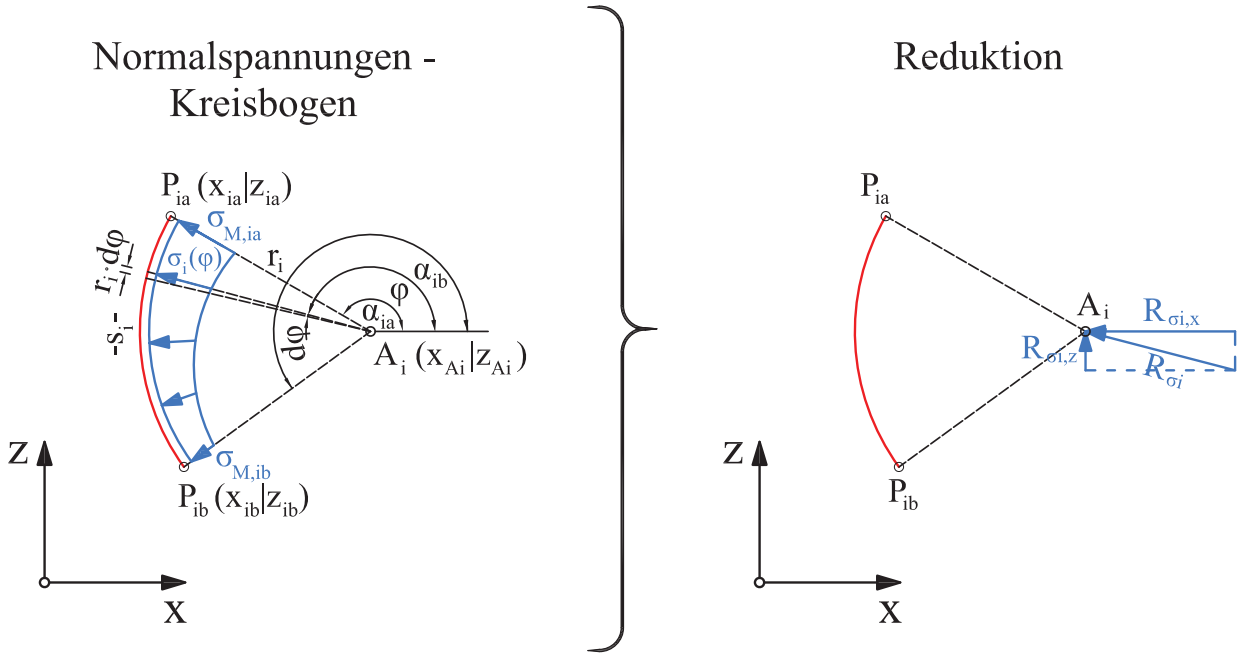


Abbildung 4.70: Substitution der Normalspannungen im Bereich gekrümmter Kantenabschnitte

$$\sigma_i(\phi) = \sigma_{M,ia} + \frac{\sigma_{M,ib} - \sigma_{M,ia}}{\alpha_{ib} - \alpha_{ia}}\,(\phi - \alpha_{ia}) \tag{4.20}$$

$$R_{\sigma i,x} = r_i\; t \int_{\alpha_{ia}}^{\alpha_{ib}} \sigma_i(\phi)\; \cos(\phi)\, d\phi$$

$$R_{\sigma i,z} = r_i\; t \int_{\alpha_{ia}}^{\alpha_{ib}} \sigma_i(\phi)\; \sin(\phi)\, d\phi \tag{4.21}$$

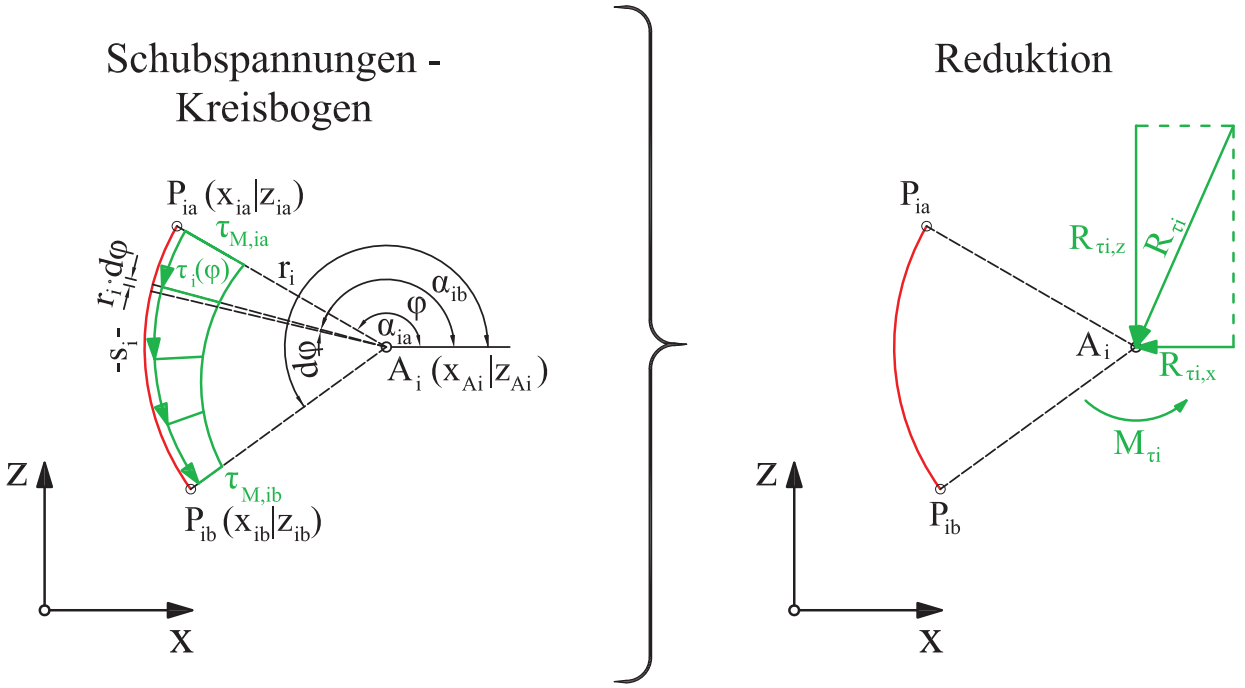


Abbildung 4.71: Substitution der Schubspannungen im Bereich gekrümmter Kantenabschnitte

$$\tau_i(\phi) = \tau_{M,ia} + \frac{\tau_{M,ib} - \tau_{M,ia}}{\alpha_{ib} - \alpha_{ia}} \; (\phi - \alpha_{ia}) \tag{4.22}$$

$$\begin{aligned} R_{\tau i,x} &= -r_i \; t \int_{\alpha_{ia}}^{\alpha_{ib}} \tau_i(\phi) \; \sin(\phi) \, d\phi \\ R_{\tau i,z} &= r_i \; t \int_{\alpha_{ia}}^{\alpha_{ib}} \tau_i(\phi) \; \cos(\phi) \, d\phi \end{aligned} \tag{4.23}$$

$$M_{\tau i} = r_i^2 \; t \int_{\alpha_{ia}}^{\alpha_{ib}} \tau_i(\phi) \, d\phi \tag{4.24}$$

Auf Basis der ermittelten Teilresultierenden kann nun für jeden Abschnitt der Kontaktfuge eine Gesamtresultierende R_i mit Hilfe von Gl. 4.25 bzw. Gl. 4.26 berechnet werden.

$$R_{i,x} = R_{\sigma i,x} + R_{\tau i,x} \qquad R_{i,z} = R_{\sigma i,z} + R_{\tau i,z} \tag{4.25}$$

$$R_i = \sqrt{R_{i,x}^2 + R_{i,z}^2} \tag{4.26}$$

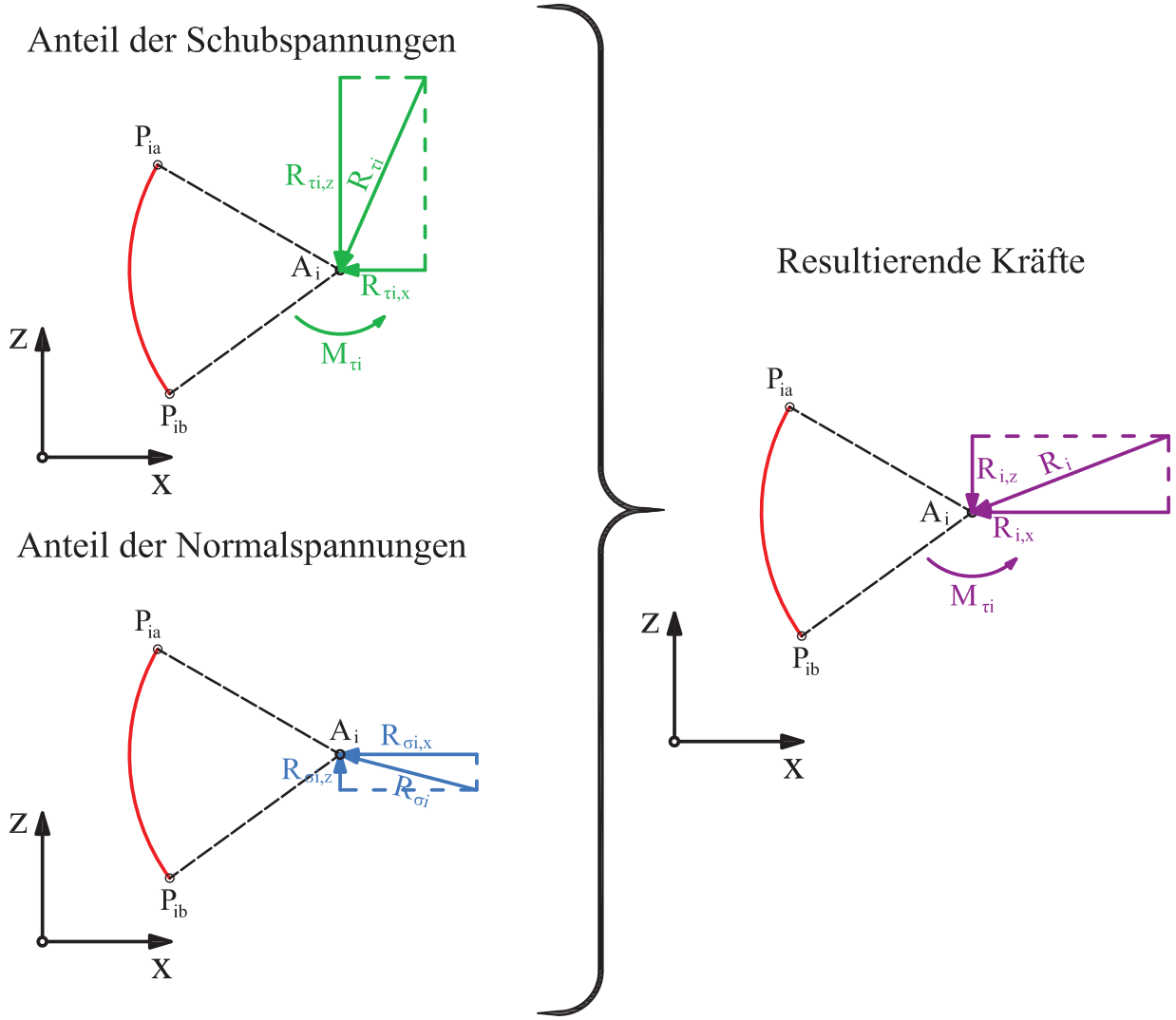


Abbildung 4.72: Resultierende Kräfte im Bereich gekrümmter Kantenabschnitte

Zur Ermittlung der resultierenden Dübelbeanspruchungen werden zunächst die Geometriedaten der Dübelgeometrien *KrL-1* und *KrL-2* benötigt. Diese sind in Tab.4.18 und Tab.4.19 zusammengefasst. Die angegebenen Koordinaten beziehen sich auf den in Abb. 4.26 dargestellten Koordinatenursprung in der Symmetrieachse des Stahlzahnes.

i	Pkt.	s_i [mm]	$P_{i_{a/b}}$ x [mm]	$P_{i_{a/b}}$ z [mm]	A_i x [mm]	A_i z [mm]	r_i [mm]	α_{ia} [°]	α_{ia} [°]
1	1a 1b	20.96	47.50 56.15	100.00 84.98	47.50	90.00	10	90	-30
2	2a 2b	34.68	56.15 38.81	84.98 54.95	-	-	-	60	-
3	3a 3b	11.52	38.81 39.38	54.95 44.07	47.47	49.95	10	150	216
4	4a 4b	49.38	39.38 68.41	44.07 4.12	-	-	-	126	-
5	5a 5b	9.42	68.41 76.50	4.12 0.00	76.50	10.00	10	216	270

Tabelle 4.18: Geometriedaten Dübelgeometrie *KrL-1*

i	Pkt.	s_i [mm]	$P_{i_{a/b}}$ x [mm]	$P_{i_{a/b}}$ z [mm]	A_i x [mm]	A_i z [mm]	r_i [mm]	α_{ia} [°]	α_{ia} [°]
1	1a 1b	20.96	47.50 56.15	100.00 84.98	47.50	90.00	10	90	-30
2	2a 2b	24.97	56.15 38.81	84.98 54.95	-	-	-	60	-
3	3a 3b	28.80	43.68 39.38	63.39 44.07	65.33	50.89	25	150	216
4	4a 4b	32.00	45.11 68.41	36.19 4.12	-	-	-	126	-
5	5a 5b	23.56	63.92 84.14	10.31 0.00	84.14	25.00	25	216	270

Tabelle 4.19: Geometriedaten Dübelgeometrie *KrL-2*

Auf Basis der angegebenen Geometriedaten können die Kraftkomponenten $R_{\sigma i,x}$, $R_{\sigma i,z}$, $R_{\tau i,x}$ und $R_{\tau i,z}$ mittels Gl. 4.16 bzw. Gl. 4.17 im Falle gerader Kantenabschnitte, oder mittels Gl. 4.21 bzw. Gl. 4.23 im Bereich der Kreisbögen bestimmt werden. Die Beanspruchungen der einzelnen Kantenabschnitte auf drei Laststufen sind in Tab. 4.20 bis Tab. 4.22 beispielhaft für das Modell *KrL-1_S355_C40_N3* angegeben. Tab. 4.23 enthält die Lagebestimmung der Kraftangriffspunkte A_i. Diese sind aufgrund der unterstellten Linearität der Spannungen unabhängig von der Laststufe und fallen in den bogenförmigen Fugenbereichen mit den Mittelpunkten der Kreisbögen zusammen.

Laststufe $j = 1$										
i	Pkt.	σ_M [N/mm^2]	$R_{\sigma i,x}$ [kN]	$R_{\sigma i,z}$ [kN]	τ_M [N/mm^2]	$R_{\tau i,x}$ [kN]	$R_{\tau i,z}$ [kN]	$R_{i,x}$ [kN]	$R_{i,z}$ [kN]	$M_{\tau i}$ [kNm]
1	1a 1b	11.5 38.8	-8.4	-2.8	-7.9 7.7	-0.9	-0.5	-9.3	-3.3	0.3
2	2a 2b	28.5 43.4	-21.6	12.5	11.8 4.8	-2.9	-5.0	-24.5	7.5	-
3	3a 3b	50.0 16.7	-7.3	0.3	8.0 -11.1	-0.4	0.3	-7.7	0.7	-3.6
4	4a 4b	33.4 38.9	-28.9	-21.0	-9.9 -11.4	-6.2	8.5	-35.1	-12.5	-
5	5a 5b	2.7 -1.2	-0.1	-0.1	-0.8 0.4	0.0	0.0	-0.1	-0.1	-0.4
Grundlage		Gl. 4.14	Gl. 4.16 bzw. Gl. 4.21		Gl. 4.14	Gl. 4.17 bzw. Gl. 4.23		Gl. 4.25		Gl. 4.26

Tabelle 4.20: Teilresultierende der einzelnen Kantenabschnitte bei Laststufe 1 (Modell: *KrL-1_S355_C40_N3*)

Laststufe $j = 2$										
i	Pkt.	σ_M [N/mm^2]	$R_{\sigma i,x}$ [kN]	$R_{\sigma i,z}$ [kN]	τ_M [N/mm^2]	$R_{\tau i,x}$ [kN]	$R_{\tau i,z}$ [kN]	$R_{i,x}$ [kN]	$R_{i,z}$ [kN]	$M_{\tau i}$ [kNm]
1	1a 1b	19.5 65.9	-14.3	-4.8	-13.4 13.1	-1.5	-0.8	-15.9	-5.6	0.6
2	2a 2b	48.4 73.7	-36.7	21.2	20.1 8.2	-4.9	-8.5	-41.6	12.7	-
3	3a 3b	85.0 28.3	-12.4	0.6	13.6 -18.9	-0.7	0.5	-13.1	1.1	-6.1
4	4a 4b	56.8 66.2	-49.1	-35.7	-16.8 -19.4	-10.5	14.4	-59.6	-21.2	-
5	5a 5b	4.5 -2.0	-0.2	-0.2	-1.3 0.6	-0.1	0.1	-0.2	-0.1	-0.7
Grundlage		Gl. 4.14	Gl. 4.16 bzw. Gl. 4.21		Gl. 4.14	Gl. 4.17 bzw. Gl. 4.23		Gl. 4.25		Gl. 4.26

Tabelle 4.21: Teilresultierende der einzelnen Kantenabschnitte bei Laststufe 2 (Modell: *KrL-1_S355_C40_N3*)

Laststufe $j = 3$										
i	Pkt.	σ_M [N/mm^2]	$R_{\sigma i,x}$ [kN]	$R_{\sigma i,z}$ [kN]	τ_M [N/mm^2]	$R_{\tau i,x}$ [kN]	$R_{\tau i,z}$ [kN]	$R_{i,x}$ [kN]	$R_{i,z}$ [kN]	$M_{\tau i}$ [kNm]
1	1a 1b	26.9 91.0	-19.8	-6.6	-18.5 18.1	-2.1	-1.1	-21.9	-7.7	0.8
2	2a 2b	66.8 101.7	-50.6	29.2	27.7 11.3	-6.8	-11.7	-57.4	17.5	-
3	3a 3b	117.3 39.1	-17.1	0.8	18.7 -26.1	-1.0	0.8	-18.1	1.5	-8.5
4	4a 4b	78.3 91.3	-67.8	-49.2	-23.2 -26.7	-14.5	19.9	-82.3	-29.3	-
5	5a 5b	6.3 -2.3	-0.3	-0.2	-1.8 0.8	-0.1	0.1	-0.3	-0.2	-1.0
Grundlage		Gl. 4.14	Gl. 4.16 bzw. Gl. 4.21		Gl. 4.14	Gl. 4.17 bzw. Gl. 4.23		Gl. 4.25		Gl. 4.26

Tabelle 4.22: Teilresultierende der einzelnen Kantenabschnitte bei Laststufe 3 (Modell: *KrL-1_S355_C40_N3*)

i	e_i [mm]	x_{Ai} [mm]	z_{Ai} [mm]
1	-	47.5	90.0
2	18.5	46.9	68.9
3	-	47.5	45.0
4	25.3	54.3	23.6
5	-	76.5	10.0
Grundlage	Gl. 4.18	Gl. 4.19	

Tabelle 4.23: Lagebestimmung der Kraftangriffspunkte A_i (Modell: *KrL-1_S355_C40_N3*)

Die Schnittgrößen $N_{Ed,LM}$, $V_{Ed,LM}$ und $M_{Ed,LM}$ am Fuß des Dübels können mit Hilfe von Gl. 4.27 bis Gl. 4.29 ermittelt werden. Die Berechnungsergebnisse sind für Modell *KrL-1_S355_C40_N3* in Tab. 4.24 zusammen mit den zugehörigen numerischen Ergebnissen angegeben.

$$N_{Ed,LM} = \sum_{i=1}^{5} R_{i,z} \tag{4.27}$$

$$V_{Ed,LM} = -\sum_{i=1}^{5} R_{i,x} \tag{4.28}$$

$$M_{Ed,LM} = \sum_{i=1}^{5} R_{i,z}\ x_{Ai} - \sum_{i=1}^{5} R_{i,x}\ z_{Ai} \tag{4.29}$$

Last-stufe j	P_j [kN]	*FE*-Berechnung N_{Ed,NM_j} [kN]	V_{Ed,NM_j} [kN]	M_{Ed,NM_j} [kN]	Lastmodell N_{Ed,LM_j} [kN]	V_{Ed,LM_j} [kN]	M_{Ed,LM_j} [kNm]
1	108.2	-6.0	105.8	4.0	-7.7	76.7	3.3
2	184.0	-13.4	180.4	7.4	-13.1	130.4	5.6
3	253.9	-19.2	251.4	10.2	-18.1	179.9	7.7

Tabelle 4.24: Resultierende Dübelbeanspruchungen (Modell: *KrL-1_S355_C40_N3*)

Tab. 4.24 erlaubt den direkten Vergleich zwischen der Auswertung des Lastmodells und der numerischen Berechnung. Es ergeben sich sehr große Unterschiede zwischen den resultierenden Dübelbeanspruchungen der beiden Berechnungsmethoden. Ein ähnliches Bild zeigt sich auch bei der Auswertung der anderen numerischen Modelle der Parameterstudien oder der Versuchssimulation. Die Abweichungen machen eine Analyse der Ursache und eine Anpassung des Lastmodells notwendig, die im folgenden Kapitel durchgeführt wird.

4.4.2.8 Anpassung des Lastmodells

Die Ursache für die großen Differenzen zwischen den resultierenden Dübelbeanspruchungen zufolge des Lastmodells und der numerischen Berechnung ist zunächst unklar. Nach der Kontrolle der analytisch ermittelten Schnittgrößen am Fuß des Dübels mit Hilfe von *RFEM* und dem Ausschluss der Übertragung von Kontaktspannungen in den Seitenflächen des Dübelbleches, bleibt allerdings nur noch eine mögliche Begründung. Den Auslöser für die Abweichungen bildet die Verteilung der Kontaktspannungen in Dickenrichtung der Dübelleiste, die aufgrund der groben Elementteilung in zwei bis drei Elemente nur relativ ungenau vorliegt.

Ein wesentliches Indiz für diese Schlussfolgerung liefert Abb. 4.73. In der linken Bildhälfte ist jeweils die flächige Verteilung der Kontaktspannungen *CPRESS* und *CSHEAR1* dargestellt. Man erkennt an der Farbverteilung, dass die Spannungen zum rechten Rand hin betragsmäßig stetig zunehmen. Die Auswertung der Ergebnisdaten erfolgt allerdings entlang von Pfaden gemäß Kap. 4.3.3.4. Zur Veranschaulichung der Spannungsverteilungen, die sich in Dickenrichtung bei Auswertung der Pfaddaten ergeben, ist in der rechten Bildhälfte jeweils ein in Dickenrichtung verlaufender Pfad, der im Bereich der Maximalbeanspruchung liegt, ausgewertet. Man erkennt, dass sowohl die Normal-, als auch die Schubspannungen hier ebenfalls zur Mitte hin ansteigen, allerdings in Abweichung zur flächigen Ergebnisdarstellung am rechten Rand betragsmäßig abfallen. Diese Beobachtung ist repräsentativ für beliebige Pfade in Dickenrichtung des Dübelbleches.

Aufgrund der geringen Elementzahl in Dickenrichtung wird das Ergebnis durch diesen Widerspruch stark beeinflusst. Die Auswertung der Kontaktspannungen führt im Vergleich zu den numerisch ermittelten Schnittgrößen am Fuß des Dübels stets zu kleineren Dübelbeanspruchungen. Dies deutet darauf hin, dass die flächige Ergebnisdarstellung das richtige

Ergebnis liefert. Neben dieser Beobachtung zeigt Abb. 4.73 weiters, dass in den Seitenflächen des Dübelbleches keine Spannungen übertragen werden.

Die beschriebenen Gegebenheiten führen dazu, dass die Bestimmungsgleichungen der mittleren Kontaktspannungen nach Gl. 4.3a und Gl. 4.3b, nur eine unzureichende Erfassung der wahren Spannungsverteilung in Dickenrichtung erlauben. Grundsätzlich könnte diese durch eine feinere Elementteilung in Dickenrichtung genauer bestimmt werden. Dies ist allerdings, aufgrund des damit verbundenen erhöhten Berechnungsaufwandes, praktisch kaum umsetzbar.

Die Fehleranalyse in Abb. 4.73 zeigt, dass die Auswertung der Kontaktspannung entlang der Pfade nach Kap. 4.3.3.4 insbesondere am rechten Rand fehlerhafte Ergebnisse liefert. Um diesen Fehler in weiterer Folge auszuschließen, wird die Vorgangsweise zur Bestimmung der mittleren Kontaktspannungen σ_{P_j} und σ_{P_j} auf Basis der gewonnenen Erkenntnisse abgeändert. Anstelle von Gl. 4.3a und Gl. 4.3b werden die Kontaktspannungen bei Netzgeometrie *N2* nunmehr mit Hilfe von Gl. 4.30a bestimmt. Bei Netzgeometrie *N3* kommt Gl. 4.30b zur Anwendung. Bei der Auswertung werden somit nur mehr die in Abb. 4.74 rot dargestellten Ergebnisdaten der mittleren Elementknoten herangezogen, da dadurch eine bessere Erfassung der Kontaktspannungsverteilungen möglich ist.

Bestimmung der mittleren Kontaktspannungen bei Netzgeometrie *N2*:

$$\sigma_{P_j} = \frac{\sigma_{j,II} + \sigma_{j,III}}{2} \qquad \tau_{P_j} = \frac{\tau_{j,II} + \tau_{j,III}}{2} \tag{4.30a}$$

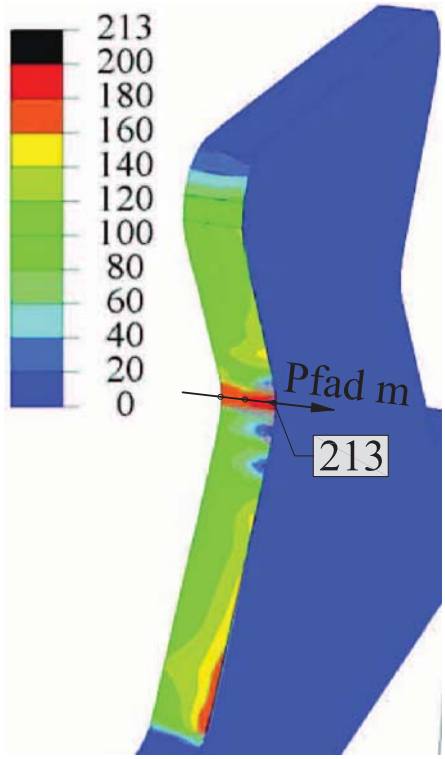
Bestimmung der mittleren Kontaktspannungen bei Netzgeometrie *N3*:

$$\sigma_{P_j} = \sigma_{j,II} \qquad \tau_{P_j} = \tau_{j,II} \tag{4.30b}$$

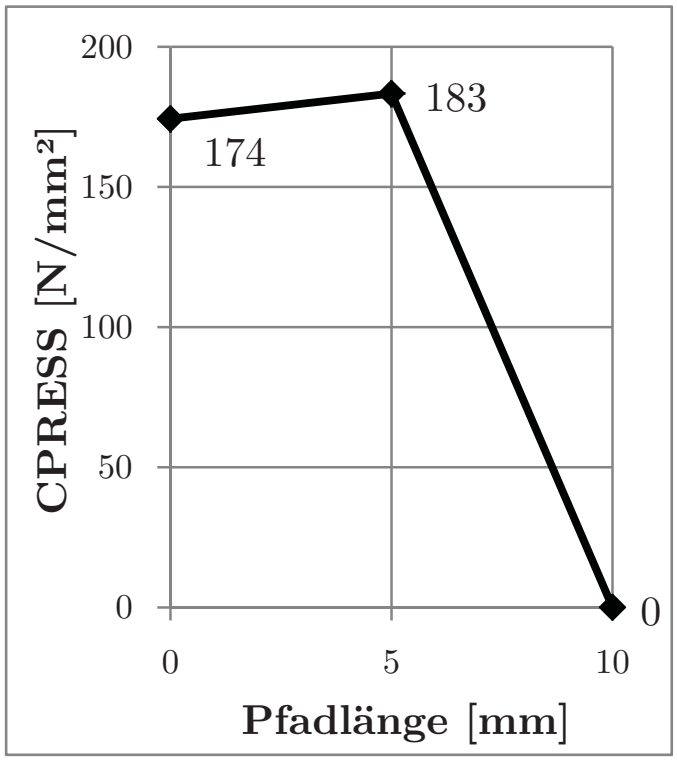
Die Änderung der Definition der mittleren Kontaktspannungen σ_{P_j} und σ_{P_j} führt dazu, dass eine neuerliche Berechnung der Steigungsfaktoren k_σ bzw. k_τ nach Gl. 4.13 notwendig wird. Die resultierenden Faktoren von Modell *KrL-1_S355_C40_N3* sind in Tab. 4.25 aufgelistet. Mit Hilfe dieser Faktoren können zufolge von Gl. 4.14 die Spannungen an den Punkten 1a bis 5b in Abhängigkeit von der äußeren Dübelkraft P ermittelt werden. Infolge der Anpassung des Lastmodells müssen alle Teilresultierenden der einzelnen Kantenabschnitte neu bestimmt werden. Dabei wird analog zu dem in Tab. 4.20 bis Tab. 4.23 dargestellten Arbeitsablauf vorgegangen. Auf eine Dokumentation der Zwischenergebnisse wird nachfolgend verzichtet. Der resultierende Lastansatz für das Modell *KrL-1_S355_C40_N3* wird in Abb. 4.75 veranschaulicht.

Pkt.	1a	1b	2a	2b	3a	3b	4a	4b	5a	5b
k_σ	0.13	0.47	0.35	0.50	0.62	0.14	0.39	0.48	0.04	-0.02
k_τ	-0.09	0.09	0.15	0.05	0.09	-0.12	-0.12	-0.14	-0.01	0.00

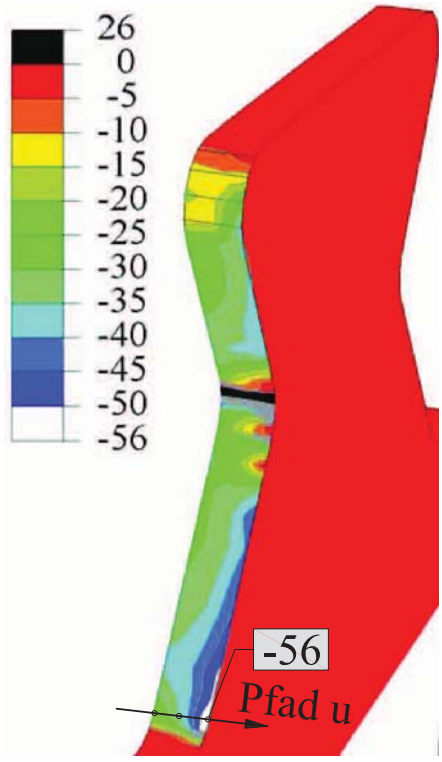
Tabelle 4.25: Proportionalitätsfaktoren k_σ bzw. k_τ zur Spannungsermittlung (Modell: *KrL-1_S355_C40_N3*)



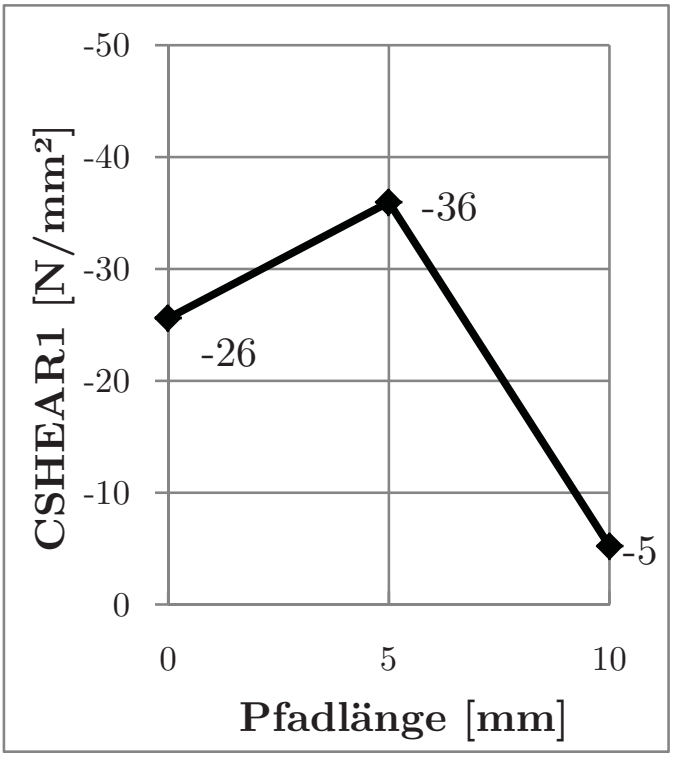
(a) Verteilung der Kontaktspannungen *CPRESS*, Definition von Pfad „m“



(b) Ausgabe der Kontaktspannungen *CPRESS* entlang von Pfad „m“



(c) Verteilung der Kontaktspannungen *CSHEAR1*, Definition von Pfad „u“



(d) Ausgabe der Kontaktspannungen *CSHEAR1* entlang von Pfad „u“

Abbildung 4.73: Fehleranalyse anhand der Kontaktspannungen

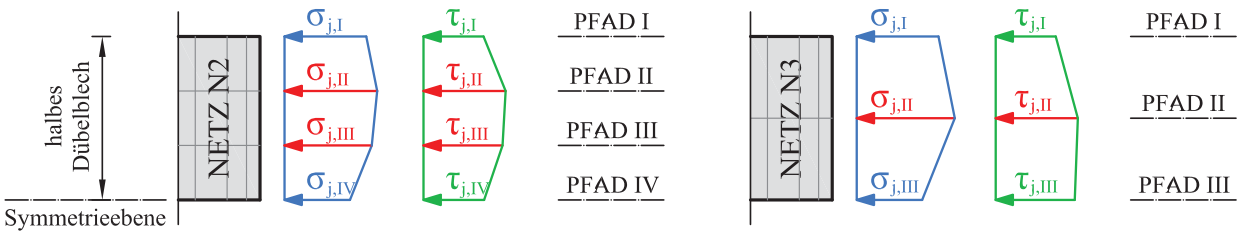


Abbildung 4.74: Ermittlung der mittleren Kontaktspannungen aus den Ergebnisdaten der in Dickenrichtung nebeneinander angeordneten Elemente

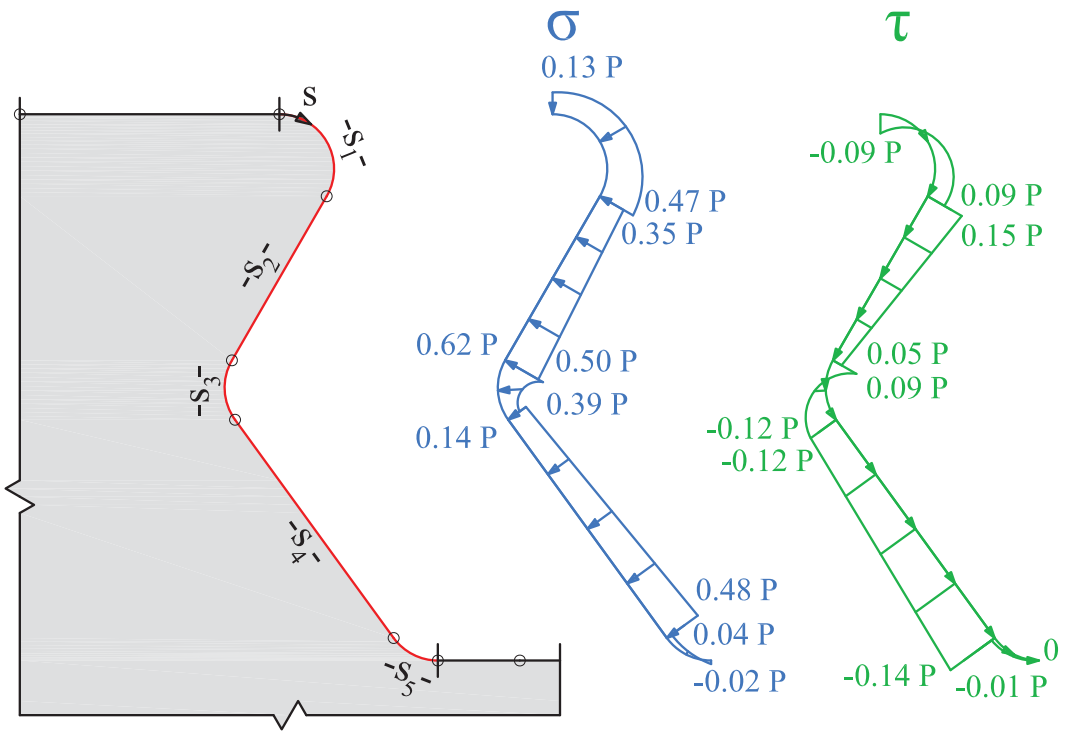


Abbildung 4.75: Resultierender Lastansatz von Modell *KrL-1_S355_C40_N3*

Die Dübelbeanspruchungen, die sich zufolge von Gl. 4.27 bis Gl. 4.29 im Schnitt am Fuß des Dübels ergeben, werden in Tab. 4.26 den Ergebnissen der *FE*-Berechnung mittels *ABAQUS* gegenübergestellt. Dabei zeigt sich ein zufriedenstellendes Ergebnis. Die zufolge des Lastmodells auftretenden Querkräfte V_{Ed,LM_j} weichen weniger als zehn Prozent von der äußeren Schubkraft P des Dübels ab.

Laststufe j	P_j [kN]	*FE*-Berechnung N_{Ed,NM_j} [kN]	*FE*-Berechnung V_{Ed,NM_j} [kN]	*FE*-Berechnung M_{Ed,NM_j} [kN]	Lastmodell N_{Ed,LM_j} [kN]	Lastmodell V_{Ed,LM_j} [kN]	Lastmodell M_{Ed,LM_j} [kNm]
1	108.2	-6.0	105.8	4.0	-9.6	98.8	4.2
2	184.0	-13.4	180.4	7.4	-16.3	168.0	7.2
3	253.9	-19.2	251.4	10.2	-22.5	231.9	9.9

Tabelle 4.26: Resultierende Dübelbeanspruchungen (Modell: *KrL-1_S355_C40_N3*)

Die vorgestellte Systematik zur Ableitung der Lastmodelle wurde auf alle untersuchten Modelle der Parameterstudien und der Versuchssimulation nach Kap. 4.3 angewandt. Die Lastansätze sämtlicher Modelle werden aus Gründen der Übersichtlichkeit in Anhang C dargestellt.

Die Unterschiede der Dübelbeanspruchungen, die zufolge der Lastmodelle und der numerischen Berechnung ermittelt wurden, sollen in Abb. 4.76 bis Abb. 4.78 anhand von Modell *KrL-1_S355_C40_N3* veranschaulicht werden. Die Querkräfte zufolge beider Berechnungsmethoden stimmen gut überein. Bei Betrachtung der Normalkräfte ergeben sich merkliche Abweichungen, die allerdings aufgrund der Kleinheit gegenüber der Schubbeanspruchung im Hinblick auf die Spannungen im Stahlzahn vernachlässigbar sind. Die auftretenden Biegemomente zufolge beider Berechnungsmethoden weichen kaum voneinander ab.

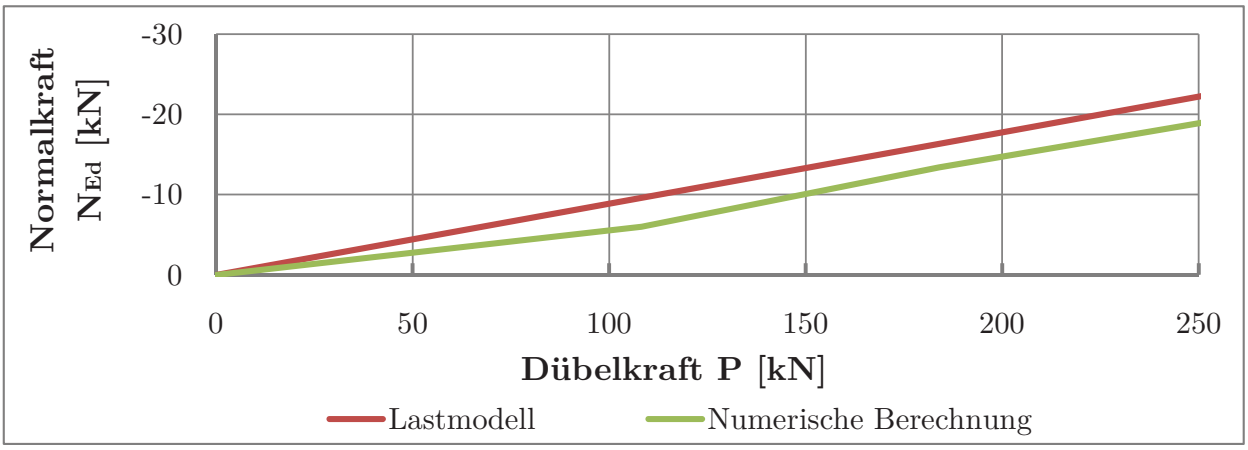


Abbildung 4.76: Vergleich der Normalkrafte $N_{Ed,NM}$ und $N_{Ed,LM}$ (Modell: *KrL-1_S355_C40_N3*)

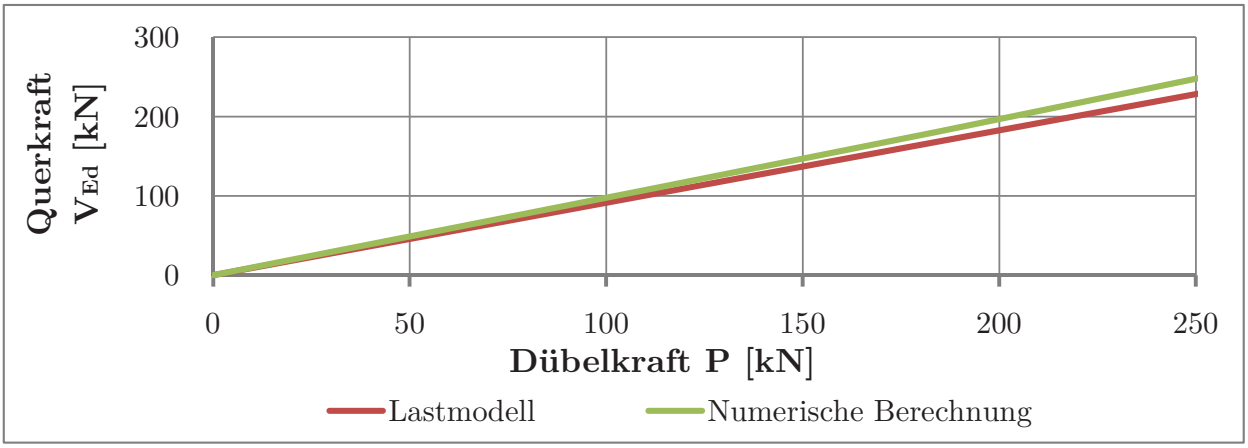


Abbildung 4.77: Vergleich der Querkräfte $V_{Ed,NM}$ und $V_{Ed,LM}$ (Modell: *KrL-1_S355_C40_N3*)

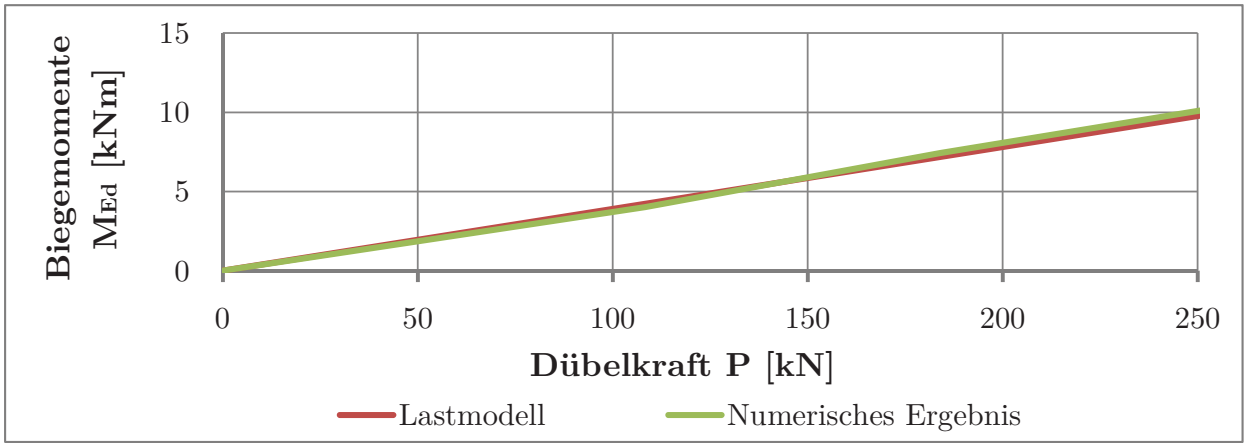


Abbildung 4.78: Vergleich der Biegemomente $M_{Ed,NM}$ und $M_{Ed,LM}$ (Modell: *KrL-1_S355_C40_N3*)

4.5 Nichtlineare, ebene Modellierung

4.5.1 Einleitung

Die vereinfachten numerischen Berechnungen wurden mit Hilfe des *FE*-Programms *RFEM* [Rfe09] durchgeführt und dienen zur Verifikation der Lastmodelle deren Ableitung in Kap. 4.4 vorgestellt wurde. Im Folgenden soll die Vorgangsweise bei der Modellierung nachvollziehbar beschrieben werden. Anschließend werden exemplarisch die *RFEM*-Ergebnisse des Modells *KrL-1_S355_C40_N3* mit den zugehörigen *ABAQUS*-Ergebnissen verglichen. Die Gegenüberstellung der Ergebnisdaten aller untersuchten Modelle erfolgt aus Gründen der Übersicht in Anhang C.

Das Ziel ist die möglichst genaue Erfassung der für die Lebensdauerberechnung maßgebenden Kerbgrundbeanspruchungen. Dabei ist zu beachten, dass eine direkte Ermittlung der Last-Kerbbeanspruchungsbeziehungen der höchstbeanspruchten Elemente mittels *RFEM* nicht möglich ist, da die Ergebnisdaten immer nur auf einzelnen vorgegebenen Lastniveaus zur Verfügung stehen. Die benötigten Kurven müssen somit punktweise bestimmt und dazwischen linear angenähert werden. Zusätzlich zu den Kerbbeanspruchungen können die in Kap. 4.4.2.7 analytisch bestimmten Dübelbeanspruchungen kontrolliert werden.

4.5.2 Modellbeschreibung

Die Berechnung mittels *RFEM* erfolgt zweidimensional. Es werden drei hintereinander liegende Stahlzähne mit Hilfe von ebenen Flächen mit einer Dicke von $t = 1\,\text{mm}$ modelliert und entsprechend der abgeleiteten Lastmodelle beansprucht. Die Modellierung eines einzelnen Dübels ist nicht ausreichend, da dabei die Steifigkeit des anschließenden Dübelbleches nicht erfasst werden könnte. Bei der Auswertung wird jeweils der mittlere der drei Dübel betrachtet. Abb. 4.79 zeigt das *RFEM*-Modell und das verwendete *FE*-Netz der Kronendübelgeometrie *KrL-1*. An der Unterseite werden die Verschiebungen und Verdrehungen der Knoten des *FE*-Netzes durch die Anordnung von Linienlagern verhindert.

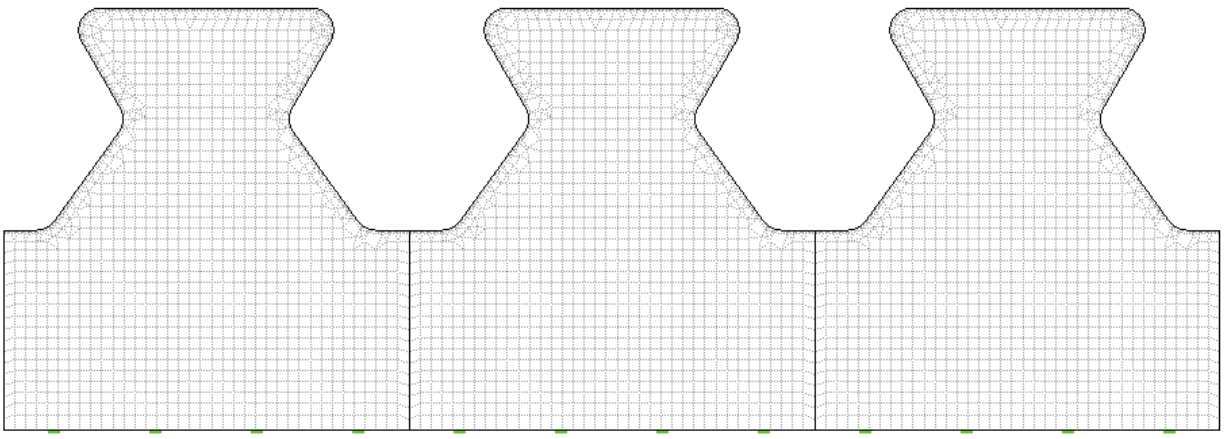


Abbildung 4.79: *RFEM*-Modell

Die Vernetzung erfolgt mit einer angestrebten Elementlänge von 5 mm. Im Bereich der Dübelkante wird die maximale Elementlänge durch Anordnung einer Netzverdichtung auf 1.5 mm reduziert. Diese Vorgaben werden gewählt, um eine ähnliche Netzfeinheit, wie das zugehörige *ABAQUS*-Modell zu erhalten. Eine genaue Angleichung des *FE*-Netzes ist aufgrund der unterschiedlichen Eingabeoptionen und Vernetzungsalgorithmen nicht möglich.

Bei der Berechnung wird das zyklische Materialverhalten des Baustahls gemäß Kap. 3.6.2.1 berücksichtigt. Dazu werden die in Tab. 4.27 angegebenen Wertepaare verwendet. Der Unterschied zur Eingabe in *ABAQUS* besteht darin, dass die Spannungen σ in *RFEM* als Funktion der Gesamtdehnung ε angegeben werden müssen. Im Gegensatz dazu erfolgt die Eingabe der Spannungen in *ABAQUS*, als Funktion der plastischen Dehnungen ε_p. Nach dem Erreichen der Zugfestigkeit wird die Arbeitslinie ideal-plastisch fortgesetzt. Dies ist allerdings bedeutungslos, da innerhalb des untersuchten Lastbereiches keine Spannungswerte in dieser Höhe erreicht werden.

S235		*S355*		*S355$_{IST}$*	
ε [1]	σ [N/mm^2]	ε [1]	σ [N/mm^2]	ε [1]	σ [N/mm^2]
0	0	0	0	0	0
$4.966 \cdot 10^{-4}$	102.38	$6.997 \cdot 10^{-4}$	145.03	$7.931 \cdot 10^{-4}$	164.66
$6.300 \cdot 10^{-4}$	125.08	$8.782 \cdot 10^{-4}$	177.20	$9.924 \cdot 10^{-4}$	201.18
$8.584 \cdot 10^{-4}$	152.83	$1.162 \cdot 10^{-3}$	216.51	$1.301 \cdot 10^{-3}$	245.80
$1.386 \cdot 10^{-3}$	186.73	$1.757 \cdot 10^{-3}$	264.53	$1.927 \cdot 10^{-3}$	300.32
$2.975 \cdot 10^{-3}$	228.14	$3.428 \cdot 10^{-3}$	323.20	$3.636 \cdot 10^{-3}$	366.93
$8.510 \cdot 10^{-3}$	278.74	$9.063 \cdot 10^{-3}$	394.89	$9.317 \cdot 10^{-3}$	448.31
$2.893 \cdot 10^{-2}$	340.57	$2.960 \cdot 10^{-2}$	482.47	$2.991 \cdot 10^{-2}$	547.75
$4.124 \cdot 10^{-2}$	360.00	$4.196 \cdot 10^{-2}$	510.00	$4.229 \cdot 10^{-2}$	579.00

Tabelle 4.27: Eingabewerte der zyklischen Arbeitslinie von Baustahl

Die Beanspruchungen der Kontaktfuge werden entsprechend der vorgestellten Lastmodelle in Form von veränderlichen Linienlasten aufgebracht. Dabei ist die Verwendung von lokalen Koordinaten zur Definition der Lastrichtung notwendig. Dies führt im Bereich der Kreisbögen s_1 und s_3 zu folgendem Problem. Die Richtung des lokalen Koordinatensystems ändert sich an den Punkten des Bogens, die eine vertikale Tangente aufweisen. Aus diesem Grund ist es notwendig, die Kreisbögen an diesen Stellen zu teilen, und die Lasten separat auf die beiden entstehenden Teilstücke aufzubringen. Die an den Trennstellen P_{ic} herrschenden Kontaktspannungen $\sigma_{M,ic}$ bzw. $\tau_{M,ic}$ wurden durch lineare Interpolation über die Bogenlänge s_i gemäß Gl. 4.31 ermittelt. Die Bogenlänge $s_{i_{ac}}$ bezeichnet dabei den Bogenabschnitt, der sich ausgehend vom Punkt P_{ia} bis zur Trennstelle P_{ic} erstreckt. Die Werte $s_{i_{ac}}$ sind in Tab. 4.28 für beide untersuchten Kronendübelgeometrien angegeben.

$$\sigma_{M,ic} = \sigma_{M,ia} + \frac{\sigma_{M,ib} - \sigma_{M,ia}}{s_i} \; s_{i_{ac}} \tag{4.31}$$

Geometrie *KrL-1*	Geometrie *KrL-2*
$s_{1_{ac}} = 15.71\,\text{mm}$ $s_{3_{ac}} = 5.24\,\text{mm}$	$s_{1_{ac}} = 15.71\,\text{mm}$ $s_{3_{ac}} = 13.09\,\text{mm}$

Tabelle 4.28: Längen der Bogenabschnitte $s_{i_{ac}}$

Um den Ergebnisvergleich mit den *ABAQUS*-Berechnungen zu ermöglichen, werden wie bisher die drei Laststufen ($j = 1, 2, 3$) ausgewertet. Die Berechnung erfolgt durch Definition von drei Lastfällen, wobei die Lasten von Laststufe 1 mit Hilfe von Lastfaktoren $f_j = P_j/P_1$ auf die untersuchten Lastniveaus linear gesteigert werden. Dadurch braucht das Lastmodell nur einmal eingegeben werden. Die Kontaktlasten des Modells *KrL-1_S355_C40_N3* sind für die Laststufe 1 unter Berücksichtigung einer Blechdicke von $t = 1\,\text{mm}$ in Tab. 4.29 zusammengefasst. Für das betrachtete Modell ergeben sich die Werte $f_2 = 1.70$ und $f_3 = 2.35$.

Pkt.	1a	1c	1b	2a	2b	3a	3c	3b	4a	4b	5a	5b
σ_M	14.1	41.3	50.4	38.3	54.6	66.6	43.3	15.4	42.2	51.6	3.8	-1.7
τ_M	-9.8	5.0	10.0	15.8	5.4	9.9	-0.4	-12.9	-12.6	-15.5	-1.1	0.5

Tabelle 4.29: Kontaktlasten auf Laststufe $j = 1$ in [N/mm] (Modell: *KrL-1_S355_C40_N3*)

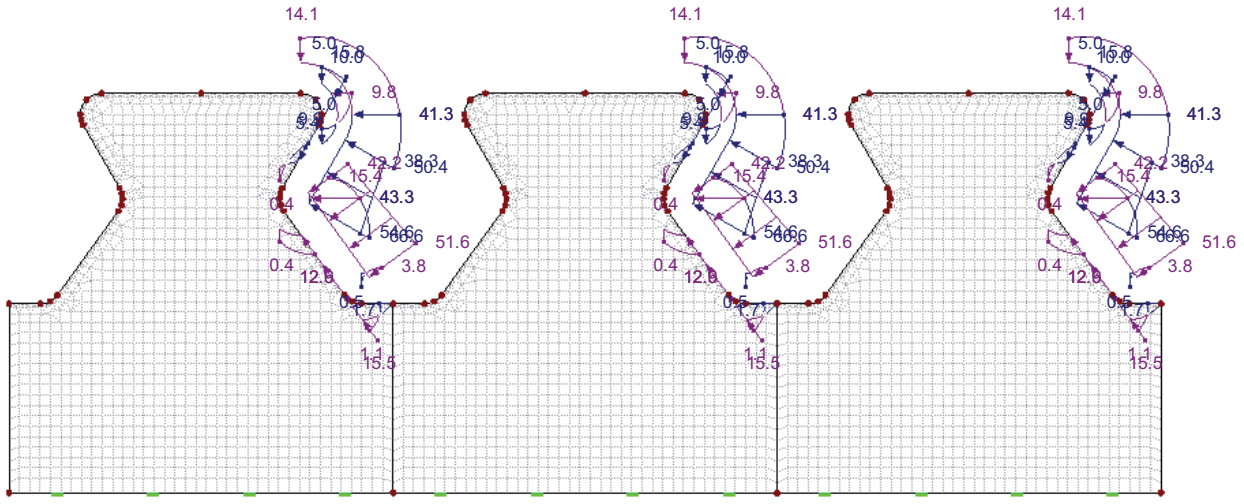
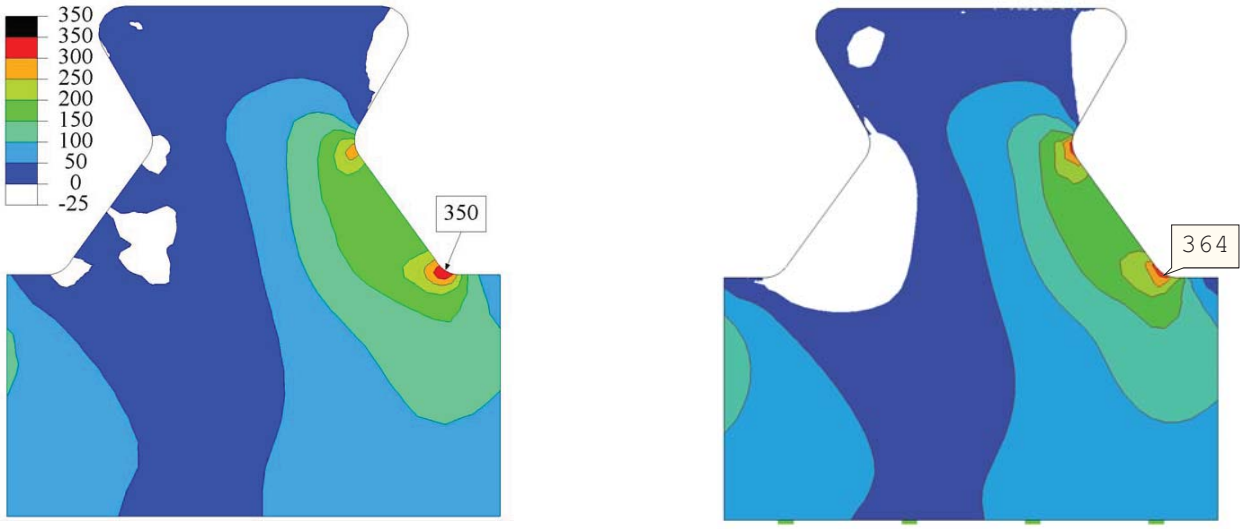


Abbildung 4.80: Lastaufbringung in *RFEM* (Modell: *KrL-1_S355_C40_N3*)

Im Zuge der nichtlinearen Berechnung mittels *RFEM*, wurden einige Einstellungen bei der Wahl der Berechnungsparameter vorgenommen. Die Berechnung erfolgt nach Theorie I.Ordnung mit Hilfe von iterativen Lösungsalgorithmen. Die Last wird innerhalb von zehn Lastschritten aufgebracht. Die Genauigkeit der Konvergenzschranke für nichtlineare Berechnungen wurde auf dem voreingestellten Wert von 1 belassen.

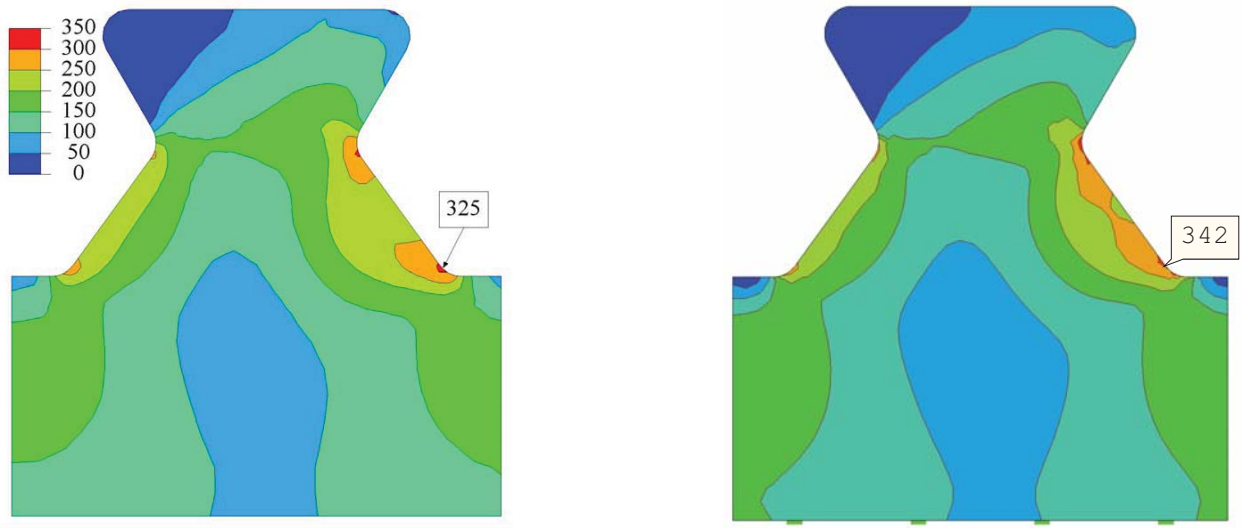
4.5.3 Ergebnisvergleich

Nach der Eingabe auf Basis der obigen Erläuterungen können die numerischen Berechnungen mit Hilfe von *RFEM* durchgeführt werden. Der nächste Arbeitsschritt ist der Vergleich der Berechnungsergebnisse mit den *ABAQUS*-Ergebnissen. Um die Übereinstimmung der beiden Berechnungsmethoden zu zeigen, werden in Abb. 4.81 und Abb. 4.82 die resultierenden Verläufe der Hauptzugspannungen σ_1 und Vergleichsspannungen σ_V auf Laststufe 3 dargestellt. Die angegebene Legende ist jeweils für beide Ergebnisdarstellungen gültig. Die auftretenden Spannungsmaxima entstehen stets annähernd an der gleichen Stelle im Bereich der unteren Ausrundung. Die Abweichungen zwischen den Ergebnissen liegen bei etwa fünf Prozent.



(a) Ergebnis zufolge von *ABAQUS* (b) Ergebnis zufolge von *RFEM*

Abbildung 4.81: Vergleich der Hauptzugspannungen σ_1 (Modell: *KrL-1_S355_C40_N3*)



(a) Ergebnis zufolge von *ABAQUS* (b) Ergebnis zufolge von *RFEM*

Abbildung 4.82: Vergleich der Vergleichsspannungen σ_V (Modell: *KrL-1_S355_C40_N3*)

Die auftretenden Maxima der Spannungen und Verzerrungen die sich zufolge der vereinfachten numerischen Berechnungen auf den Laststufen $j = 1, 2, 3$ ergeben, sind in Tab. 4.30 zusammengefasst. Die Daten ermöglichen in weiterer Folge die näherungsweise Bestimmung der Last-Kerbbeanspruchungsbeziehungen.

Laststufe j	P_j [kN]	σ_{1_j} [N/mm^2]	σ_{V_j} [N/mm^2]	ε_{1_j} [1]	ε_{V_j} [1]
1	108.2	225	221	$1.25 \cdot 10^{-3}$	$1.23 \cdot 10^{-3}$
2	184.0	314	309	$2.66 \cdot 10^{-3}$	$2.63 \cdot 10^{-3}$
3	253.9	364	342	$4.57 \cdot 10^{-3}$	$4.55 \cdot 10^{-3}$

Tabelle 4.30: Maximale Kerbgrundbeanspruchungen zufolge der *RFEM*-Berechnung (Modell: *KrL-1_S355_C40_N3*)

Der Vergleich der Last-Kerbbeanspruchungsbeziehungen zufolge *RFEM* und *ABAQUS* ist in Abb. 4.83 dargestellt. Beide Ergebnisverläufe dienen als Grundlage für die Lebensdauerberechnung nach dem Kerbdehnungskonzept. Dementsprechend werden sie mit „*KDK_RFEM*“ bzw. „*KDK_ABAQUS*“ bezeichnet. Die Ergebnisse stimmen relativ gut überein. Die vereinfachte Berechnung liefert jeweils etwas größere Spannungen bzw. Verzerrungen und liegt somit auf der sicheren Seite.

4.5.4 Schlussfolgerungen

Die Ergebnisse der nichtlinearen, räumlichen *FE*-Berechnung mittels *ABAQUS* und die Vergleichswerte die zufolge der ebenen numerischen Berechnung mittels *RFEM* auf Basis der Lastmodelle ermittelt wurden, passen bei allen untersuchten Modellen gut zusammen. Alle Ergebnisdaten sind in Anhang C ersichtlich. Die größte Abweichung der resultierenden Schubbeanspruchung des Dübels beträgt 12 % und ist damit vertretbar. Viel wichtiger für die Lebensdauerberechnung ist die Erfassung der Last-Kerbbeanspruchungsbeziehungen, die bei jedem Modell relativ genau möglich ist. Die vereinfachte Berechnung mittels *RFEM* liegt zumeist geringfügig auf der sicheren Seite. Einer äußeren Last wird somit in der Regel eine etwas höhere Spannung bzw. Dehnung zugeordnet.

Der Nachteil des Konzeptes der Spannungsberechnung mit Hilfe von Lastmodellen besteht darin, dass dieses erst dann praktikabel ist, wenn entsprechende Lastansätze vorliegen. In der gegenständlichen Arbeit wurden die benötigten Grundlagen für die Betongüten *C25/30* und *C40/50*, sowie die Kronendübelgeometrien *Krl-1* und *KrL-2* geschaffen. Andere Material- oder Geometrieparameter erfordern jedoch abermals nichtlineare, räumliche *FE*-Berechnungen. Mit Hilfe der durchgeführten Untersuchungen konnte gezeigt werden, dass die vorgestellten Lastmodelle eine vereinfachte Berechnung der gesuchten Kerbspannungen mit ausreichender Genauigkeit erlauben. Die Lastmodelle hängen dabei vorrangig von der Kronendübelgeometrie und der Betongüte ab.

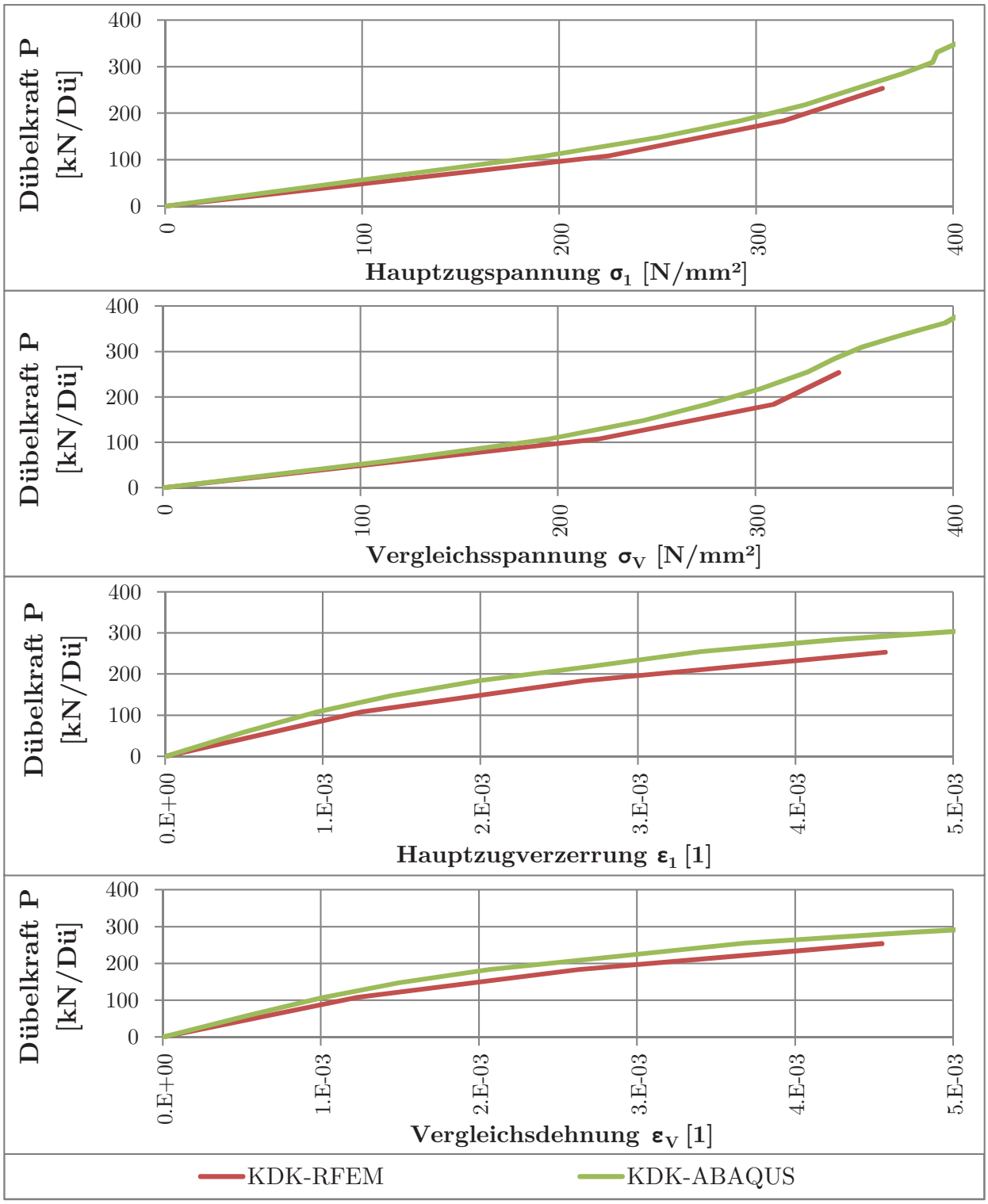


Abbildung 4.83: Last-Kerbbeanspruchungsbeziehungen (Modell: *KrL-1_S355_C40_N3*)

4.5.5 Ausblick

Mit Hilfe der durchgeführten Parameterstudien konnten die Einflüsse unterschiedlicher Materialgüten und auf die Spannungen in der Kontaktfuge zwischen Stahl und Beton untersucht werden. Besonders auffallend ist die Ähnlichkeit der abgeleiteten Lastmodelle bei gleicher Stahlsorte. Die Stahlsorte hat innerhalb des untersuchten Parameterbereichs nur einen geringen Einfluss auf die Spannungsverteilung in der Kontaktfuge. Man erkennt dies beispielsweise bei der Gegenüberstellung der Lastansätze der Modelle *KrL-1_S235_C25_N2* und *KrL-1_S355_C25_N2*. Die zugehörigen Ergebnisdaten dieser Lastmodelle sind in Anhang C ersichtlich. Erst in der Bauteilkerbe ergeben sich durch den Einfluss der unterschiedlichen zyklischen Arbeitslinien des Baustahls nach Kap. 3.6.2.1 signifikante Unterschiede bei den resultierenden Kerbbeanspruchungen. Da das nichtlineare Materialverhalten des Baustahls auch bei der vereinfachten Berechnung mittels *RFEM* problemlos erfasst werden kann, wäre eine Zusammenfassung jener Lastmodelle, die sich nur hinsichtlich der Stahlsorte unterscheiden, denkbar. Die Zusammenfassung zweier ähnlicher Lastansätze könnte dadurch erfolgen, dass man jeweils das ungünstigere Lastmodell, das bei unveränderter Stahlsorte zu höheren Kerbbeanspruchungen führt, heranzieht.

Im Zuge der Parameterstudien wurde weiters der Einfluss unterschiedlicher Netzfeinheiten *N2* und *N3* untersucht. Die Variation der Netzgeometrie bringt geringfügige Veränderungen der resultierenden Kontaktspannungen mit sich. Da davon auszugehen ist, dass eine feinere Diskretisierung genauere Ergebnisse zur Folge hat, sollten - sofern vorhanden - die Lastansätze, die auf der Netzgeometrie *N2* basieren, favorisiert werden. Schlussendlich könnte die Vielzahl der untersuchten Modelle der Parameterstudien gemäß Abb. 4.84 auf vier Modelle reduziert werden, die lediglich von der Betongüte und der Dübelgeometrie abhängen. Da die Betongüte, wie sich im Zuge der Lebensdauerberechnung in Kap. 5 zeigt, relativ geringe Auswirkungen auf die resultierende Anrisslebensdauer hat, könnte man die Zusammenfassung der Lastansätze sogar noch dahingehend fortsetzen, sodass je Dübelgeometrie lediglich ein maßgebendes Lastmodell übrig bleibt. Natürlich hätte eine solche Vereinfachung nachteilige Auswirkungen auf die Berechnungsgenauigkeit. Die Reduktion der Lastmodelle wird im Folgenden nicht durchgeführt. Sie kann jedoch durch einen späteren Anwender sehr einfach anhand der angegeben Daten erfolgen.

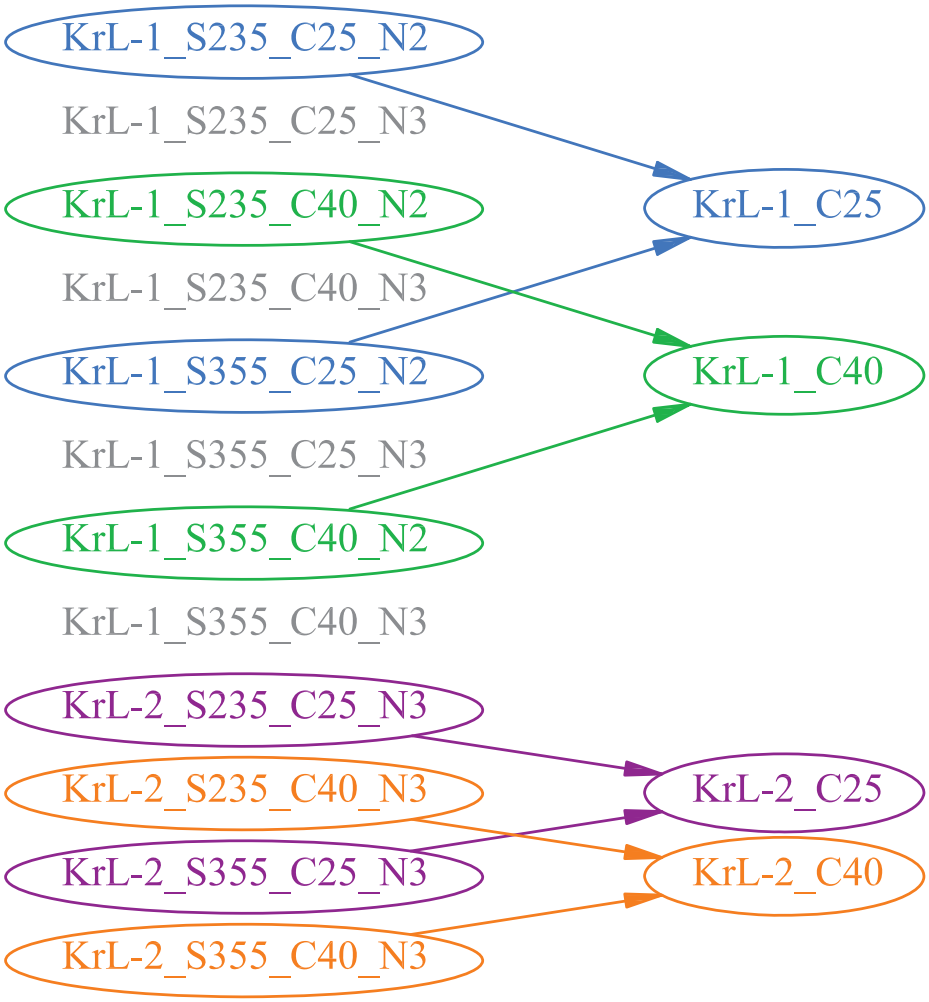


Abbildung 4.84: Mögliche Reduktion der ermittelten Lastansätze

4.6 Ideal-elastische, räumliche Modellierung

4.6.1 Einleitung

Die räumliche, ideal-elastische Modellierung dient als Grundlage für die Lebensdauerberechnung nach dem Kerbspannungskonzept. Die Berechnungen zeichnen sich durch einen linearen Zusammenhang zwischen der äußeren Schubbeanspruchung und den örtlichen Beanspruchungszuständen aus. Infolgedessen ergibt sich ein geringerer numerischer Berechnungsaufwand gegenüber den nichtlinearen Untersuchungen nach Kap. 4.3.

Die Lebensdauerberechnung nach dem Kerbspannungskonzept wird in der vorliegenden Arbeit zu Vergleichszwecken eingesetzt. Um die Gegenüberstellung der Ergebnisse in Kap. 7 zu ermöglichen, wurden einige Modelle der Parameterstudien, sowie die Modelle der Versuchssimulation auf Basis ideal-elastischen Werkstoffverhaltens erneut berechnet.

4.6.2 Modellbeschreibung

Die in Kap. 4.3.2 beschriebenen Grundlagen der Modellierung in *ABAQUS* werden auch für die ideal-elastische Modellbildung beibehalten. Die einzige Veränderung besteht in der Adaption der verwendeten Materialmodelle.

Das ideal-elastische Verhalten eines homogenen und isotropen Werkstoffs kann gemäß Kap. 3.4.1 durch die Querdehnzahl ν und den Elastizitätsmodul E beschrieben werden. Für Bau- oder Betonstahl gilt, dass diese Werkstoffparameter unabhängig von der Stahlsorte sind. Dementsprechend braucht innerhalb der numerischen Untersuchungen nun nicht mehr zwischen unterschiedlichen Stahlsorten unterschieden werden. In Übereinstimmung mit Kap. 4.3.2.5 wird für Bau- und Betonstahl der Elastizitätsmodul einheitlich mit $E = 210000\,\mathrm{N/mm^2}$ und die Querdehnzahl mit $\nu = 0.3$ angesetzt.

Der Elastizitätsmodul des Betons ist im Gegensatz dazu von der Betongüte abhängig. Die in Tab. 4.6 angegeben Werte für Beton *C25/30* bzw. *C40/50* werden auch für die linear-elastischen Berechnungen verwendet. Die Querdehnzahl des Betons beträgt $\nu = 0.2$. Damit sind alle Eingabewerte zur Beschreibung des elastischen Verhaltens festgelegt.

4.6.3 Untersuchte Modelle

Insgesamt wurden vier Modelle der Parameterstudien und die Modelle der Versuchssimulation auf Basis linear-elastischen Materialverhaltens erneut berechnet. Tab. 4.31 und Tab. 4.32 geben einen Überblick über die Berechnungsmodelle, deren Auswertung im Folgenden vorgestellt wird. Die Modellbezeichnung resultiert aus den zugrunde liegenden Modellparametern. Das Präfix „KSK“ steht für „Kerbspannungskonzept“ und soll die Abgrenzung zu den bisher betrachteten nichtlinearen Modellen ermöglichen.

Modellbezeichnung	Parameter					
	Dübelgeometrie		Betongüte		Netzdichte	
	KrL-1	KrL-2	C25/30	C40/50	N2	N3
KSK_KrL-1_C25	☑		☑		☑	
KSK_KrL-1_C40	☑			☑	☑	
KSK_KrL-2_C25		☑	☑			☑
KSK_KrL-2_C40		☑		☑		☑

Tabelle 4.31: Modelle der Parameterstudien

Modellbezeichnung	Parameter					
	Dübelgeometrie		Betongüte		Netzdichte	
	KrL-1	KrL-2	C25/30	C40/50	N2	N3
KSK_VKA		☑		☑		☑
KSK_VKB		☑		☑		☑

Tabelle 4.32: Modelle der Versuchssimulation

4.6.4 Berechnungsergebnisse

Um zu zeigen, inwieweit die Ergebnisse auf Grundlage idealer Elastizität von jenen auf Basis nichtlinearer Materialmodelle abweichen, werden exemplarisch die Ergebnisdaten der Modelle *KSK_KrL-1_C40* und *KrL-1_S355_C40_N2* gegenübergestellt. Dabei können die Dübelkennlinie, die Spannungsverteilung im Stahlzahn, sowie die resultierenden Last-Kerbbeanspruchungsbeziehungen verglichen werden. Für die Lebensdauerberechnung nach dem Kerbspannungskonzept werden letztendlich die Last-Kerbspannungsbeziehungen benötigt. Diese werden für alle untersuchten Modelle ausgewertet und angegeben.

4.6.4.1 Ergebnisvergleich

Abb. 4.85 zeigt die Dübelkennlinien, die sich zufolge ideal-elastischer bzw. zufolge von nichtlinearer Berechnung ergeben. Das Diagramm enthält zu Vergleichszwecken weiters die Kurven des von *Petraschek* [Pet08] getesteten Versuchskörpers *KrL-75-36, Serie 3*, der die gleiche Dübelgeometrie und die gleiche Materialbeschaffenheit aufweist. Für den direkten Vergleich ist die quasistatische Dübelkennlinie heranzuziehen, bei der die Einflüsse der Belastungsgeschwindigkeit auf ein Minimum reduziert wurden. Die bisher für die Ableitung der Lastmodelle verwendete maximale Laststufe 3 ist ebenfalls ersichtlich. Diese Laststufe liegt bei Modell *KrL-1_S355_C40_N2* bei 257.6 kN/Dü. Bei ideal-elastischer Berechnung wird die der Laststufe 3 zugeordnete Verschiebung $u_3 = 0.6$ mm erst bei einer Kraft von 361.2 kN/Dü erreicht. Obwohl die Anfangssteifigkeit bei elastischer Berechnung naturgemäß relativ genau erfasst wird, entsteht bereits auf Laststufe 3 ein signifikanter Unterschied zwischen den beiden Berechnungsmethoden.

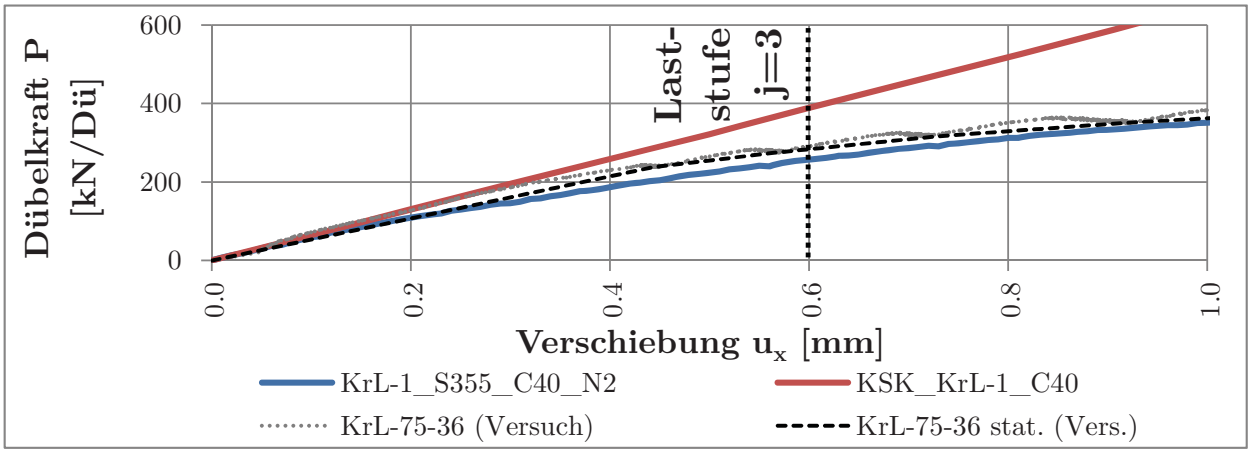
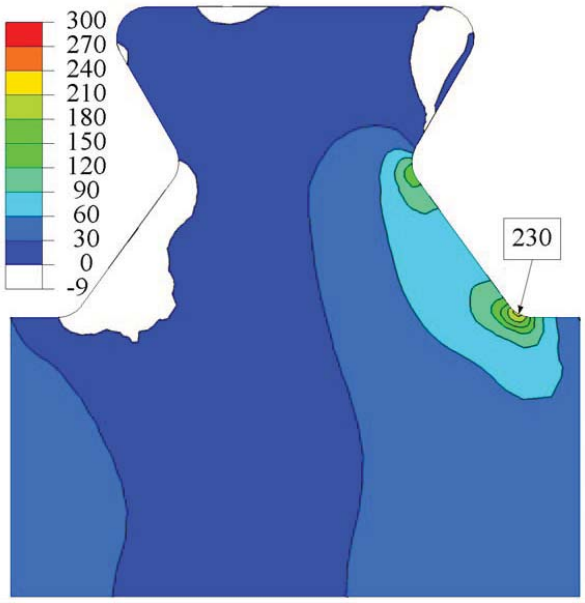


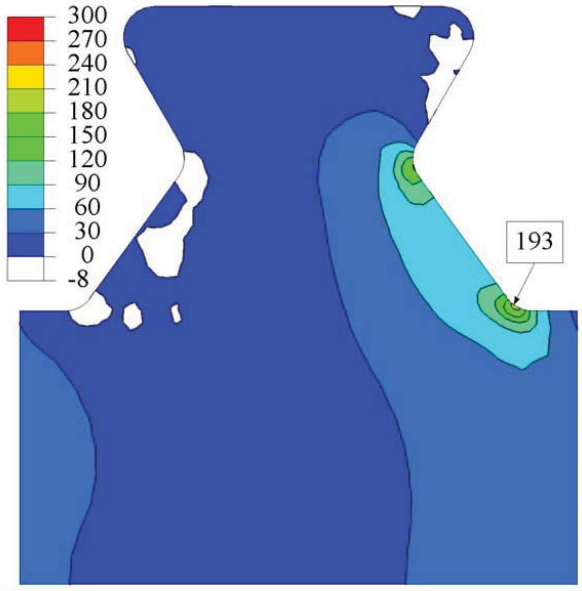
Abbildung 4.85: Vergleich der Dübelkennlinien

Die resultierenden Spannungsverteilungen im Stahlzahn der Modelle *KSK_KrL-1_C40* und *KrL-1_S355_C40_N2* auf Laststufe 1 sind in Abb. 4.86 und Abb. 4.87 ersichtlich. Schon bei den vorherrschenden Dübelbeanspruchungen unterhalb von 150 kN/Dü, ergeben sich nennenswerte Unterschiede zwischen elastischer und plastischer Berechnung.

Die Last-Kerbbeanspruchungsbeziehungen zufolge elastischer und nichtlinearer Berechnung werden in Abb. 4.88 gegenübergestellt. Es zeigt sich, dass die vereinfachte Berechnung der Kerbbeanspruchungen auf Basis elastischer Materialmodelle lediglich bis zu einer Dübelkraft von etwa 200 kN/Dü zielführend ist. Oberhalb dieses Lastniveaus kommt es zu erheblichen Plastizierungen in der maßgebenden Bauteilkerbe.

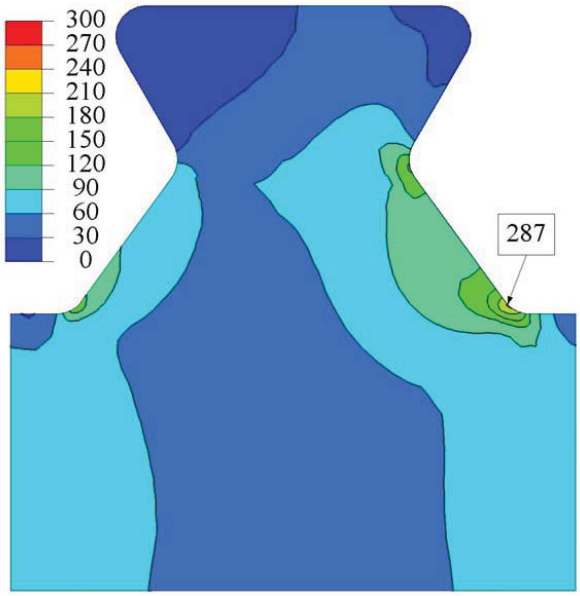


(a) Modell: *KSK_KrL-1_C40*

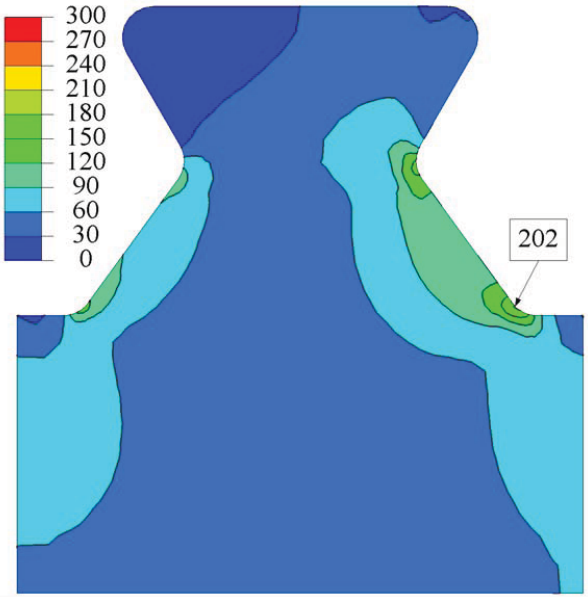


(b) Modell: *KrL-1_S355_C40_N2*

Abbildung 4.86: Vergleich der Hauptzugspannungen σ_1 bei Laststufe 1



(a) Modell: *KSK_KrL-1_C40*



(b) Modell: *KrL-1_S355_C40_N2*

Abbildung 4.87: Vergleich der Vergleichsspannungen σ_V bei Laststufe 1

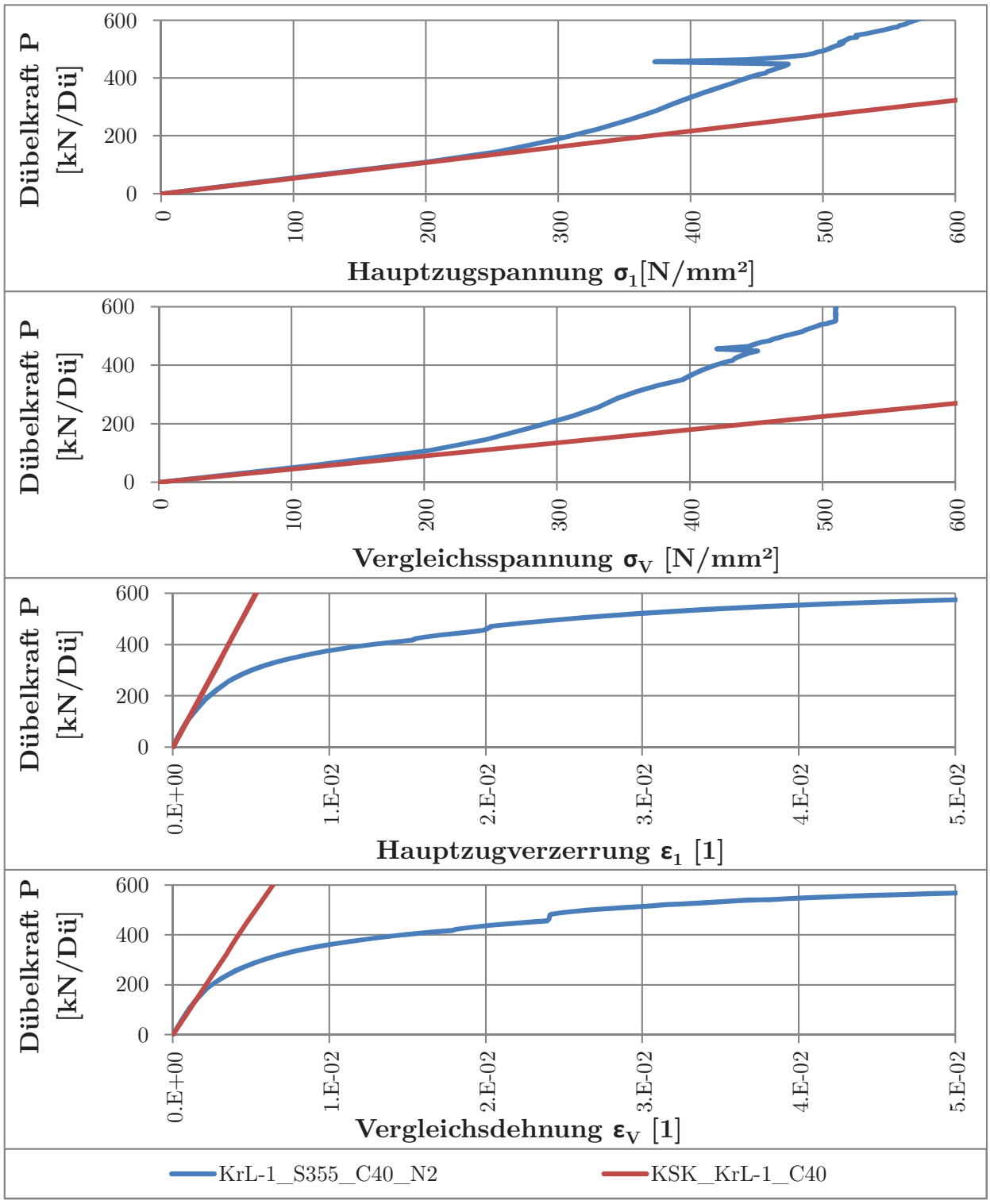


Abbildung 4.88: Vergleich der Last-Kerbbeanspruchungsbeziehungen

4.6.4.2 Last-Kerbspannungsbeziehungen

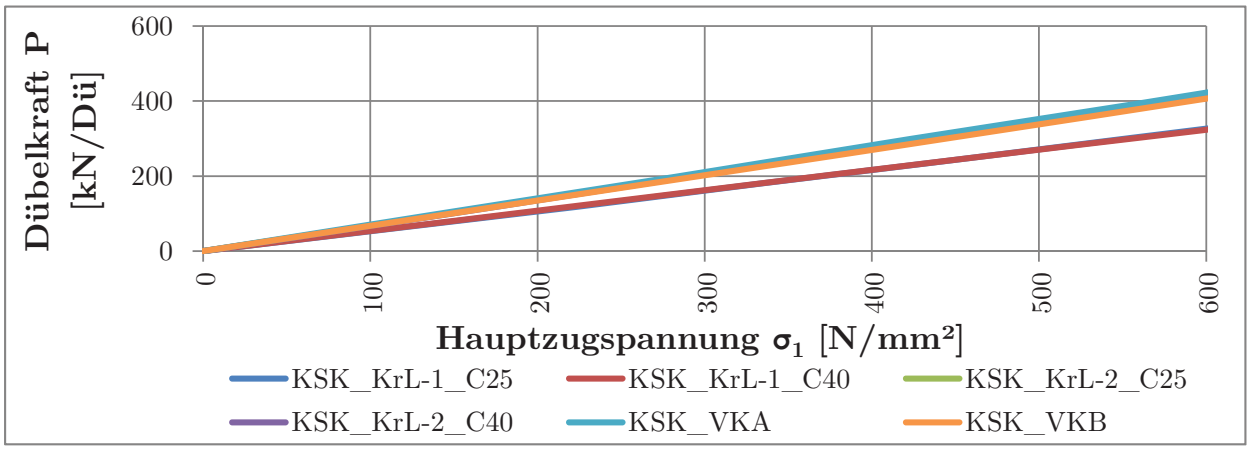
Die Last-Kerbbeanspruchungsbeziehungen aller Modelle, die als Grundlage für eine Lebensdauerberechnung nach dem Kerbspannungskonzept ausgewertet wurden, sind in Abb. 4.89 ersichtlich. Man erkennt, dass die Betongüte nahezu keinen Einfluss auf die Kurvenverläufe hat. Modelle mit gleicher Betongüte liefern annähernd deckungsgleiche Ergebnisse. Die Last-Kerbbeanspruchungsbeziehungen werden bei vereinfachter Berechnung auf Grundlage von idealer Elastizität ausschließlich von der Dübelgeometrie bestimmt.

Der lineare Zusammenhang zwischen der Schubkraft P und den auftretenden Kerbspannungen σ_1 bzw. σ_V kann gemäß Gl.4.32 mit Hilfe von Proportionalitätsfaktoren k_{σ_1} bzw. k_{σ_V} beschrieben werden, die in Tab. 4.33 enthalten sind. Diese gelten zur Umrechnung einer Schubkraft der Einheit [kN/Dü] in eine Spannung in [N/mm^2].

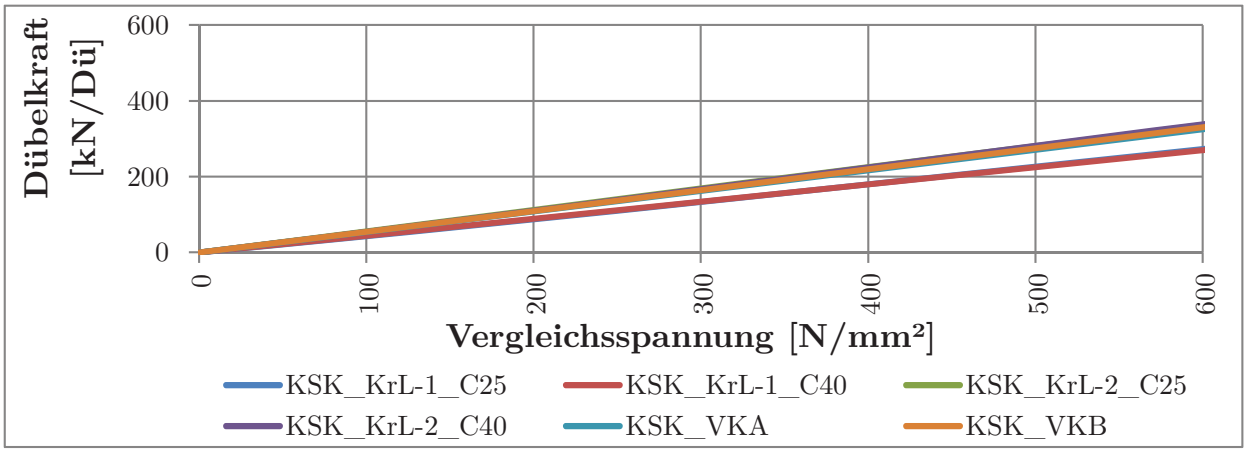
$$\begin{aligned} P &= k_{\sigma_1}\ \sigma_1 \\ P &= k_{\sigma_V}\ \sigma_V \end{aligned} \tag{4.32}$$

Geometrie	k_{σ_1}	k_{σ_V}
KrL-1	0.54	0.45
KrL-2	0.68	0.56

Tabelle 4.33: Proportionalitätsfaktoren k_{σ_1} bzw. k_{σ_V}



(a) Last-Hauptzugspannungsbeziehungen



(b) Last-Vergleichsspannungsbeziehungen

Abbildung 4.89: Last-Kerbspannungsbeziehungen auf Grundlage idealer Elastizität

4.7 Zusammenfassung

Mit Hilfe der numerischen Untersuchungen konnten die benötigten Daten für die Lebensdauerberechnung des Kronendübels nach dem Kerbspannungs-, sowie nach dem Kerbdehnungskonzept ermittelt werden. Den Ausgangspunkt stellten dabei die Berechnungen mit Hilfe des *FE*-Programms *ABAQUS* unter Berücksichtigung des nichtlinearen Materialverhaltens der beteiligten Werkstoffe dar. Das Programm erlaubt die dreidimensionale Modellierung des Dübelbleches, des umgebenden Betons und der Kontaktfuge. Die zur Verfügung stehenden nichtlinearen Materialmodelle, ermöglichen eine realitätsnahe Bestimmung der Spannungs- und Verzerrungszustände im Umfeld des Dübels.

Die komplexen Berechnungen mit Hilfe von *ABAQUS* führen zu hohen Berechnungszeiten. Mit dem Bestreben diesen Berechnungsaufwand zu reduzieren, wurden ebene Lastmodelle abgeleitet, die die Einwirkung des Betons auf den Stahlzahn näherungsweise beschreiben. Dabei war die Analyse der in der Fuge zwischen Dübelblech und umliegendem Beton wirkenden Kontaktspannungen von zentraler Bedeutung. Die Lastmodelle ermöglichten in weiterer Folge eine zweidimensionale *FE*-Berechnung ohne Berücksichtigung des Betons.

Im Sinne der Einfachheit und Praxistauglichkeit sollten die gewählten Lastansätze linear von der einwirkenden Dübelbeanspruchung abhängen. Aufgrund des nichtlinearen Werkstoffverhaltens kommt es allerdings zu Umlagerungen im Verlauf der Laststeigerung. Diese führen dazu, dass die Anwendbarkeit der entwickelten Lastmodelle auf den Bereich einer annähernd linear-elastischen Dübelkennlinie beschränkt werden musste. Bei der Auswertung der Kontaktspannungen wurden drei Laststufen innerhalb dieses Bereichs der Dübelkennlinie betrachtet, um die Entwicklung im Verlauf der Laststeigerung zu erfassen. Die auftretenden Spannungen in der Kontaktfuge wurden analysiert und anschließend durch abschnittsweise lineare Normal- und Schubspannungsverläufe idealisiert.

Die Tauglichkeit der resultierenden Lastansätze wurde mit Hilfe des *FE*-Programms *RFEM* getestet. Dabei wurde das Dübelblech zweidimensional unter Berücksichtigung des nichtlinearen Materialverhaltens des Baustahls modelliert. Es ergab sich durchwegs eine gute Übereinstimmung zwischen der vereinfachten, zweidimensionalen und der aufwendigen, dreidimensionalen Berechnung. Die vorgeschlagene Vereinfachung reduziert den numerischen Berechnungsaufwand bei Vorliegen des benötigten Lastmodells von mehreren Tagen auf wenige Minuten. Zudem zeigt sich, dass die vereinfachte Berechnung tendenziell auf der sicheren Seite liegende Ergebnisse für die gesuchten Kerbbeanspruchungen liefert.

Die Ermittlung der Last-Kerbbeanspruchungsbeziehungen und der Kontaktspannungsverläufe wurde im Rahmen von Parameterstudien bei einer Vielzahl von Berechnungsmodellen, an einem *Push-Out*-Körper mit fünf hintereinander liegenden Stahlzähnen, durchgeführt. Dabei sollten die realen Einsatzbedingungen des Verbunddübels bestmöglich erfasst und der Einfluss unterschiedlicher Beton-, und Stahlgüten, der Netzfeinheit, sowie verschiedener Dübelgeometrien untersucht werden.

Erkenntnisse der Parameterstudien auf Basis nichtlinearer Materialmodelle:

1. **Einfluss der Stahlsorte**

   Neben dem zu erwartenden Einfluss auf die Grenztragfähigkeit des Dübels wirkt sich eine Veränderung der Stahlsorte merklich auf die Last-Kerbbeanspruchungsbeziehungen aus. Im Gegensatz dazu sind die Kontaktspannungsverläufe nahezu unbeeinflusst von der Stahlsorte.

2. **Einfluss der Betongüte**

   Eine Erhöhung der Betongüte bringt naturgemäß eine Steigerung der Dübeltragfähigkeit mit sich. Eine höhere Betongüte führt, bedingt durch die erhöhte Steifigkeit, zu einem geringfügigen Anstieg der Kontaktspannungen. Die maßgebenden Kerbbeanspruchungen bleiben hingegen weitgehend unverändert.

3. **Einfluss der Netzfeinheit**

   Die Parameterstudie beinhaltet die Untersuchung zweier verschiedener Netzgeometrien mit unterschiedlichen Netzfeinheiten. Die Ergebnisse liegen in beiden Fällen nahe beisammen. Dies ist insofern bedeutend, da damit gezeigt werden konnte, dass auch die gröbere Diskretisierung mit einer maximalen Elementgröße von zwei Millimetern, die geringere Berechnungszeiten erfordert, zu ausreichend genauen Ergebnissen führt.

4. **Einfluss der Ausrundungsradien der Stahlkrone**

   Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wurden zwei Kronendübelgeometrien analysiert. Dabei kamen im Bereich der unteren und mittleren Ausrundung Radien von 10 bzw. 25 mm zum Einsatz. Es zeigt sich, dass die resultierenden Kerbbeanspruchungen beider Geometrien sehr nahe beieinander liegen. Lediglich für die Hauptzugspannungen ergeben sich bei kleineren Radien höhere Werte. Dies bestätigt die Erwartung, dass ein kleinerer Radius zu einer größeren Kerbwirkung und somit in weiterer Folge zu einer geringeren Lebensdauer führt.

Ein weiterer wichtiger Bestandteil der numerischen Berechnungen war die Simulation der durchgeführten und in Kap. 6 beschriebenen Abscherversuche unter zyklischer Beanspruchung. Im Zuge der Dauerschwingversuche kamen zwei unterschiedliche Versuchskörpergeometrien zum Einsatz. Sowohl Versuchskörper *Typ A*, als auch *Typ B* wurden modelliert. Die ermittelten Last-Kerbbeanspruchungsbeziehungen werden für die Lebensdauerberechnung der getesteten Bauteile in Kap. 5 herangezogen.

Alle bisherigen Schlussfolgerungen basieren auf Berechnungsmodellen, die das nichtlineare Materialverhalten von Stahl und Beton berücksichtigen. Die Untersuchungen liefern die benötigten Ergebnisdaten für eine Anwendung des Kerbdehnungskonzepts. Zusätzlich sollen allerdings in weiterer Folge auch Vergleichsberechnungen nach dem Kerbspannungskonzept durchgeführt werden. Aus diesem Grund wurden vier ausgewählte Modelle der Parameterstudien, sowie die Modelle der Versuchssimulation erneut auf Grundlage idealer Elastizität modelliert. Als Ergebnis stehen nun die benötigten Last-Kerbspannungsbeziehungen zur Verfügung. Der Zusammenhang zwischen der äußeren Belastung und den maßgebenden Hauptzug- bzw. Vergleichsspannungen in der Bauteilkerbe kann durch Kerbfaktoren beschrieben werden, die innerhalb des untersuchten Parameterbereichs nahezu ausschließlich von der Dübelgeometrie abhängen. Die resultierenden Last-Kerbspannungsbeziehungen weichen aufgrund der Vernachlässigung örtlicher Plastizierungen bereits bei Einwirkungen auf Höhe der halben Dübeltragfähigkeit zunehmend von den Ergebnissen des Kerbdehnungskonzepts ab. Die Tauglichkeit des Kerbspannungskonzepts zur Beurteilung der Schwingfestigkeit des Kronendübels ist aufgrund des höheren Grades der Vereinfachung voraussichtlich stärker eingeschränkt, als die des Kerbdehnungskonzepts. Um letztendlich eine Gegenüberstellung der verschiedenen Berechnungsverfahren zu ermöglichen, werden alle gewonnen Daten innerhalb der Lebensdauerberechnung in Kap. 5 berücksichtigt.

Kapitel 5

Lebensdauerberechnung

5.1 Anwendung des Kerbdehnungskonzepts

5.1.1 Ausgangssituation

Für die Anwendung des Kerbdehnungskonzepts ist die Kenntnis der elastisch-plastischen Spannungen und Dehnungen, die im Verlauf der Laststeigerung in der maßgebenden Bauteilkerbe auftreten, erforderlich. Diese Daten wurden innerhalb der numerischen Untersuchungen in Kap. 4 für eine Vielzahl von Modellen ermittelt. Die Forschungen umfassten Parameterstudien und die Simulation der in Kap. 6 beschriebenen Laborversuche.

Die Grundlage für das Kerbdehnungskonzept bilden die räumlichen Berechnungen mittels *ABAQUS* nach Kap. 4.3 und die vereinfachten Berechnungen aus Basis von ebenen Lastmodellen nach Kap. 4.5, die mit dem *FE*-Programm *RFEM* durchgeführt wurden. Beide Berechnungsansätze berücksichtigen das nichtlineare Materialverhalten der beteiligten Werkstoffe.

Die vorliegenden Ergebnisdaten des Erstbelastungspfades sind in Tab. 5.1 schematisch dargestellt. Jene Laststufen, für die die Zusammenhänge zwischen Verschiebung, Schubkraft, sowie den auftretenden Kerbspannungen und Kerbdehnungen bekannt sind, werden zur Verdeutlichung der weiteren Vorgangsweise mit der Indexvariable „j“ versehen. Die Ergebnisdaten der beiden Berechnungsmethoden unterscheiden sich hinsichtlich der Anzahl an ausgewerteten Laststufen. Im Zuge der vereinfachten Berechnung mittels *RFEM* wurden lediglich drei Laststufen ausgewertet. Im Gegensatz dazu liegen zufolge der *ABAQUS*-Berechnungen umfangreiche Ergebnisdaten vor. Die Systematik der weiteren Vorgangsweise zur Lebensdauerberechnung wird durch diesen Unterschied jedoch nicht beeinflusst.

Index	Verschiebung	Kraft	Kerbspannungen		Kerbdehnungen	
	u_x	P	σ_1	σ_V	ε_1	ε_V
0	0	0	0	0	0	0
⋮	⋮	⋮	⋮	⋮	⋮	⋮
j	$u_{x,j}$	P_j	$\sigma_{1,j}$	$\sigma_{V,j}$	$\varepsilon_{1,j}$	$\varepsilon_{V,j}$
j+1	$u_{x,j+1}$	P_{j+1}	$\sigma_{1,j+1}$	$\sigma_{V,j+1}$	$\varepsilon_{1,j+1}$	$\varepsilon_{V,j+1}$
⋮	⋮	⋮	⋮	⋮	⋮	⋮

Tabelle 5.1: Vorliegende Ergebnisdaten des Erstbelastungspfades

5.1.2 Zielsetzung

Das Ziel der vorliegenden Untersuchungen ist die Bestimmung von Bauteil-Wöhlerkurven. Diese stellen den Zusammenhang zwischen einer äußeren Lastamplitude P_a und der Lebensdauer N her. Um eine solche Kurve angeben zu können, muss die Lebensdauer für unterschiedliche Lastamplituden berechnet werden. Dazu eignet sich beispielsweise die verwendete tabellarische Auswertung.

In Abhängigkeit von der Frage, ob und in welcher Weise Mittelspannungs- und Mehrachsigkeitseinflüsse, sowie Einflüsse der Oberflächenrauigkeit berücksichtigt werden, resultieren unterschiedliche ertragbare Lastspielzahlen und somit unterschiedliche Bauteil-Wöhlerkurven. Im Zuge der Auswertung wurden die folgenden vier Ansätze zur Lebensdauerberechnung verwendet.

Ansätze zur Lebensdauerberechnung:

- N_{σ_1}

  Diese Anrisslebensdauer basiert auf der Normalspannungshypothese nach *Rankine*. Sie hängt von den auftretenden Hauptzugspannungen und Hauptzugverzerrungen ab. Es werden weder Einflüsse der Mittelspannung noch der Oberflächenrauigkeit erfasst. Der Anrissschwingspielzahl N_{σ_1} liegt das Verhalten ungekerbter Werkstoffproben unter reiner Wechselbeanspruchung zugrunde.

- N_{σ_V}

  Die Berechnung der Lebensdauer N_{σ_V} stützt sich auf die Gestaltänderungsenergiehypothese nach *Mises*. Die Schädigungsbewertung erfolgt in Abhängigkeit von den auftretenden Vergleichsspannungen und Vergleichsdehnungen. Es werden auch hier weder Mittelspannungen noch Oberflächenrauigkeiten berücksichtigt.

- $N_{P_{SWT_{\sigma_1}}}$

  Die Lebensdauer $N_{P_{SWT_{\sigma_1}}}$ ergibt sich unter Verwendung des Schädigungsparameters $P_{SWT,mod}$ nach Gl. 3.35. Der Schädigungsparameter selbst wird auf Basis der auftretenden Hauptzugspannungen und Hauptzugverzerrungen ermittelt und erlaubt die Erfassung von Mittelspannungen und Oberflächenrauigkeiten.

- $N_{P_{SWT_{\sigma_V}}}$

  Die Bestimmung der Lebensdauer $N_{P_{SWT_{\sigma_V}}}$ basiert abermals auf dem Schädigungsparameter $P_{SWT,mod}$. Nun werden die auftretenden Vergleichsspannungen und Vergleichsdehnungen zur Schädigungsbewertung herangezogen. Mit Hilfe des Schädigungsparameters können Einflüsse von Mittelspannungen und Oberflächenrauigkeiten erfasst werden. Die zugrunde liegende Gestaltänderungsenergiehypothese nach *Mises* ist besonders für duktile Werkstoffe geeignet. Dieser Umstand, sowie die Berücksichtigung fertigungs- und beanspruchungsabhängiger Einflüsse führen zu der Erwartung, dass dieser Berechnungsansatz die tatsächliche Anrisslebensdauer des Kronendübels bestmöglich beschreibt.

5.1.3 Beschreibung der Vorgangsweise

Die Vorgangsweise zur Lebensdauerberechnung nach dem Kerbdehnungskonzept soll zunächst schrittweise und nachvollziehbar beschrieben werden. Die Umsetzung erfolgte durch eine tabellarische Auswertung mit Hilfe des Tabellenkalkulationsprogramms *Microsoft Excel*. Vor der eigentlichen Lebensdauerberechnung müssen die im Verlauf eines Schwingspiels auftretenden örtlichen Spannungs- und Dehnungspfade bestimmt werden.

Die dazu benötigten theoretischen Grundlagen wurden in Kap. 3.6.4 zusammengefasst. Entsprechend den theoretischen Ausführungen stehen zwei Methoden zur Verfügung, die als „analytische“ bzw. „numerische Auswertung“ bezeichnet werden. Beide Herangehensweisen sollen im Folgenden vorgeführt werden. Um Missverständnissen vorzubeugen, sei darauf hingewiesen, dass auch die „analytische Auswertung“ auf numerischen Ergebnissen beruht. Lediglich die Bestimmung der örtlichen Dehnungen basiert auf analytischen Zusammenhängen.

5.1.3.1 Analytische Bestimmung der örtlichen Dehnungen

Die analytische Auswertung ist nur für die Ermittlung des Vergleichsspannungs-Vergleichsdehnungspfades (σ_V-ε_V-Pfad) geeignet. Die Gründe dafür wurden bereits in Kap. 3.6.4 erläutert. Die Vorgangsweise basiert auf der analytischen Formulierung der zyklischen Arbeitslinie des Baustahls gemäß Gl. 3.25. Weiters grundlegend ist die *Masing*-Hypothese, die besagt, dass die Hysteresekurve der in Spannungen und Dehnungen verdoppelten zyklischen Arbeitslinie folgt und daher durch Gl. 3.27 beschrieben werden kann.

Um im Hinblick auf die Bestimmung von Bauteil-Wöhlerkurven die Auswertung einer Vielzahl von Kraftamplituden $P_{a,l}$ zu ermöglichen, wurde die in Tab. 5.2 schematisch dargestellte Tabelle verwendet. Die Kraftamplitude wurde in Schritten von 25 kN/Dü gesteigert, wobei für jede einzelnen der mit dem Index „l“ bezeichneten Amplitudenwerte die benötigten Spannungs- und Dehnungsamplituden bzw. Spannungs- und Dehnungsschwingbreiten auf Basis der vorliegenden Daten des Erstbelastungspfades ermittelt wurden.

Index	P_a	$\sigma_{V,a}$	$\Delta\sigma_V$	$\varepsilon_{V,a}$	$\Delta\varepsilon_V$
0	0	0	0	0	0
⋮	⋮	⋮	⋮	⋮	⋮
l	$P_{a,l}$	$\sigma_{V,a,l}$	$\Delta\sigma_{V,l}$	$\varepsilon_{V,a,l}$	$\Delta\varepsilon_{V,l}$
l+1	$P_{a,l+1}$	$\sigma_{V,a,l+1}$	$\Delta\sigma_{V,l+1}$	$\varepsilon_{V,a,l+1}$	$\Delta\varepsilon_{V,l+1}$
⋮	⋮	⋮	⋮	⋮	⋮
Grundlage		Gl. 5.1	Gl. 5.2	Gl. 5.3	Gl. 5.4

Tabelle 5.2: Tabellarische Ermittlung des örtlichen Spannungs-Dehnungspfades

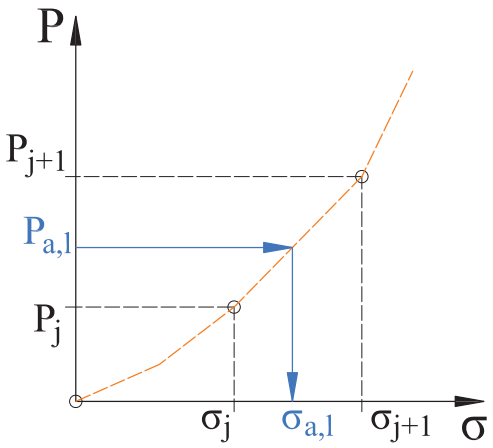


Abbildung 5.1: Bestimmung der Spannungsamplitude $\sigma_{a,l}$ mit Hilfe des Erstbelastungspfades

$$\sigma_{a,l} = \sigma_j + \frac{\sigma_{j+1} - \sigma_j}{P_{j+1} - P_j} \; (P_{a,l} - P_j) \tag{5.1}$$

$$\Delta\sigma_l = 2 \; \sigma_{a,l} \tag{5.2}$$

$$\varepsilon_{a,l} = \frac{1}{2} \left[\frac{\Delta\sigma_l}{E} + 2 \left(\frac{\Delta\sigma_l}{2K'} \right)^{1/n'} \right] \tag{5.3}$$

$$\Delta\varepsilon_l = 2 \; \varepsilon_{a,l} \tag{5.4}$$

Sämtliche Tabellenwerte lassen sich mit Hilfe von Gl. 5.1 bis Gl. 5.4 berechnen. Die angeführten Formeln wurden nicht für die Vergleichsgrößen σ_V bzw. ε_V spezialisiert, da sie in weiterer Folge teilweise auch für die Auswertung auf Basis von Hauptzugspannungen σ_1 bzw, Hauptzugdehnungen ε_1 herangezogen werden.

Gl. 5.1 führt auf eine lineare Interpolation, die in Abb. 5.1 veranschaulicht wird. Eine Lastamplitude $P_{a,l}$ kann zwischen zwei benachbarten Laststufen der Erstbelastungskurve P_j und P_{j+1} eingeordnet werden. Auf diesen beiden Lastniveaus wirken die Kerbspannungen $\sigma_{V,j}$ und $\sigma_{V,j+1}$. Mit Hilfe der linearen Interpolation kann nun die Spannungsamplitude $\sigma_{V,a,l}$ ermittelt werden, die der Lastamplitude $P_{a,l}$ zuzuordnen ist. Verdoppelt man die Spannungsamplitude, so erhält man gemäß Gl. 5.2 die Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma_{V,l}$, die innerhalb eines Schwingspiels mit einer Kraftdifferenz von ΔP auftritt. Die Vorgangsweise führt entsprechend der *Masing*-Hypothese auf eine Skalierung des Erstbelastungspfades mit dem Faktor 2.

Entsprechend der zyklischen Werkstoffgesetze kann die im Verlauf der Hysterese auftretende Dehnungsamplitude $\varepsilon_{V,a,l}$ als Funktion der Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma_{V,l}$ angegeben werden. Die verwendete analytische Formulierung enthält Gl. 5.3. Die Dehnungsschwingbreite $\Delta\varepsilon_{V,l}$ ergibt sich durch Verdoppelung der Dehnungsamplitude gemäß Gl. 5.4.

Nach der Auswertung von Tab. 5.2, liegen alle Parameter der Hysterese, die für eine mittelspannungsunabhängige Lebensdauerberechnung benötigt werden, für diskrete Kraftamplituden $P_{a,l}$ vor. Möchte man die Parameter der Hysterese bei vorgegebener Lastamplitude P_a bestimmen, so kann dies mit Hilfe von Gl. 5.1 bis Gl. 5.4 erfolgen, indem man in Gl. 5.1 den Wert P_a anstelle der diskreten Lastamplituden $P_{a,l}$ einsetzt. Man erhält die Vergleichsspannungsamplitude $\sigma_{V,a}$, die Vergleichsspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_V$, sowie die Vergleichsdehnungsamplitude $\varepsilon_{V,a}$ und die Vergleichsdehnungsschwingbreite $\Delta\varepsilon_V$.

Jeder ausgewerteten Kraftamplitude kann auf Basis der gewonnen Daten die ertragbare Lastspielzahl $N_{\sigma_{V,l}}$ zugeordnet werden. Bevor mit der eigentlichen Lebensdauerberechnung begonnen wird, sollen jedoch die Grundlagen für die Berücksichtigung von Mittelspannungseinflüssen beschrieben werden.

Die Erfassung von Mittelspannungseinflüssen setzt naturgemäß die Kenntnis der Mittellast P_m voraus. Durch Angabe von Mittellast und Kraftamplitude ist ein Schwingspiel eindeutig definiert. Die Ergebnisse der Erstbelastungskurve können nun verwendet werden, um der Mittellast die in der maßgebenden Kerbe auftretende Vergleichsspannung $\sigma_{V,m}$ zuzuordnen. Dies geschieht abermals durch lineare Interpolation gemäß Abb. 5.2. Dabei kann erneut Gl. 5.1 angewendet werden, wobei die Kraftamplitude $P_{a,l}$ durch die Oberlast P_m zu ersetzen ist.

Nun kann für jedes Schwingspiel der Schädigungsparameter $P_{SWT,mod}$ gemäß Gl. 3.35 berechnet werden. Dazu wird die Vergleichsspannungsamplitude $\sigma_{V,a}$, die Vergleichsdehnungsamplitude $\varepsilon_{V,a}$ und die mittlere Vergleichsspannung $\sigma_{V,m}$ benötigt.

Die Auswertung erfolgt erneut in Tabellenform. Bei konstant gehaltener Mittellast wird der Schädigungsparameter $P_{SWT,mod}$ für eine Vielzahl von Kraftamplituden ermittelt. Dies erlaubt in weiterer Folge die Bestimmung von mittellastabhängigen Bauteil-Wöhlerkurven.

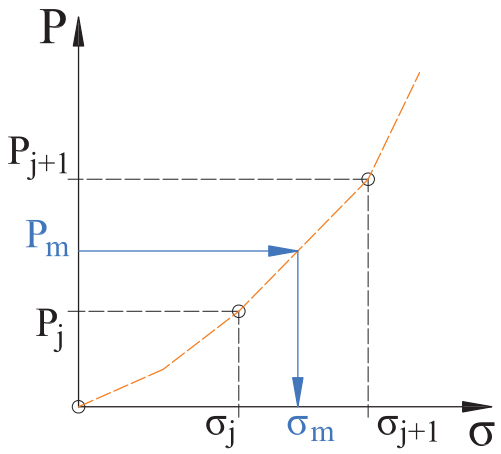


Abbildung 5.2: Bestimmung der mittleren Kerbspannung σ_m auf Basis des Erstbelastungspfades

5.1.3.2 Numerische Bestimmung der örtlichen Dehnungen

Die numerische Auswertung hat den Vorteil der allgemeinen Anwendbarkeit. Sie erlaubt die Ermittlung der Hauptzugspannungs-Hauptzugdehnungspfade (σ_1-ε_1-Pfade), sowie der Vergleichsspannungs-Vergleichsdehnungspfade (σ_V-ε_V-Pfade) nach demselben Konzept. Für alle in weiterer Folge dargestellten Bauteil-Wöhlerkurven der Parameterstudien und der Versuchssimulation wurde die numerische Auswertung verwendet.

Die Bestimmung der Spannungsamplituden $\sigma_{1,a}$ bzw. $\sigma_{V,a}$ und der Spannungsschwingbreiten $\Delta\sigma_1$ bzw. $\Delta\sigma_V$ erfolgt analog zu Gl. 5.1 und Gl. 5.2. Für die Berechnung der Dehnungsamplituden $\varepsilon_{1,a}$ bzw. $\varepsilon_{V,a}$ und Dehnungsschwingbreiten $\Delta\varepsilon_1$ bzw. $\Delta\varepsilon_V$ wird nun allerdings nicht die analytische Formulierung der Hysteresekurve verwendet. Stattdessen werden auch diese Größen auf Basis der numerischen Ergebnisse durch Interpolation bestimmt. Abb. 5.3 veranschaulicht die Problemstellung. Die gesuchten Dehnungsamplituden $\varepsilon_{1,a}$ bzw. $\varepsilon_{V,a}$ ergeben sich gemäß Gl. 5.5. Die Dehnungsschwingbreiten resultieren gemäß Gl. 5.4 aus der Verdoppelung der Dehnungsamplituden.

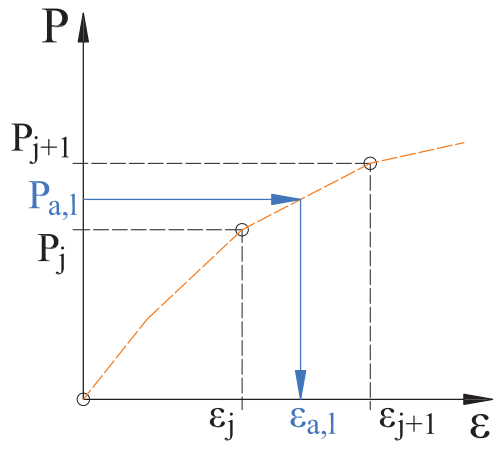


Abbildung 5.3: Bestimmung der Spannungsamplitude $\varepsilon_{a,l}$ auf Basis des Erstbelastungspfades

$$\varepsilon_{a,l} = \varepsilon_j + \frac{\varepsilon_{j+1} - \varepsilon_j}{P_{j+1} - P_j} \ (P_{a,l} - P_j) \tag{5.5}$$

Mit Hilfe der obigen Zusammenhänge können die benötigten Daten der gesuchten Spannungs-Dehnungspfade ermittelt werden. Um in weiterer Folge die Bestimmung von Bauteil-Wöhlerkurven zu ermöglichen, muss abermals eine Vielzahl von Kraftamplituden $P_{a,l}$ ausgewertet werden. Tab. 5.3 und Tab. 5.4 zeigen den schematischen Aufbau der tabellarischen Auswertung.

Index	P_a	$\sigma_{1,a}$	$\Delta\sigma_1$	$\sigma_{V,a}$	$\Delta\sigma_V$
0	0	0	0	0	0
⋮	⋮	⋮	⋮	⋮	⋮
l	$P_{a,l}$	$\sigma_{1,a,l}$	$\Delta\sigma_{1,l}$	$\sigma_{V,a,l}$	$\Delta\sigma_{V,l}$
l+1	$P_{a,l+1}$	$\sigma_{1,a,l+1}$	$\Delta\sigma_{1,l+1}$	$\sigma_{V,a,l+1}$	$\Delta\sigma_{V,l+1}$
⋮	⋮	⋮	⋮	⋮	⋮
Grundlage		Gl. 5.1	Gl. 5.2	Gl. 5.1	Gl. 5.2

Tabelle 5.3: Numerische Ermittlung des örtlichen Last-Spannungspfades

Index	P_a	$\varepsilon_{1,a}$	$\Delta\varepsilon_1$	$\varepsilon_{V,a}$	$\Delta\varepsilon_V$
0	0	0	0	0	0
⋮	⋮	⋮	⋮	⋮	⋮
l	$P_{a,l}$	$\varepsilon_{1,a,l}$	$\Delta\varepsilon_{1,l}$	$\varepsilon_{V,a,l}$	$\Delta\varepsilon_{V,l}$
l+1	$P_{a,l+1}$	$\varepsilon_{1,a,l+1}$	$\Delta\varepsilon_{1,l+1}$	$\varepsilon_{V,a,l+1}$	$\Delta\varepsilon_{V,l+1}$
⋮	⋮	⋮	⋮	⋮	⋮
Grundlage		Gl. 5.5	Gl. 5.4	Gl. 5.5	Gl. 5.4

Tabelle 5.4: Numerische Ermittlung des örtlichen Last-Dehnungspfades

Die Berücksichtigung von Mittelspannungseinflüssen erfolgt analog zur analytischen Auswertung. Erneut müssen die Spannungen $\sigma_{V,m}$ und $\sigma_{1,m}$ bestimmt werden, die der Mittellast P_m zugeordnet sind. Der Schädigungsparameter $P_{SWT,mod}$ kann sowohl auf Basis von Hauptzugspannungen, als auch auf Basis von Vergleichsspannungen ermittelt werden. Dazu werden die Spannungsamplituden $\sigma_{1,a}$ und $\sigma_{V,a}$, die Dehnungsamplituden $\varepsilon_{1,a}$ und $\varepsilon_{V,a}$ und die mittleren Spannungen $\sigma_{m,1}$ und $\sigma_{m,V}$ benötigt.

Index	P_a	$P_{SWT_{\sigma_1}}$	$P_{SWT_{\sigma_V}}$
0	0	0	0
⋮	⋮	⋮	⋮
l	$P_{a,l}$	$P_{SWT_{\sigma_{1,l}}}$	$P_{SWT_{\sigma_{V,l}}}$
l+1	$P_{a,l+1}$	$P_{SWT_{\sigma_{1,l+1}}}$	$P_{SWT_{\sigma_{V,l+1}}}$
⋮	⋮	⋮	⋮
Grundlage		Gl. 3.35	

Tabelle 5.5: Berechnung der Schädigungsparameter bei vorgegebener Mittellast P_m

5.1.3.3 Schädigungsbewertung

Mit Hilfe der bereits ermittelten Tabellenwerte kann unmittelbar mit der Lebensdauerberechnung begonnen werden. Die theoretische Grundlage dafür liefern die Erkenntnisse von *Coffin*, *Manson* und *Morrow* nach Kap. 3.6.2.1. Jedem Punkt der zyklischen Arbeitslinie kann bei Vernachlässigung von Einflüssen der Mittelspannung und Oberflächenrauigkeit unmittelbar eine Lebensdauer zugeordnet werden. Die analytische Formulierung der Dehnungs-Wöhlerlinie, also des Zusammenhanges zwischen der zyklischen Dehnungsamplitude ε_a und der ertragbaren Lastspielzahl N wurde schon in Gl. 3.26 angegeben. Die Lebensdauer ergibt sich durch Umformung aus dem elastischen Dehnungsanteil $\varepsilon_{a,e}$ gemäß Gl. 5.6.

$$\varepsilon_{a,e} = \frac{\sigma_a}{E} = \frac{\sigma'_f}{E}\,(2N)^b$$

$$\sigma_a = \sigma'_f\,(2N)^b \tag{5.6}$$

$$N = \frac{1}{2}\left(\frac{\sigma_a}{\sigma'_f}\right)^{1/b}$$

Je nachdem, ob Hauptzugspannungen oder Vergleichsspannungen zur Schädigungsbewertung herangezogen werden, erhält man die gesuchten Anrissschwingspielzahlen N_{σ_1} bzw. N_{σ_V} nach Gl. 5.7.

$$N_{\sigma_1} = \frac{1}{2}\left(\frac{\sigma_{1,a}}{\sigma'_f}\right)^{\frac{1}{b}} \qquad N_{\sigma_V} = \frac{1}{2}\left(\frac{\sigma_{V,a}}{\sigma'_f}\right)^{\frac{1}{b}} \tag{5.7}$$

Die Lebensdauern $N_{P_{SWT\sigma_1}}$ bzw. $N_{P_{SWT\sigma_1}}$ beinhalten die Einflüsse von Mittelspannungen und Oberflächenrauigkeiten. Die Schädigungsbewertung erfolgt anhand der Schädigungsparameter-Wöhlerlinie. Diese wurde bereits in Kap. 3.6.5 erläutert, sei jedoch aus Gründen der Übersicht in Gl. 5.8 erneut angegeben. Die benötigten Materialkonstanten σ'_f, ε'_f, b und c wurden in Kap. 3.6.2.1 auf Basis des *Uniform Material Law* definiert und ergeben sich als Funktion der Zugfestigkeit R_m der verwendeten Stahlsorte. Der Oberflächenfaktor κ hängt ebenfalls von der Zugfestigkeit ab und wurde in Kap. 3.5.3.3 festgelegt.

$$P_{SWT,\kappa} = \kappa \sqrt{{\sigma'_f}^2 \ (2N)^{2b} + \sigma'_f \ \varepsilon'_f \ (2N)^{b+c} \ E} \tag{5.8}$$

Da eine Auflösung von Gl. 5.8 nach der gesuchten Lastspielzahl N analytisch nicht möglich ist, wurde die im Folgenden beschriebene Vorgangsweise zur Ermittlung der Lebensdauer gewählt. Zunächst wurden einzelne Wertepaare $(N_m|P_{SWT,\kappa_m})$ der Schädigungsparameter-Wöhlerlinie bestimmt. Diese Punkte werden mit dem Index m unterschieden. Tab. 5.6 enthält die im gegenständlichen Fall verwendeten Werte der Baustähle *S235*, *S355*, und $S355_{IST}$. Die resultierenden Kurvenverläufe sind in Abb. 5.4 im doppellogarithmischen Maßstab dargestellt.

Index m	Lastzyklen N_m	Schädigungsparameter P_{SWT,κ_m} *S235*	*S355*	$S355_{IST}$
1	10^0	5535	6208	6618
2	10^1	2584	2906	3102
3	10^2	1223	1385	1484
4	10^3	600	694	749
5	10^4	321	386	423
6	10^5	198	250	279
7	10^6	141	184	207
8	10^7	109	145	164
Grundlage		Gl. 5.8		

Tabelle 5.6: Wertepaare $(N_m|P_{SWT,m})$ der Schädigungsparameter-Wöhlerlinie

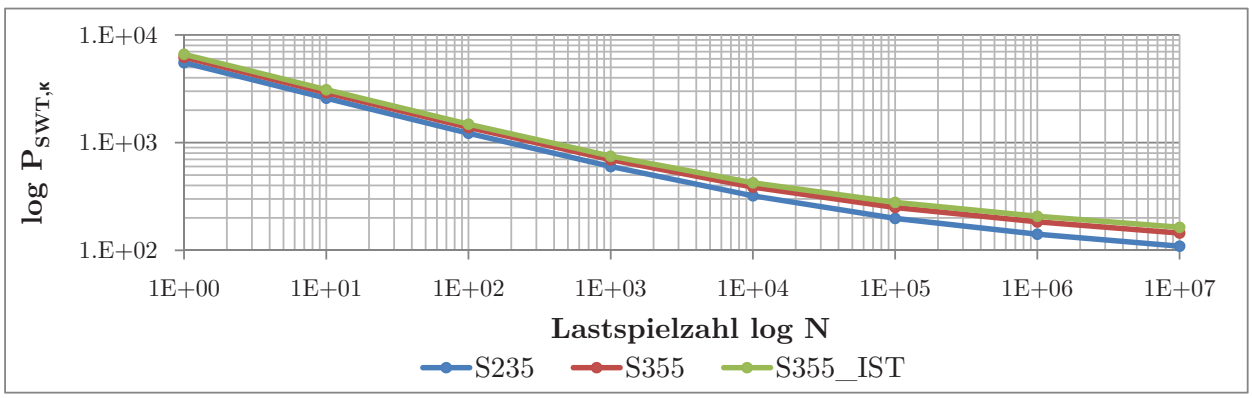


Abbildung 5.4: Schädigungsparameter-Wöhlerlinie von Baustahl *S235*

Durch Interpolation zwischen bekannten Wertepaaren der Schädigungsparameter-Wöhlerlinie kann jedem Schädigungsparameter $P_{SWT_{\sigma_1}}$ bzw. $P_{SWT_{\sigma_V}}$ aus Tab. 5.5 eine Lebensdauer zugeordnet werden. Dabei ist allerdings zu beachten, dass die zugrunde gelegte abschnittsweise Linearität insbesondere im doppellogarithmischen Maßstab zutreffend ist. Dementsprechend wird zwischen den logarithmierten Werten interpoliert. Die Lebensdauer ergibt sich gemäß Gl. 5.9. Abb. 5.5 veranschaulicht die Problemstellung. Je nachdem, ob Schädigungsparameter auf Basis von Hauptzugspannungen oder Vergleichsspannungen herangezogen werden, erhält man die gesuchten Anrissschwingspielzahlen $N_{P_{SWT_{\sigma_1}}}$ bzw. $N_{P_{SWT_{\sigma_V}}}$ gemäß Gl. 5.10, die grundsätzlich den Einfluss der Oberflächenrauigkeit beinhalten.

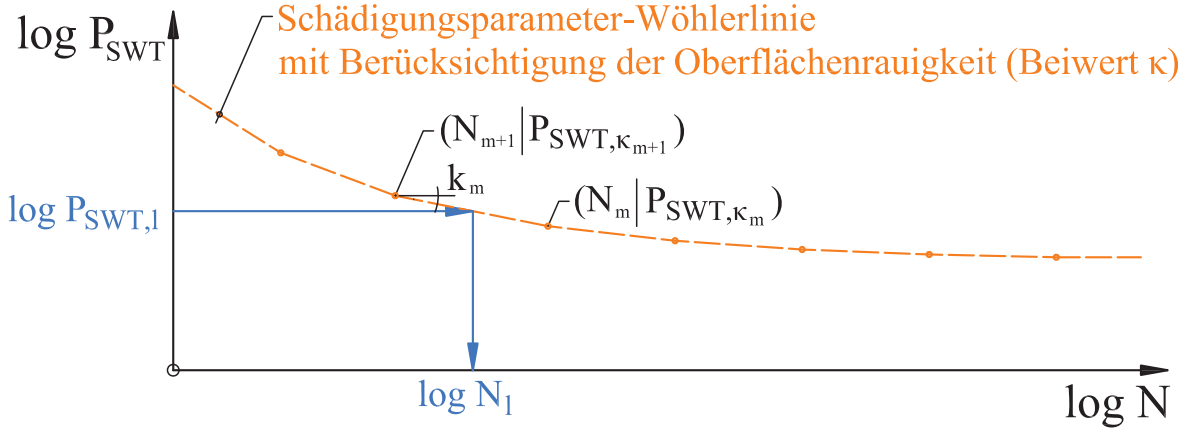


Abbildung 5.5: Lebensdauerbestimmung auf Basis der Schädigungsparameter-Wöhlerlinie

$$\log N_l = \log N_m + \underbrace{\frac{\log N_{m+1} - \log N_m}{\log P_{SWT,\kappa_{m+1}} - \log P_{SWT,\kappa_m}}}_{k_m} \left(\log P_{SWT,l} - \log P_{SWT,\kappa_m}\right) \tag{5.9}$$

$$\begin{aligned} N_{P_{SWT_{\sigma_1}}} &= 10^{\log N_m + k_m \left(\log P_{SWT_{\sigma_{1,l}}} - \log P_{SWT,\kappa_m}\right)} \\ N_{P_{SWT_{\sigma_V}}} &= 10^{\log N_m + k_m \left(\log P_{SWT_{\sigma_{V,l}}} - \log P_{SWT,\kappa_m}\right)} \end{aligned} \tag{5.10}$$

Tab. 5.7 zeigt schematisch die schlussendlich vorliegenden Ergebnisdaten. Die ermittelten Werte erlauben die Darstellung der gesuchten Bauteil-Wöhlerkurven. Dazu müssen die Kraftamplituden P_a auf der Ordinate und die zugehörigen Lastspielzahlen N auf der Abszisse aufgetragen werden. Die Lebensdauern auf Basis von Schädigungsparametern hängen von der Mittellast P_m ab. Für den Sonderfall reiner Wechselbeanspruchung ($P_m = 0$) und die Vernachlässigung von Oberflächenrauigkeiten ($\kappa = 1.0$) muss die Gleichheit der Werte N_{σ_1} und $N_{P_{SWT_{\sigma_1}}}$, sowie N_{σ_V} und $N_{P_{SWT_{\sigma_V}}}$ erfüllt sein.

Index	P_a	N_{σ_1}	N_{σ_V}	$N_{P_{SWT_{\sigma_1}}}$	$N_{P_{SWT_{\sigma_V}}}$
0	0	0	0	0	0
⋮	⋮	⋮	⋮	⋮	⋮
l	$P_{a,l}$	$N_{\sigma_{1,l}}$	$N_{\sigma_{V,l}}$	$N_{P_{SWT_{\sigma_{1,l}}}}$	$N_{P_{SWT_{\sigma_{V,l}}}}$
l+1	$P_{a,l+1}$	$N_{\sigma_{1,l+1}}$	$N_{\sigma_{V,l+1}}$	$N_{P_{SWT_{\sigma_{1,l+1}}}}$	$N_{P_{SWT_{\sigma_{V,l+1}}}}$
⋮	⋮	⋮	⋮	⋮	⋮
Grundlage		Gl. 5.7		Gl. 5.10	

Tabelle 5.7: Lebensdauerberechnung bei vorgegebener Mittellast P_m

5.1.4 Auswertung der nichtlinearen, räumlichen Modellierung

In diesem Abschnitt werden die Ergebnisse der nichtlinearen, räumlichen Berechnungen mittels *ABAQUS* zur Lebensdauerberechnung nach dem Kerbdehnungskonzept herangezogen. Die Ergebnisse der Parameterstudien und der Versuchssimulation werden im Anschluss dokumentiert und analysiert.

5.1.4.1 Ergebnisse der Parameterstudien

Für jedes Modell der Parameterstudien wurden die Bauteil-Wöhlerlinien nach den Prinzipien von Kap. 5.1.3 bestimmt. Die Ergebnisse lassen Rückschlüsse auf die Auswirkungen der verschiedenen Einflussparameter zu. Diese Effekte sollen beschrieben und anhand ausgewählter und repräsentativer Ergebnisdaten veranschaulicht werden.

Mit Ausnahme der Untersuchung von Mittelspannungseinflüssen basieren alle folgenden Ergebnisdarstellungen der Parameterstudien auf reiner Wechselbeanspruchung ($P_m = 0$). Auf die Auswertung der Bauteil-Wöhlerlinien, die auf Grundlage des Schädigungsparameters $P_{SWT,mod}$ ermittelt wurden, kann somit verzichtet werden. Sie enthalten bei reiner Wechselbeanspruchung keine wesentliche Zusatzinformation für die Parameterstudie.

Einfluss der Materialgüte

Als erstes wird der Einfluss der verwendeten Materialgüte auf die Lebensdauer untersucht. Zu diesem Zweck werden die Bauteil-Wöhlerlinien von vier Modellen verglichen. Abb. 5.6 und Abb. 5.7 zeigen die entsprechenden Diagramme.

Das Ergebnis ist sehr eindeutig. Die verwendete Betongüte hat nahezu keinen Einfluss auf die Lebensdauer. Die Bauteil-Wöhlerkurven der Modelle mit gleicher Stahlsorte sind deckungsgleich, was dazu führt, dass sie in den dargestellten Diagrammen nicht erkennbar sind. Im Gegensatz dazu hat die Stahlsorte eine beträchtliche Auswirkung auf die Lebensdauer. Eine Verbesserung der Zugfestigkeit bewirkt eine Erhöhung der Anrissschwingspielzahl. Das Verhalten der Modelle zur Kronendübelgeometrie *KrL-2*, auf deren Darstellung verzichtet wurde, bestätigt die Schlussfolgerungen.

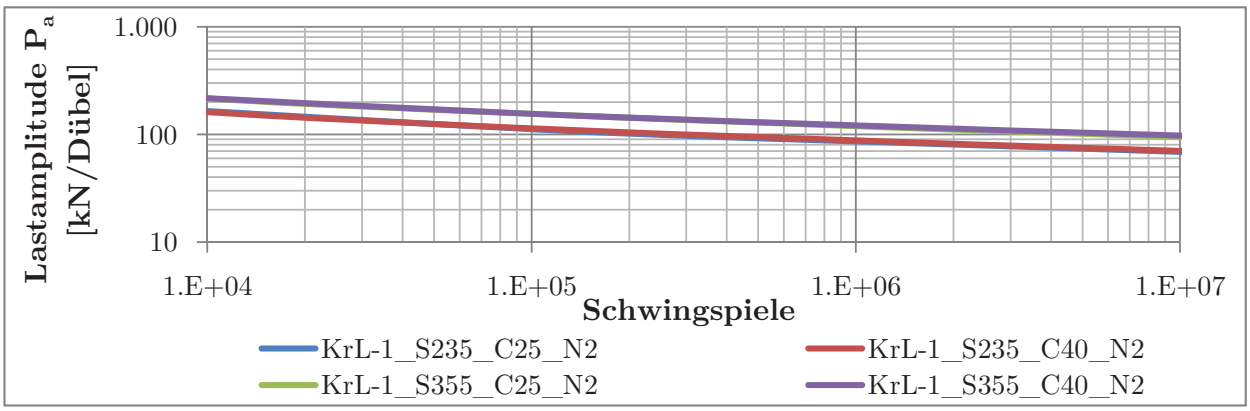


Abbildung 5.6: Bauteil-Wöhlerkurven auf Basis der Hauptzugspannung (N_{σ_1})

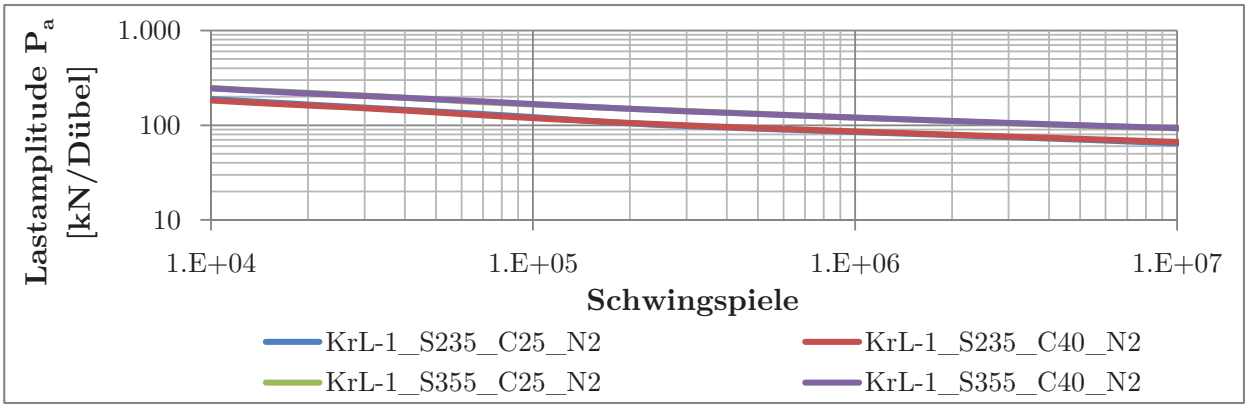


Abbildung 5.7: Bauteil-Wöhlerkurven auf Basis der Vergleichsspannung (N_{σ_V})

Einfluss der Kronendübelgeometrie

In Abb. 5.8 bis Abb. 5.11 werden insgesamt vier Modelle zur Untersuchung des Einflusses der Dübelgeometrie gegenübergestellt. Die Dübelgeometrie *KrL-2* weist mit Dübelausrundungsradien von 25 mm eine etwas günstigere Kerbwirkung als Dübelgeometrie *KrL-1* auf. Die erhöhte Kerbwirkung kleinerer Radien macht sich vor allem bei einer Lebensdauerberechnung auf Basis der Hauptzugspannungen bemerkbar. Für Kronendübelgeometrie *KrL-2* ergibt sich in diesem Fall ein günstigeres Ermüdungsverhalten. Vergleicht man die Ergebnisse der Lebensdauerberechnung auf Basis von Vergleichsspannungen, so resultieren für beide Dübelgeometrien sehr ähnliche Bauteil-Wöhlerkurven.

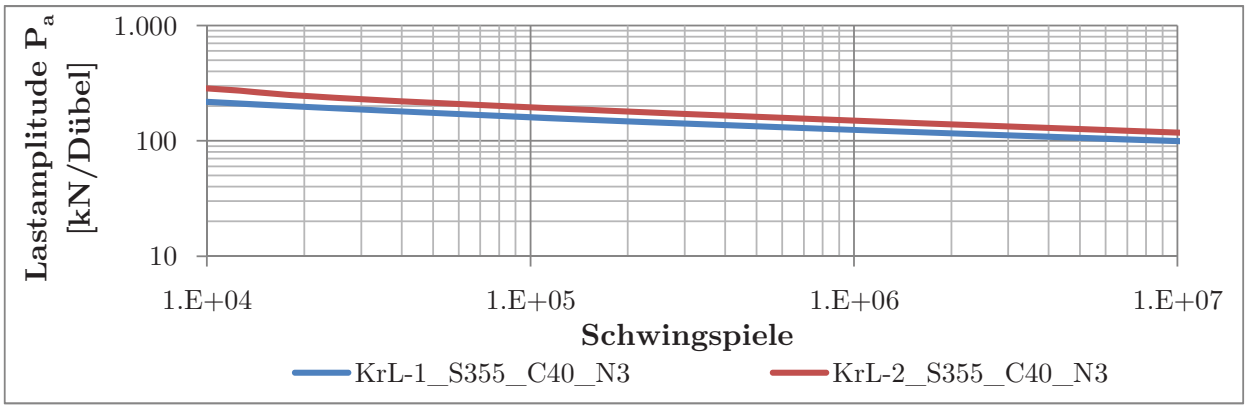


Abbildung 5.8: Bauteil-Wöhlerkurven auf Basis der Hauptzugspannung (N_{σ_1})

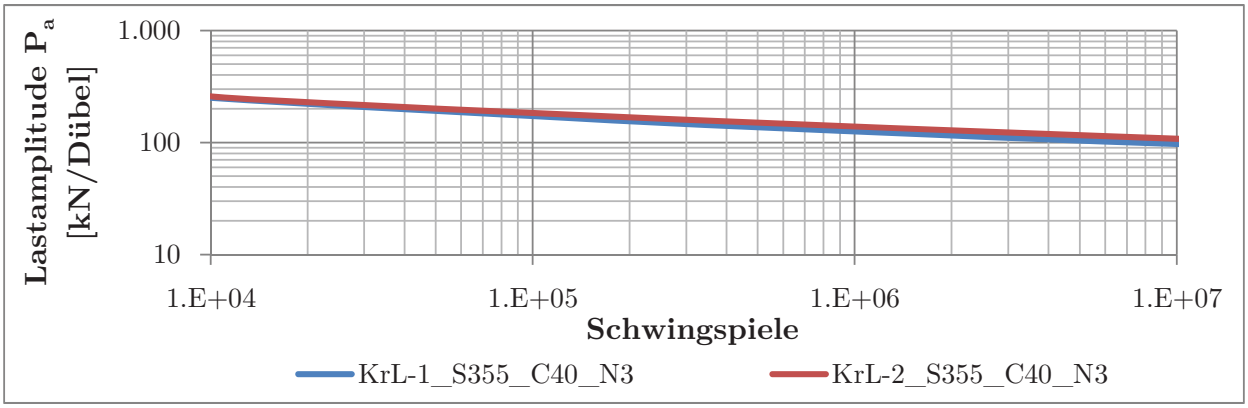


Abbildung 5.9: Bauteil-Wöhlerkurven auf Basis der Vergleichsspannung (N_{σ_V})

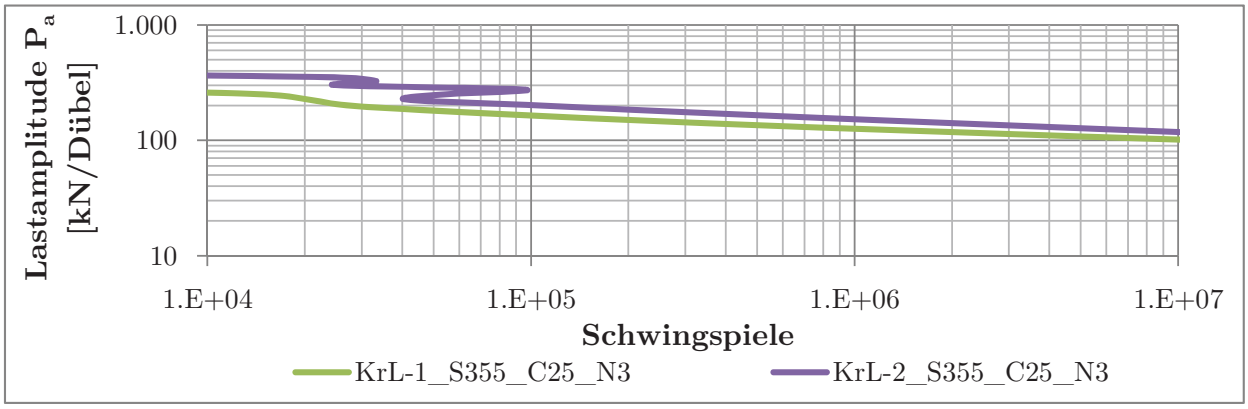


Abbildung 5.10: Bauteil-Wöhlerkurven auf Basis der Hauptzugspannung (N_{σ_1})

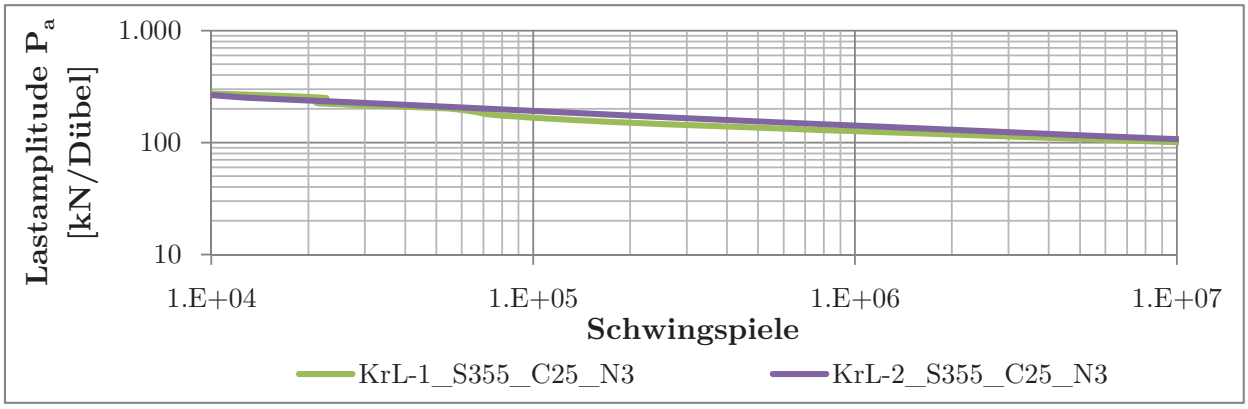


Abbildung 5.11: Bauteil-Wöhlerkurven auf Basis der Vergleichsspannung (N_{σ_V})

Einfluss der Netzfeinheit

Die Ergebnisse der untersuchten Netzfeinheiten *N2* und *N3* stimmen im Allgemeinen sehr gut überein. Daraus folgt, dass bereits die gröbere Netzgeometrie *N3* zutreffende Ergebnisse liefert. Eine Unterteilung der höchstbeanspruchten Dübelbereiche in Elemente mit einer maximalen Kantenlänge von 2 mm ist somit ausreichend. Auf die Darstellung der annähernd deckungsgleichen Bauteil-Wöhlerkurven von Modellen, die sich lediglich durch die Netzgeometrie unterscheiden, wird verzichtet.

Einfluss der Mittellast

Die Auswirkung einer Mittellast P_m kann nur anhand der Bauteil-Wöhlerlinien auf Basis des Schädigungsparameters $P_{SWT,mod}$ untersucht werden. In Abb. 5.12 und Abb. 5.13 sind die Ergebnisse des Modells *KrL-1_S355_C40_N2* unter der Wirkung unterschiedlicher Mittellasten dargestellt. Das Diagramm enthält die Bauteil-Wöhlerkurven bei Mittellasten von $P_m = -100\,\text{kN/Dü}$, $P_m = 0$, $P_m = 100\,\text{kN/Dü}$ und $P_m = 200\,\text{kN/Dü}$.

Aufgrund der Definition des Schädigungsparameters $P_{SWT,mod}$ nach Gl.3.35 haben nur positive Mittelspannungen einen Einfluss auf die Schwingfestigkeit. Eine negative Mittellast bewirkt Druckspannungen innerhalb der untersuchten Bauteilkerben. Dabei ist jedoch zu beachten, dass bei negativer Mittellast die gegenüberliegende Seite des Stahlzahnes Zugspannungen erhält, die bei der gewählten Methodik der Auswertung nicht erfasst werden. Die gewählte Vorgangsweise zur Untersuchung des Ermüdungsverhaltens der Kronendübelleiste ist grundsätzlich für reine Wechselbeanspruchungen oder für positive Mittellasten ausgelegt. Eine denkbare Vorgangsweise, um dennoch negative Mittellasten berücksichtigen zu können, wird am Ende des vorliegenden Abschnitts präsentiert. Die folgende Darstellung des Ergebnisses des Bauteil-Wöhlerkurve unter negativer Mittellast, dient dazu die Wirkungsweise des gewählten Schädigungsparameters $P_{SWT,mod}$ zeigen. Der Kurvenverlauf unterscheidet sich bei negativer Mittellast nicht von jenem bei reiner Wechselbeanspruchung. Sieht man von diesem Ausnahmefall ab, so führt eine Steigerung der Mittellast stets zu einer Verminderung der Lebensdauer.

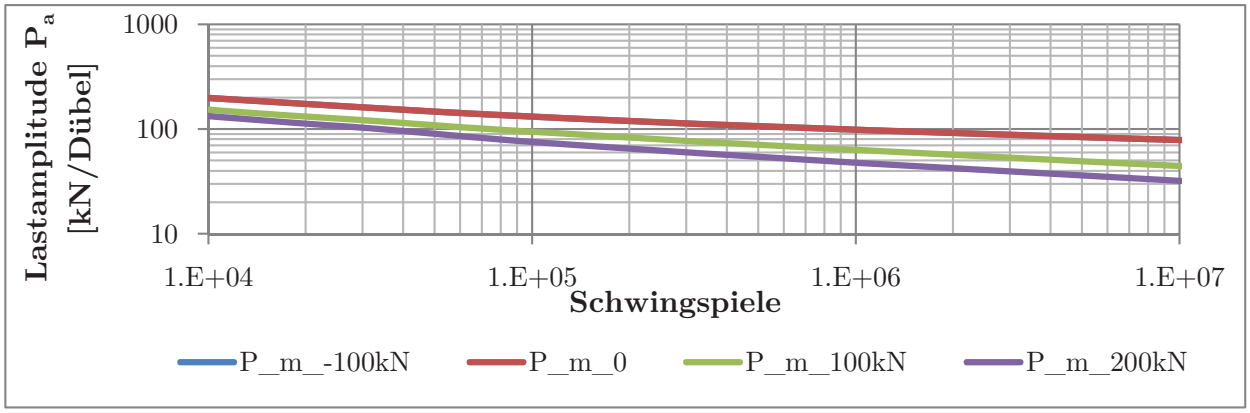


Abbildung 5.12: Bauteil-Wöhlerkurve auf Basis des Schädigungsparameters $P_{SWT_{\sigma_1}}$ ($N_{P_{SWT_{\sigma_1}}}$)

Wie in Kap. 3.5.3.4 beschrieben wurde, stehen zur Veranschaulichung von Mittelspannungseinflüssen das *Smith*-Diagramm, sowie das *Haigh*-Diagramm zur Verfügung. Normalerweise enthalten diese Diagramme die einer gewissen Lastspielzahl zugeordneten, ertragbaren Spannungsamplituden σ_a, bzw. die ertragbaren Ober- bzw. Unterspannungen (σ_o bzw. σ_u), als Funktion der Mittelspannung. Legt man dieses Prinzip auf die im gegenständlichen Fall ermittelten Kraftamplituden P_a und die zugehörigen Ober-, Mittel und Unterlasten (P_o, P_m und P_u) um, so erhält man Abb. 5.14.

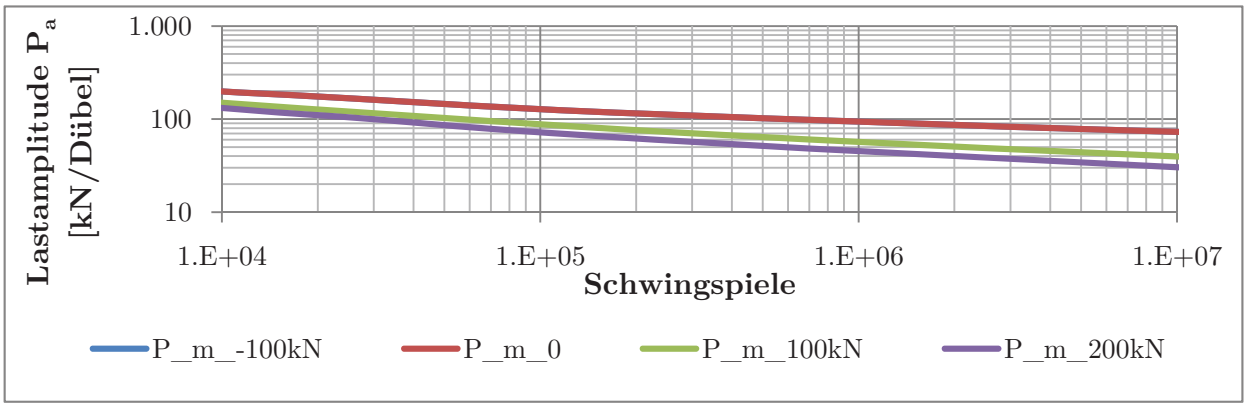
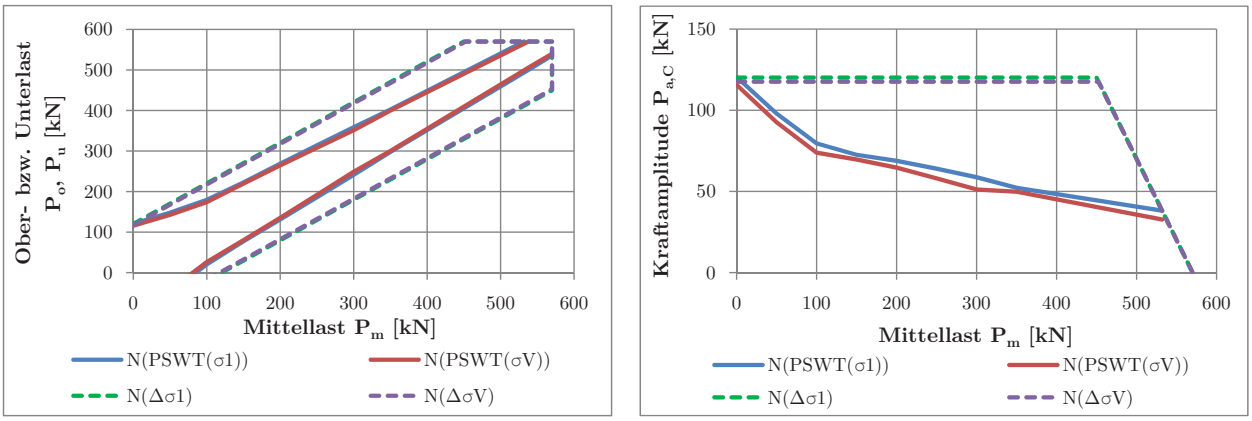


Abbildung 5.13: Bauteil-Wöhlerkurve auf Basis des Schädigungsparameters $P_{SWT_{\sigma_V}}$ ($N_{P_{SWT_{\sigma_V}}}$)



(a) *Smith*-Diagramm (b) *Haigh*-Diagramm

Abbildung 5.14: Untersuchung des Mittelspannungseinflusses bei $N_C = 2 \cdot 10^6$ Lastwechseln (Modell: *KrL-1_S355_C40_N2*)

Die angegebenen Kraftamplituden $P_{a,C}$ sind einer Lastwechselzahl von $N_C = 2 \cdot 10^6$ zugeordnet und wurden in Anlehnung an die im *EC 3-1-9* definierten Kerbfallklassen $\Delta\sigma_C$ ausgewählt. Für die beiden Diagramme wurden die Ergebnisse des Modells *KrL-1_S355_C40_N2* verwendet. Zur besseren Vergleichbarkeit der Kurven wurde für die Darstellung der Einfluss der Oberflächenrauigkeit durch Ansatz eines Oberflächenfaktors von $\kappa = 1.0$ ausgeschlossen. Dadurch wird die alleinige Wirkung der Mittellast erkennbar.

An den beiden Abbildungen erkennt man sofort, dass die Lebensdauerberechnung ohne Verwendung von Schädigungsparametern (N_{σ_1} bzw. N_{σ_V}) mittelspannungsunabhängig ist. Die ertragbare Kraftamplitude bleibt bis zum Erreichen der Traglast konstant. Im Gegensatz dazu zeigt sich der Einfluss der Mittellast P_m bei der Bestimmung der Lebensdauer mit Hilfe von Schädigungsparametern ($N_{P_{SWT_{\sigma_1}}}$ bzw. $N_{P_{SWT_{\sigma_V}}}$) deutlich. Im Falle reiner Wechselbeanspruchung ($P_m = 0$) gilt unter der Voraussetzung der Vernachlässigung von Rauigkeitseinflüssen die Gleichheit von N_{σ_1} und $N_{P_{SWT_{\sigma_1}}}$ bzw. N_{σ_V} und $N_{P_{SWT_{\sigma_V}}}$.

Exkurs: Negative Mittellasten

Eine einstufige Schwingbeanspruchung mit negativer Mittellast kann prinzipiell als eine entgegengesetzt wirkende zyklische Beanspruchung mit positiver Mittellast interpretiert werden. Abb. 5.15 veranschaulicht diesen Gedanken. Aufgrund der Symmetrie des betrachteten Verbunddübels können alle bisherigen Überlegungen zur Lebensdauerberechnung auch für diesen Fall verwendet werden. Die Gültigkeit der Last-Kerbbeanspruchungsbeziehungen bleibt erhalten. Lediglich die Lage der maßgebende Kerbe verschiebt sich zur gegenüberliegenden Seite des Stahlzahns.

Problematisch wäre allerdings die Berücksichtigung von mehrstufigen Beanspruchungskollektiven mit Mittellasten unterschiedlichen Vorzeichens. Die Last-Kerbbeanspruchungsbeziehungen müssten getrennt für die maßgebenden Kerben auf beiden Seiten des Kronendübels ermittelt werden. Anschließend könnten die örtlichen Beanspruchungsschwingbreiten berechnet und hinsichtlich ihres Schädigungsbeitrages bewertet werden. Die Untersuchung mehrstufiger Lastkollektive ist nicht Gegenstand der vorliegenden Arbeit. Der Grund ist insbesondere das Fehlen entsprechender mehrstufiger Bauteilversuche, die zwingend notwendig wären, um die Mechanismen und Gesetzmäßigkeiten der Schadensakkumulation analysieren, bzw. experimentell absichern zu können.

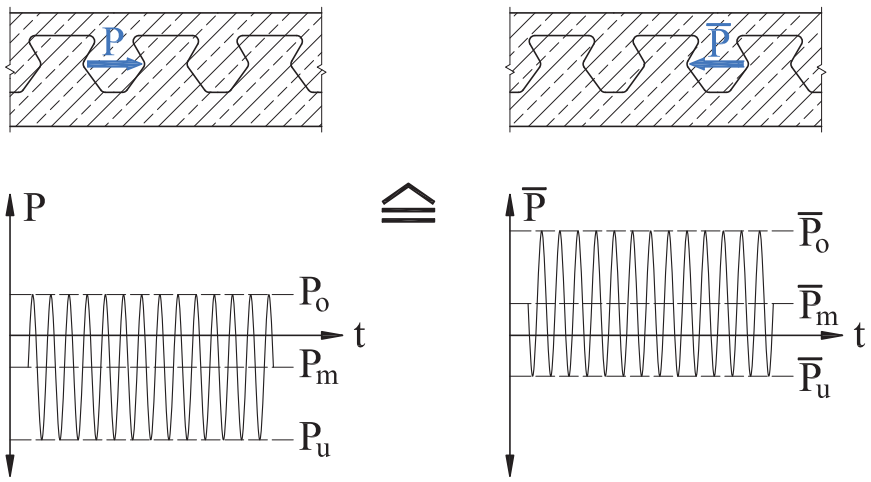


Abbildung 5.15: Interpretation negativer Mittellasten durch Ausnutzung der Symmetrie des Kronendübels

Einfluss der Schädigungsbewertung

In Kap. 5.1.2 wurden die vier verwendeten Verfahren der Schädigungsbewertung aufgelistet und beschrieben. Die Berechnungsansätze unterscheiden sich durch die Art und Weise der Berücksichtigung von Mittelspannungs- und Mehrachsigkeitseinflüssen, sowie Einflüssen der Oberflächenrauigkeit. Grundsätzlich wird erwartet, dass die Anwendung des Schädigungsparameters $P_{SWT_{\sigma V}}$ die beste Erfassung der realen Gegebenheiten erlaubt, da darin alle genannten Wirkungen eingehen.

Abb. 5.16 und Abb. 5.17 enthalten jeweils die Gegenüberstellung der Ergebnisse aller Berechnungsansätze für ein ausgewähltes Modell. Beispielhaft wurden dazu die Modelle *KrL-1_S355_C40_N2* und *KrL-2_S355_C40_N2* herangezogen. Die Einflüsse der Schädigungsbewertung sollen im Folgenden diskutiert werden.

Die Verwendung von Schädigungsparametern bewirkt aufgrund der Erfassung der ungünstigen Wirkung von Oberflächenrauigkeiten und Mittelspannungen im Zugbereich stets eine Reduktion der Lebensdauer. Die Berücksichtigung der Beanspruchungsmehrachisgkeit durch Vergleichsgrößen nach *Mises* führt auf ähnliche Ergebnisse, wie die Berechnungen auf Basis der Normalspannungshypothese nach *Rankine*. Bei Kronendübelgeometrie *KrL-1* ist bedingt durch die stärkere Kerbwirkung der Dübelausrundungen in der Regel die Schädigungsbewertung auf Basis der Hauptzugspannungen ungünstiger. Bei Kronendübelgeometrie *KrL-2* bringt tendenziell die Lebensdauerberechnung auf Basis von Vergleichsspannungen geringere Anrissschwingspielzahlen mit sich.

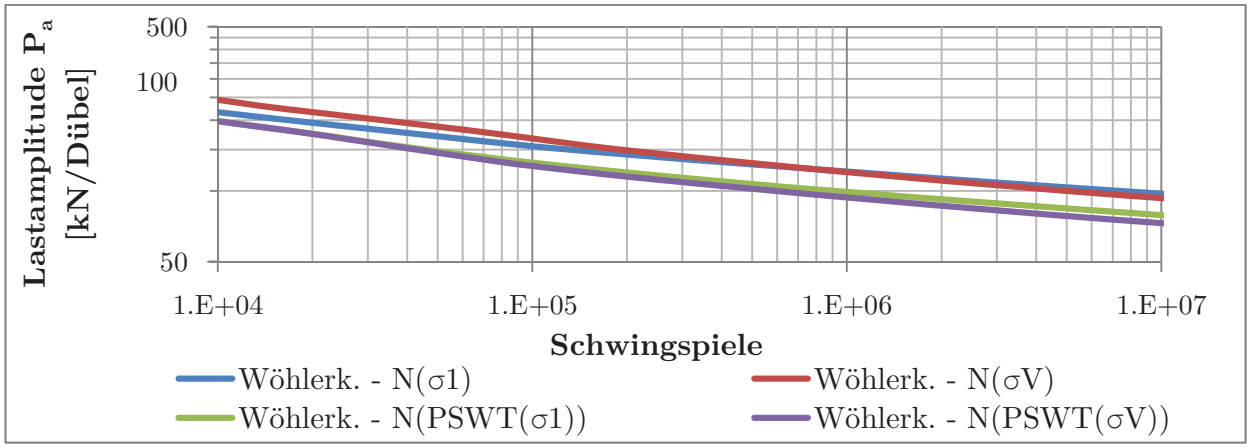


Abbildung 5.16: Vergleich der unterschiedlichen Ansätze zur Lebensdauerberechnung (Modell: *KrL-1_S355_C40_N2*)

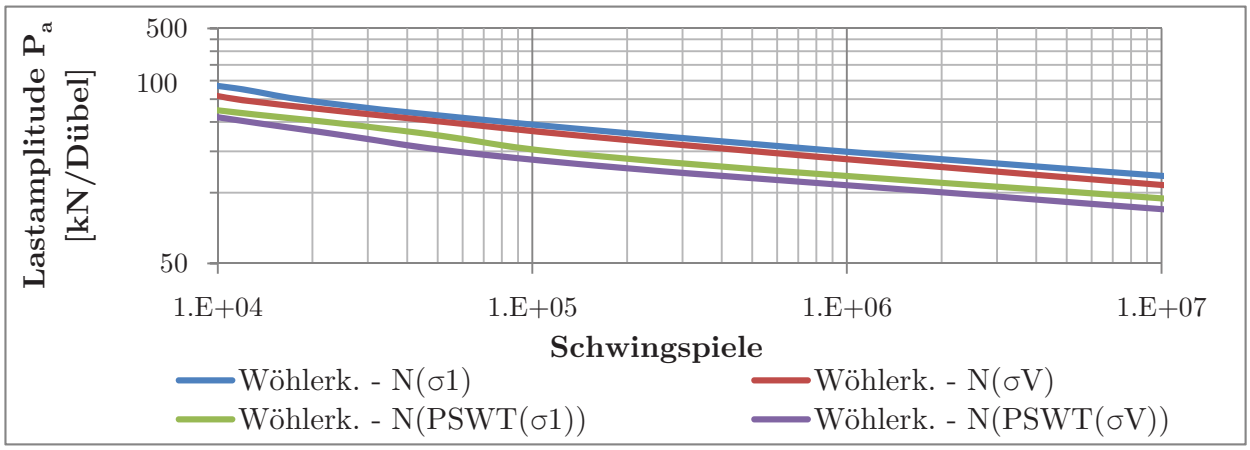


Abbildung 5.17: Vergleich der unterschiedlichen Ansätze zur Lebensdauerberechnung (Modell: *KrL-2_S355_C40_N2*)

5.1.4.2 Ergebnisse der Versuchssimulation

Auf Grundlage der numerischen Simulation der Laborversuche konnten Bauteil-Wöhlerkurven der Versuchskörper ermittelt werden. Die Nachrechnung der experimentellen Untersuchungen basiert auf den tatsächlichen Materialfestigkeiten, die der versuchsbegleitenden Werkstoffprüfung entnommen wurden. Der Oberflächenfaktor, der für die Berechnung des Schädigungsparameters $P_{SWT,mod}$ erforderlich ist, wurde für Baustahl *S355* mit $\kappa = 0.8$ angesetzt. Die resultierenden Bauteil-Wöhlerkurven der beiden Versuchskörpergeometrien *Typ A* und *Typ B* sind in Abb. 5.18 bis Abb. 5.21 ersichtlich.

Betrachtet man die Wöhlerkurve von Versuchskörper *Typ B* auf Basis von Hauptzugspannungen in Abb. 5.18, so fällt bei etwa 250000 Lastwechseln eine sprunghafte Veränderung des Kurvenverlaufes auf. Die Diskontinuität resultiert aus dem ungleichmäßigen Verlauf der Last-Hauptzugspannungsbeziehung dieses Berechnungsmodells, die bereits in Abb. 4.56 erkennbar sind. Die Ursache liegt in Konvergenzproblemen, die im Zuge der numerischen Berechnung aufgetreten sind. Das rot dargestellte Berechnungsergebnis in Abb. 5.18 ist von einer Weiterverwendung auszuschließen. Für Versuchskörper *Typ A* ergeben sich stets plausible Ergebnisverläufe. Aus diesem Grund werden die Ergebnisse von Versuchskörper für den Vergleich mit den experimentellen Untersuchungen herangezogen Grundsätzlich liegen die Bauteil-Wöhlerkurven beider Versuchskörper nahe zusammen. Versuchskörper *Typ B* weist aufgrund des freigelegten Stahlzahnes ein geringfügig ungünstigeres Ermüdungsverhalten auf.

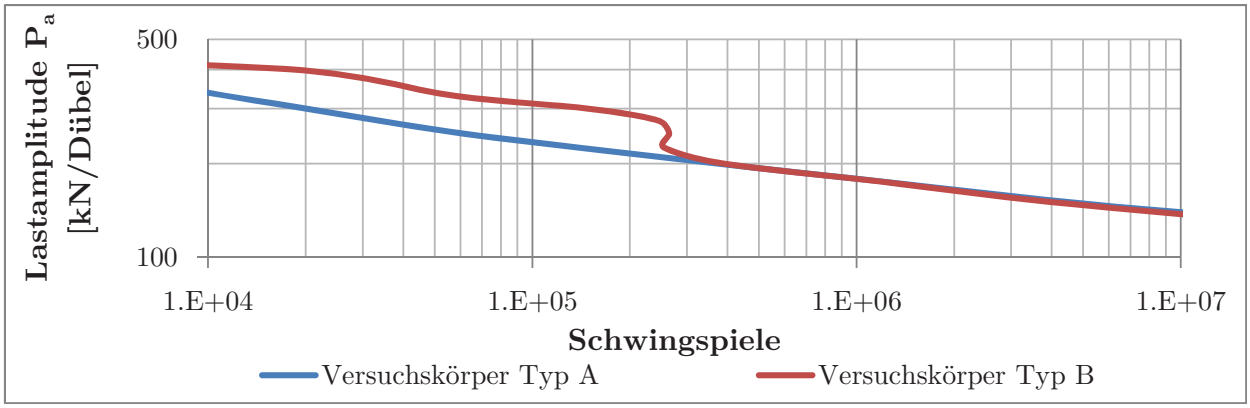


Abbildung 5.18: Bauteil-Wöhlerkurven auf Basis der Hauptzugspannung (N_{σ_1})

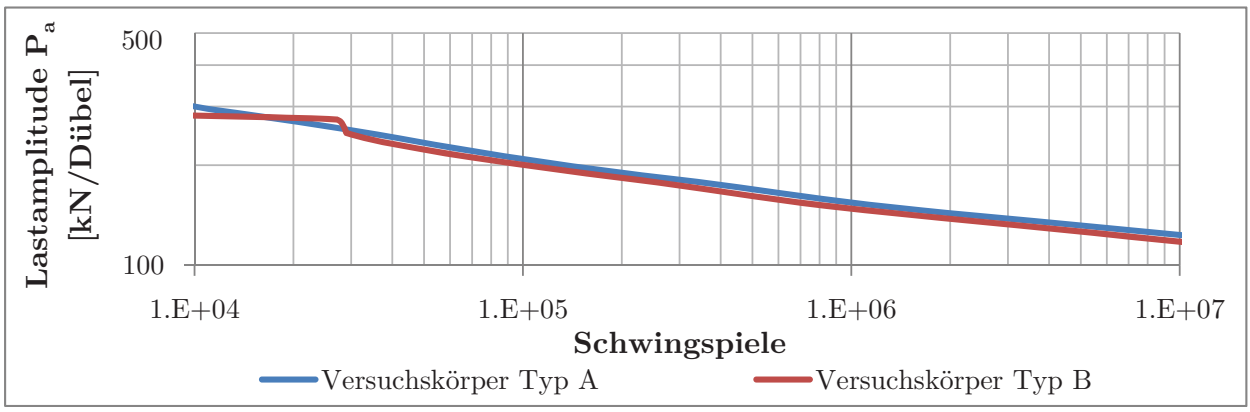


Abbildung 5.19: Bauteil-Wöhlerkurven auf Basis der Vergleichsspannung (N_{σ_V})

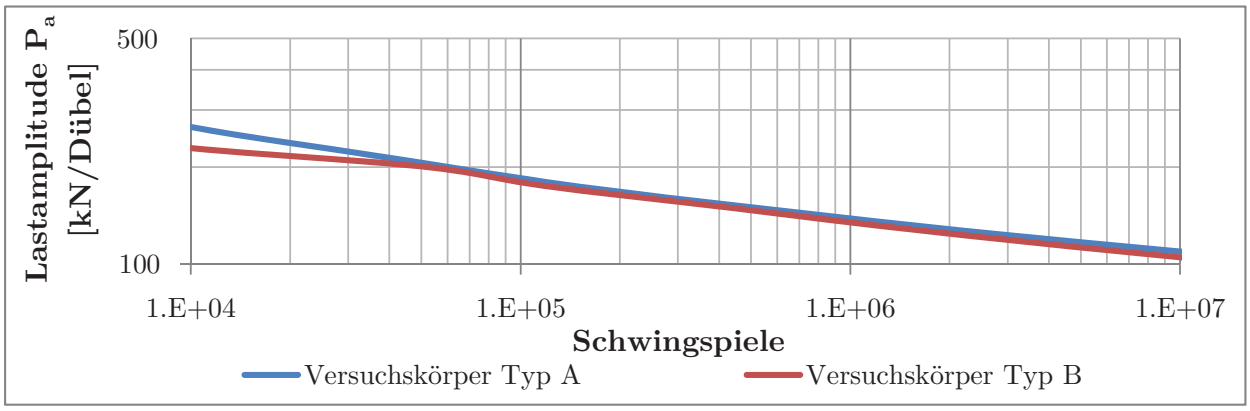


Abbildung 5.20: Bauteil-Wöhlerkurve auf Basis des Schädigungsparameters $P_{SWT_{\sigma_1}}$ ($N_{P_{SWT_{\sigma_1}}}$)

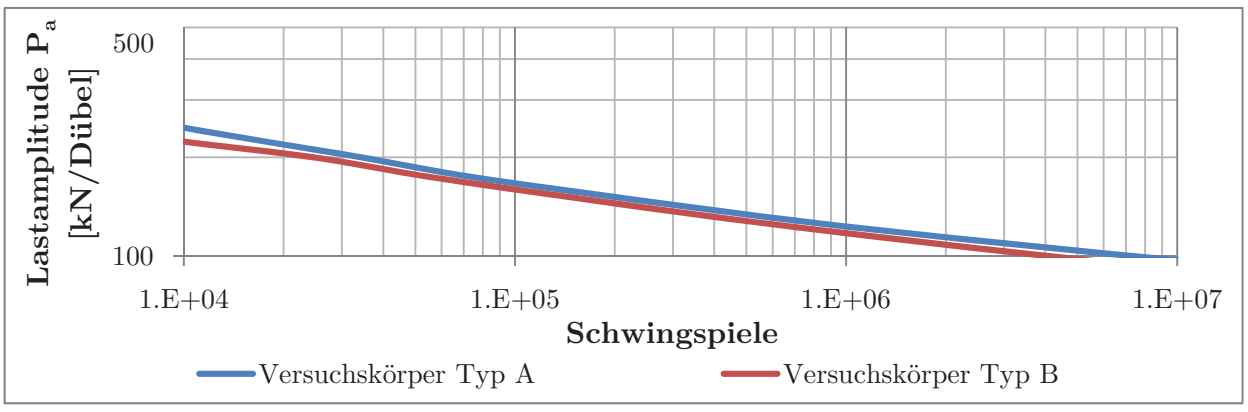


Abbildung 5.21: Bauteil-Wöhlerkurve auf Basis des Schädigungsparameters $P_{SWT_{\sigma_V}}$ ($N_{P_{SWT_{\sigma_V}}}$)

Abb. 5.22 und Abb. 5.23 enthalten die Gegenüberstellung der Ergebnisverläufe aller Berechnungsansätze für Versuchskörper *Typ A* und *Typ B*. Man erkennt, dass die Schädigungsbewertung auf Basis von Vergleichsspannungen zu geringeren Lastspielzahlen führt, als jene auf Basis von Hauptzugspannungen. Die Berücksichtigung von Einflüssen der Mittelspannungen und Oberflächenrauigkeiten macht sich ebenfalls durch eine deutliche Reduktion der Lebensdauer bemerkbar.

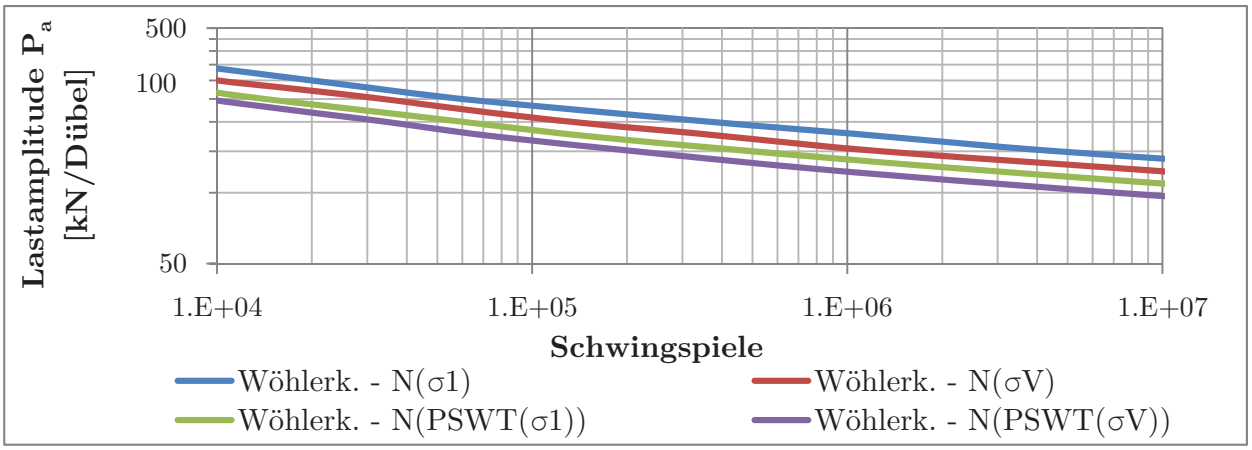


Abbildung 5.22: Vergleich der unterschiedlichen Ansätze zur Lebensdauerberechnung (Modell: *Versuchskörper Typ A*)

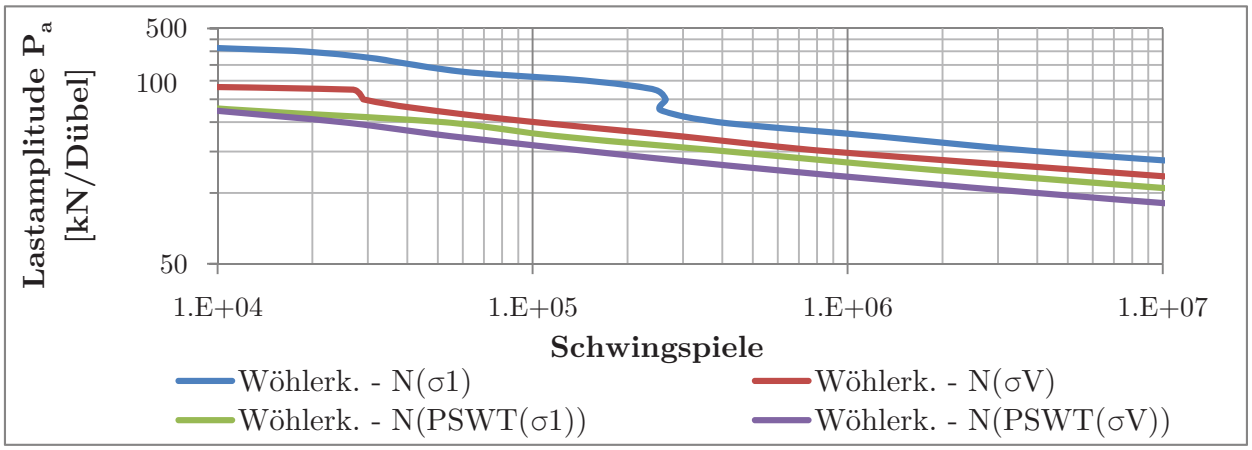


Abbildung 5.23: Vergleich der unterschiedlichen Ansätze zur Lebensdauerberechnung (Modell: *Versuchskörper Typ B*)

5.1.5 Auswertung der vereinfachten, ebenen Modellierung

Die vereinfachte Modellierung auf Basis ebener Lastmodelle liefert den Zusammenhang zwischen der äußeren Last und den örtlichen Kerbbeanspruchungen im annähernd linear-elastischen Bereich der Dübelkennlinie. Die Ergebnisdaten liegen auf drei Laststufen ($j = 1, 2, 3$) vor und sind in Anhang C für alle untersuchten Modelle angegeben. Die Auswertung folgt den Prinzipien nach Kap. 5.1.3.

In Abb. 5.24 bis Abb. 5.27 werden die Bauteil-Wöhlerkurven des Modells *KrL-1_S355_C40_N3*, die sich zufolge der vereinfachten, ebenen Berechnung mit Hilfe von *RFEM* (Abk. *KDK-RFEM*) ergeben, den vermeintlich genaueren Ergebnissen, die aus der komplexen Modellierung mittels *ABAQUS* resultieren (Abk. *KDK-ABAQUS*), gegenüberstellt. Es zeigt sich, dass die vereinfachte Berechnung Ergebnisse auf der sicheren Seite liefert. Dies gilt in der Regel auch für alle weiteren untersuchten Modelle. Die Übereinstimmung der Ergebnisverläufe ist zufriedenstellend.

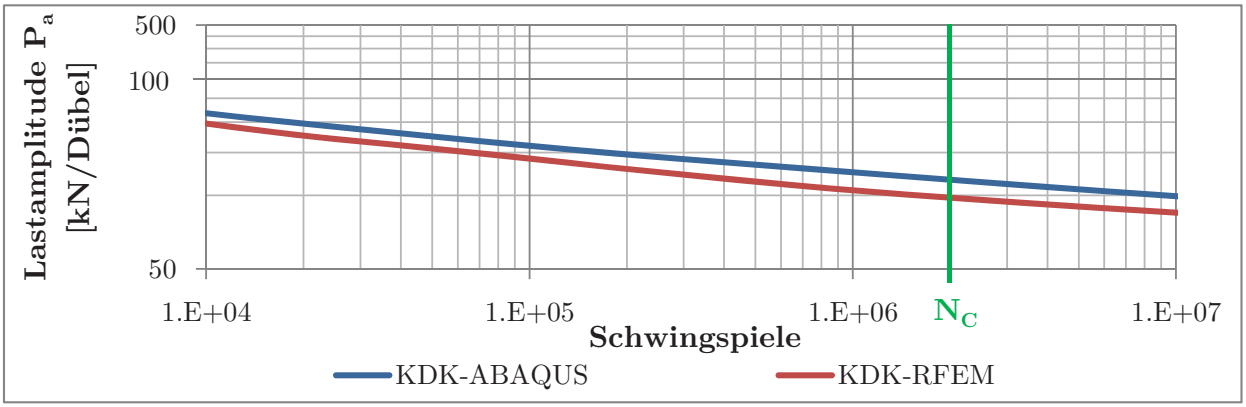


Abbildung 5.24: Bauteil-Wöhlerkurven des Modells *KrL-1_S355_C40_N3* auf Basis der Hauptzugspannung (N_{σ_1})

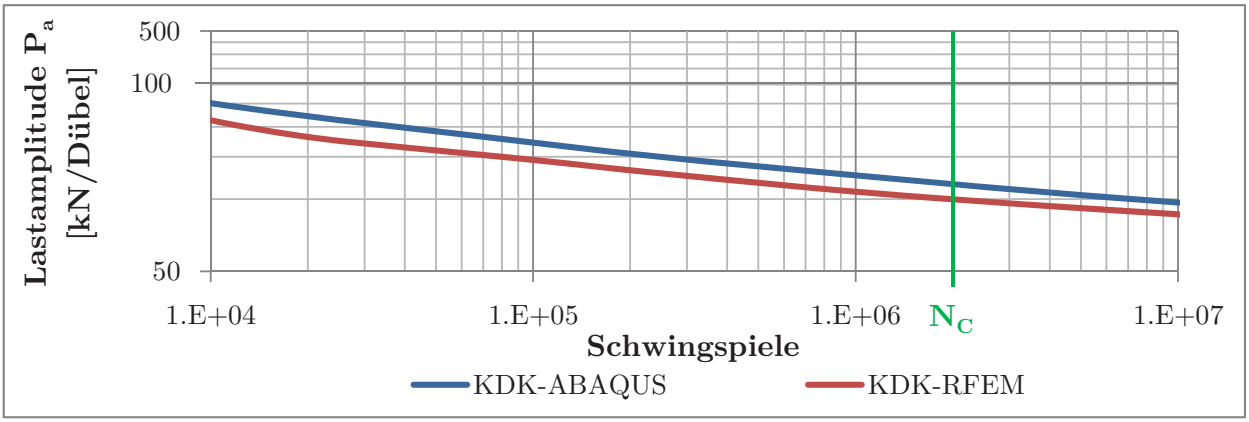


Abbildung 5.25: Bauteil-Wöhlerkurven des Modells *KrL-1_S355_C40_N3* auf Basis der Vergleichsspannung (N_{σ_V})

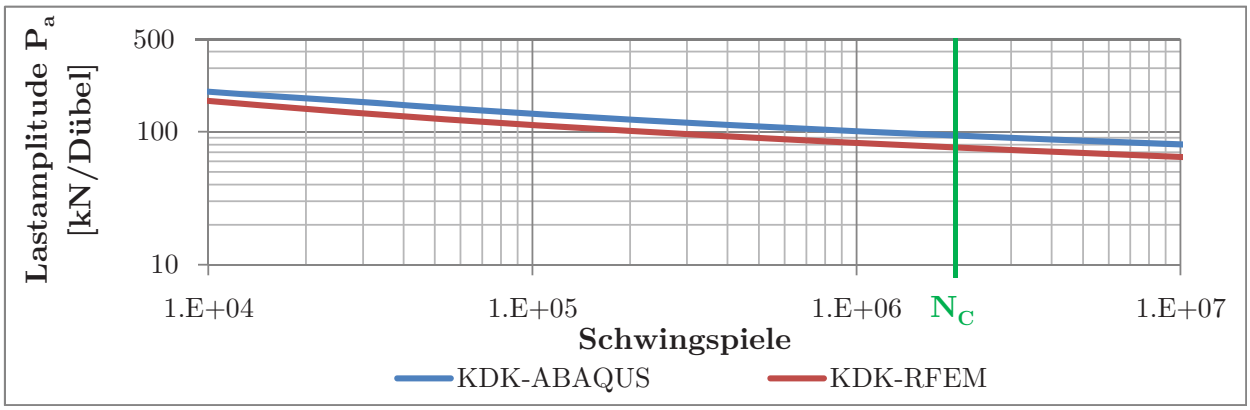


Abbildung 5.26: Bauteil-Wöhlerkurve des Modells *KrL-1_S355_C40_N3* auf Basis des Schädigungsparameters $P_{SWT_{\sigma_1}}$ ($N_{P_{SWT_{\sigma_1}}}$)

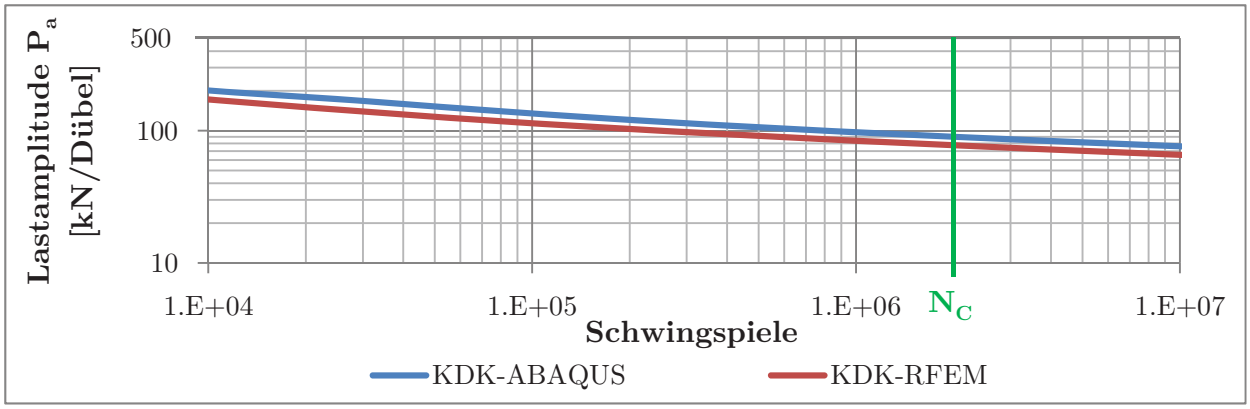


Abbildung 5.27: Bauteil-Wöhlerkurve des Modells *KrL-1_S355_C40_N3* auf Basis des Schädigungsparameters $P_{SWT_{\sigma_V}}$ ($N_{P_{SWT_{\sigma_V}}}$)

In Tab. 5.8 werden die ertragbaren Kraftamplituden $P_{a,C}$, die einer Lastspielzahl von $N_C = 2 \cdot 10^6$ zuzuordnen sind, beider Berechnungsmethoden verglichen. Dabei werden die entsprechenden Ergebnisdaten aller untersuchten Modelle erfasst. Der Vergleichswert $P_{a,C}$ wurde in Anlehnung an die im *EC 3-1-9* [EC305] angegebenen Kerbfallklassen $\Delta\sigma_C$ gewählt. Analysiert man die Ergebnisse aller untersuchten Modelle bei jeweils gleicher Methode der Schädigungsbewertung, so liegen die Abweichungen zwischen den beiden Berechnungsverfahren maximal bei 28%, im Regelfall jedoch deutlich darunter.

Modellbezeichnung	Verfahren	$P_{a,C_{\sigma_1}}$	$P_{a,C_{\sigma_V}}$	$P_{a,C_{P_{SWT\sigma_1}}}$	$P_{a,C_{P_{SWT\sigma_1}}}$
KrL-1_S235_C25_N2	KDK-ABAQUS	89	84	74	73
	KDK-RFEM	76	75	69	69
KrL-1_S235_C25_N3	KDK-ABAQUS	94	94	75	74
	KDK-RFEM	80	84	69	70
KrL-1_S235_C40_N2	KDK-ABAQUS	91	86	75	73
	KDK-RFEM	86	87	68	69
KrL-1_S235_C40_N3	KDK-ABAQUS	94	92	75	74
	KDK-RFEM	88	90	69	70
KrL-1_S355_C25_N2	KDK-ABAQUS	118	117	98	95
	KDK-RFEM	100	99	84	81
KrL-1_S355_C25_N3	KDK-ABAQUS	123	123	99	98
	KDK-RFEM	100	100	82	85
KrL-1_S355_C40_N2	KDK-ABAQUS	120	118	98	95
	KDK-RFEM	100	100	83	84
KrL-1_S355_C40_N3	KDK-ABAQUS	122	121	99	97
	KDK-RFEM	100	100	79	82
KrL-2_S235_C25_N3	KDK-ABAQUS	109	98	94	80
	KDK-RFEM	98	89	75	75
KrL-2_S235_C40_N3	KDK-ABAQUS	100	98	93	75
	KDK-RFEM	100	94	88	75
KrL-2_S355_C25_N3	KDK-ABAQUS	145	134	116	100
	KDK-RFEM	117	105	95	94
KrL-2_S355_C40_N3	KDK-ABAQUS	144	132	118	101
	KDK-RFEM	117	105	94	93
VKA_S384_C40_N3	KDK-ABAQUS	169	148	132	120
	KDK-RFEM	152	140	124	121
VKB_S384_C40_N3	KDK-ABAQUS	168	144	125	115
	KDK-RFEM	148	132	121	117

Tabelle 5.8: Vergleich der ertragbaren Kraftamplituden $P_{a,C}$ aller untersuchten Modelle bei $N_C = 2 \cdot 10^6$ Lastwechseln

5.2 Anwendung des Kerbspannungskonzepts

5.2.1 Einwirkung

Die Grundlagen für die Lebensdauerberechnung nach dem Kerbspannungskonzept wurden durch die ideal elastische Modellierung der Kronendübelleiste in Kap. 4.6 geschaffen. Der Zusammenhang zwischen der übertragenen Schubkraft und den maßgebenden Kerbspannungen wurde in Kap. 4.6.4.2 in Abhängigkeit von der Dübelgeometrie mit Hilfe von Proportionalitätsfaktoren angegeben. Aufgrund der linearen Zusammenhänge kann einer Kraftamplitude P_a mit Hilfe dieser Faktoren unmittelbar eine Spannungsamplitude σ_a, bzw. eine Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma$ zugeordnet werden. Es gilt Gl. 5.11. Die benötigten Faktoren k_{σ_1} und k_{σ_V} wurden in Tab. 4.33 angeführt.

$$\begin{aligned} P_a &= k_{\sigma_1}\ \frac{\Delta\sigma_1}{2} \\ P_a &= k_{\sigma_V}\ \frac{\Delta\sigma_V}{2} \end{aligned} \tag{5.11}$$

5.2.2 Ermüdungswiderstand

5.2.2.1 Schädigungsbewertung auf Basis der Kerbfallklassifizierung nach *EC 3*[1]

Zur Schädigungsbewertung wird der Ermüdungswiderstand brenngeschnittener Bleche herangezogen. Im *Eurocode 3* [EC305], sowie im *IIW-Dokument* [Hob97] und in der *FKM-Richtlinie* [HHS$^+$03] wird dieses Konstruktionselement unter der Voraussetzung mechanischer Nachbearbeitung der Brennschnittkante mit einer Kerbfallklasse von $\Delta\sigma_C = 140\,\mathrm{N/mm^2}$ bewertet. Die mechanische Bearbeitung beinhaltet die Beseitigung der sichtbaren Randkerben, das Überschleifen der Schnittflächen und das Brechen der Kanten. Dem angegebenen charakteristischen Wert der Ermüdungsfestigkeit liegt, wie auch allen anderen normativ festgelegten Kerbfallklassen eine Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_{\ddot{\mathrm{U}}} = 97.5\,\%$ zugrunde. Alle bisherigen Untersuchungen basieren auf der Verwendung von mittleren Festigkeitswerten der beteiligten Materialien. Diese wurden aus den einschlägigen Werkstoffnormen entnommen. Den Berechnungen auf Grundlage mittlerer Festigkeitswerte ist eine Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_{\ddot{\mathrm{U}}} = 50\,\%$ zugeordnet. In weiterer Folge werden die Kurzbezeichnungen „$P_{\ddot{\mathrm{U}}} = 50\,\%$“ bzw. „$P_{\ddot{\mathrm{U}}} = 97.5\,\%$“ verwendet, um zwischen den beiden Sicherheitsniveaus zu unterscheiden. Zur Vergleichbarkeit der Ergebnisse muss auch die Lebensdauerberechnung nach dem Kerbspannungskonzept auf Basis von mittleren Festigkeitswerten erfolgen. Dazu wird der Mittelwert des Ermüdungswiderstandes des brenngeschnittenen Blechs $\Delta\sigma_{C,P_{\ddot{\mathrm{U}}}=50\%}$ benötigt.

[1] vgl. [EC305]

Die Umrechnung zwischen den beiden Sicherheitsniveaus erfordert gemäß Gl. 5.12 die Streuung $s_{\Delta\sigma}$ der Versuchsbasis. Da die Versuchsdaten, die dem Kerbfall des brenngeschnittenen Blechs zugrunde liegen, nicht bekannt sind, werden zu diesem Zweck Anhaltswerte aus der Literatur entnommen. In [BHR+89] sind Hintergrundinformationen zur statistischen Auswertung der Versuche des *Eurocode 3*, sowie einige Versuchsdaten angeführt. Jene Versuchsdaten, die unmittelbar zur Festlegung der Kerbfallklasse 140 führten, sind allerdings nicht enthalten. Eine vergleichbare Versuchsreihe geschweißter Träger mit brenngeschnittenen Kanten weist dort eine Streuung von $s_{\Delta\sigma} = 15\,\mathrm{N/mm^2}$ auf. Unter Berücksichtigung dieser Standardabweichung ergibt sich der Mittelwert der Ermüdungsfestigkeit bei zwei Millionen Lastwechsel zu $\Delta\sigma_{C,P_{\ddot{U}}=50\%} = 170\,\mathrm{N/mm^2}$. Die Wöhlerlinien beider Sicherheitsniveaus sind in Abb. 5.28 dargestellt.

$$\Delta\sigma_{C,P_{\ddot{U}}=50\%} = \Delta\sigma_{C,P_{\ddot{U}}=97.5\%} + 2\ s_{\Delta\sigma_C} \tag{5.12}$$

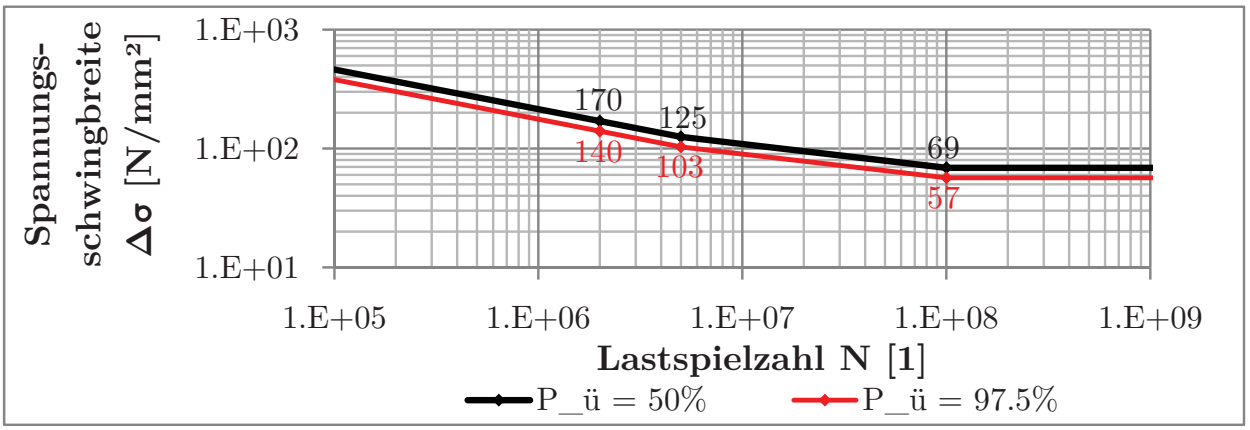


Abbildung 5.28: Wöhlerlinien des Kerbfalls 140 bei unterschiedlichen Überlebenswahrscheinlichkeiten

Die in der aktuellen Normung postulierte Mittelspannungsunabhängigkeit, sowie die einheitliche Wöhlerlinienneigung aller Kerbfallklassen im Lastwechselbereich von 10^4 bis $N_D = 5 \cdot 10^6$, stellen eine starke Vereinfachung dar. Die konstante Neigung führt dazu, dass die ertragbaren Spannungsschwingbreiten für geringe Lastspielzahlen zu hoch und für hohe Lastspielzahlen zu niedrig sind. Die Ermüdungsfestigkeit „milder“ Kerbfälle, wie der brenngeschnittenen Kante, wird insbesondere im Bereich der Kurzzeitfestigkeit überschätzt (vgl. [Pet88]).

Diese Aussage kann durch folgende Überlegung unterstrichen werden. Mit Hilfe der Wöhlerlinie des brenngeschnittenen Blechs kann jene Lastspielzahl bestimmt werden, der die Zugfestigkeit R_m zuzuordnen ist. Geht man von Baustahl *S235* aus, so ergeben sich bei Anwendung von Gl. 3.18 $N = (170/360)^3 \cdot 2 \cdot 10^6 \approx 200000$ Lastwechsel. Ein brenngeschnittenes Blech müsste somit ohne des Auftretens eines Ermüdungsanrisses 200000 mal bis zur Zugfestigkeit beansprucht und wieder entlastet werden können. Dies ist nicht der Fall. Innerhalb des Kurzzeitfestigkeitsbereichs ist die konstante Wöhlerlinienneigung daher nicht zutreffend.

5.2.2.2 Alternative Schädigungsbewertung nach *Petersen*[2]

Aufgrund der rigorosen Vereinfachungen im *Eurocode 3* soll ein alternativer Ansatz für den Ermüdungswiderstand des untersuchten Konstruktionselements analysiert werden. Ein entsprechender Vorschlag, der den Einfluss des Spannungsverhältnisses $R = \sigma_u/\sigma_o$ berücksichtigt und einen weiteren Knick der Wöhlerkurve im Bereich der Kurzzeitfestigkeit vorsieht, ist in [Pet88] angegeben.

Abb. 5.29 zeigt die allgemeine Definition der resultierenden Wöhlerkurve, die für mehrere Kerbdetails anwendbar ist. Unterhalb von 10^5 Lastzyklen strebt der Ermüdungswiderstand gegen die Zugfestigkeit R_m. Für geschweißte Träger mit brenngeschnittenen Kanten ergibt sich der Mittelwert der Ermüdungsfestigkeit bei zwei Millionen Lastwechsel zu $\Delta\sigma_{C(R=-1)} = 190\,\mathrm{N/mm^2}$ und die Wöhlerlinienneigung zu $m = 5$. Die zugrunde liegende Streuung beträgt $s_{\Delta\sigma(R=-1)} = 25\,\mathrm{N/mm^2}$. Die resultierende Wöhlerkurven von Baustahl *S235* sind für die Überlebenswahrscheinlichkeiten $P_Ü = 50\%$ und $P_Ü = 97.5\%$ in Abb. 5.30 dargestellt. Alle weiteren Untersuchungen dieses Abschnittes erfolgen stets auf Basis von Mittelwerten ($P_Ü = 50\%$).

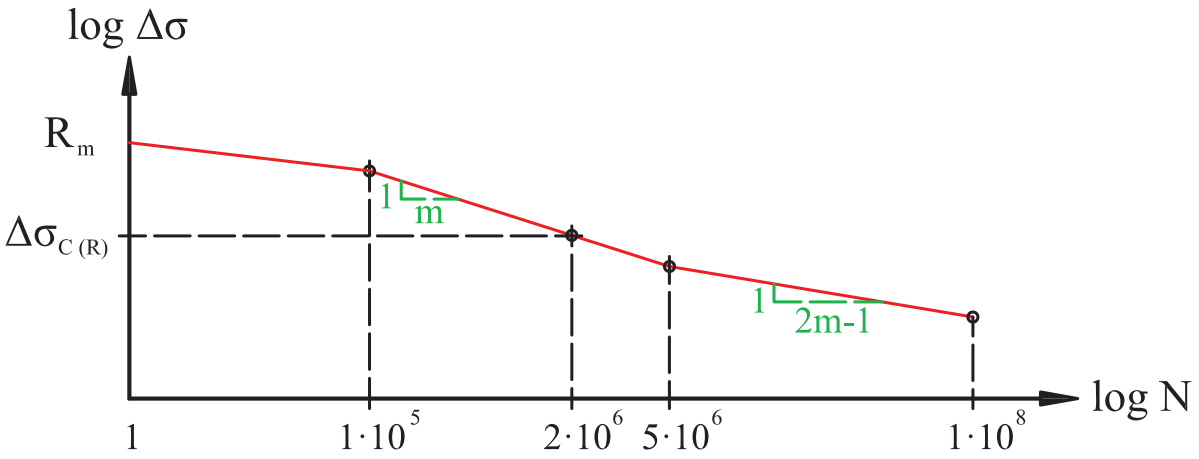


Abbildung 5.29: Alternative Wöhlerkurve (vgl. [Pet88])

Der Einfluss des Spannungsverhältnisses R auf die Ermüdungsfestigkeit wird durch den Faktor $f(R, \alpha_P)$ beschrieben. Die ertragbare Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma_{C(R)}$ kann mit Hilfe von Gl. 5.13 bis Gl. 5.15 bestimmt werden. Der benötigte Beiwert α_P hängt von der Zugfestigkeit R_m des verwendeten Werkstoffs ab.

$$\Delta\sigma_{C(R)} = f(R, \alpha_P)\ \Delta\sigma_{C(R=-1)} \tag{5.13}$$

$$f_{(R,\alpha_P)} = \frac{1}{2}\left(1 + \frac{\alpha_P - R}{1 - \alpha_P\ R}\right) \tag{5.14}$$

$$\alpha_P = \frac{2\ R_m/\Delta\sigma_{C(R=-1)} - 1}{2\ R_m/\Delta\sigma_{C(R=-1)} + 1} \tag{5.15}$$

[2] vgl. [Pet88]

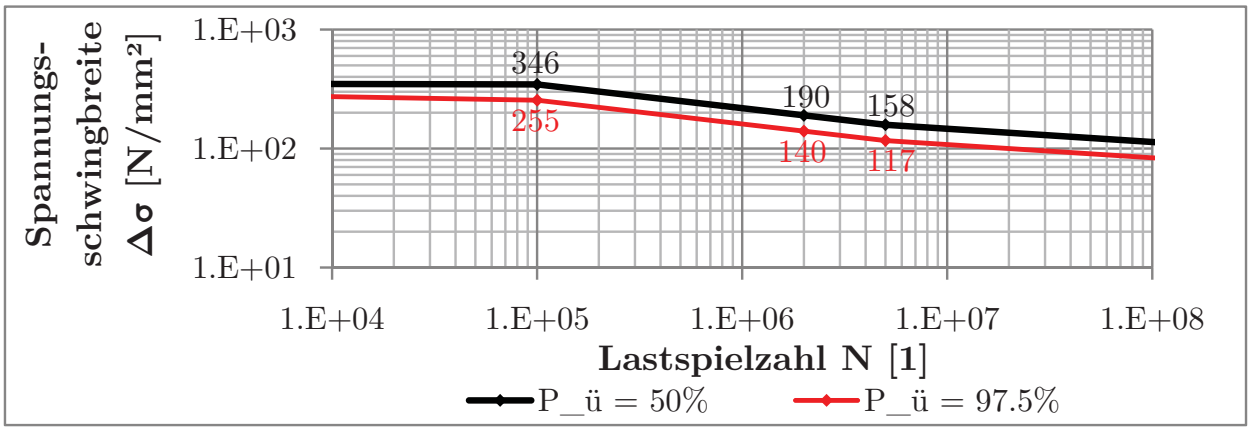
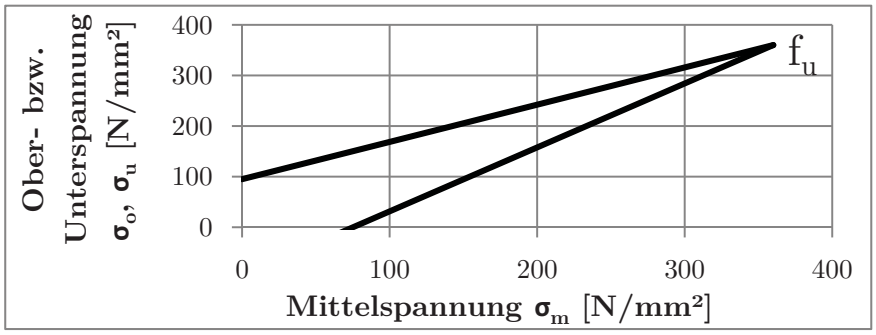
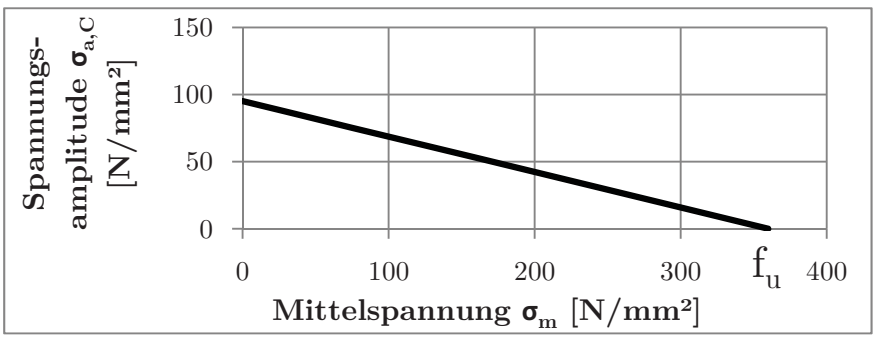


Abbildung 5.30: Alternative Wöhlerkurve der Brennschnittkante für Baustahl *S235*

Der Einfluss der Mittelspannung auf die in [Pet88] angegebene alternative Schädigungsbewertung lässt sich am besten durch das *Smith*- oder das *Haigh*-Diagramm veranschaulichen. Beide Darstellungen sind in Abb. 5.31 enthalten. Beispielhaft wurde von Baustahl *S235* ausgegangen. Die Diagramme basieren auf Gl. 5.13 bis Gl. 5.15. Zusätzlich werden die Zusammenhänge zwischen dem Spannungsverhältnis R, der Ober- und Unterspannung σ_o bzw. σ_u und der Spannungsamplitude σ_a benötigt, die bereits in Gl. 3.21 bis Gl. 3.23 angegeben wurden. Es zeigt sich, dass die ertragbare Spannungsamplitude mit steigender Mittelspannung linear abnimmt. Ab dem Erreichen der Zugfestigkeit kann keine zyklische Beanspruchung mehr aufgenommen werden.



(a) *Smith*-Diagramm



(b) *Haigh*-Diagramm

Abbildung 5.31: Mittelspannungseinfluss der Wöhlerkurve (vgl. [Pet88])

Die experimentellen Untersuchungen zur Kronendübelleiste werden in Kap. 6 vorgestellt. Bei allen Versuchen wurde eine Mittellast P_m aufgebracht, die in der maßgebenden Kerbe Zugmittelspannungen hervorrief. Die Schwingbeanspruchung lag somit stets im Zugschwellbereich. Zum späteren Vergleich mit den Versuchsergebnissen wird für die Bestimmung der Bauteil-Wöhlerkurven auf Basis der Ermüdungsfestigkeitskurve gemäß *Petersen* ein einheitliches Spannungsverhältnis von $R = 0$ angesetzt. Dies entspricht einer kompletten Entlastung des Verbunddübels bei jedem Schwingspiel. Genaugenommen wurde im Zuge der Dauerschwingversuche stets eine geringe Restlast aufrechterhalten. Der Grund dafür lag in der verwendeten Versuchskonfiguration, die eine Druckbeanspruchung der Probekörper während des gesamten Versuchsverlaufs notwendig machte. Eine solche Beanspruchungssituation wirkt sich im Vergleich zur kompletten Entlastung günstig auf die Lebensdauer aus. Aufgrund der Kleinheit der Abweichungen wird auf eine genaue Berücksichtigung der Belastungssituation jedes einzelnen Versuchskörpers verzichtet.

Die Beiwerte α_P und f, sowie die einer Lastwechselzahl von zwei Millionen zugeordneten Ermüdungswiderstände $\Delta\sigma_{C(R=0)}$, sind für die Stahlsorten *S235*, *S355* und $S355_{IST}$ in Tab. 5.9 angegeben. Mit Hilfe dieser Werte können nun die Wöhlerkurven unter Zugschwellbeanspruchung aller drei Materialien bestimmt werden. Die resultierenden Verläufe sind in Abb. 5.32 dargestellt. Der Materialeinfluss macht sich besonders im Kurzzeitfestigkeitsbereich unterhalb von 10^5 Lastzyklen bemerkbar.

Stahlsorte	*S235*	*S355*	$S355_{IST}$
R_m [N/mm²]	360	510	579
α_P	0.582	0.686	0.718
f	0.791	0.843	0.859
$\Delta\sigma_{C(R=-1)}$ [N/mm²]	190	190	190
$\Delta\sigma_{C(R=0)}$ [N/mm²]	150	160	163

Tabelle 5.9: Beiwerte α_P und f bei Zugschwellbeanspruchung ($R = 0$)

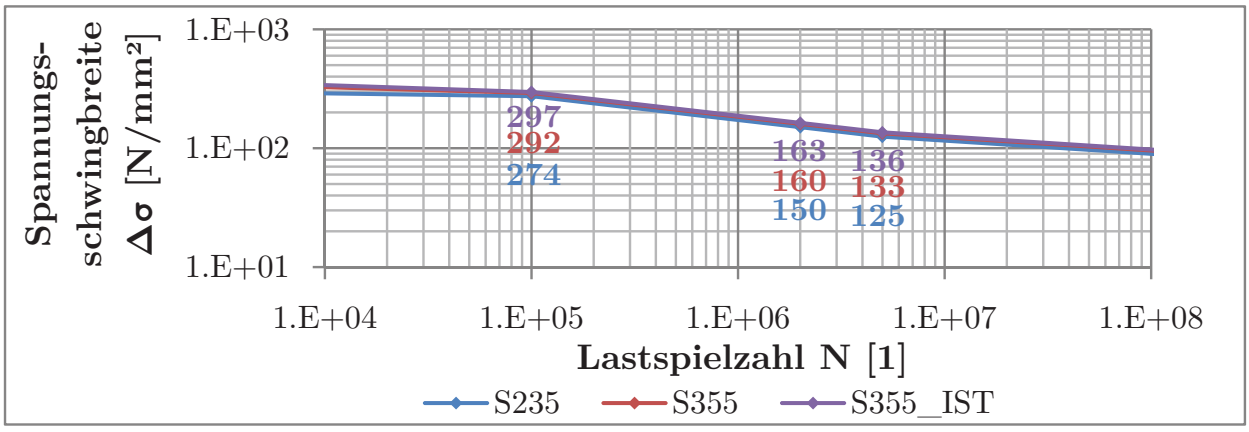


Abbildung 5.32: Wöhlerkurven der Brennschnittkante bei Zugschwellbeanspruchung ($R = 0$)

5.2.3 Bauteil-Wöhlerkurven

Die Kenntnis des Zusammenhanges zwischen der äußeren Schubkraft und den auftretenden Kerbspannungen kann zusammen mit den Wöhlerkurven des untersuchten Kerbdetails zur Ermittlung von Bauteil-Wöhlerlinien verwendet werden. Dabei wird die Kraftamplitude P_a als Funktion der Anrissschwingspielzahl N aufgetragen. Entsprechende Kurven wurden auch bei der Lebensdauerberechnung nach dem Kerbdehnungskonzept bestimmt. Dies erlaubt in weiterer Folge den direkten Vergleich der Wöhlerlinien.

Mit Hilfe von Gl. 5.11 kann jeder Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma$ der Wöhlerlinie eine Kraftamplitude P_a zugeordnet werden. Die benötigten Proportionalitätsfaktoren k_{σ_1} und k_{σ_V} wurden in Tab. 4.33 angegeben. Das betrachtete Kerbdetail der Brennschnittkante ist prinzipiell auf Basis von Hauptzugspannungsschwingbreiten zu bewerten. Beim zugrunde liegenden Wöhlerversuch wird ein brenngeschnittenes Blech einer zyklischen Zugbeanspruchung ausgesetzt. Es treten somit ausschließlich Zugspannungen entlang der brenngeschnittenen Kante auf. Das Fehlen räumlicher Spannungszustände hat die Gleichheit der Hauptzug- und Vergleichsspannungsschwingbreiten ($\Delta\sigma_1 = \Delta\sigma_V$) zur Folge. Dies rechtfertigt die weitere Verwendung der vorgestellten Wöhlerlinien für die Bewertung von Hauptzug- und Vergleichsspannungsschwingbreiten.

5.2.3.1 Ergebnisse auf Basis der Kerbfallklassifizierung nach *EC 3*[3]

Für die Ermittlung der Bauteil-Wöhlerkurven auf Basis der auftretenden Hauptzug- bzw. Vergleichsspannungsschwingbreiten werden die Faktoren k_{σ_1} bzw. k_{σ_V} verwendet. In Abhängigkeit von der Dübelgeometrie gibt es gemäß Tab. 4.33 jeweils einen Wert für die beiden Proportionalitätsfaktoren. Die resultierenden Bauteil-Wöhlerkurven sind in Abb. 5.33 und Abb. 5.34 dargestellt. Einflüsse der Mittelspannung oder der Stahlsorte werden nicht erfasst.

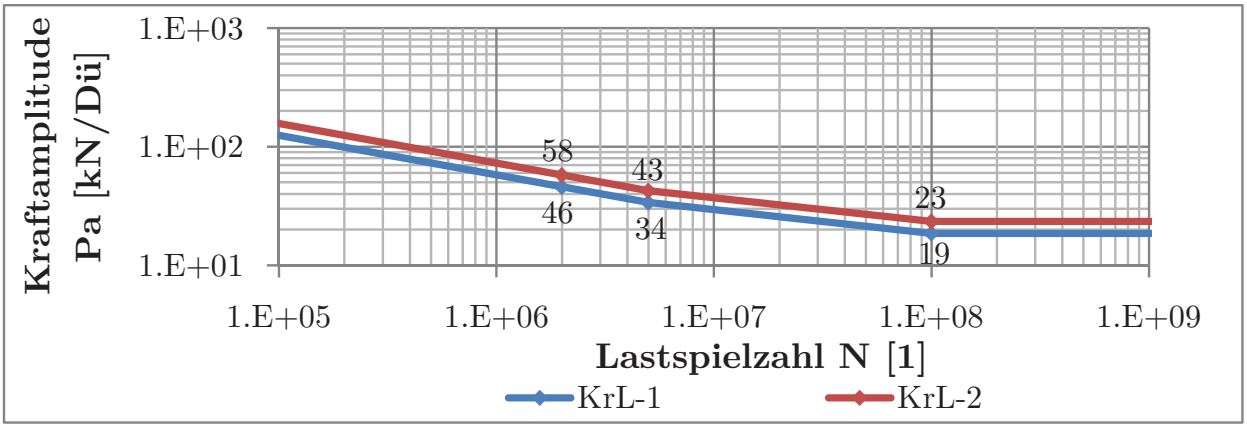


Abbildung 5.33: Bauteil-Wöhlerkurven auf Basis der Hauptzugspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_1$

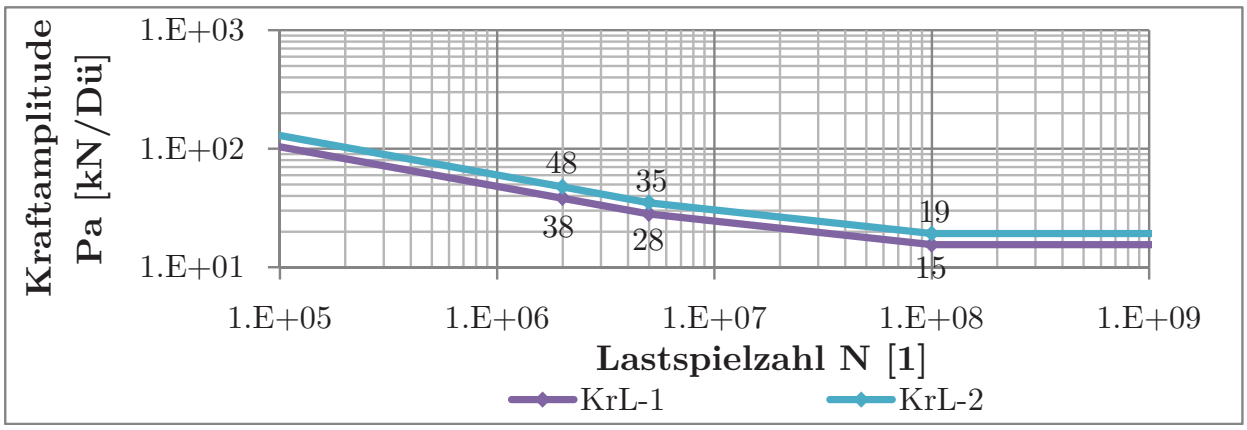


Abbildung 5.34: Bauteil-Wöhlerkurven auf Basis der Vergleichsspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_V$

[3] vgl. [EC305]

5.2.3.2 Ergebnisse auf Basis der Schädigungsbewertung nach *Petersen*[4]

Die Bauteil-Wöhlerkurven auf Grundlage der alternativen Schädigungsbewertung sind in Abb. 5.35 und Abb. 5.36 ersichtlich. Die Darstellungen basieren auf einem Spannungsverhältnis von $R = 0$, einer Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_{Ü} = 50\%$ und der Verwendung von Baustahl *S235*. Die entsprechenden Verläufe für die Materialien *S355* und $S355_{IST}$ liegen ebenfalls vor. Auf deren Abbildung wird jedoch verzichtet.

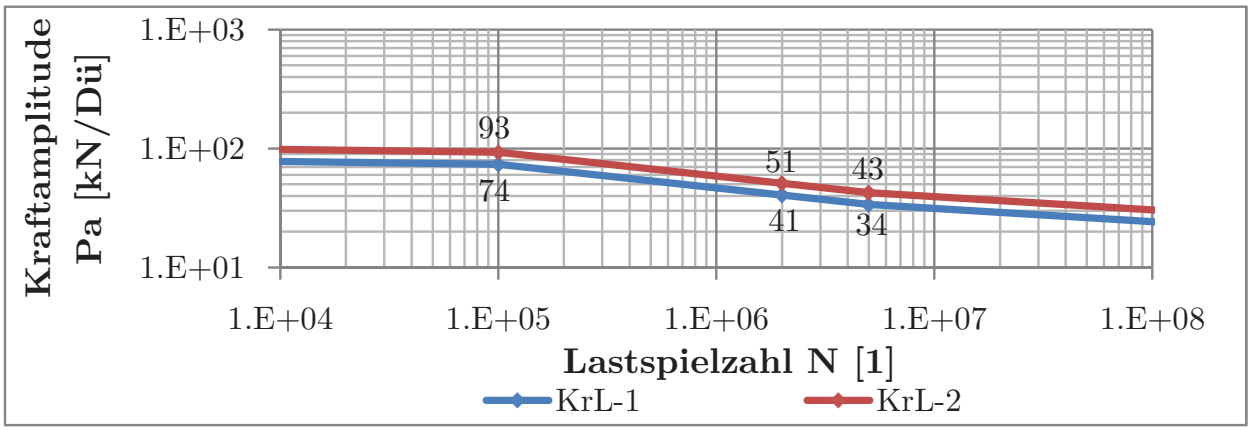


Abbildung 5.35: Bauteil-Wöhlerkurven auf Basis der Hauptzugspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_1$ für Baustahl *S235* (Spannungsverhältnis $R = 0$)

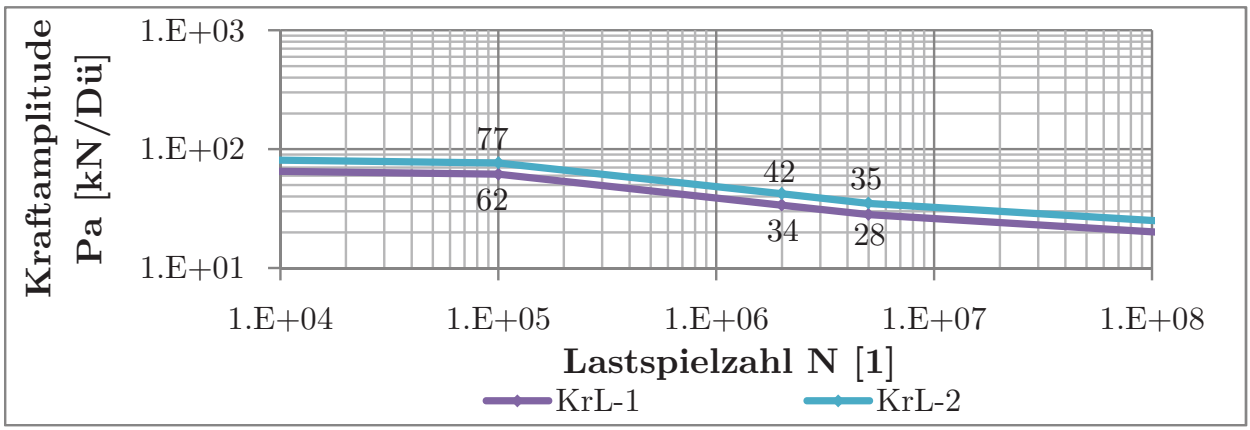


Abbildung 5.36: Bauteil-Wöhlerkurven auf Basis der Vergleichsspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_V$ für Baustahl *S235* (Spannungsverhältnis $R = 0$)

[4] vgl. [Pet88]

5.2.3.3 Vergleich der Ergebnisse nach dem Kerbspannungskonzept

In Anlehnung an die im *Eurocode 3* angegebenen Kerbfallklassen $\Delta\sigma_C$, können auch die gewonnen Bauteil-Wöhlerkurven anhand der ertragbaren Kraftamplituden, die einer Lastspielzahl von zwei Millionen Lastwechseln zugeordnet sind, charakterisiert werden. In Abhängigkeit davon, ob diese Kraftamplituden auf Basis von Hauptzug- oder Vergleichsspannungen bestimmt wurden, werden sie nachfolgend mit $P_{a,C_{\sigma_1}}$ bzw. $P_{a,C_{\sigma_1}}$ bezeichnet.

Die Ergebnisse der unterschiedlichen Berechnungsansätze werden in Tab. 5.10 gegenübergestellt. Es zeigt sich, dass die Schädigungsbewertung auf Basis von Vergleichsspannungen durchwegs niedrigere ertragbare Lastamplituden liefert. Die Ergebnisse zufolge der Schädigungsbewertung nach dem *Eurocode 3* bzw. gemäß *Petersen* stimmen bei zwei Millionen Lastzyklen relativ gut überein. Bedingt durch die verschiedenen Wöhlerlinienneigungen ergeben sich bei anderen Lastspielzahlen mitunter jedoch signifikante Abweichungen. Weiters zeigt sich, dass die Dübelgeometrie *KrL-2* infolge der größeren Ausrundungsradien ein günstigeres Ermüdungsverhalten aufweist.

Dübelgeometrie	Material	Schädigungsbewertung			
		nach *Eurocode 3*		nach *Petersen*	
		$P_{a,C_{\sigma_1}}$	$P_{a,C_{\sigma_V}}$	$P_{a,C_{\sigma_1}}$	$P_{a,C_{\sigma_V}}$
KrL-1	*S235*	46	38	41	34
	S355			43	36
	$S355_{IST}$			44	37
KrL-2	*S235*	58	48	51	42
	S355			54	45
	$S355_{IST}$			55	46

Tabelle 5.10: Vergleich der ertragbaren Kraftamplituden $P_{a,C}$ bei $N_C = 2 \cdot 10^6$ Lastwechseln ($P_{\ddot{U}} = 50\%$, $R = 0$)

5.3 Zusammenfassung

Kap. 5 enthält die Lebensdauerberechnung des Kronendübels auf Basis des Kerbdehnungs- und Kerbspannungskonzepts. Beide Verfahren erlauben die Bestimmung von Bauteil-Wöhlerkurven, die den Zusammenhang zwischen zyklisch auftretenden äußeren Dübelbeanspruchungen und der Lebensdauer des Verbundbauteils herstellen. Als Grundlage dienen die in Kap. 4 beschriebenen numerischen Berechnungen, die sowohl umfangreiche Parameterstudien, als auch die Simulation der begleitenden experimentellen Untersuchungen umfassen. Mit Hilfe der numerisch ermittelten Last-Kerbbeanspruchungsbeziehungen und auf Basis der zyklischen Werkstoffgesetze kann jedem Schwingspiel der äußeren Dübelbeanspruchung der Spannungs-Dehnungspfad in der maßgebenden Bauteilkerbe zugeordnet werden. Dieser örtliche Spannungs-Dehnungspfad ist letztendlich für die Ermüdungsschädigung ausschlaggebend. Zur Erfassung räumlicher Beanspruchungszustände werden sowohl die auftretenden Hauptzugbeanspruchungen, als auch die Vergleichsspannungen und Vergleichsdehnungen untersucht.

Im Zuge der Anwendung des Kerbdehnungskonzepts kamen unterschiedliche Methoden der Schädigungsbewertung zum Einsatz. Die erste Methodik bestand darin, den auftretenden Hauptzug- und Vergleichsdehnungsschwingbreiten unter Verwendung von Dehnungs-Wöhlerkurven Anrissschwingspielzahlen zuzuordnen. Eine weitere Herangehensweise war die Lebensdauerberechnung mit Hilfe von Schädigungsparametern bzw. Schädigungsparameter-Wöhlerkurven, die neben der Erfassung der örtlichen Hauptzug- und Vergleichsdehnungsschwingbreiten die Berücksichtigung von Oberflächenrauigkeiten und Mittelspannungen erlauben. In Abhängigkeit davon, ob Hauptzug- oder Vergleichsdehnungen, bzw. ob Dehnungs-Wöhlerlinien, oder Schädigungsparameter-Wöhlerlinien zur Schädigungsbewertung herangezogen werden, ergeben sich für jedes untersuchte Berechnungsmodell vier verschiedene Bauteil-Wöhlerkurven.

Die Lebensdauerberechnung nach dem Kerbdehnungskonzept wurde für die numerischen Modelle der Parameterstudien und der Versuchssimulation durchgeführt. Innerhalb der Parameterstudien konnte der Einfluss unterschiedlicher Materialgüten, Dübelgeometrien und Netzfeinheiten auf die Lebensdauer des Verbundbauteils analysiert werden. Es folgt eine Zusammenstellung der wesentlichen Erkenntnisse. Die Gültigkeit der Aussagen ist auf jenen Parameterbereich beschränkt, der durch die vorliegenden Untersuchungen abgedeckt werden konnte.

Einflüsse auf die Lebensdauerberechnung nach dem Kerbdehnungskonzept:

- **Einfluss der Betongüte (*C25/30* bis *C40/50*):**

  Die Betongüte hat nahezu keine Auswirkung auf den Verlauf der ermittelten Bauteil-Wöhlerkurven. Modelle, die sich nur hinsichtlich der Betongüte unterscheiden führen auf annähernd deckungsgleiche Ergebnisse. Der Einfluss der Betongüte auf die Lebensdauer ist innerhalb des untersuchten Parameterbereichs vernachlässigbar.

- **Einfluss der Stahlsorte (*S235* bis *S355*):**

  Die Stahlsorte wirkt sich bei einer Berechnung nach dem Kerbdehnungskonzept entscheidend auf die Lebensdauer aus. Die Ursache liegt in den zugrunde liegenden zyklischen Materialgesetzen des Baustahls. Die zyklischen Arbeitslinien unterschiedlicher Stahlsorten weisen aufgrund der Gleichheit des Elastizitätsmoduls dieselbe Starttangentenneigung auf. Bei steigender Beanspruchung weichen sie allerdings, bedingt durch das plastische Verhalten, zunehmend voneinander ab. Daraus resultiert eine maßgebliche Beeinflussung der Kerbbeanspruchungen. Eine Erhöhung der Stahlsorte geht mit einer deutlichen Verlängerung der Lebensdauer einher.

- **Einfluss der Feinheit der Diskretisierung**

  Die Variation der Netzgeometrie hatte keinen wesentlichen Einfluss auf die resultierende Anrissschwingspielzahl. Daraus ergibt sich die Schlussfolgerung, dass die gröbste verwendete Netzgeometrie, mit einer maximalen Elementgröße von zwei Millimetern ausreichend genaue Ergebnisse liefert.

- **Einfluss der Ausrundungsradien der Stahlkrone**

  Es wurden zwei Dübelgeometrien mit Ausrundungsradien von 10 mm bzw. 25 mm in der maßgebenden Bauteilkerbe untersucht. Bei einer Schädigungsbewertung auf Basis von Vergleichsdehnungen ergeben sich für beide Dübelgeometrien annähernd deckungsgleiche Bauteil-Wöhlerkurven. Zieht man die örtlichen Hauptzugdehnungen als maßgebende Einwirkungsgröße heran, so bewirkt der kleinere Ausrundungsradius eine Reduktion der Lebensdauer.

- **Einfluss der Schädigungsbewertung**

  Die Berücksichtigung des Lastniveaus und der Oberflächenrauigkeit des Dübelbleches mit Hilfe von Schädigungsparametern führt zu einer signifikanten Verschlechterung des prognostizierten Ermüdungsverhaltens. Grundsätzlich liefert sowohl die Schädigungsbewertung auf Basis von Vergleichsspannungen, als auch jene auf Basis von Hauptzugspannungen ähnliche Bauteil-Wöhlerkurven. Bei Kronendübelgeometrie *KrL-1* mit Ausrundungsradien von 10 mm ist tendenziell die Lebensdauerberechnung unter Verwendung von Hauptzugdehnungen maßgebend. Im Gegensatz dazu liefert die Schädigungsbewertung auf Grundlage von Vergleichsdehnungen bei Kronendübelgeometrie *KrL-2* ungünstigere Anrissschwingspielzahlen.

- **Einfluss des Beanspruchungsniveaus**

  Der Einfluss des Lastniveaus wird ausschließlich bei Verwendung von Schädigungsparametern berücksichtigt. Eine Erhöhung der Mittellast führt zu einer Verringerung der Lebensdauer.

Im Rahmen der begleitenden experimentellen Untersuchungen wurden zwei Versuchskörpergeometrien getestet. Die numerische Versuchssimulation, sowie die Lebensdauerberechnung umfassen beide Versuchskörpertypen. Die ermittelten Bauteil-Wöhlerkurven zeigen, dass die Freilegung der schubbeanspruchten Stahlzähne bei Versuchskörper *Typ B* zu einer geringfügigen Verschlechterung des Ermüdungsverhaltens führt. Die Gegenüberstellung der Berechnungs- und Versuchsergebnisse erfolgt in Kap. 7.

Neben den Untersuchungen auf Grundlage der nichtlinearen, räumlichen numerischen Modellierung mittels *ABAQUS*, wurde auch die vereinfachte Modellierung auf Basis ebener Lastmodelle zur Lebensdauerberechnung herangezogen. Beide Vorgehensweisen führen zu ähnlichen Bauteil-Wöhlerkurven. Die Ergebnisse der vereinfachten Modellbildung liegen im Regelfall auf der sicheren Seite.

Bei der Lebensdauerberechnung nach dem Kerbspannungskonzept kamen erneut unterschiedliche Methoden der Schädigungsbewertung zur Anwendung. Sowohl die örtlichen Hauptzugspannungen, als auch die Vergleichsspannungen wurden alternierend als potentiell maßgebende Einwirkungsgröße angesehen. Der Ermüdungswiderstand wurde zunächst entsprechend dem *Eurocode 3* angesetzt. Die Brennschnittkante mit nachträglicher mechanischer Bearbeitung wird dort in die Kerbfallklasse 140 eingestuft. Einflüsse der Zugfestigkeit der Dübelbleches oder der Mittelspannung wirken sich dabei nicht auf die Lebensdauer aus.

Eine alternativer Vorschlag zur Schädigungsbewertung brenngeschnittener Bleche wurde [Pet88] entnommen. Dabei werden Mittelspannungseinflüsse, sowie Materialfestigkeiten erfasst. Ein weiterer wesentlicher Unterschied beider Methoden besteht in den angesetzten Wöhlerlinienneigungen. Die Neigung der Ermüdungsfestigkeitskurve unterhalb von $5 \cdot 10^6$ Lastzyklen liegt gemäß *Eurocode 3* bei $m = 3$. Bei Lastspielzahlen im Bereich von $5 \cdot 10^6$ bis $1 \cdot 10^8$ Lastzyklen gilt eine Neigung von $2\ m - 1 = 5$. *Petersen* gibt im Gegensatz dazu flachere Neigungen an. Unterhalb von $5 \cdot 10^6$ Lastzyklen ist eine Neigung von $m = 5$ und darüber ein Wert von $2\ m - 1 = 9$ anzusetzen. Wie sich innerhalb der Ergebnisanalysen nach Kap. 7 zeigt, stimmt die flachere Wöhlerlinienneigung besser mit den Ergebnissen des Kerbdehnungskonzepts und den Versuchsergebnissen überein.

Die Lebensdauerprognosen nach dem Kerbspannungskonzept werden durch die verwendeten Materialgüten von Stahl und Beton nur unwesentlich beeinflusst. Entscheidend für die örtlichen Spannungen und in weiterer Folge für die Anrisslebensdauer ist in erster Linie die Dübelgeometrie. Größere Ausrundungsradien in der maßgeblichen Bauteilkerbe, führen unmittelbar zu einem günstigeren Ermüdungsverhalten. Weiters konnte beobachtet werden, dass die Schädigungsbewertung auf Basis von Vergleichsspannungen im Vergleich zur Verwendung von Hauptzugspannungen zu einer Reduktion der prognostizierten Anrissschwingspielzahlen führt.

Kapitel 6

Experimentelle Untersuchungen

6.1 Zielsetzung

Die experimentellen Untersuchungen dienen der Verifikation der vorgenommenen Lebensdauerberechnungen nach Kap. 5. Im Rahmen der durchgeführten Laborversuche wurden insgesamt neun Probekörper getestet. Acht Bauteile wurden zyklisch beansprucht und ein Versuchskörper wurde statisch geprüft. Im Rahmen der Versuchsreihe kamen zwei verschiedene Geometrien zum Einsatz, die unterschiedlichen Lastamplituden und Lastniveaus ausgesetzt wurden. Die Variation von Geometrie und Beanspruchung zielt darauf ab, eine möglichst breite Palette an Versuchsdaten zu erhalten. Bedingt durch die geringe Versuchsanzahl können die durchgeführten Versuche allerdings lediglich als Sondierungsversuche angesehen werden. Die Ableitung von statistisch belegten Aussagen ist nicht möglich. Trotz der eingeschränkten Aussagekraft erlauben auch Sondierungsversuche die prinzipielle Feststellung signifikanter Abweichungen, oder Übereinstimmungen zwischen Experiment und Wirklichkeit. Die wichtigsten Fragestellungen, deren Beantwortung im Zuge der experimentellen Untersuchungen angestrebt wurde, sind im Folgenden aufgelistet.

Wesentliche Fragestellungen:

- Wie entwickelt sich die Lebensdauer in Abhängigkeit von der aufgebrachten Wechselbeanspruchung?
- Welche Versagensmechanismen stellen sich ein?

Die Grundvoraussetzung zur Erkundung dieser Themenbereiche ist die rechtzeitige Schadensfeststellung im Verlauf des Versuchs. Bei der Untersuchung eines Verbunddübels, wird dies dadurch erschwert, dass der hochbeanspruchte Nahbereich der Kontaktfuge zwischen Stahl und Beton nicht eingesehen werden kann. Ein Anriss in der Dübelleiste und die zugeordnete Lastwechselzahl können somit nur indirekt festgestellt werden. Dazu stehen mehrere Verfahren zur Auswahl.

Methoden zur Schadensfeststellung:

- Beobachtung der Rissentwicklung an den Bauteiloberflächen
- Messung der Entwicklung von Schlupf und Abhebung im Verlauf des Versuchs
- Analyse von Veränderungen der Amplituden von Schlupf und Abhebung im Versuchsverlauf
- Untersuchung der Veränderung von Last-Schlupf-Hysteresen im Versuchsverlauf

Im Folgenden sollen der Ablauf und die aus den Bauteilversuchen resultierenden Erkenntnisse und Messergebnisse möglichst umfassend dokumentiert und beschrieben werden. Der Vergleich der rechnerisch und experimentell ermittelten Anrisslebensdauern der einzelnen Versuchskörper wird in Kap. 7 vorgenommen.

6.2 Versuchsbeschreibung

6.2.1 Versuchskörper

6.2.1.1 Geometrie

Insgesamt wurden neun Probekörper, unter Verwendung zweier unterschiedlicher Geometrien, *Typ A* und *Typ B*, hergestellt. Die Versuchskonzeption orientiert sich grundsätzlich an den im *EC 4* [EC407a] enthaltenen Regelungen zur Durchführung von Abscherversuchen an Verbundmitteln. Die getesteten Versuchskörper weichen allerdings aufgrund der nachfolgend beschriebenen Überlegungen von den Normvorgaben ab.

Die Probekörper des *Typs A* wurden darauf ausgelegt, eine weitgehende Übereinstimmung mit dem von *Petraschek* [Pet08] verwendeten Versuchskörper *KrL-75-36, Serie 3* zu erreichen, für den Versuchsergebnisse unter statischer Beanspruchung vorliegen. Dieser Versuchskörper, beinhaltete die Kronendübelgeometrie *KrL-1* und lieferte im Rahmen der von *Petraschek* durchgeführten Abscherversuche die höchste statische Dübeltragfähigkeit.

Für die Prüfung unter zyklischer Beanspruchung waren einige Adaptionen der Versuchskörpergeometrie notwendig. Aufgrund der beschränkten Kapazität der zur Verfügung stehenden dynamischen Prüfmaschine, konnten anstelle von ursprünglich vier, nur zwei belastete Stahlzähne je Prüfkörper angeordnet werden. Diese Modifikation führte in weiterer Folge zu einer Verringerung der Abmessungen der beiden Betongurte. Zusätzlich wurde anstelle der Stahlzahngeometrie *KrL-1* die Geometrie *KrL-2* nach Kap. 3.2 eingesetzt, die größere Ausrundungsradien beinhaltet. Diese Veränderung zielt auf eine Optimierung des Ermüdungsverhaltens ab, hat aber nur geringfügige Auswirkungen auf die statische Dübeltragfähigkeit. Ein Foto, sowie ein Schnitt durch den Probekörper ist in Abb. 6.1 ersichtlich. Trotz der Umgestaltung bleiben einige Übereinstimmungen zwischen dem Versuchskörper *KrL-75-36* (Serie 3) nach *Petraschek* und den Versuchskörpern des *Typs A* erhalten.

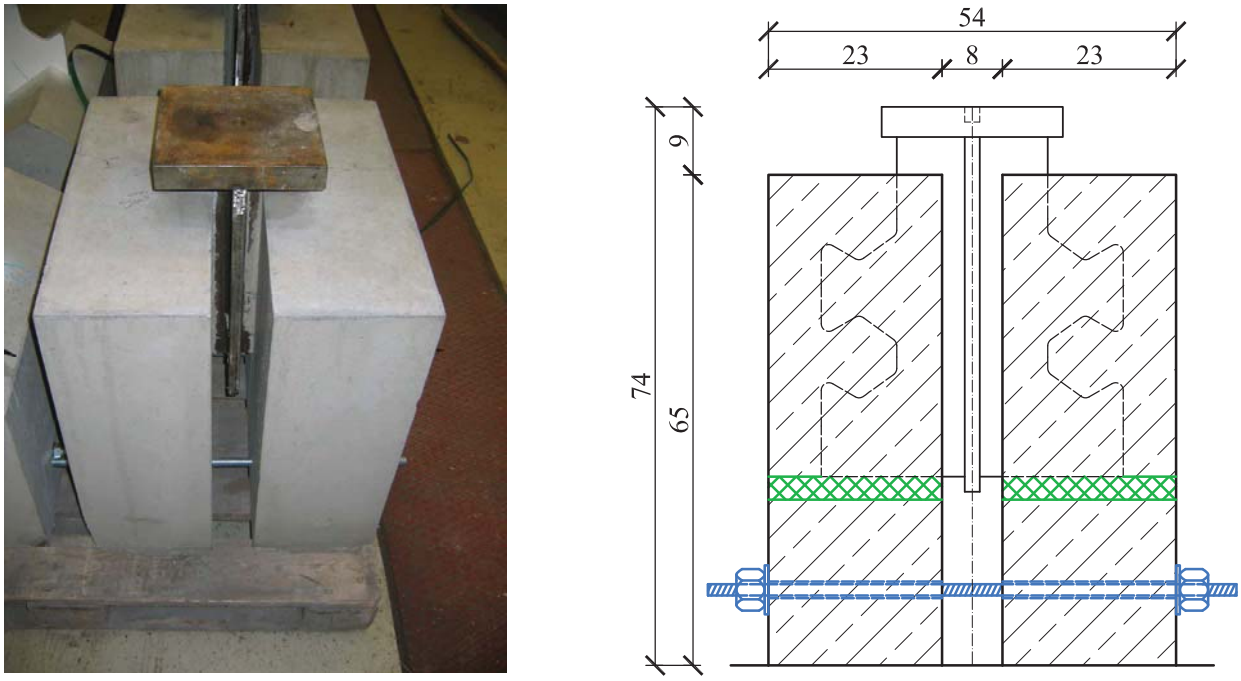


Abbildung 6.1: Versuchskörper *Typ A*

Übereinstimmungen zwischen den Probekörpern *KrL-75-36* und *Typ A*:

- die Dicke des Betongurtes von 23 cm
- Nennwerte der verwendeten Materialgüten
- die sinngemäße Beibehaltung der Bewehrungsführung

Bei der Durchführung von Ermüdungsversuchen von Verbunddübeln ergibt sich die Problematik der Schadensfeststellung, da die potentiellen Ausgangspunkte von Ermüdungsrissen nicht eingesehen werden können. Die Feststellung eines Anrisses im Dübelblech ist erst ab dem Erreichen einer gewissen Rissgröße, die die Dübelsteifigkeit maßgeblich beeinflusst, möglich. Zu diesem Zweck wird die Entwicklung des Schlupfes mit zunehmender Lastspielzahl dokumentiert. Eine überproportionale Schlupfzunahme deutet auf einen Anriss im Stahlzahn hin. Eine genauere Beschreibung des erwarteten Schädigungsablaufs ist in Kap. 6.2.5 enthalten.

Innerhalb des Betons kann es nach und nach zur Ausbildung feiner Risse ohne wesentlichen Einfluss auf die Schlupfzunahme kommen. Diese Haarrisse werden innerhalb der folgenden Auswertungen nicht als Ermüdungsversagen interpretiert. Ein Betonversagen liegt dann vor, wenn die Relativverschiebung zwischen Stahlleiste und Betonkörper durch gravierende Rissbildungen im Beton maßgeblich beeinflusst wird. Ein typisches Beispiel dafür wäre das Abplatzen größerer Betonschollen.

Die bereits im Vorfeld absehbaren Schwierigkeiten bei der Schadensfeststellung führten auf die Entwicklung der Versuchskörpergeometrie des *Typs B*. Um einen Riss in der Stahlleiste besser erkennen zu können, wurde der Kronendübel hier, abgesehen von einer geringen Überdeckung der kraftübertragenden Fugenbereiche, weitgehend freigelegt. Der Anrisszeitpunkt wird infolge

der Betonüberdeckung allerdings auch bei diesen Versuchskörpern erst verzögert sichtbar. Trotzdem ergibt sich der Vorteil, dass die Rissbildung im Stahlzahn ab einer gewissen Rissgröße schon während des laufenden Versuches, ohne Mutmaßungen direkt festgestellt werden kann. Zusätzlich erlaubt das Freilegen der Stahlzähne die Deformationsmessung mit Hilfe des optischen Messsystems *Aramis*, das in Kap. 6.2.4 näher beschrieben wird. Abgesehen von der Verringerung des Betonvolumens und der damit einhergehenden nötigen Modifikation der Bewehrungsführung bleiben die Versuchskörper des *Typs B* gegenüber der Geometrie von *Typ A* unverändert. Abb. 6.2 enthält ein Foto des Probekörpers, sowie einen Schnitt durch das Bauteil.

Das Freilegen der Stahlzähne bei Versuchskörper *Typ B* stellt eine Veränderung des ursprünglichen untersuchten Verbundbauteils dar. Zufolge der FE-Berechnungen werden die Kontaktspannungen zwischen Stahldübel und dem umgebendem Beton auf Gebrauchslastniveau bei beiden Versuchskörpern ausschließlich entlang der verbleibenden Fugenbereiche übertragen. Dies ist ein Indiz dafür, dass beide Versuchskörper annähernd gleiche Dübelbeanspruchungen erfahren. Der Entfall der seitlichen Stützung des Stahlzahns stellt dennoch eine Schwächung dar. Gegenüber Versuchskörper *Typ A* ist demnach eine Verringerung der Lebensdauer zu erwarten.

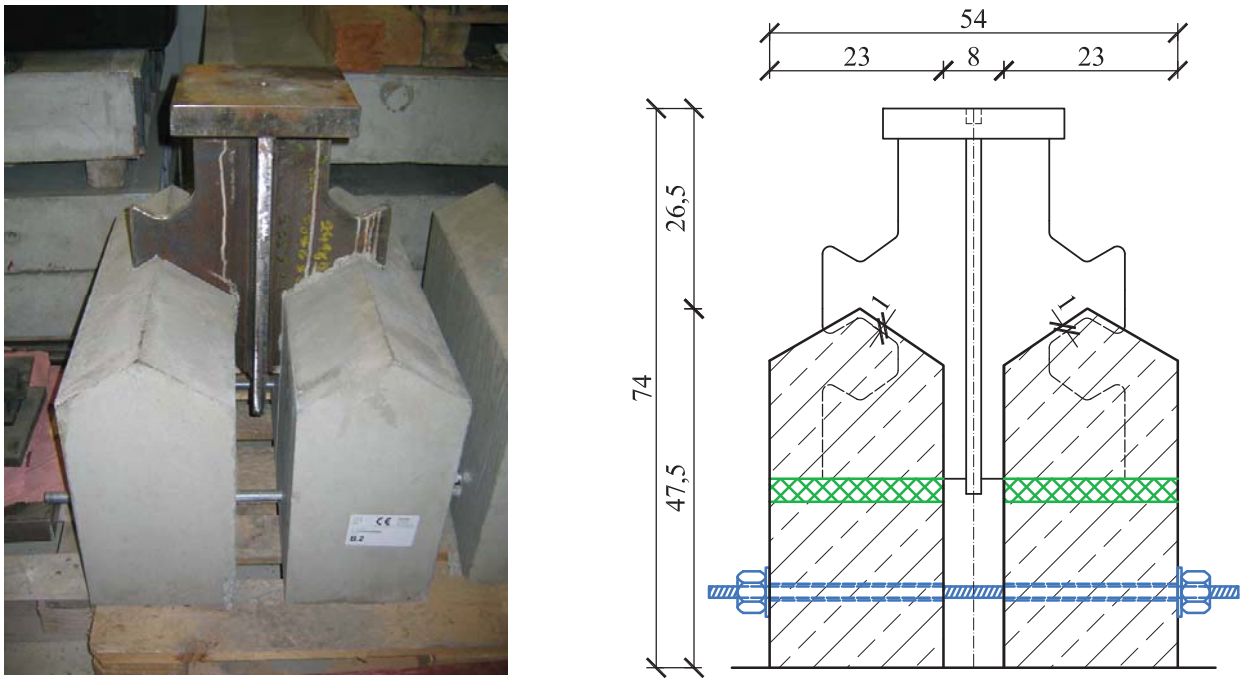


Abbildung 6.2: Versuchskörper *Typ B*

6.2.1.2 Herstellung

Die Herstellung der Versuchskörper erfolgte durch die Firmen *MCE Stahl- und Maschinenbau* und *Fertigteilbau Rauter*. Von Versuchskörper *Typ A* wurden drei Stück, von Versuchskörper *Typ B* sechs Stück produziert, die in weiterer Folge mit den Abkürzungen *A1* bis *A3* bzw. *B1* bis *B6* bezeichnet werden. Die der Bauteilfertigung zugrunde liegenden Planunterlagen sind im Anhang B enthalten. Das Stahlbauwerkstück bleibt bei beiden Versuchskörpergeometrien unverändert. Demzufolge werden neun Stahlbauteile gemäß Anhang B.5 benötigt.

Einen Überblick über den Herstellungsablauf der Versuchskörper zeigt Abb. 6.3. Das Betonieren der beiden Betongurte erfolgte aus fertigungstechnischen Gründen entgegen der Empfehlung in *EC 4* [EC407a] in vertikaler Lage. Die Betongurte sind durch einen Abstand von 3 cm vom mittigen Stahlblech abgesetzt. Ein Einfetten zur Vermeidung der Haftung zwischen Stahlblech und Betongurt in der Verbundfuge war daher nicht erforderlich. Die Versuchskörper wurden während der Aushärtung an der Luft gelagert. Die Versuchsdurchführung erfolgte drei bis sieben Monate nach der Produktion.

6.2.1.3 Materialkennwerte

Beton
Für sämtliche Versuchskörper wurde die Betonsorte *C40/50/GK16/B3/CEM II 52.5N* verwendet. Zur späteren Ermittlung der zum Versuchszeitpunkt vorhandenen *Ist*-Betondruckfestigkeiten erfolgte parallel zu den Betonierarbeiten die Herstellung von jeweils drei Probewürfeln pro Versuchskörper mit einer Kantenlänge von 150 mm. Die Betonprüfung durch die TVFA[1] der TU Wien wurde zu Versuchsbeginn der einzelnen Dauerschwingversuche vorgenommen. Die Probewürfel wurden abweichend zu der in *EN 12390-2* [EN109] festgelegten Wasserlagerung, an der Luft gelagert. Das Ziel war es, sowohl für die Probewürfel, als auch für die Versuchskörper gleiche Umgebungsbedingungen zu schaffen.

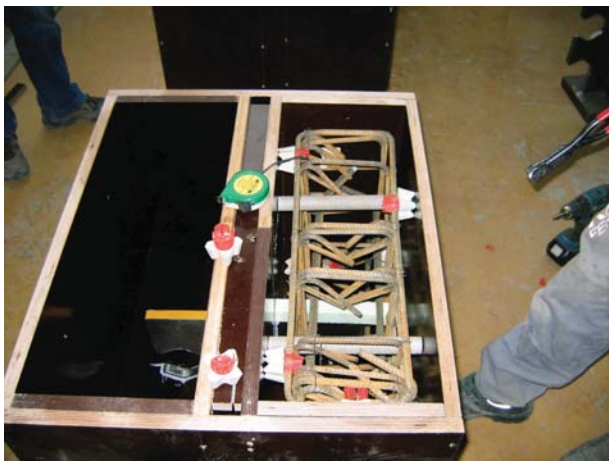
Die Prüfung von drei Probewürfel liefert pro Versuchskörper jeweils eine mittlere Würfeldruckfestigkeit $f_{cm,cube}$. Für die numerische Versuchssimulation wird allerdings der mittlere Wert der Zylinderdruckfestigkeit f_{cm} benötigt, mit dessen Hilfe nach Gl. 3.28 bis Gl. 3.30 alle weiteren Materialparameter des Betons bestimmt werden können. Die Umrechnung von der Würfel- auf die Zylinderdruckfestigkeit erfolgt zufolge von Gl. 6.1 im Verhältnis der entsprechenden Festigkeitswerte von Beton *C40/50*. Gemäß *EC 2* [EC204] ist die Würfeldruckfestigkeit von Beton *C40/50* mit $f_{cm,cube_{C40/50}} = 58\,\mathrm{N/mm^2}$ und die Zylinderdruckfestigkeit mit $f_{cm_{C40/50}} = 48\,\mathrm{N/mm^2}$ anzusetzen.

Tab. 6.1 zeigt eine Zusammenfassung der aus der versuchsbegleitenden Werkstoffprüfung resultierenden Festigkeitswerte aller neun Versuchskörper. Dabei wird auch das jeweilige Betonalter zum Zeitpunkt der Bauteilversuche angegeben. Die Tabelle enthält zusätzlich die Mittelwerte aller Würfel- und Zylinderdruckfestigkeitsprüfungen. Die Werte weichen nur geringfügig von den normgemäßen Festigkeitswerten von Beton *C40/50* ab. Aus diesem Grund werden für die numerische Versuchssimulation die Normwerte beibehalten. Die Abweichung der gemessenen Betonfestigkeiten liegt maximal bei 7%, im Mittel jedoch bei etwa 3%.

[1] Technische Versuchs- und Forschungsanstalt

(a) Stahlbauwerkstück

(b) Bewehrungskorb



(c) Bewehrungseinbau

(d) Betoniervorgang

(e) Verdichtung

(f) Glättung der späteren Aufstandsfläche

Abbildung 6.3: Eindrücke der Versuchskörperherstellung

$$f_{cm} = \frac{f_{cm_{C40/50}}}{f_{cm,cube_{C40/50}}} \; f_{cm,cube} \tag{6.1}$$

Versuchs-körper-bezeichnung	Betonalter $[d]$	$f_{cm,cube}$ [N/mm^2]	f_{cm} [N/mm^2]	Abw. zu $f_{cm_{C40/50}}$ [%]
A1	80	59.9	49.6	3
A2	136	58.7	48.6	1
A3	103	61.0	50.5	5
B1	78	57.0	47.2	-2
B2	62	57.5	47.6	-1
B3	131	58.0	48.0	0
B4	214	62.0	51.3	7
B5	82	61.5	50.9	6
B6	96	62.2	51.5	7
im Mittel	-	59.8	49.5	3

Tabelle 6.1: *Ist*-Materialkennwerte des Betons zum Versuchszeitpunkt

Betonstahl
Die Herstellung der Versuchskörper erfolgt unter Verwendung von Betonstahl der Güte *BSt 550*. Die Bewehrung wurde keiner gesonderten Werkstoffprüfung unterzogen. Für die Nachrechnung der Bauteilversuche werden daher Normwerte angesetzt.

Baustahl
Bei den Stahlbauteilen kamen Stahlbleche der Materialgüte *S355M* nach *EN 10025-4* [EN105] zum Einsatz. Dabei handelt es sich um ein thermomechanisch gewalztes und beschleunigt abgekühltes Erzeugnis. Die Materialkennwerte wurden von der Qualitätsstelle der *Voest-alpine Grobblech GmbH* bestimmt. Die aus dem Zugversuch resultierenden Werte für die Proportionalitätsgrenze $R_{p0.2}$, die obere Streckgrenze R_{eH}, die Zugfestigkeit R_m, sowie die Bruchdehnung ε_A sind in Tab. 6.2 aufgelistet. Die chemische Zusammensetzung der Schmelze ist in Tab. 6.3 ersichtlich. Dabei sind die Anteile der einzelnen Legierungselemente, sowie das Kohlenstoffäquivalent (CEV) angegeben.

Durch den thermomechanischen Herstellungsprozess erreicht der verwendete Baustahl eine Fließgrenze, die relativ nahe an der Zugfestigkeit liegt. Dies unterscheidet die gegenständliche Versuchsserie, von den statischen Abscherversuchen von *Petraschek* [Pet08], bei denen Baustahl *S355 J2+N*, mit einer Fließgrenze von $R_{eH} = 384\,\mathrm{N/mm^2}$ zum Einsatz kam. Eine höhere Fließgrenze wirkt sich unmittelbar auf die plastische Tragfähigkeit des Stahlzahns aus und lässt gegenüber den damaligen Versuchen eine Steigerung der Traglast im Verhältnis der Festigkeitswerte um den Faktor $529/384 = 1.38$ erwarten.

$R_{p0.2}$ [N/mm^2]	R_{eH} [N/mm^2]	R_m [N/mm^2]	ε_A [%]
519	529	579	25.1

Tabelle 6.2: Werkstoffkennwerte der Dübelbleche

C	Si	Mn	P	S	Al	Cr	Ni
0.028	0.320	1.540	0.007	0.0006	0.033	0.180	0.010
Mo	Cu	V	Nb	Ti	N	B	CEV
0.003	0.010	0.003	0.041	0.012	0.0053	0.0002	0.32

Tabelle 6.3: Chemische Zusammensetzung der Schmelze [%]

6.2.2 Versuchsaufbau

Die Durchführung der Dauerschwingversuche erfolgte im Labor für Bauteilversuche des Instituts für Tragkonstruktionen an der TU Wien. Bei der Prüfvorrichtung handelt es sich um einen Prüfrahmen der Firma *Schenck*, mit einer maximalen dynamischen Prüfkapazität von 1600 kN.

Abb. 6.4 zeigt den Versuchsaufbau mit eingebautem Versuchskörper. Zwischen der Versuchskörperoberkante und dem Hydraulikzylinder wurde ein Pendelstab mit einer Länge von 50 cm angeordnet, um Querbeanspruchungen für den Prüfkolben infolge exzentrischer Belastungen zu vermeiden. Zur Sicherung der horizontalen Lage wurden an der Unterseite des Pendelstabes an drei umliegenden Punkten gemäß Abb. 6.5 Schalter appliziert, die schon bei geringfügigen Seitwärtsbewegungen die Abschaltung der Hydraulikanlage garantieren. Zusätzlich wurde der vertikale Maschinenweg beschränkt. Die beschriebenen Maßnahmen waren notwendig, um einen Versuchsablauf ohne durchgehende personelle Überwachung zu ermöglichen.

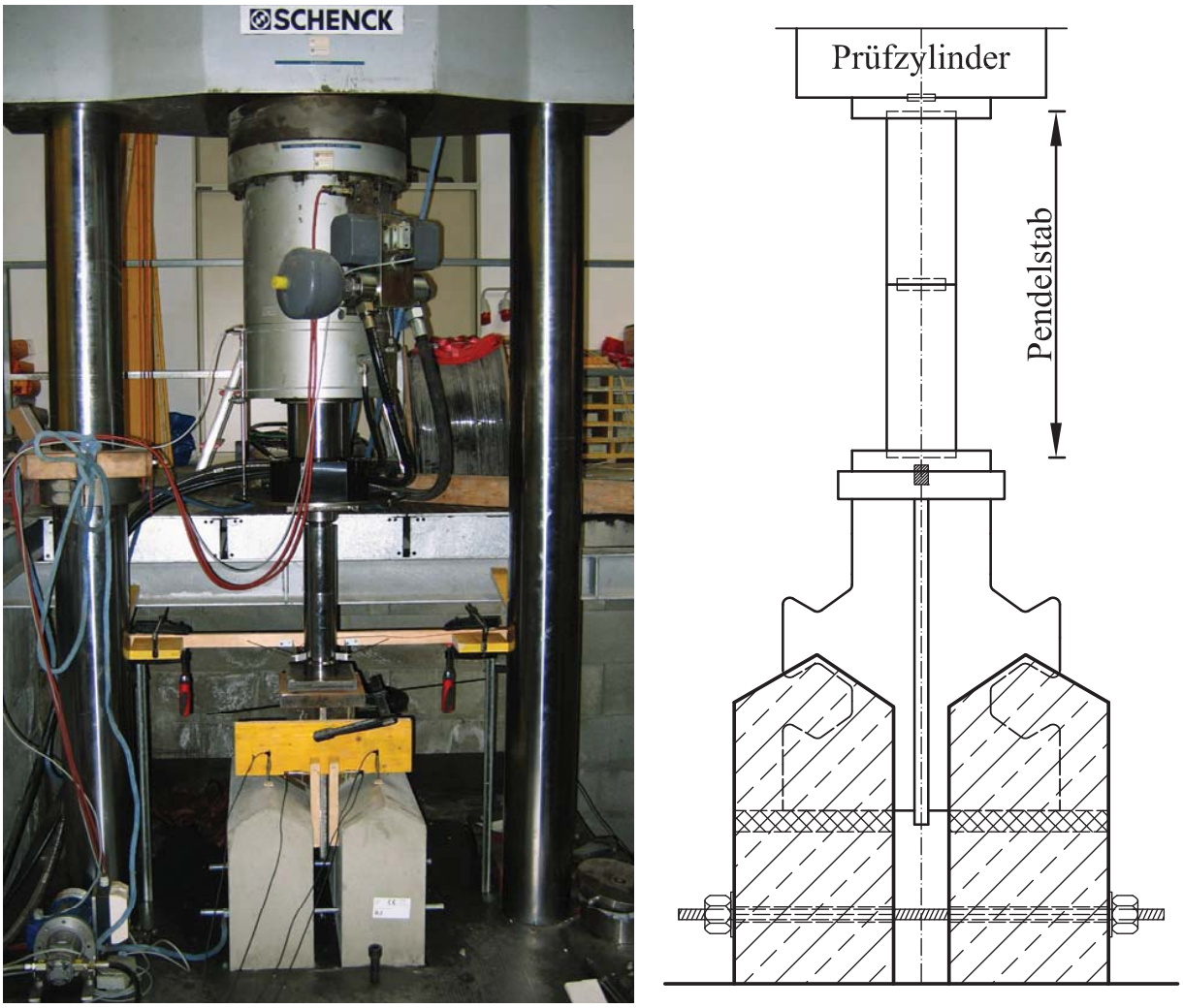


Abbildung 6.4: Versuchsaufbau mit eingebautem Prüfkörper

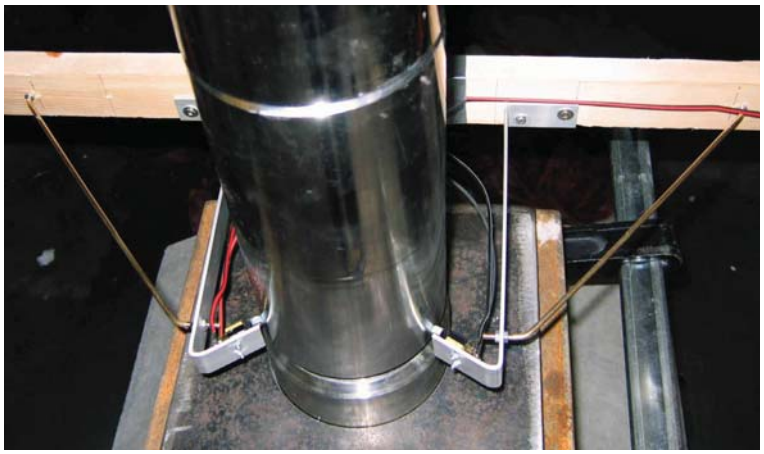


Abbildung 6.5: Sicherungsschalter zur horizontalen Lagesicherung

6.2.3 Versuchablauf

Der Versuchsablauf gliedert sich, sofern kein vorzeitiges Versagen eintritt, in drei wesentliche Phasen und ist in Abb. 6.6 grafisch dargestellt.

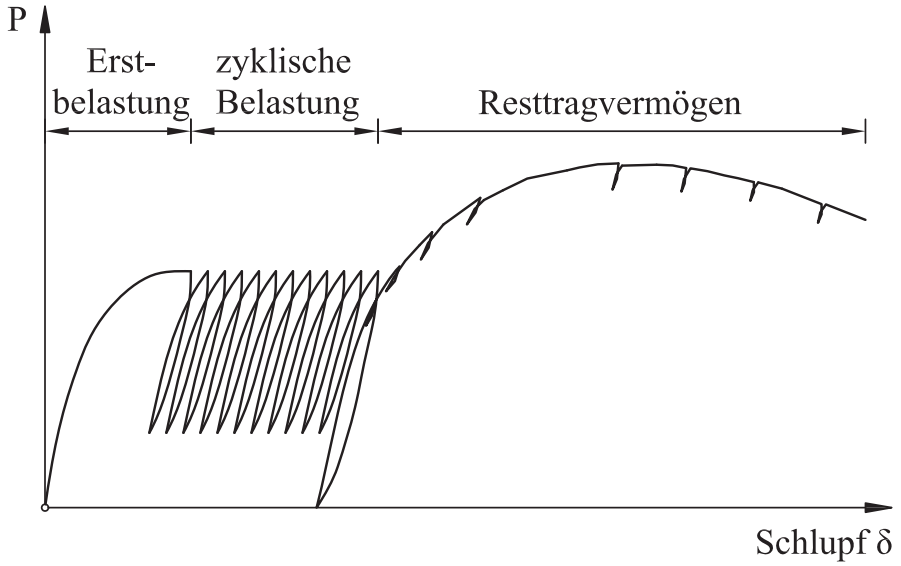


Abbildung 6.6: Versuchsphasen

Versuchsphasen:

- **Erstbelastung**
  Die Last wird mit einer Belastungsgeschwindigkeit von 1 kN/s bis zur Erreichen der angestrebten Oberlast erhöht.

- **Zyklische Belastung**
  Diese Phase beinhaltet den eigentlichen Dauerschwingversuch. Dabei werden bis zu zwei Millionen Lastwechsel kraftgeregelt, mit einer Frequenz von 3 Hz aufgebracht. Bei Feststellung eines Ermüdungsversagens wird der Versuch abgebrochen.

  Ursprünglich war ein ununterbrochenes Aufbringen der Wechselbeanspruchung bis zum Versagen, bzw. bis zum Erreichen der maximalen Lastwechselzahl vorgesehen. Dies konnte jedoch nur bei den ersten vier Versuchen umgesetzt werden. Aufgrund der innerstädtischen Lage des Versuchsstandorts und den mit der Versuchsdurchführung einhergehenden Lärmemissionen mussten alle weiteren Schwingversuche in den Nachtstunden unterbrochen werden. Der Einfluss dieser Unterbrechungen auf die Lebensdauer des Verbundbauteils ist schwer zu quantifizieren. Aus der Literatur ist bekannt, dass die Lebensdauer von Beton infolge von Ruhepausen ansteigt [Hoh04]. Da gemäß Kap. 3.3 das Versagen der Stahlleiste den maßgebenden Versagensmechanismus auf Gebrauchslastniveau darstellt, bleiben die Unterbrechungen bei der Versuchsauswertung unberücksichtigt.

- **Resttragfähigkeit**
  Versuchskörper die den Dauerschwingversuch ohne erkennbaren Schaden überstehen, werden anschließend hinsichtlich ihres quasi-statischen Resttragvermögens P_{stat} getestet. Dabei wird entsprechend der von *Petraschek* [Pet08] gewählten Vorgangsweise, bei der Durchführung von Abscherversuchen zur Ermittlung der statischen Tragfähigkeit der Kronendübelleiste, vorgegangen. Abb. 6.7 veranschaulicht den nachfolgend beschriebenen Versuchsverlauf.

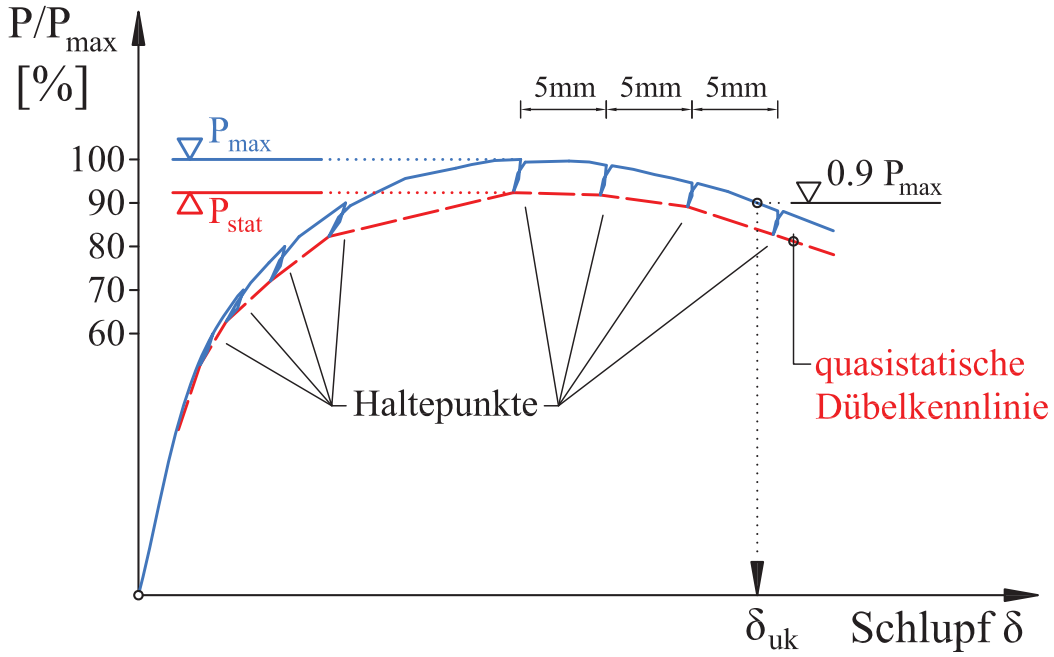


Abbildung 6.7: Bestimmung der quasistatischen Resttragfähigkeit

Die statischen Abscherversuche werden weggeregelt durchgeführt. Zur Bestimmung der quasistatischen Resttragfähigkeit müssen im Versuchsablauf mehrere Haltepunkte vorgesehen werden. Das Anhalten des Wegvorschubes führt zu einem Abfall der Prüfkraft. Nach einiger Zeit pendelt sich die Prüfkraft auf einem niedrigeren, konstanten Wert ein. Sobald dieser Gleichgewichtszustand erreicht ist, kann der Versuch fortgeführt werden. Verbindet man die minimalen Lastwerte der einzelnen Haltepunkte im Last-Verschiebungsdiagramm, so erhält man die quasistatische Dübelkennlinie.

Der erste Haltepunkt liegt bei 60% der erwarteten maximalen Tragfähigkeit P_{max}. Der Wert P_{max} wird in Anlehnung an das Versuchsergebnis des von *Petraschek* getesteten Versuchskörpers *KrL-75-36, Serie 3* gewählt, der den aktuellen Versuchskörpern ähnelt. Ein wesentlicher Unterschied zur damaligen Versuchsserie besteht allerdings in der um 38% erhöhten Fließgrenze des nunmehr verwendeten Baustahls *S355M*. Dementsprechend wird die damals erreichte Maximallast mit dem Faktor 1.38 skaliert. Die prognostizierte Traglast liegt damit bei $P_{max,Ref} = 1.38 \cdot 570 = 785\,\text{kN/Dü}$. Der Referenzwert der quasistatischen Dübeltragfähigkeit ergibt sich zu $P_{stat,Ref} = 1.38 \cdot 520 = 716\,\text{kN/Dü}$.

Weitere Haltepunkte werden jeweils nach einer Laststeigerung um 10% der Maximallast gesetzt. Im Nachbruchbereich wird der Wegvorschub in Intervallen von 5 mm angehalten. Die angegebene Festlegung der Versuchsunterbrechungen ist als grobe Richtlinie zu

verstehen. Da die Steuerung der Versuchspausen manuell erfolgt, sind gewisse Abweichungen vom geplanten Ablauf unvermeidbar. Die daraus resultierenden Auswirkungen auf die quasistatische Resttragfähigkeit des Dübels sind jedoch vernachlässigbar.

Neben dem Betrag der quasistatischen Resttragfähigkeit ist auch die verbleibende Duktilität von Interesse. Gemäß *EC 4-1-1* [EC407a] ist das Verformungsvermögen δ_{uk} eines Verbundmittels jene Relativverschiebung in der Verbundfuge, die im Nachbruchbereich der um 10% verminderten Maximallast zugeordnet ist. Das Verformungsvermögen muss im statischen Abscherversuch mindestens 6 mm betragen. Die Einhaltung dieser Bedingung konnte von *Petraschek* nachgewiesen werden. Im Zuge der Prüfung der Resttragfähigkeit soll untersucht werden, ob die vorhergehende Schwingbeanspruchung die verbleibende Duktilität maßgeblich beeinflusst.

Zusätzlich zu den Anforderungen an die Duktilität enthält der *EC 4-1-1* ein Abhebekriterium. Demnach muss die auftretende Abhebung Δ bei Belastungen jenseits von 80% der Maximallast, kleiner als die Hälfte der Längsverschiebung δ zwischen Stahl- und Betongurt sein. Beide Kriterien sind in Gl. 6.2 und Gl. 6.3 nochmals zusammengefasst.

$$\delta_{uk} \geq 6\,\text{mm} \qquad \text{für} \qquad P_{\text{nach Bruch}} \leq 0.9\ P_{max} \tag{6.2}$$

$$\Delta \leq 0.5\ \delta \qquad \text{für} \qquad P \geq 0.8\ P_{max} \tag{6.3}$$

6.2.4 Steuerung und Messtechnik

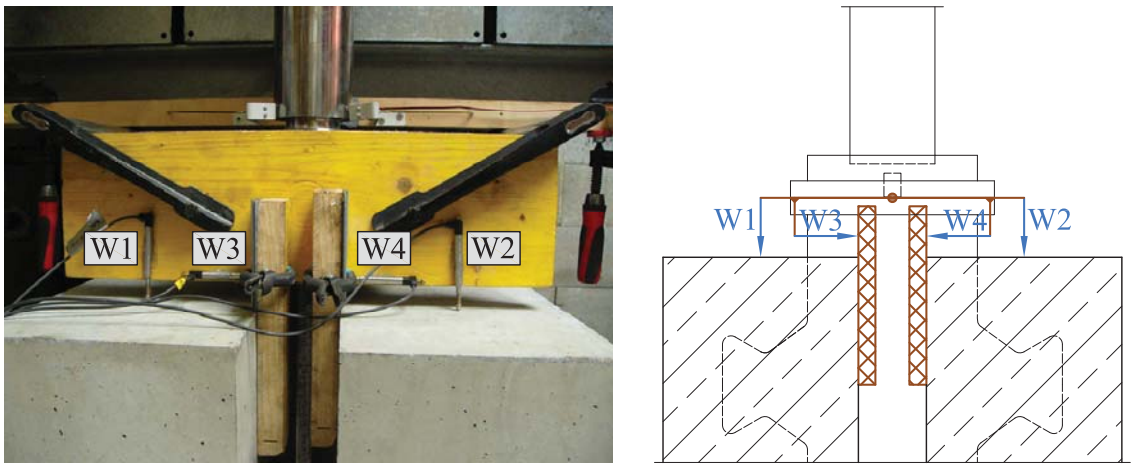
6.2.4.1 Grundlegendes

Die angestrebte Bestimmung der Anrisslebensdauer der Kronendübelleiste setzt, wie in Kap. 6.1 beschrieben, die rechtzeitige Schadensfeststellung voraus. Die Messkonzeption der Laborversuche orientiert sich an den dafür benötigten Messdaten und an den in *EC 4-1-1* [EC407a] festgelegten Anforderungen für Abscherversuche an Verbundmitteln.

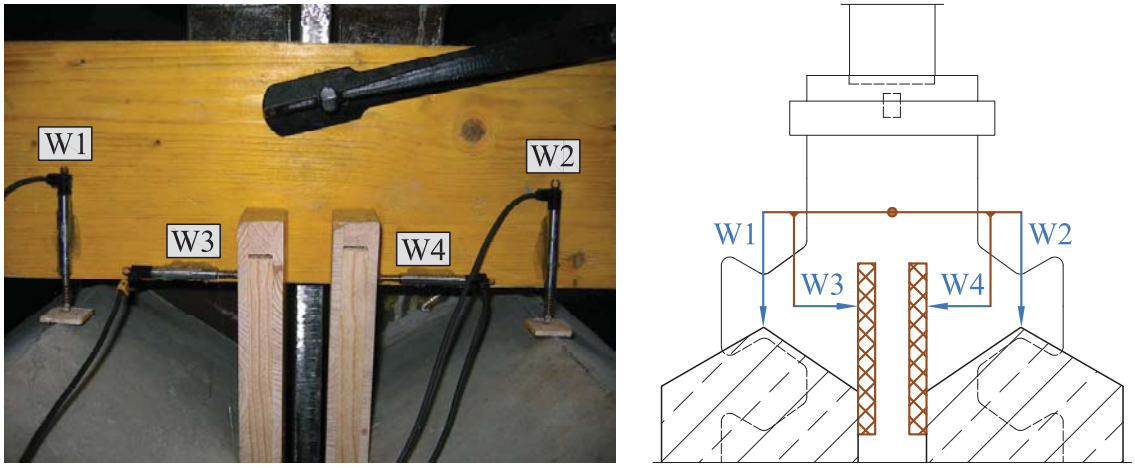
Die benötigten Messgrößen sind:

- **die Belastung** P
- **der Schlupf** δ
  ...bezeichnet die Relativverschiebung in der Verbundfuge in Kraftrichtung
- **die Abhebung** Δ
  ...bezeichnet die Relativverschiebung in der Verbundfuge normal zur Kraftrichtung

Die Messung des Öldrucks im Hydraulikzylinder ermöglicht unter Berücksichtigung der Querschnittsflächen der Ölkammern die kontinuierliche Bestimmung der Prüfkraft. Die Relativbewegungen in der Verbundfuge werden mit Hilfe von induktiven Wegaufnehmern ermittelt, deren Anordnung in Abb. 6.8 ersichtlich ist. Sämtliche Wegaufnehmer wurden auf einer Schaltafel fixiert und unter Verwendung von Schraubzwingen am Stahlgurt befestigt.



(a) Versuchskörper *Typ A*



(b) Versuchskörper *Typ B*

Abbildung 6.8: Anordnung der induktiven Wegaufnehmer

Abb. 6.9 zeigt das Versuchsschema, zur Versuchssteuerung und zur Generierung der geforderten Messdaten. Um während des Dauerschwingversuchs eine gleichbleibende Wechselbeanspruchung sicherzustellen, musste der Versuch kraftgesteuert durchgeführt werden. Dazu kam die speicherprogrammierbare Steuerung *Simatic* der Firma *Siemens* zum Einsatz, wo die für den jeweiligen Versuch vorgesehene Mittellast und Lastamplitude, sowie die Prüffrequenz vorgegeben wurden. Die Steuerung basiert auf einem Regelkreis, der zwischen den von der *Simatic* vorgegebenen *Soll*-Werten der Prüfkraft und den aus dem Öldruck des Prüfzylinders rückgerechneten *Ist*-Werten regelt. Die aktuelle Prüfkraft, sowie die am Prüfkörper gemessenen Wege, werden mittels *HBM Spider* eingelesen, durch das Programm *HBM Catman* erfasst und schlussendlich mit *Microsoft Excel* weiterverarbeitet.

Die Messdaten werden während des Dauerschwingversuchs kontinuierlich aufgezeichnet. Das Programm *HBM Catman* übermittelt die benötigten Ergebnisdaten in Abständen von 30 Sekunden an die Datenbasis. Um die Datenmenge ohne relevanten Informationsverlust zu minimieren, werden dabei nur die innerhalb des Speicherintervalls auftretenden minimalen und maximalen Weg- und Kraftgrößen gespeichert. Somit kann die Entwicklung der Abso-

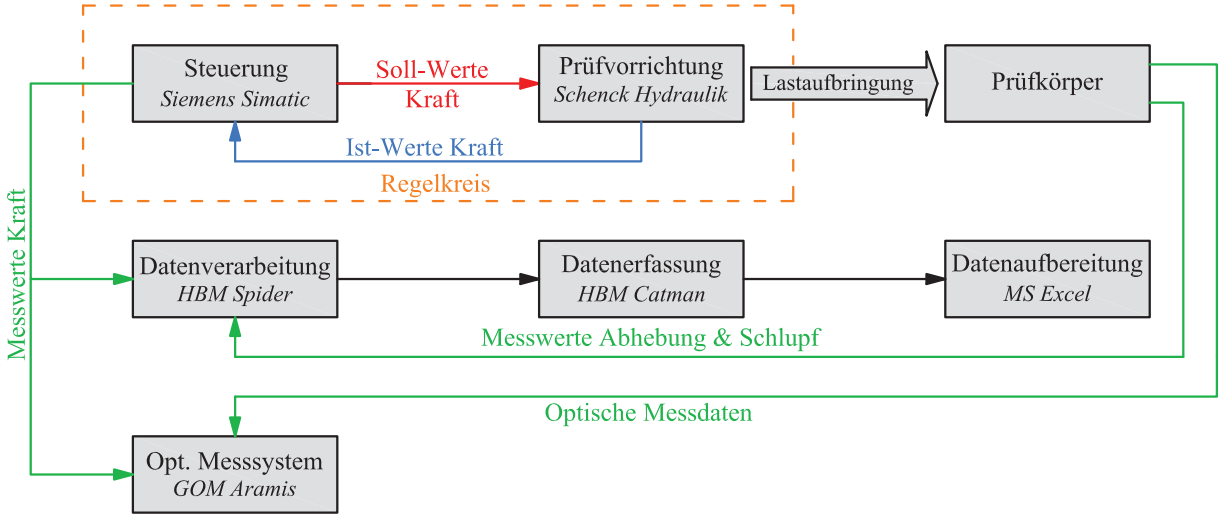


Abbildung 6.9: Schematische Darstellung der Steuerung und Messtechnik

lutwerte, sowie der Amplituden von Schlupf und Abhebung im Versuchsverlauf beobachtet und nachvollzogen werden. Damit liegen die wesentlichen Daten, die gemäß Kap. 6.1 zur Schadensfeststellung benötigt werden, vor.

Einzig die Veränderung von Last-Schlupf-Hysteresen im Versuchsverlauf kann mit den bisher beschriebenen Messmethoden nicht erfasst werden. Zu diesem Zweck wurde im Programm *HBM Catman* ein eigenes Messprofil erstellt, das die Datenspeicherung mit einer Frequenz von 200 Hz ermöglicht. Die Messung der Last-Schlupf-Hysteresen wurde vereinzelt während des Versuchs vorgenommen. Die gewonnen Ergebnisdaten stellen somit jeweils eine Momentaufnahme dar, die einer gewissen Lastwechselzahl zugeordnet ist. Treten mit fortschreitender Zyklenzahl auffällige Veränderungen der Hysteresekurven auf, so kann dies mit einer beginnenden Ermüdungsschädigung zusammenhängen. Die umschlossene Fläche einer Hysterese entspricht im Allgemeinen der dissipierten Energie während eines Schwingspiels.

6.2.4.2 Optische Deformationsmessung

Zusätzlich zu den genannten Messverfahren kam für die Versuchskörper des *Typs B* das optische Messsystem *Aramis* der Firma *GOM*[2] zum Einsatz, dass eine dreidimensionale Verformungsmessung von Bauteilen unter statischer und dynamischer Last ermöglicht. Das System besteht im Wesentlichen aus zwei Kamerasensoren, dem Sensor-Steuergerät, einem Hochleistungs-Computersystem und der *Aramis*-Anwendersoftware zur Dokumentation, Analyse und Aufbereitung der Messdaten.

Ziel der Messungen war die Erfassung der Deformationen im Bereich des Kronendübels, um in weiterer Folge einen Vergleich mit den Ergebnissen der *FE*-Berechnungen vornehmen zu können. Dieses Bestreben war neben der Möglichkeit der frühzeitigen Risserkennung die Hauptmotivation für das Freilegen der Stahlzähne bei den Versuchskörpern des *Typs B*. Die Genauigkeit des optischen Messsystems ist von der Bildbreite abhängig und kann somit durch die Wahl eines möglichst kleinen Bildausschnitts gesteigert werden. Aus diesem Grund wurde

[2]Gesellschaft für optische Messtechnik

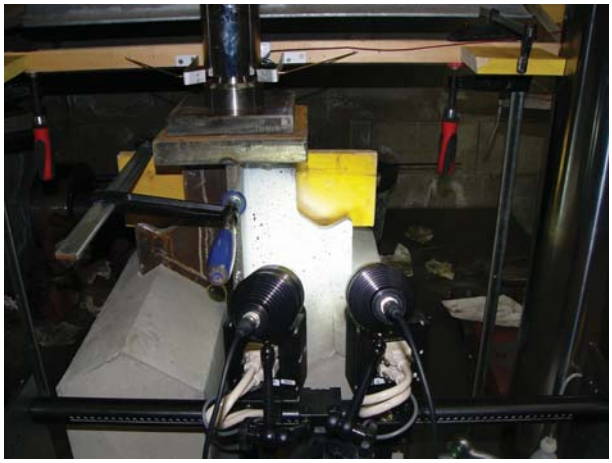
die Messoptik jeweils nur auf einen Stahlzahn des Versuchskörpers ausgerichtet. Ein weiterer Faktor der die Genauigkeit beeinflusst, ist die Messfrequenz. Theoretisch erlaubt das System bei Erfassung des vollen Bildausschnittes Messfrequenzen von bis zu 60 Hz. Mit steigender Messfrequenz sinkt allerdings die Lichtintensität und damit in weiterer Folge die Genauigkeit. Im Falle hochfrequenter Messungen ist somit zwischen Bildrate und Genauigkeit abzuwägen.

Die optischen Deformationsmessungen wurden während der Erstbelastung der Versuchskörper durchgeführt. Zusätzlich wurden einige Messungen mit einer Messdauer von wenigen Sekunden während des Dauerschwingversuchs vorgenommen. Sie liefern eine Aussage über die Abhängigkeit der auftretenden örtlichen Beanspruchungen im Stahlzahn von der äußeren Kraftamplitude. Im Verlauf der Erstbelastung wurde die Versuchslast mit 1 N/s gesteigert. Dementsprechend dauerte der Vorgang je nach angestrebter Oberlast mehrere Minuten. Infolge der gemächlichen Laststeigerung war eine Messfrequenz von 1 Hz mehr als ausreichend. Im Gegensatz dazu erforderten die Messungen während des Dauerschwingversuchs wesentlich höhere Messfrequenzen. Um bei einer Beanspruchungsfrequenz von 3 Hz zumindest zehn Deformationsmessungen je Lastzyklus zu erhalten, wurde eine Messfrequenz von 30 Hz gewählt. Daraus folgt, dass die Aufzeichnungen im Verlauf der Erstbelastung eine wesentlich höhere Genauigkeit aufweisen, als jene, die die Wechselbeanspruchung dokumentieren.

Im Zuge der *FE*-Berechnungen mit dem Programm *ABAQUS* wurden die Beanspruchungszustände im Verlauf der Erstbelastung simuliert. Die *FE*-Ergebnisse können somit mit den Messdaten der Erstbelastung verglichen werden. Da die auftretenden Dehnungen allerdings im Bereich weniger Promille liegen, stößt man an die Grenzen des optischen Messsystems. Die Gegenüberstellung der Ergebnisse ist aus diesem Grund auf einen Vergleich auf qualitativer Ebene beschränkt.

Für die Lebensdauerberechnung der Kronendübelleiste wird in der vorliegenden Arbeit das Kerbdehnungskonzept favorisiert. Die Ermittlung der für die Schädigungsbewertung eines Schwingspiels entscheidenden elastisch-plastischen Kerbdehnungen erfolgt nicht durch die numerische Berechnung, sondern mit Hilfe zyklischer Werkstoffgesetze nach Kap. 3.6.2.1. Die Messaufzeichnungen während der Wechselbeanspruchung erlauben eine qualitative Aussage darüber, inwieweit die aus der Berechnung resultierenden Dehnungsschwingbreiten mit der Realität übereinstimmen. Dabei ist allerdings anzumerken, dass aufgrund der Betonüberdeckung von etwa 1 cm nur das Umfeld der Kerbe, nicht aber die Rissansatzstelle selbst eingesehen werden kann. Die Plausibilitätskontrolle der rechnerisch ermittelten Kerbbeanspruchungen kann somit nur anhand von Größenordnung und Tendenz der vorliegenden Messdaten im Umfeld der Kerbe erfolgen.

Zur Vorbereitung auf die optische Dehnungsmessung musste die Oberfläche des fokussierten Stahlzahns mit mattem, weißem Lack grundiert und mit schwarzem Lack gesprenkelt werden. Anschließend wurde die Messoptik positioniert und kalibriert. Abb. 6.10 zeigt den Versuchskörper und die optischen Messeinrichtungen. Die Messungen wurden in der Phase der Erstbelastung zu Versuchsbeginn gestartet und endeten bei Erreichen der angestrebten Oberlast. Darauf folgte der eigentliche Dauerschwingversuch. Nach dem Abschluss von regelungsbedingten Einschwingvorgängen wurde die optische Messung zur Dokumentation der zyklischen Beanspruchungen vorgenommen. Der beschriebene Ablauf wurde aufgrund der Gleichheit aller Versuchskörper des *Typs B* nicht bei jedem Bauteil durchgeführt. Die Zusammenfassung der gewonnen Messergebnisse, sowie die Gegenüberstellung mit den numerischen Ergebnissen ist in Kap. 6.3.3 enthalten.



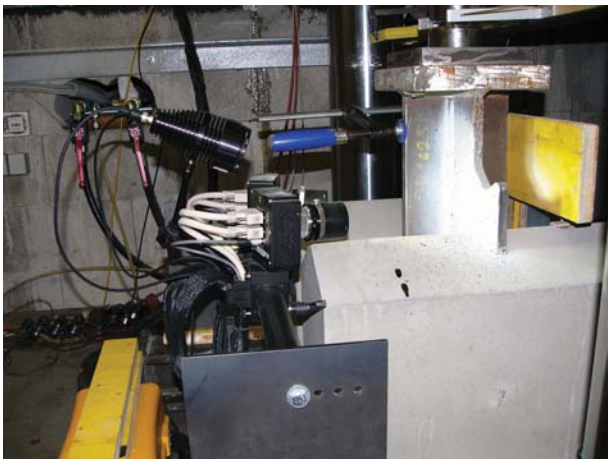


Abbildung 6.10: Anordnung der Messoptik

6.2.5 Prognostizierter Schädigungsablauf

Die Problematik bei Ermüdungsversuchen an Verbunddübeln liegt in der Schadensfeststellung, da die maßgebenden Bauteilkerben nicht eingesehen werden können. Um einen Anriss in der Stahlleiste dennoch frühzeitig mit Hilfe der obigen Messmethoden erkennen zu können, soll der erwartete Schädigungsablauf im Vorfeld beschrieben werden.

Grundsätzlich ist die Ermüdung von Betonbauteilen durch drei typische Schädigungsphasen gekennzeichnet (vgl. [Hoh04]). Bis zum Abschluss der anfänglichen Rissbildung steigen die Deformationen nichtlinear an. Darauf folgt eine Phase, die durch eine langsam fortschreitende Schädigung gekennzeichnet ist. Dies kann im Dauerschwingversuch durch die stetige, annähend lineare Zunahme von Deformationen beobachtet werden. Die zweite Phase der Ermüdungsschädigung bleibt während einem Großteil der Lebensdauer des Betons aufrecht. Die letzte Phase kündigt durch den überproportionalen Anstieg der auftretenden Deformationen das Betonversagen an.

Legt man dieses Verhalten auf das betrachtete Verbundbauteil um, so lässt sich eine Prognose für die zu erwartenden Verläufe von Schlupf und Schlupfamplitude im Versuchsverlauf angeben. Dabei ist zu beachten, dass gemäß Kap. 3.3 unter Gebrauchslasten von einem Ermüdungsversagen der Stahlleiste auszugehen ist. Mit einem Betonversagen ist nur bei hohen Oberlasten in der Nähe der Traglast zu rechnen. Die überproportionale Zunahme der Deformationen in der letzten Versuchsphase wird somit in der Regel nicht vom Beton, sondern von der Dübelleiste verursacht. Für die Entwicklung des Schlupfes in der Verbundfuge wird ein S-förmiger Kurvenverlauf gemäß Abb. 6.11 erwartet.

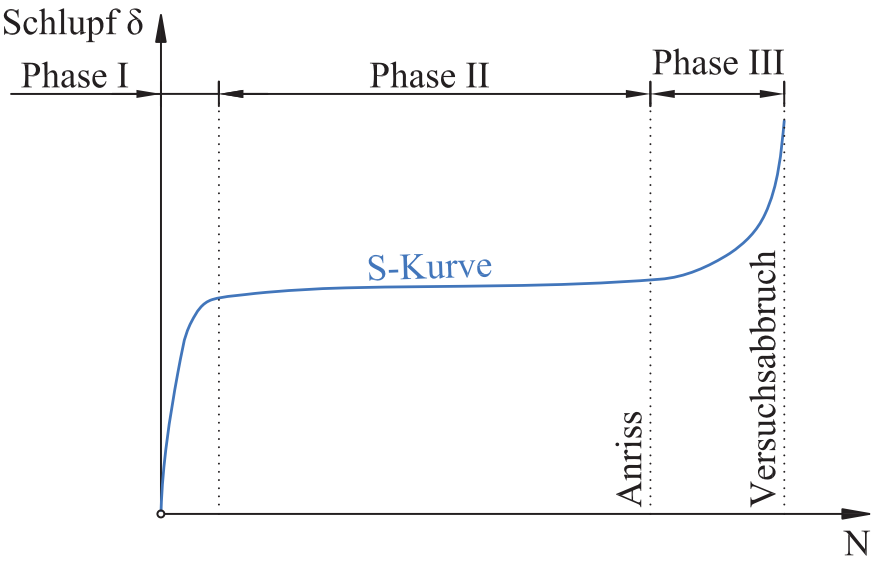


Abbildung 6.11: Schlupfentwicklung im Versuchsverlauf

Prognose des Schädigungsvorgangs der Versuchskörper:

- **Phase I**
  Zu Versuchsbeginn und innerhalb der darauffolgenden Lastzyklen kommt es zur nichtlinearen Zunahme von Deformationen infolge von Erstbelastung und Rissinitiierung. Imperfektionen und Asymmetrien des Versuchskörper verstärken diesen Effekt.

- **Phase II**
  Nach wenigen tausend Lastzyklen ist die anfängliche Rissbildung abgeschlossen. Der Kraftschluss zwischen Stahlzahn und dem umgebenden Beton ist vollflächig hergestellt. Die Schädigung schreitet nun wesentlich langsamer voran. Die Relativverschiebungen in der Verbundfuge nehmen annähernd linear mit der Zyklenzahl zu, während sich die Stahlzähne sukzessiv in den Beton hineinarbeiten. Diese Phase dauert den Großteil des Dauerschwingversuchs an.

- **Phase III**
  Da das Stahlversagen den maßgebenden Versagensmechanismus darstellt, ist davon auszugehen, dass die Phase der konstanten Schlupfzunahme durch den Anriss in der Kronendübelleiste beendet wird. Die Rissbildung in der Stahlleiste führt zu einer überproportionalen Zunahme des Schlupfes und der auftretenden Schlupfamplituden. Abb. 6.12 veranschaulicht die Situation. Die gesuchte Lebensdauer der Dübelleiste entspricht genau jener Lastwechselzahl die zum Anrisszeitpunkt vorliegt und kann somit aus der Entwicklung des Schlupfes im Versuchsverlauf abgeleitet werden. Sobald aufgrund der Messdaten eindeutig von einem Versagen auszugehen ist, kann der Versuch abgebrochen werden.

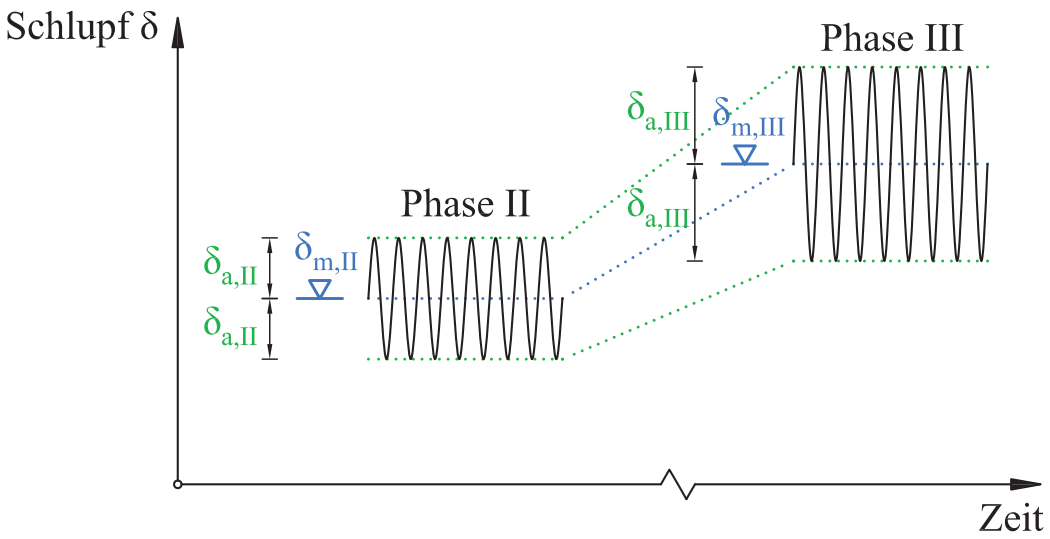


Abbildung 6.12: Prognostizierte Entwicklung von Schlupf und Schlupfamplitude im Versuchsverlauf

6.2.6 Prüfparameter

Im Zuge der Dauerschwingversuche wurden einige Versuchsparameter variiert. Die beiden verwendeten Versuchskörpergeometrien wurden bereits in Kap. 6.2.1 vorgestellt. Weitere Unterschiede zwischen den einzelnen Dauerschwingversuchen bestanden in der aufgebrachten Mittellast P_m und der Lastamplitude P_a. Tab. 6.4 gibt einen Überblick über die durchgeführten Versuche und die zugehörigen Versuchsparameter. Die Versuche sind dabei in chronologischer Reihenfolge angeführt. Die angegeben Lasten beziehen sich jeweils auf einen Stahlzahn. Die angelegte Prüfkraft ergibt sich durch Verdoppelung der Werte. Der neunte Versuchskörper (B4) wurde statisch geprüft, um einen Anhaltswert für die statische Tragfähigkeit der Versuchskörper vom *Typ B* zu erhalten.

Versuchs-nummer	Versuchskörper-bezeichnung	Mittellast P_m [kN/Dü]	Lastamplitude P_a [kN/Dü]
01	B2	150	100
02	B1	250	200
03	B5	200	150
04	A1	200	150
05	B6	200	125
06	A3	200	125
07	B3	200	150
08	A2	200	150

Tabelle 6.4: Parameter der Dauerschwingversuche

6.3 Ergebnisdokumentation und Versuchsauswertung

6.3.1 Einleitung

Die Dokumentation der Versuchsergebnisse wird im Folgenden entsprechend des zeitlichen Ablaufes der Versuchsdurchführung vorgenommen. Die verwendeten Mittellasten und Lastamplituden wurden zwar im Vorfeld der Versuchsreihe abgeschätzt, mussten aber auf Basis der empirisch gewonnenen Erkenntnisse angepasst werden. Die Beibehaltung der chronologischen Reihenfolge soll die Nachvollziehbarkeit der getroffenen Entscheidungen ermöglichen.

Für jeden Versuch werden die Messergebnisse der induktiven Wegaufnehmer $W1$ bis $W4$ deren Anordnung in Abb. 6.8 ersichtlich ist, angegeben. Wie in Kap. 6.2.4 beschrieben, erfolgte die Datenspeicherung im Verlauf der Dauerschwingversuche in Abständen von 30 Sekunden. Dabei wurden die innerhalb des Speicherintervalls auftretenden extremalen Weg- und Kraftgrößen gespeichert. Dementsprechend liegen die Messdaten für die maximalen Messwege $W1_{max}$ bis $W4_{max}$, die minimalen Messwege $W1_{min}$ bis $W4_{min}$, sowie die Extremwerte der Prüfkraft P_{max} und P_{min} als Funktion der Lastspielzahl vor. Im Zuge der nachfolgenden Ergebnisdokumentation werden jeweils die Verläufe der gemittelten Wege $W1_m$ bis $W4_m$, sowie der auftretenden Schwingbreiten $\Delta W1$ bis $\Delta W4$ angegeben. Die Größen $W1_m$ und $\Delta W1$ sind in Gl. 6.4 definiert. Bei der Auswertung der Messdaten von den Wegaufnehmern $W2$ bis $W4$ wird analog vorgegangen. Auf eine Darstellung der gemessenen Prüfkraft im Versuchsverlauf wird aufgrund der kraftgesteuerten Versuchsdurchführung verzichtet. Die Messwerte spiegeln weitgehend die voreingestellten Versuchsparameter nach Tab.6.4 wieder und liefern daher keine Zusatzinformation.

$$\begin{aligned} W1_m &= \left(W1_{min} + W1_{max}\right)/2 \\ \Delta W1 &= W1_{max} - W1_{min} \end{aligned} \tag{6.4}$$

6.3.2 Versuchsergebnisse

6.3.2.1 Versuch 1 - Probekörper B2

Die Wahl von Lastniveau und Lastamplitude wurde in diesem ersten Versuch auf Basis der Erkenntnisse der Lebensdauerberechnung nach Kap. 5, sowie des Anwendungsbeispiels nach Kap. 8 getroffen. Innerhalb des Anwendungsbeispiels wird eine einfeldrige Eisenbahnbrücke in Verbundbauweise mit einer Stützweite von 20 m betrachtet. Unter Berücksichtigung der Eigenlasten und der Verkehrslasten kann das Beanspruchungsniveau und die Schwingbreite der auftretenden Wechselbeanspruchungen in der Verbundfuge bestimmt werden.

Gemäß Gl. 8.41 liefert das Berechnungsbeispiel bei Verwendung des Kronendübels eine Mittellast von $P_m \approx 125\,\mathrm{kN/Dü}$ und eine Lastamplitude von $P_a \approx 50\,\mathrm{kN/Dü}$. Selbstverständlich sind diese Werte durch die starke Abhängigkeit vom statischen System und der Stützweite nicht als allgemeingütig anzusehen. Sie geben jedoch einen ersten Anhaltspunkt für die vom Kronendübel unter realen Einsatzbedingungen aufzunehmenden Beanspruchungen.

Die Lebensdauerprognosen mit Hilfe des Kerbdehnungskonzepts ergaben für die obigen Einwirkungen Anrissschwingspielzahlen jenseits von zwei Millionen Lastwechseln. Um innerhalb des Versuchsverlaufs eine Schädigung zu provozieren mussten Lastniveau und Lastamplitude erhöht werden. Schlussendlich wurde für den ersten Versuch eine Lastamplitude von $P_a \approx 100\,\mathrm{kN/Dü}$ bei einer Mittellast von $P_m \approx 150\,\mathrm{kN/Dü}$ gewählt. Die Lebensdauerberechnung ergab für diese Konfiguration durchwegs Anrissschwingspielzahlen im versuchstechnisch zugänglichen Bereich. Aufgrund der verbesserten Möglichkeit der Schadenserkennung kam für diesen, wie auch für die beiden darauffolgenden Versuche, ein Probekörper vom *Typ B* zum Einsatz.

Die Messergebnisse von Probekörper B2 sind in Abb. 6.13 und Abb. 6.14 dargestellt. Innerhalb von zwei Millionen Lastwechseln war keine Schädigung feststellbar. Die Schwingbreiten von Schlupf und Abhebung bleiben über den gesamten Versuchsverlauf annähernd konstant. Lediglich die Absolutwerte der sgemessenen Wege steigen geringfügig an.

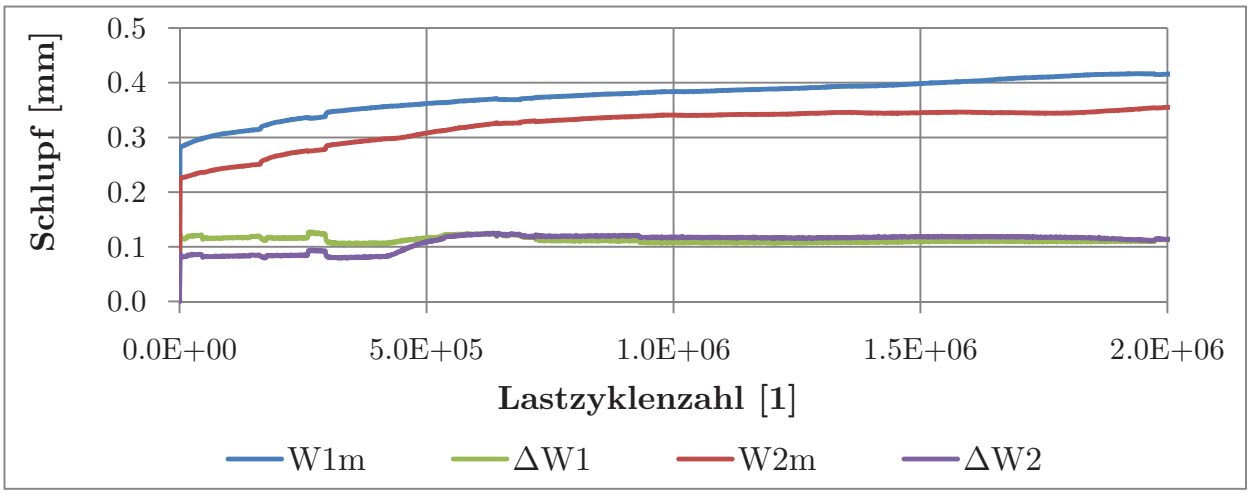


Abbildung 6.13: Probekörper B2 - Verlauf von Schlupf und Schlupfschwingbreite

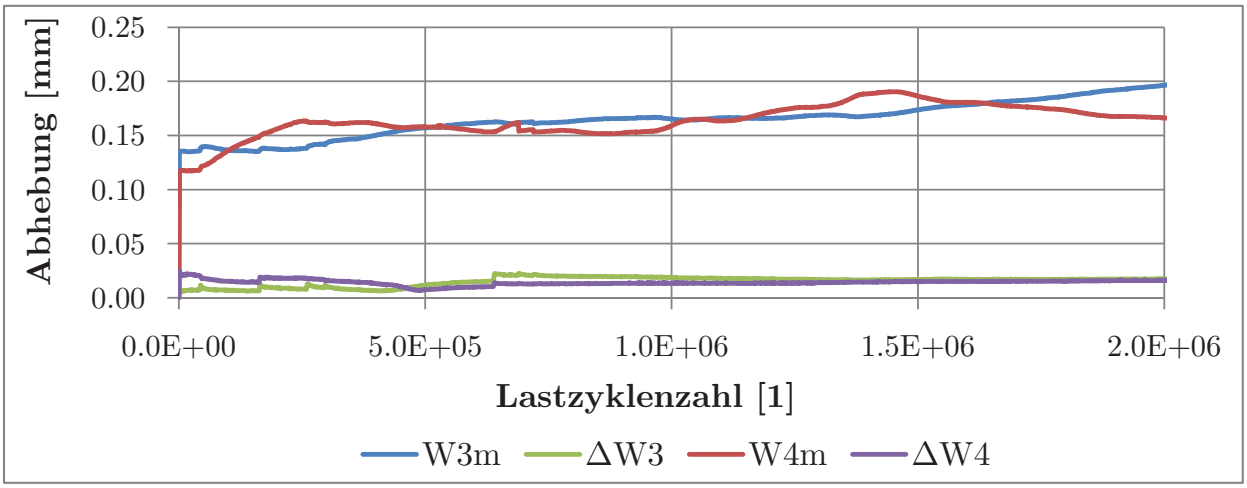


Abbildung 6.14: Probekörper B2 - Verlauf von Abhebung und Abhebungsschwingbreite

Da innerhalb des Dauerschwingversuchs keine Schädigung festgestellt werden konnte, wurde im Anschluss die Resttragfähigkeit des Versuchskörpers geprüft. Abb. 6.15 und Abb. 6.16 zeigen den Messwertverlauf der Wegaufnehmer $W1$ bis $W4$. Es ergab sich eine Maximallast von $P_{max} = 678\,\text{kN/Dü}$. Die quasistatische Resttragfähigkeit lag bei $P_{stat} = 545\,\text{kN/Dü}$. Der Versuch musste aufgrund einer Rissbildung im Stahlzahn abgebrochen werden.

Abb. 6.17 zeigt das Schadensbild des Stahlzahns. Risse im Beton waren nicht erkennbar. Die quasistatische Resttragfähigkeit liegt weit unter dem im statischen Abscherversuch an Versuchskörper B5 festgestellten Referenzwert von $P_{B,stat,Ref} = 645\,\text{kN/Dü}$. Die signifikante Unterschreitung der zu erwartenden Traglast deutet darauf hin, dass bereits zu Beginn der Resttragfähigkeitsprüfung ein Anriss im Stahlzahn vorhanden war, der aufgrund der Betonüberdeckung von 1 cm nicht erkannt werden konnte. Dieser Verdacht wird durch den aufgetretenen Versagensmechanismus des Stahlversagens bekräftigt, der im statischen Versuch äußerst untypisch ist. Dem durchgeführten Dauerschwingversuch wird daher nachträglich eine Anrissschwingspielzahl von zwei Millionen Lastwechseln zugeordnet.

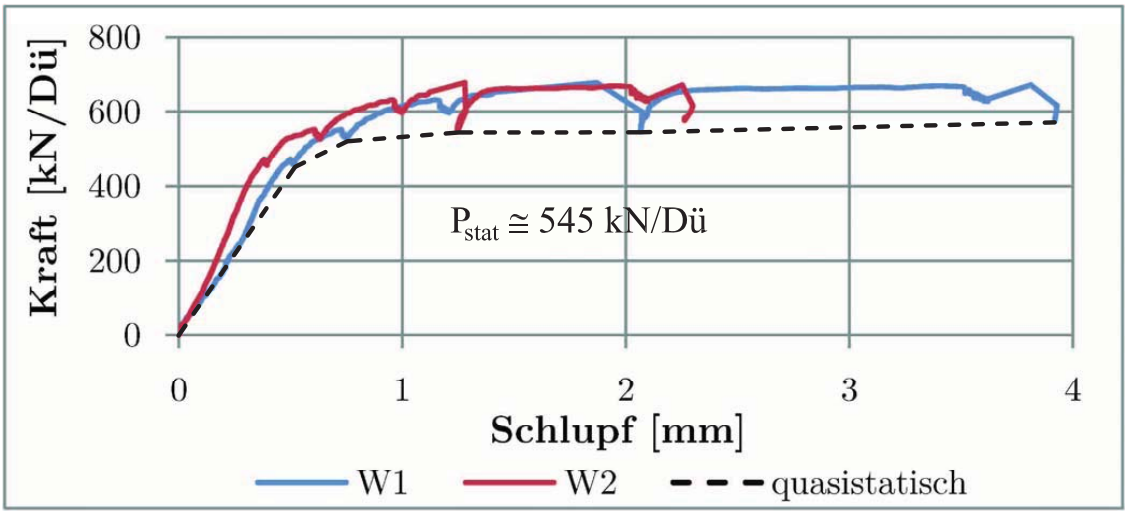


Abbildung 6.15: Probekörper B2 - Dübelkennlinien der Resttragfähigkeitsprüfung

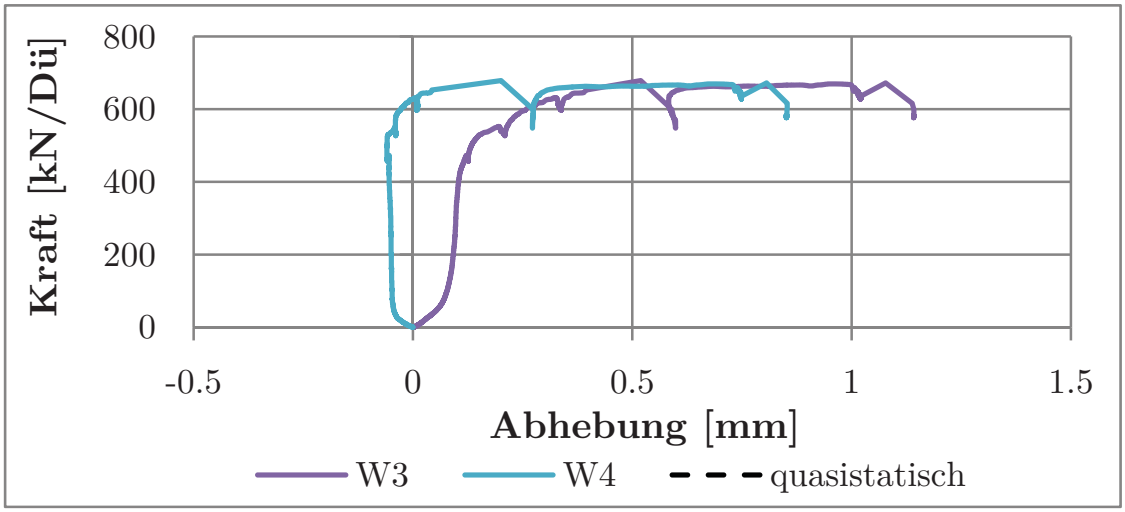


Abbildung 6.16: Probekörper B2 - Abhebekennlinien der Resttragfähigkeitsprüfung

Abbildung 6.17: Probekörper B2 - Schadensbild der Resttragfähigkeitsprüfung

6.3.2.2 Versuch 2 - Probekörper B1

Die Konsequenz aus dem Ergebnis des ersten Dauerschwingversuchs war eine Erhöhung der angelegten Beanspruchung. Um ein Versagen innerhalb von zwei Millionen Lastwechseln zu garantieren wurde eine Oberlast von $P_o = 450\,\mathrm{kN/Dü}$ gewählt. Dies entspricht in etwa 70 % der quasistatischen Dübeltragfähigkeit. Die Mittellast lag bei $P_m = 250\,\mathrm{kN/Dü}$ und die Lastamplitude bei $P_a = 200\,\mathrm{kN/Dü}$.

Die resultierenden Versuchsdaten sind in Abb. 6.18 Abb. 6.19 und ersichtlich. Der Versuch wurde nach etwa 6000 Lastzyklen aufgrund vom Versagen des Betons abgebrochen. Die Versuchsdauer liegt im Bereich der Kurzzeitfestigkeit. Bereits nach 5000 Lastwechseln ist ein überproportionaler Anstieg der gemessenen Wege erkennbar. Die Schadensbilder in Abb. 6.20 zeigen die Abplatzungen und die Rissbildung im Umfeld der Kontaktfläche zum Stahlzahn. Auf der Seite der Wegaufnehmer $W1$ und $W3$ ist die Schädigung stärker ausgeprägt. Dies ist auch an der Entwicklung von Schlupf und Abhebung ersichtlich.

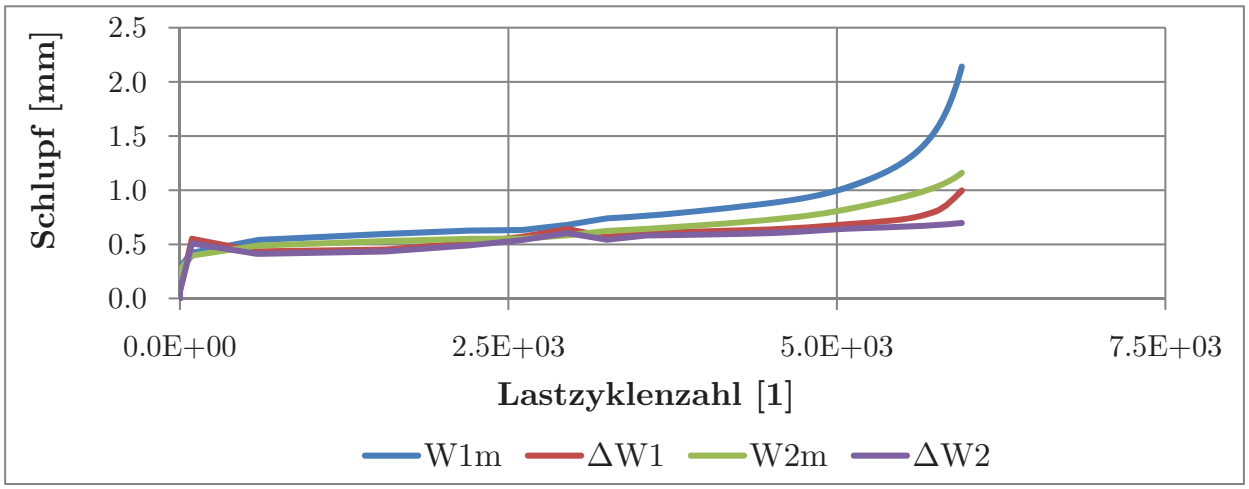


Abbildung 6.18: Probekörper B1 - Verlauf von Schlupf und Schlupfschwingbreite

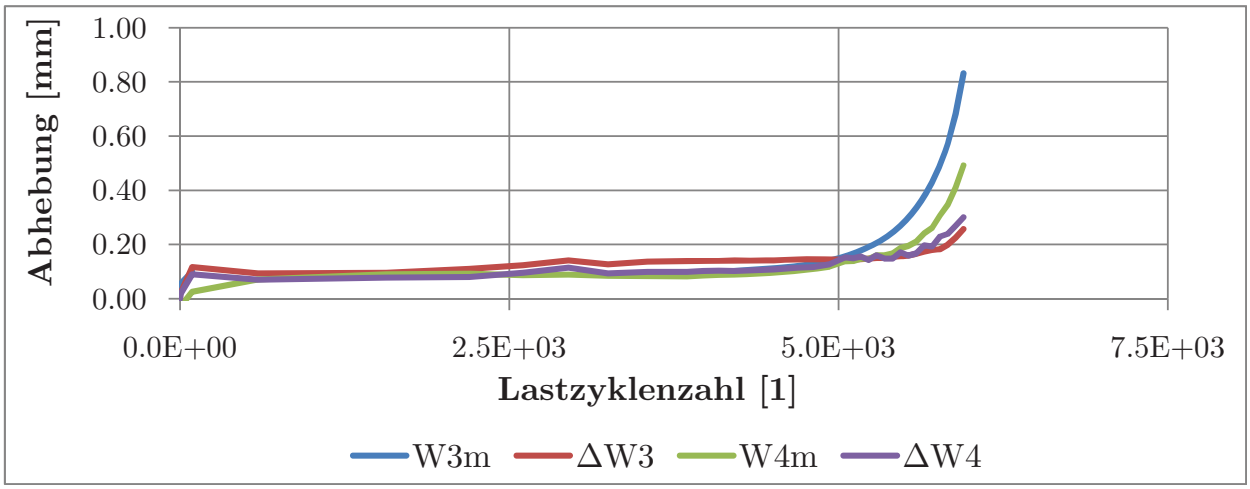
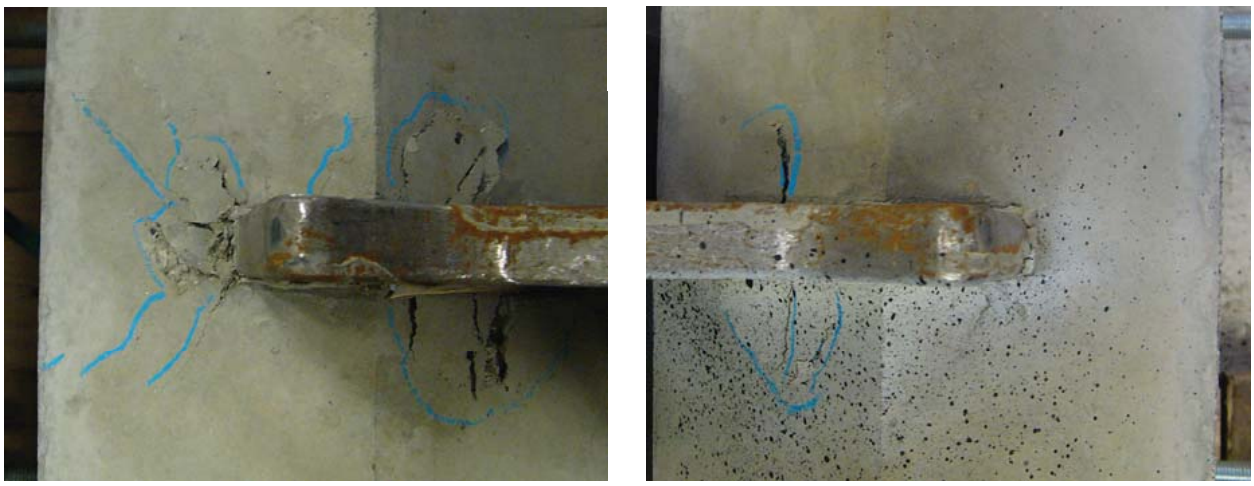


Abbildung 6.19: Probekörper B1 - Verlauf von Abhebung und Abhebungsschwingbreite



(a) Betongurt Seite $W1$ & $W3$ (b) Betongurt Seite $W2$ & $W4$

Abbildung 6.20: Schadensbild Betonversagen - Probekörper B1

6.3.2.3 Versuch 3 - Probekörper B5

Der nächste logische Schritt nach den vorangegangen Versuchen, war die Wahl einer mittleren Beanspruchung im Bereich zwischen den angesetzten Lasten des ersten und zweiten Versuchs. Damit sollte einerseits eine Schädigung erzwungen und andererseits ein Betonversagen vermieden werden. Aus dieser Überlegung ergab sich Mittellast von $P_m = 200\,\text{kN/Dü}$ und eine Lastamplitude von $P_a = 150\,\text{kN/Dü}$.

Abb. 6.21 und Abb. 6.22 zeigen die Messergebnisse der induktiven Wegaufnehmer. Die Messwerte der beiden Betongurte weichen hinsichtlich ihres Betrages deutlich voneinander ab. Dieses Verhalten wurde bei einem Großteil der durchgeführten Laborversuche beobachtet und ist auf Asymmetrien und Imperfektionen der Prüfkörpergeometrie zurückzuführen. Weiters erkennt man eine gute Übereinstimmung mit dem in Kap. 6.2.5 erläuterten Schädigungsablauf in Form einer S-Kurve.

Nach etwa 450000 Lastwechsel kommt es durch die zunehmende Steigung der gemessenen Wege zur ersten Ankündigung des Ermüdungsversagens. Dementsprechend wird für den späteren Vergleich mit den *FE*-Ergebnissen eine Anrisslebensdauer von 450000 Lastwechseln festgehalten. Der Versuch wurde beinahe bis zu 600000 Lastwechseln fortgeführt. Abb. 6.23 und Abb. 6.24 zeigen die Schädigung zum Versuchsende. In beiden Stahlzähnen sind Risse mit einer Risslänge von mehreren Zentimetern erkennbar. Auch der Beton wies im Kontaktbereich einige Risse auf, die jedoch als Versagensursache nicht in Frage kommen. Das Schadensbild ist eindeutig dem Versagensmechanismus des Stahlversagens zuzuordnen.

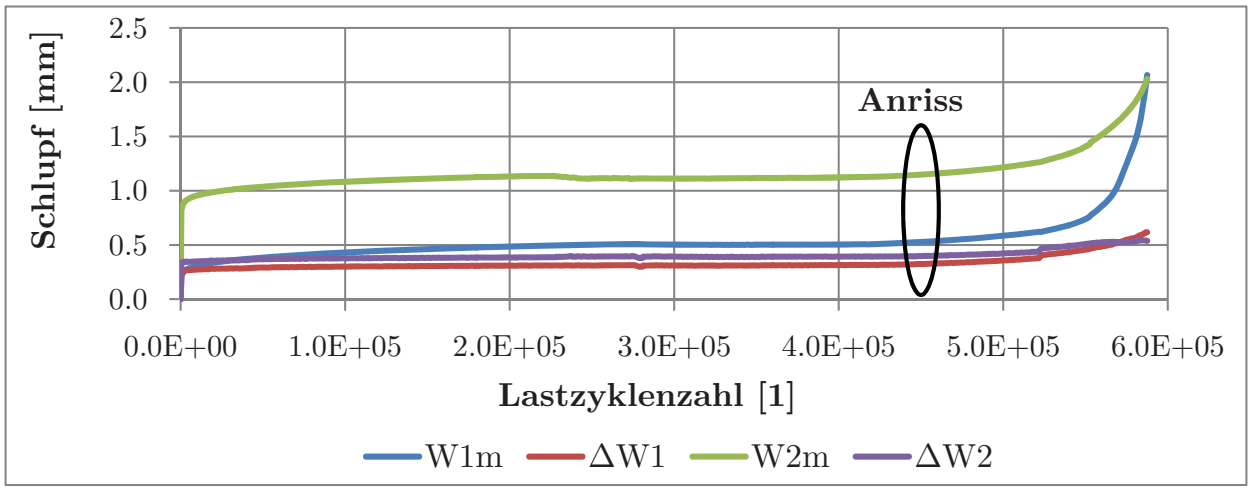


Abbildung 6.21: Probekörper B5 - Verlauf von Schlupf und Schlupfschwingbreite

Der Versuchskörper wurde im Anschluss an die Versuchsdurchführung von der Firma *BBS*[3] zerschnitten. Die Schnittführung erfolgte parallel zur Dübelleiste. Zerschnitten wurde der Betongurt auf der Seite der Wegaufnehmer $W2$ und $W4$. Abb. 6.25(a) zeigt die freigelegte Schnittfläche. In der unmittelbaren Umgebung des mittleren Ausrundungsradius der Kontaktfuge weist das Betongefüge ein Vielzahl kleinerer Risse auf. Der zerrüttete Bereich ist in Abb. 6.25(b) blau eingefärbt. Die restliche Schnittfläche ist weitgehend rissefrei.

[3]Betonbohr-Servive Ges.m.b.H

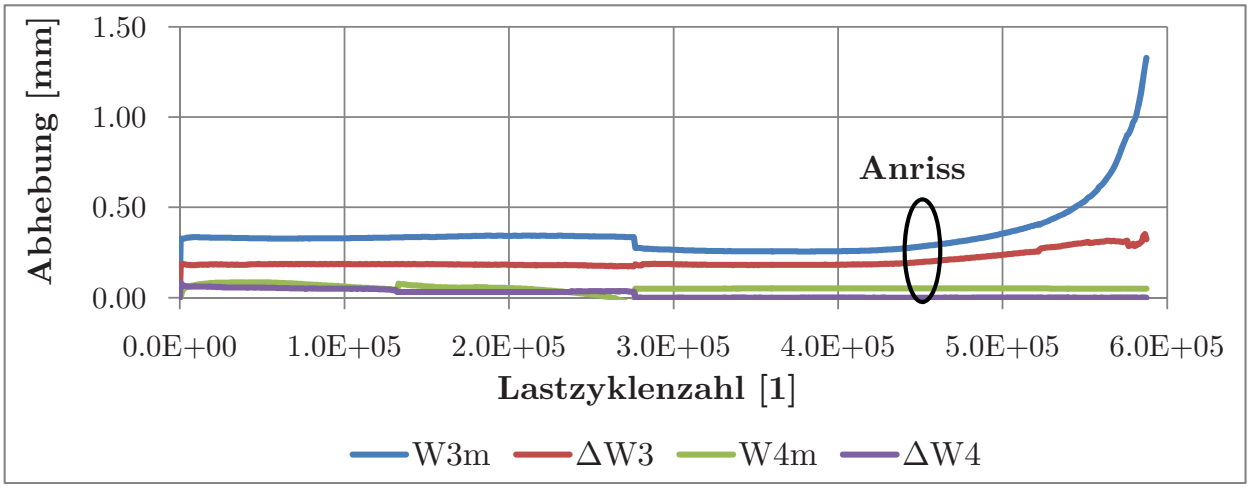


Abbildung 6.22: Probekörper B5 - Verlauf von Abhebung und Abhebungsschwingbreite

(a) Stahlzahn Seite $W1$ & $W3$ (b) Stahlzahn Seite $W2$ & $W4$

Abbildung 6.23: Schadensbild Stahlversagen - Probekörper B5

(a) Betongurt Seite $W1$ & $W3$ (b) Betongurt Seite $W2$ & $W4$

Abbildung 6.24: Schadensbild Betonversagen - Probekörper B5

(a) Zerschnittener Versuchskörper (b) Detail Rissbildung

Abbildung 6.25: Schnittbilder - Probekörper B5

6.3.2.4 Versuch 4 - Probekörper A1

Der dritte Versuch lieferte das im Rahmen der Untersuchungen angestrebte Ergebnis des Ermüdungsversagens der Stahlleiste. Daher wurde im Anschluss ein Versuchskörper vom *Typ A* unter Beibehaltung der Lastamplitude von $P_a = 150\,\text{kN/Dü}$ und der Mittellast von $P_m = 200\,\text{kN/Dü}$ getestet. Der Verlauf der gemessenen Wege ist in Abb. 6.26 und Abb. 6.27 dargestellt. Der Schädigungsverlauf in Form einer S-Kurve ist abermals gut erkennbar. Die Anrisslebensdauer ergab sich mit etwa $8 \cdot 10^5$ Lastwechseln. Der Versuchskörper vom *Typ A* wies somit erwartungsgemäß ein etwas günstigeres Ermüdungsverhalten, als der vorherige Versuchskörper mit freigelegtem Stahlzahn auf. Zu Versuchsende konnten an der Betonoberfläche nahezu keine Risse festgestellt werden.

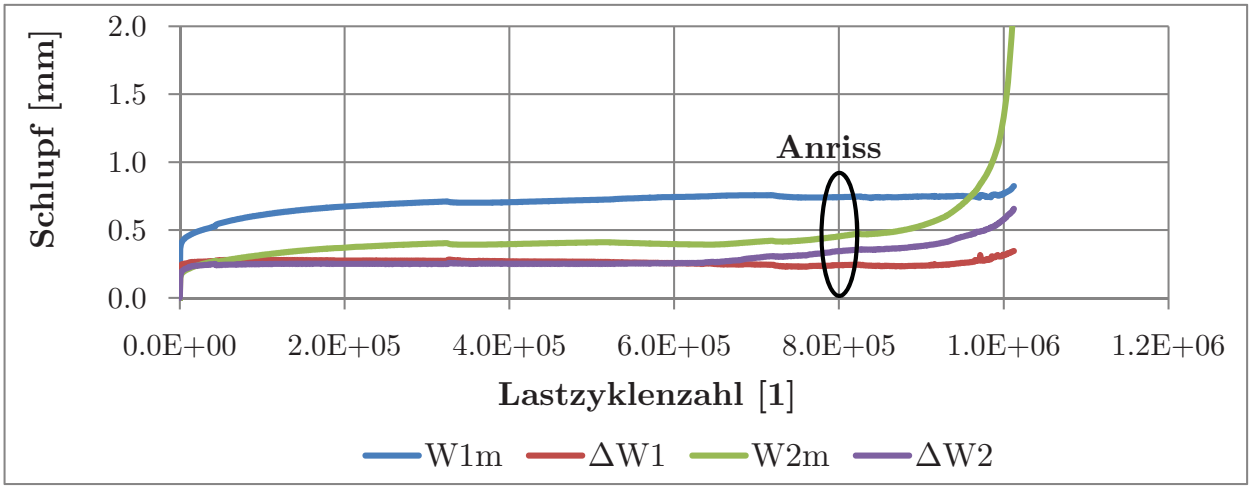


Abbildung 6.26: Probekörper A1 - Verlauf von Schlupf und Schlupfschwingbreite

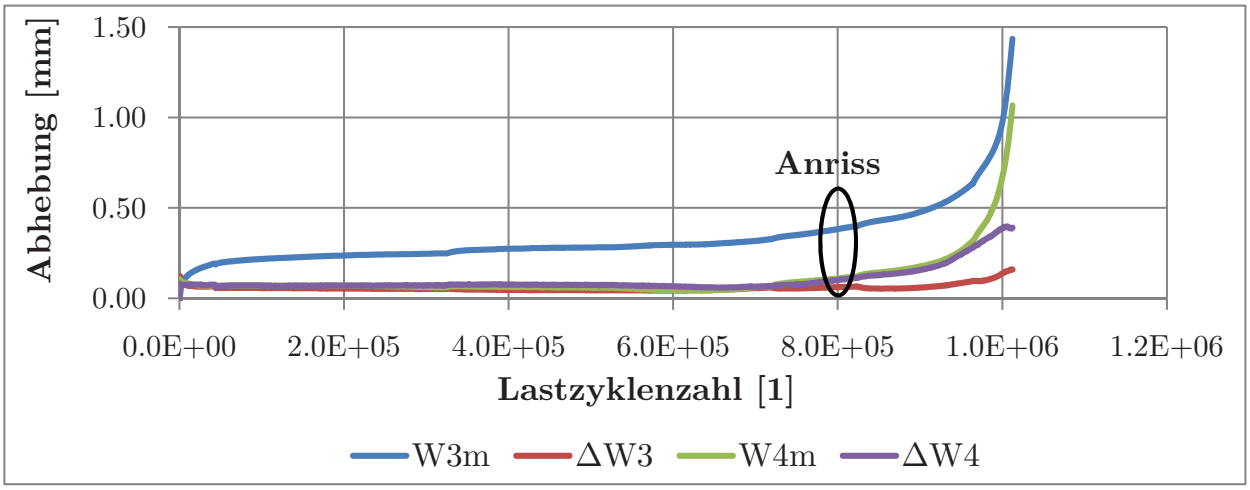


Abbildung 6.27: Probekörper A1 - Verlauf von Abhebung und Abhebungsschwingbreite

Auch bei Versuchskörper A1 wurde der Betonkörper entlang der Dübelleiste auf der Seite der Wegaufnehmer $W2$ und $W4$ aufgeschnitten. Abb. 6.28(a) zeigt die freigelegte Dübelleiste. Die durch die Messungen prognostizierte Rissbildung im Stahlzahn ist erkennbar. Der Riss weist eine Länge von etwa 10 cm auf. In Abb. 6.25(b) ist die Schnittfläche des den Stahlzahn umgebenden Betons ersichtlich. Innerhalb des Betons sind keine sichtbaren Risse vorhanden.

(a) Riss in der freigelegten Stahlleiste

(b) Dübelumfeld

Abbildung 6.28: Schnittbilder - Probekörper B5

6.3.2.5 Versuch 5 - Probekörper B6

Der nächste Schritt war die Modifikation der angesetzten Lastamplitude mit dem Ziel weitere Punkte der Bauteil-Wöhlerkurve zu erhalten. Dementsprechend wurde die Lastamplitude bei gleichbleibender Mittellast auf $P_a = 125\,\mathrm{kN/Dü}$ gesenkt. Ein weiter Unterschied zu den bisherigen Versuchen bestand im Versuchsablauf. Aufgrund von Lärmemissionen musste der Dauerschwingversuch jeweils in den Nachtstunden zwischen 22:00 Uhr und 08:00 Uhr unterbrochen werden. Diese Vorgehensweise war bei allen weiteren Versuchen notwendig.

Abb. 6.29 und Abb. 6.30 zeigen das Versuchsergebnis. Auffallend ist das ungleiche Vorzeichen der gemessenen Verläufe der Abhebungen $W3_m$ & $W4_m$. Zu Versuchsbeginn ist dies durch eine Asymmetrie des Versuchskörpers zu erklären. Der kontinuierliche Abfall der Abhebung im Versuchsverlauf ist hingegen unerwartet. Bei etwa 500000 Lastwechseln steigen sowohl der Schlupf $W2$, als auch die Abhebung $W4$ signifikant an und markieren somit ein beginnendes Ermüdungsversagen. Auf der Seite des zweiten Betongurts ist kein überproportionaler Anstieg der gemessenen Wege erkennbar. Der Dauerschwingversuch wurde bis etwa 700000 Lastwechsel fortgesetzt. Zu diesem Zeitpunkt war der in Abb. 6.31 ersichtliche Riss im Stahlzahn auf der Seite der Wegaufnehmer $W2$ und $W4$ vorhanden. Im einsehbaren Bereich des gegenüberliegenden Kronendübels war kein Riss erkennbar.

Trotz der Verminderung der Lastamplitude gegenüber dem vorigen Versuch, kommt es nur zu einer relativ geringen Steigerung der ertragbaren Lastspielzahl. Dies kann einerseits durch die in der Natur der Materialermüdung liegenden Streuungen begründet werden. Ein weiterer Grund könnte eine ungleiche Beanspruchung der beiden Stahlzähne sein, die sich ungünstig auf die Lebensdauer auswirken würde. Dieser Verdacht stützt sich sowohl auf die Messdaten der Abhebung im Versuchsverlauf, als auch auf die einseitige Rissbildung.

Asymmetrien können durch mehrere Faktoren hervorgerufen werden. Dazu gehören Ungenauigkeiten der Versuchskörpergeometrie, Abweichungen der Bewehrungsführung von der *SOLL*-Lage, oder Inhomogenitäten aufgrund von ungleichmäßiger Verdichtung des Betons insbesondere im Bereich der Kontaktfuge zum Stahlzahn. Auch die Positionierung des Prüfkörpers in der Prüfvorrichtung ist mit Ungenauigkeiten behaftet, die zu Lastexzentrizitäten führen können.

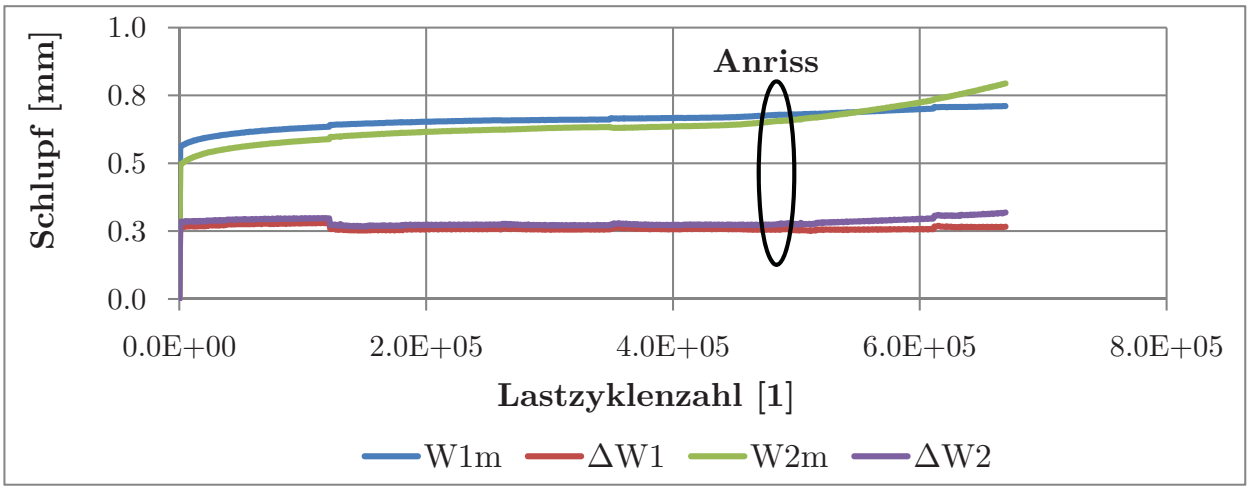


Abbildung 6.29: Probekörper B6 - Verlauf von Schlupf und Schlupfschwingbreite

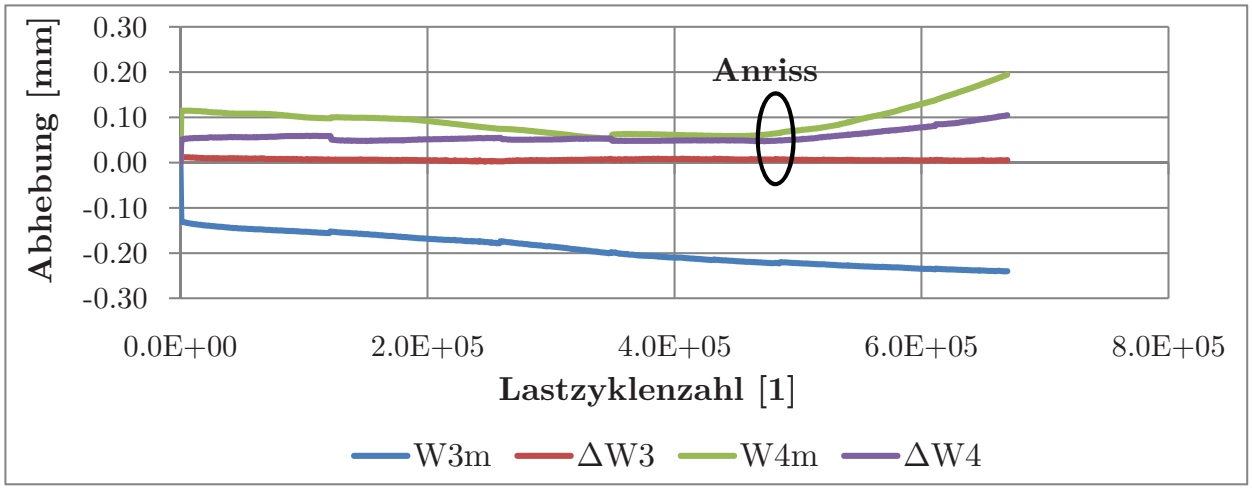


Abbildung 6.30: Probekörper B6 - Verlauf von Abhebung und Abhebungsschwingbreite

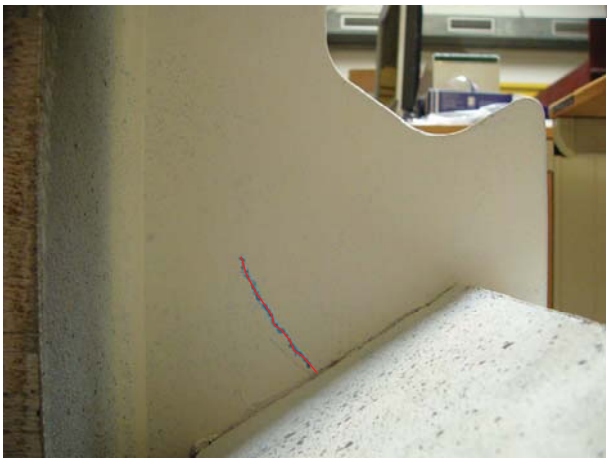


Abbildung 6.31: Schadensbild Stahlversagen - Probekörper B6

6.3.2.6 Versuch 6 - Probekörper A3

Um einen weiteren Vergleich der beiden Versuchskörpertypen zu ermöglichen, wurde als nächstes ein Versuchskörper vom *Typ A* unter Beibehaltung der Lastamplitude von $P_a = 125\,\text{kN/Dü}$ und der Mittellast von $P_m = 200\,\text{kN/Dü}$ getestet. Die Entwicklung der gemessenen Wege ist in Abb. 6.32 und Abb. 6.33 dargestellt. Nach etwa $1.7 \cdot 10^6$ Lastwechseln ist eine Störung der sonst stetig verlaufenden Messwerte erkennbar. Die Relativverschiebungen $W1_m$ und $W4_m$ steigen an, während $W2_m$ und $W3_m$ abfallen. Dieses Verhalten kann als Lastumlagerung zwischen den beiden Betongurten gedeutet werden. Nach etwa 100000 weiteren Lastzyklen stabilisiert sich die Situation. Aus diesem Grund wird die Unstetigkeit der Messwerte nicht als Versagen interpretiert. Dementsprechend konnte innerhalb von $2 \cdot 10^6$ Lastwechseln kein eindeutiges Versagen festgestellt werden.

Im Verlauf des Versuchs an Probekörper A3 wurden in Abständen von $5 \cdot 10^5$ Lastwechseln die Hysteresekurven sämtlicher gemessenen Wege aufgezeichnet. Abb. 6.34 zeigt ein beispielhaftes Messresultat von Wegaufnehmer $W1$. Tendenziell ist mit steigender Lastwechselzahl eine Zunahme der Schwingbreiten der gemessenen Wege, sowie der von den Hysteresekurven umschlossenen Fläche zu beobachten. Die Kraftamplitude bleibt aufgrund der Kraftsteuerung konstant, während die Absolutwerte der Wege kontinuierlich zunehmen.

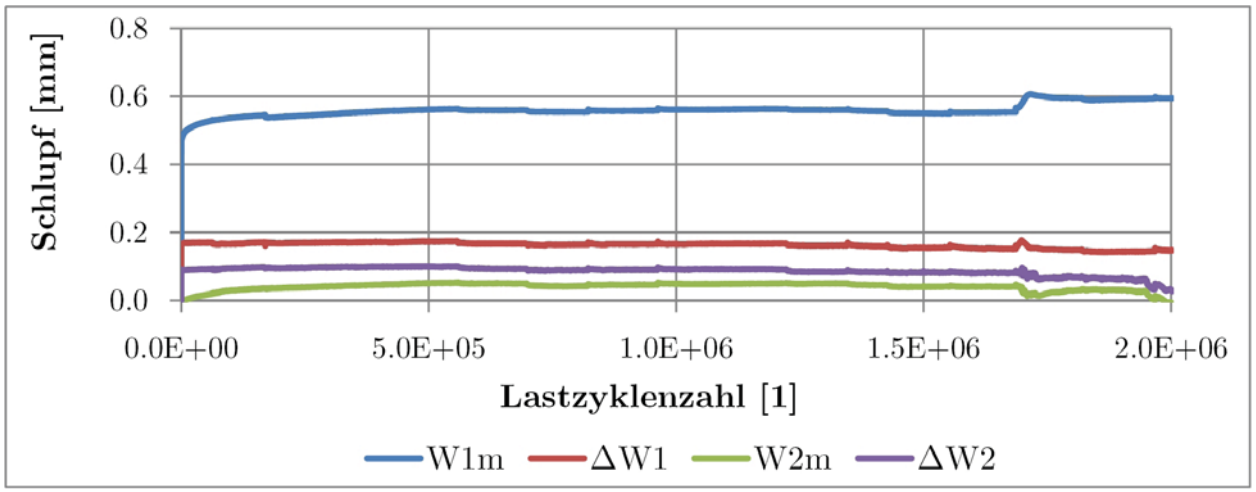


Abbildung 6.32: Probekörper A3 - Verlauf von Schlupf und Schlupfschwingbreite

Da innerhalb des Dauerschwingversuchs kein Versagen festgestellt werden konnte, wurde die Resttragfähigkeit des Probekörpers A3 getestet. Die resultierende Dübelkennlinie ist in Abb. 6.35 ersichtlich. Es ergab sich eine Maximallast von $P_{max} = 776\,\text{kN/Dü}$. Die quasistatische Tragfähigkeit lag bei $P_{stat} = 700\,\text{kN/Dü}$.

Zu Vergleichszwecken kann der von *Petraschek* getestete Versuchskörper *KrL-75-36, Serie 3* herangezogen werden. Dabei muss allerdings die um 38% höhere Fließgrenze des in der aktuellen Versuchsserie verwendeten Baustahls *S355M* berücksichtigt werden. Der Referenzwert der Maximallast für den Versuchskörper *Typ A* ergibt sich damit zu $P_{A,max,Ref} = 785\,\text{kN/Dü}$, während die quasistatische Tragfähigkeit bei $P_{A,stat,Ref} = 716\,\text{kN/Dü}$ liegt. Sowohl die maximal aufnehmbare Schubkraft, als auch die quasistatische Tragfähigkeit stimmen mit dem Ergebnis der Resttragfähigkeitsprüfung sehr gut überein. Es kann somit kein Einfluss der zykli-

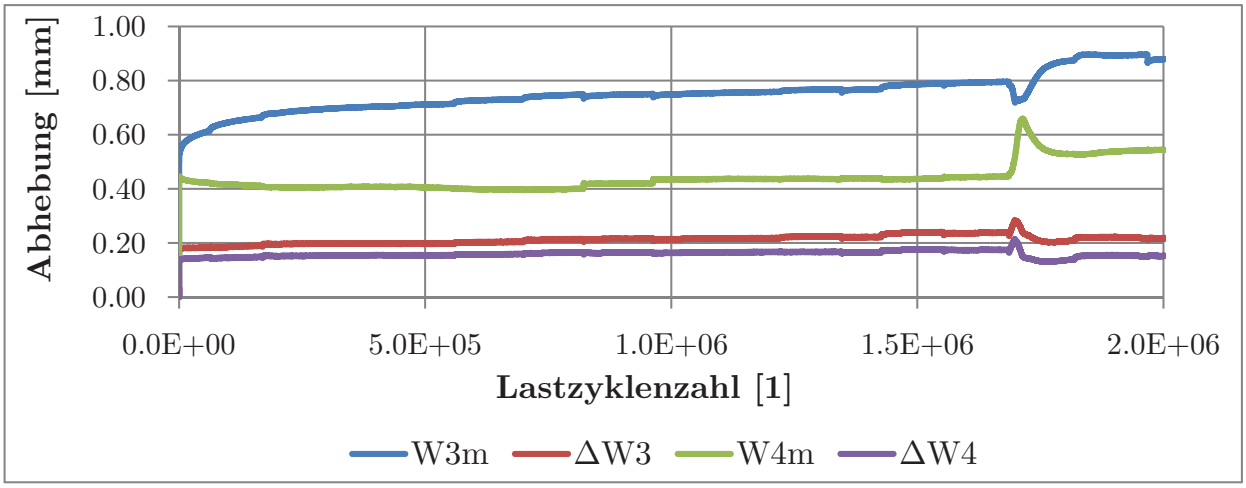


Abbildung 6.33: Probekörper A3 - Verlauf von Abhebung und Abhebungsschwingbreite

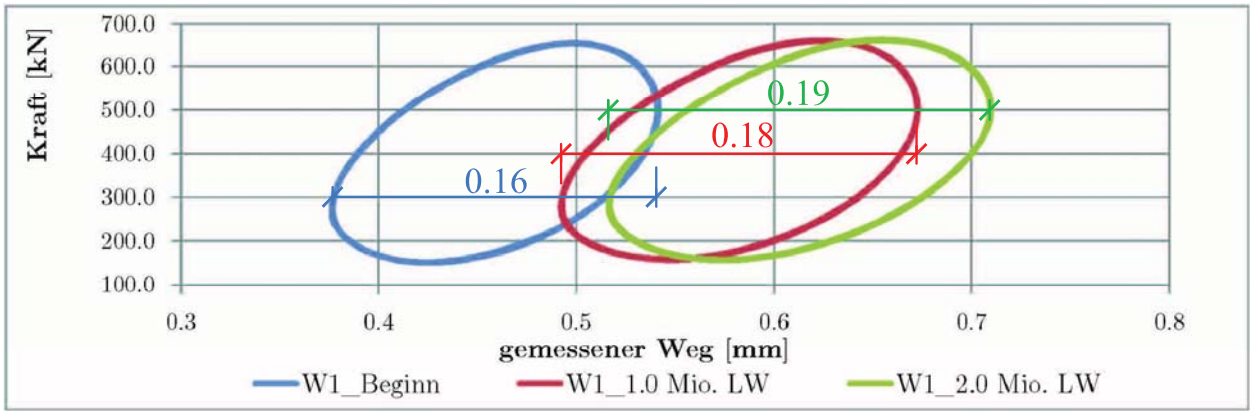


Abbildung 6.34: Probekörper A3 - Hysteresekurven von Wegaufnehmer W1

schen Vorbelastung auf die Tragfähigkeit festgestellt werden. Der vorbelastete Versuchskörper weist allerdings eine etwas höhere Anfangssteifigkeit auf.

Die Maximallast tritt bei einem Schlupf von $u_x = 8\,\text{mm}$ auf. Der Versuch wurde bei einer Relativverschiebung von etwa 25 mm abgebrochen. Eine weitere Steigerung des Schlupfes war nicht sinnvoll, da sonst die beiden durch Styroporstreifen an der Lastabtragung gehinderten Stahlzähne, beansprucht werden würden. Bis zum Versuchsende fiel die Last nicht unter 90% der Maximallast. Es konnte somit ein Verformungsvermögen von $\delta_{uk} \geq 15\,\text{mm}$ nachgewiesen werden. Das Duktilitätskriterium nach Gl. 6.2 wurde damit mit Leichtigkeit erfüllt.

Die gemessene Abhebekennlinie ist in Abb. 6.36 dargestellt. Zu Versuchsbeginn zeigt sich ein unerwarteter Verlauf. Während der Betongurt auf der Seite des Wegaufnehmers $W4$ abhebt, arbeitet sich die Dübelleiste in den zweiten Betongurt hinein. Dies deutet auf eine Starrkörperbewegung des Stahlbauteils relativ zu den beiden Betongurten hin. Erst bei Wirkung der halben Traglast nehmen die Abhebungen auf beiden Seiten zu. Die maximale Abhebung lag stets innerhalb der in Gl. 6.3 angegebenen Grenzen.

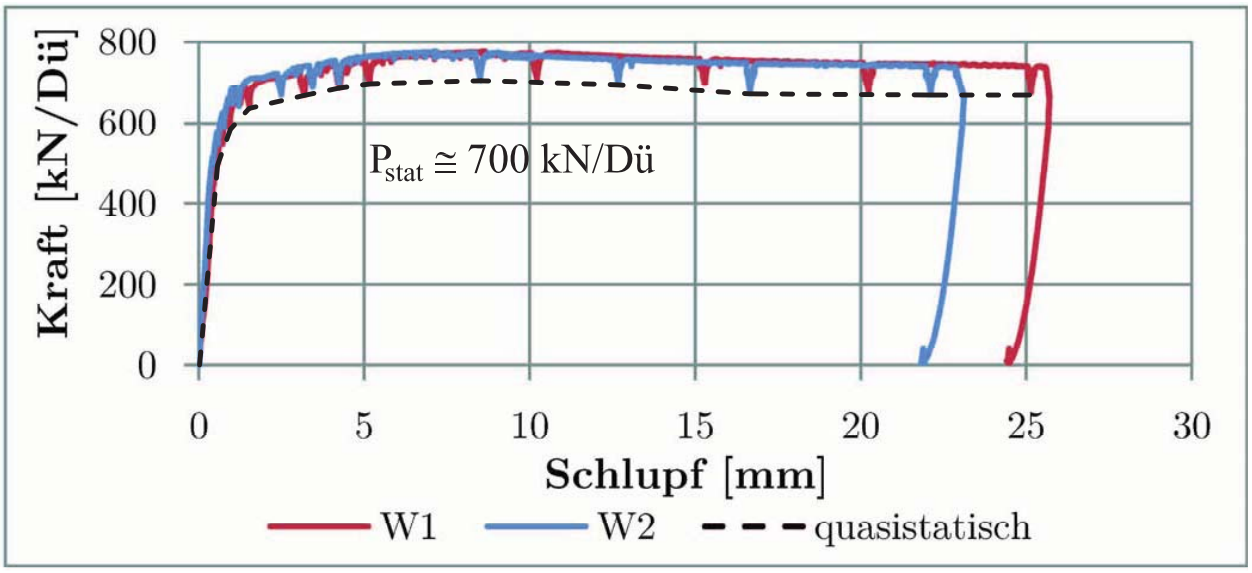


Abbildung 6.35: Probekörper A3 - Dübelkennlinien der Resttragfähigkeitsprüfung

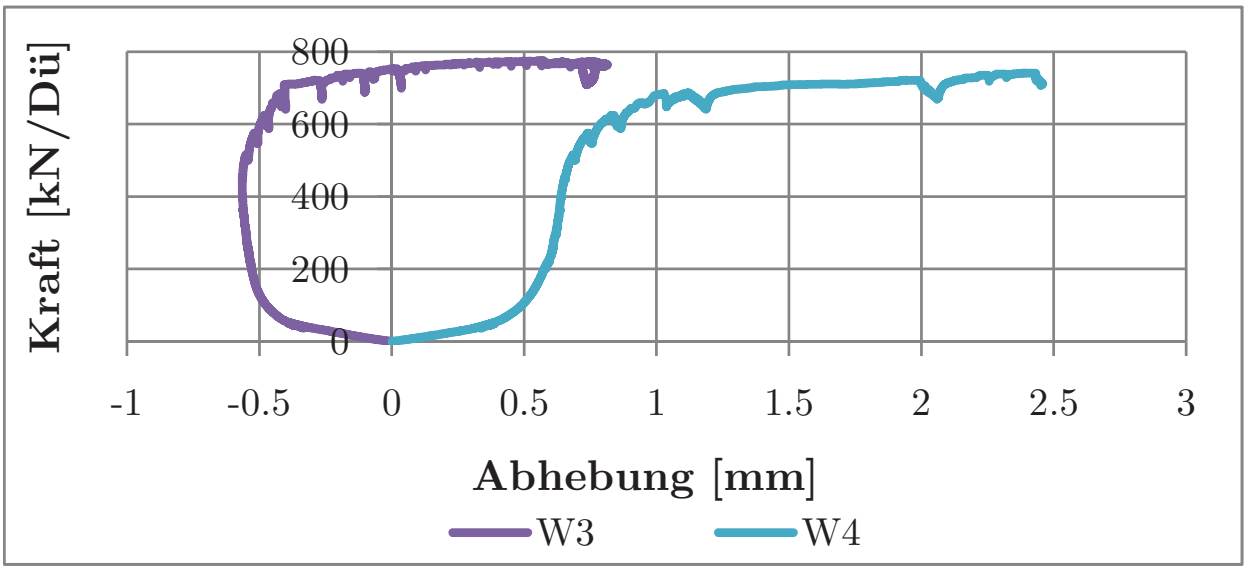
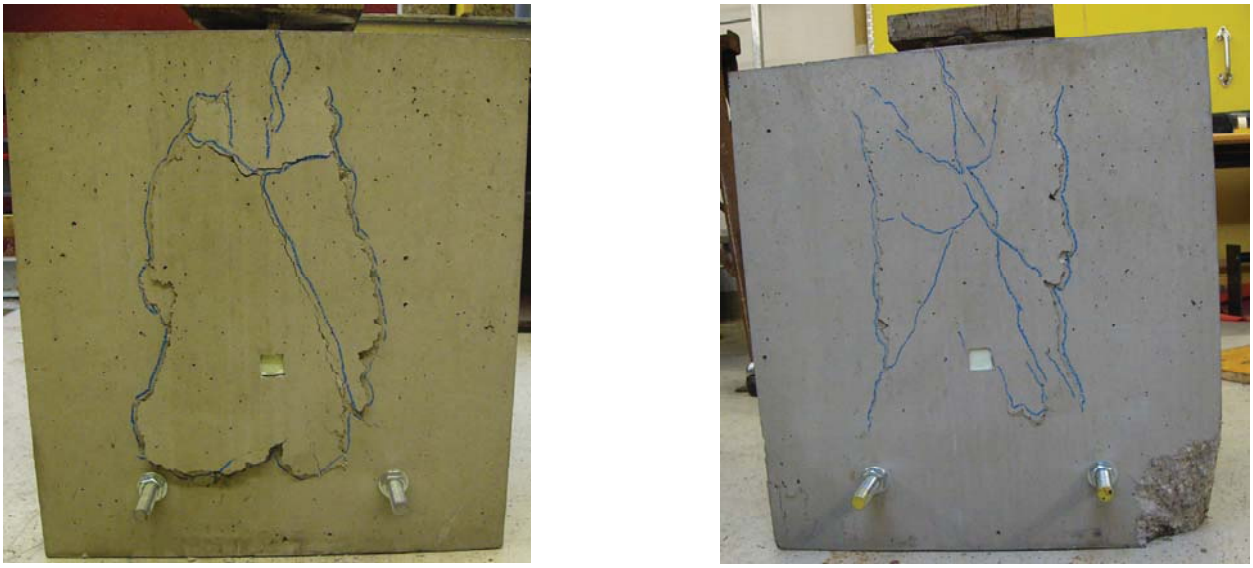


Abbildung 6.36: Probekörper A3 - Abhebekennlinien der Resttragfähigkeitsprüfung

Im Anschluss an den Versuch wurden die aufgetretenen Risse angezeichnet und das Schadensbild fotografiert. Abb. 6.37 zeigt die Rissbilder der beiden Betongurte. Auf der Seite der Wegaufnehmer $W1$ & $W3$ ist eine stärkere Schädigung erkennbar. Mehrere lockere Betonschollen konnten durch leichte Hammerschläge entfernt werden. Abb. 6.38 zeigt den Versuchskörper nach dem Abschlagen der losen Betonteile.



(a) Betongurt Seite $W1$ & $W3$

(b) Betongurt Seite $W2$ & $W4$

Abbildung 6.37: Probekörper A3 - Schadensbild der Resttragfähigkeitsprüfung

Abbildung 6.38: Abplatzungen am Betongurt Seite $W1$ & $W3$

6.3.2.7 Versuch 7 - Probekörper B3

Der folgende Versuch stellt eine Wiederholung der Versuchskonfiguration von Versuch 3 dar. Wieder wurde ein Probekörper vom *Typ B* unter einer Lastamplitude von $P_a = 150\,\text{kN/Dü}$ und einer Mittellast von $P_m = 200\,\text{kN/Dü}$ getestet. Das Ziel war es, zumindest für diese Beanspruchungssituation mehrere Versuchsergebnisse zu erhalten. Eine Abweichung zum Versuch 3 bestand allerdings in den nun unvermeidbaren Versuchsunterbrechungen in den Nachtstunden.

Die Entwicklung von Schlupf und Abhebung im Versuchsverlauf ist in Abb. 6.39 und Abb. 6.40 ersichtlich. Bei etwa $8 \cdot 10^5$ Lastwechseln beginnt die überproportionale Zunahme der gemessenen Wege. Der Anstieg ist eher schwach ausgeprägt, da der Versuch relativ bald nach der Schadensfeststellung abgebrochen wurde. Zu Versuchsende waren an beiden Stahlzähne Risse mit einer Risslänge von 3 bis 4 cm vorhanden. Die Lebensdauer ist fast doppelt so hoch, wie beim dritten Versuch. Der große Unterschied zwischen den beiden Versuchsergebnissen wird neben Streuungen, durch die nächtlichen Ruhepausen begünstigt. Unterbrechungen der Schwingbeanspruchung haben tendenziell eine günstige Wirkung auf die Ermüdungsfestigkeit von Betonbauteilen [Hoh04].

Abb. 6.41 zeigt anhand der Ergebnisse vom Schlupf $W1$ exemplarisch die Veränderung der Hysteresekurven mit zunehmender Lastwechselzahl. Die letzte Messung erfolgte kurz vor Abbruch des Versuchs nach etwa $9 \cdot 10^5$ Schwingspielen. Das Vorliegen eines Ermüdungsrisses spiegelt sich in der markanten Vergrößerung der Schlupfamplitude wieder.

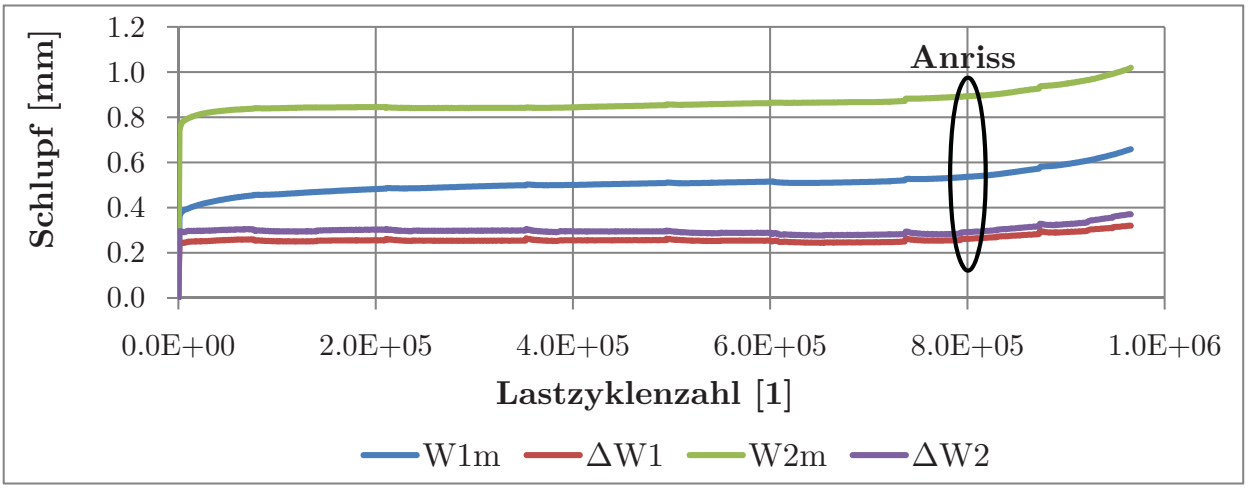


Abbildung 6.39: Probekörper B3 - Verlauf von Schlupf und Schlupfschwingbreite

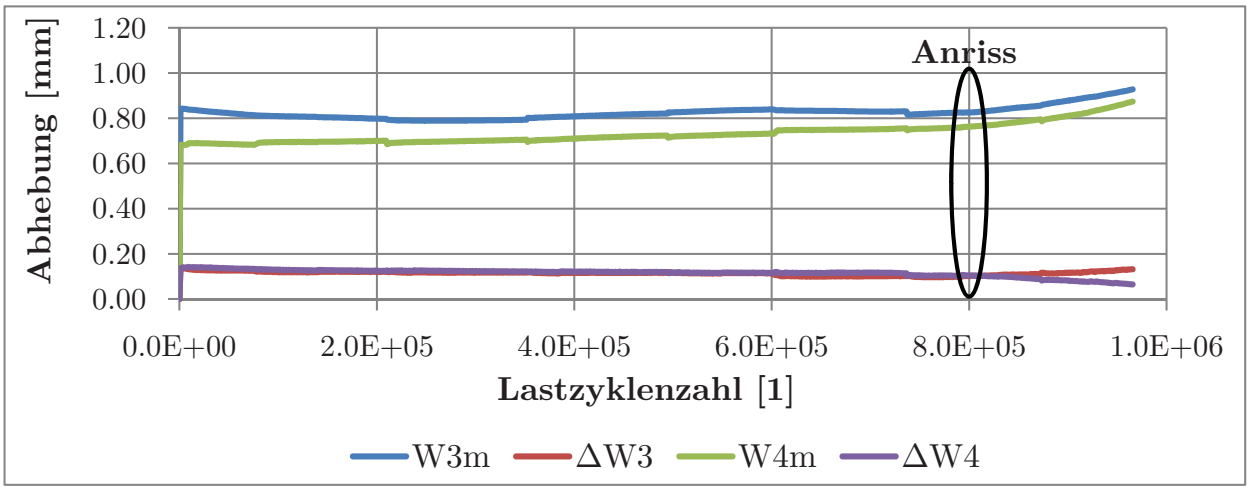


Abbildung 6.40: Probekörper B3 - Verlauf von Abhebung und Abhebungsschwingbreite

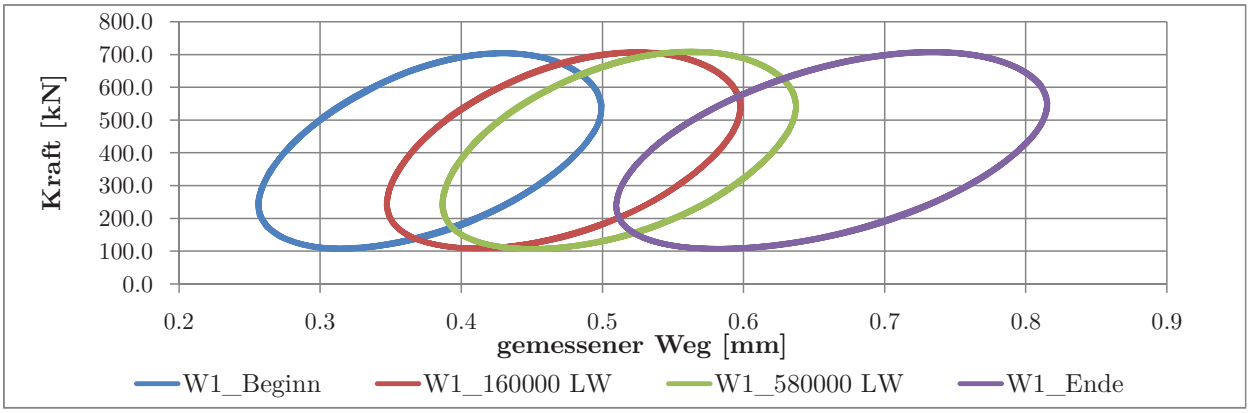


Abbildung 6.41: Probekörper B3 - Hysteresekurven von Wegaufnehmer W1

6.3.2.8 Versuch 8 - Probekörper A2

Versuch 8 wurde, abgesehen von den nächtlichen Ruhepausen unter denselben Bedingungen, wie Versuch 4 durchgeführt. Dementsprechend wurde ein Versuchskörper vom *Typ A* unter einer Lastamplitude von $P_a = 150\,\text{kN/Dü}$ und einer Mittellast von $P_m = 200\,\text{kN/Dü}$ geprüft. Nach etwa $1.5 \cdot 10^6$ Lastwechseln zeigte sich das Versagen an den in Abb. 6.42 und Abb. 6.43 dargestellten Messdaten der Wegaufnehmer $W1$ bis $W4$. An der Betonoberfläche waren zu Versuchsende nur vereinzelte Risse erkennbar. Gegenüber dem vergleichbaren vierten Versuch ergab sich nahezu eine Verdoppelung der Lebensdauer. Der begünstigende Einfluss der Versuchsunterbrechungen in den Nachtstunden wird somit erneut vermutet.

Die Gegenüberstellung der Ergebnisse beider Versuchskörpertypen weist, wie erwartet, auf das günstigere Ermüdungsverhalten von Versuchskörper *Typ A* hin. Das Freilegen des Stahlzahns führte innerhalb der durchgeführten Versuche zu einer Halbierung der Lebensdauer. Aufgrund der geringen Versuchsanzahl ist diese Schlussfolgerung nur von eingeschränkter Aussagekraft. Eine negative Beeinflussung durch den Verzicht auf die Betonummantelung des Stahlzahns ist allerdings deutlich ausgeprägt.

Die gemessenen Hysteresekurven von Wegaufnehmer $W1$ sind in Abb. 6.44 ersichtlich. Die Hysteresekurve zu Versuchsende, bei etwa $1.7 \cdot 10^6$ Schwingspielen unterscheidet sich abermals deutlich den Messergebnissen, die vor dem Schadenseintritt bestimmt wurden. Sowohl die Schwingbreite als auch der Mittelwert der gemessenen Wege nimmt im Versuchsverlauf kontinuierlich zu.

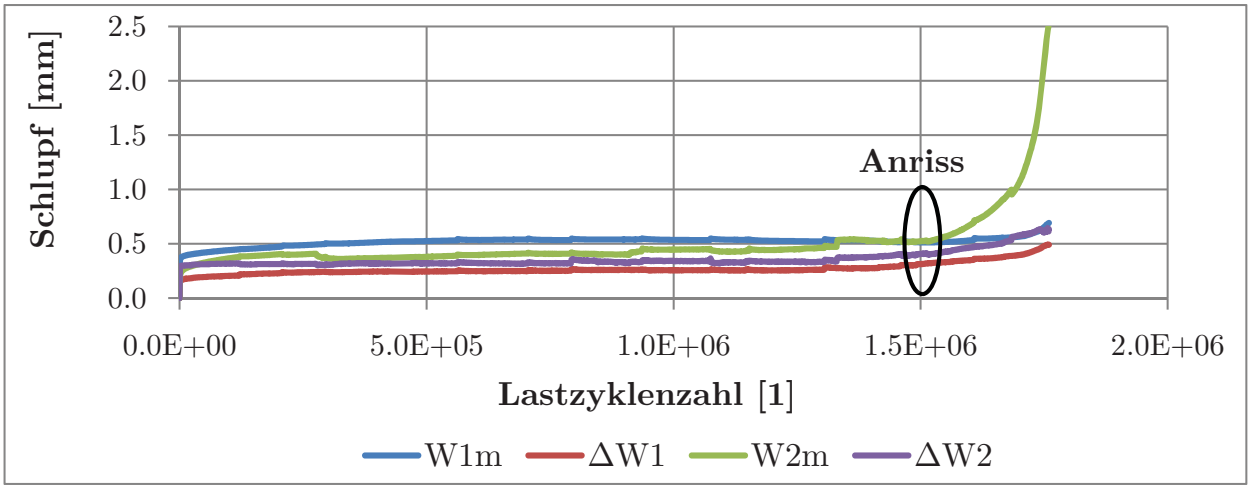


Abbildung 6.42: Probekörper A2 - Verlauf von Schlupf und Schlupfschwingbreite

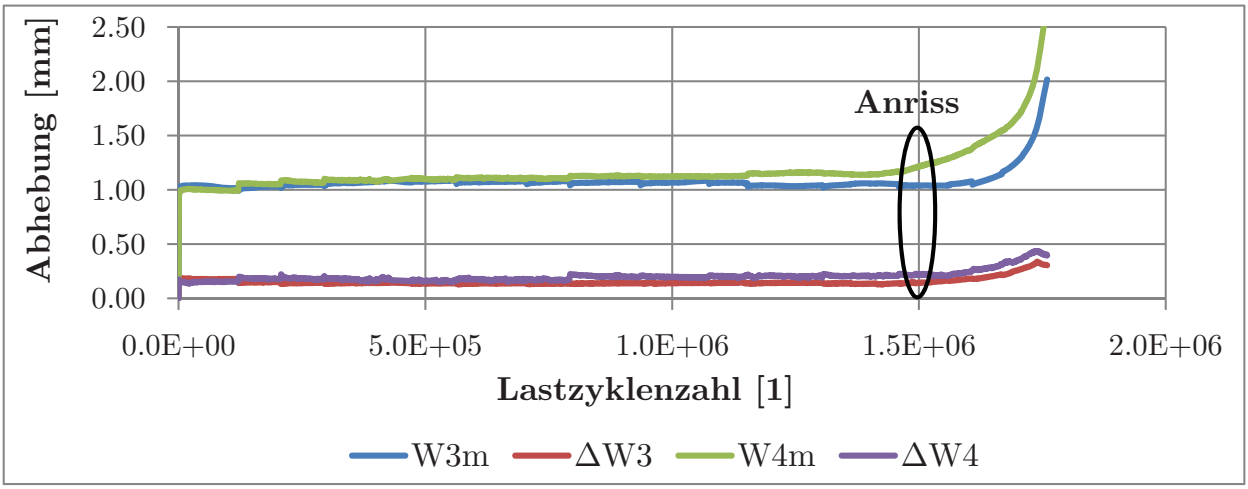


Abbildung 6.43: Probekörper A2 - Verlauf von Abhebung und Abhebungsschwingbreite

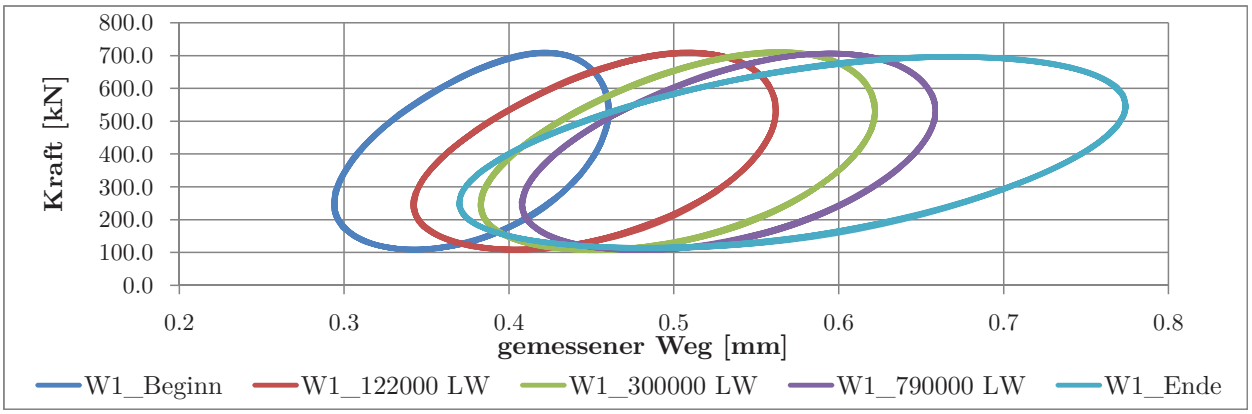


Abbildung 6.44: Probekörper A2 - Hysteresekurven von Wegaufnehmer W1

6.3.2.9 Versuch 9 - Probekörper B4

Der letzte Versuchskörper wurde statisch geprüft. Das Ziel war es einen Anhaltswert der Tragfähigkeit für die Versuchskörper vom *Typ B* zu ermitteln. Abb. 6.45 und Abb. 6.46 zeigen den Messwertverlauf der Wegaufnehmer $W1$ bis $W4$. Es ergab sich eine Maximallast von $P_{B,max,Ref} = 724\,\text{kN/Dü}$ bei einem Schlupf von etwa 5 mm. Die quasistatische Resttragfähigkeit lag bei $P_{B,stat,Ref} = 645\,\text{kN/Dü}$. Die Maximallast ist damit um etwa 10% kleiner als die Tragfähigkeit der Versuchskörper vom *Typ A*. Der Versuch endete abrupt mit dem Versagen des Betons. Der Wegaufnehmer $W1$ zeigt zu Versuchsende einen Schlupf von 15 mm an. Sowohl das Duktilitäts-, als auch das Abhebekriterium nach Gl. 6.2 und Gl. 6.3 konnten durchwegs eingehalten werden.

Das Schadensbild der Betongurte zu Versuchsende ist in Abb. 6.47 dargestellt. Am Betongurt auf der Seite der Wegaufnehmer $W2$ und $W4$ kam es zum Abplatzen größerer Betonschollen. An beiden Betongurten bildeten sich bereits ab dem Erreichen der Traglast Risse, die sich im Versuchsverlauf kontinuierlich vergrößerten. An den Stahlzähnen konnten erwartungsgemäß keine augenscheinlichen Risse festgestellt werden.

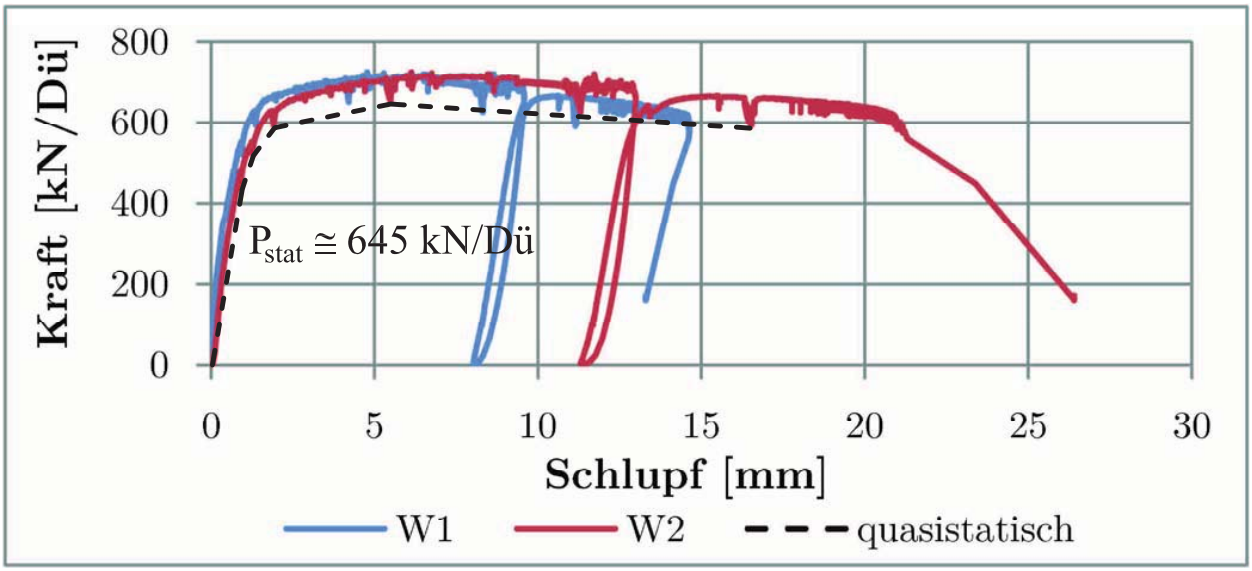


Abbildung 6.45: Probekörper B4 - Dübelkennlinien

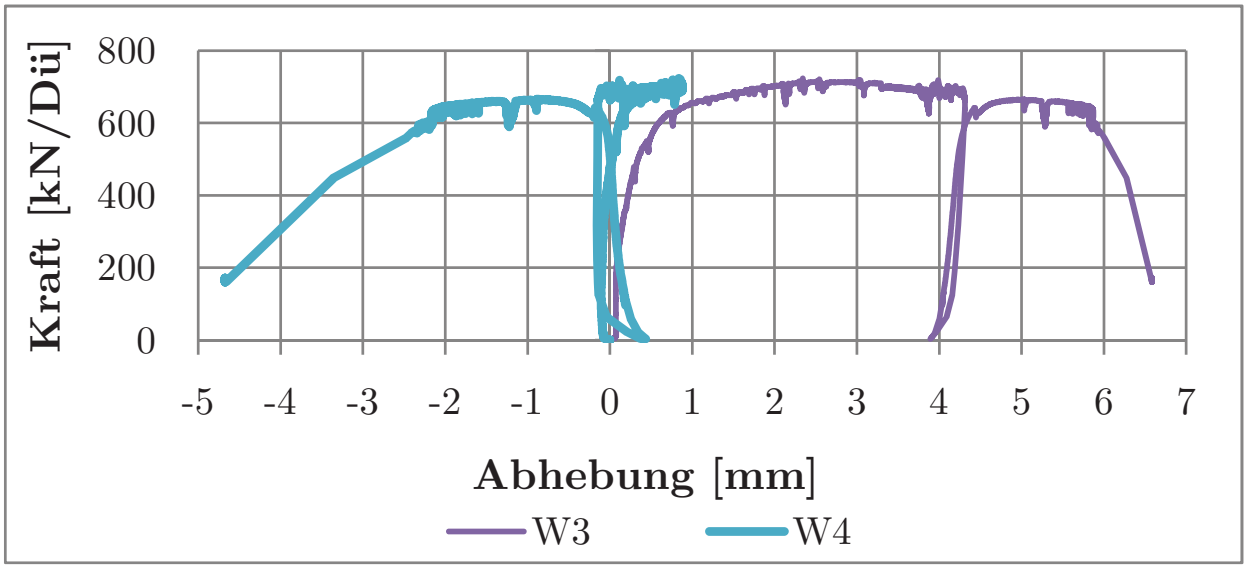
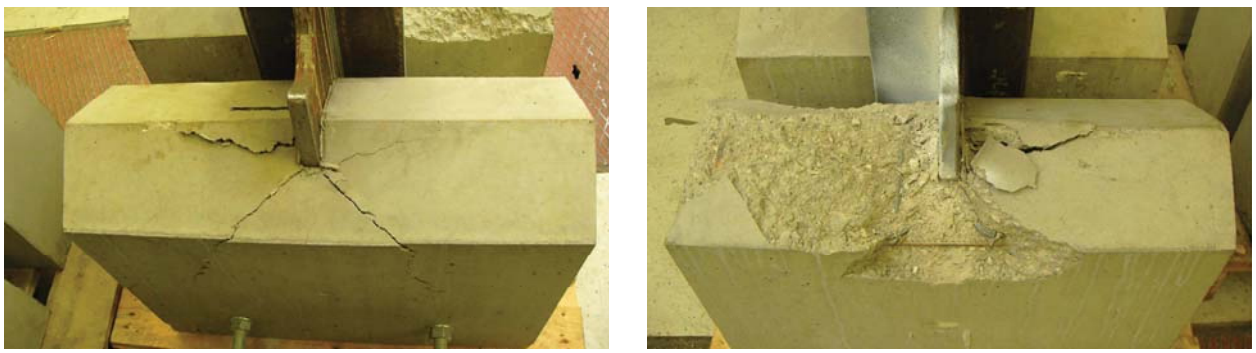


Abbildung 6.46: Probekörper B4 - Abhebekennlinien



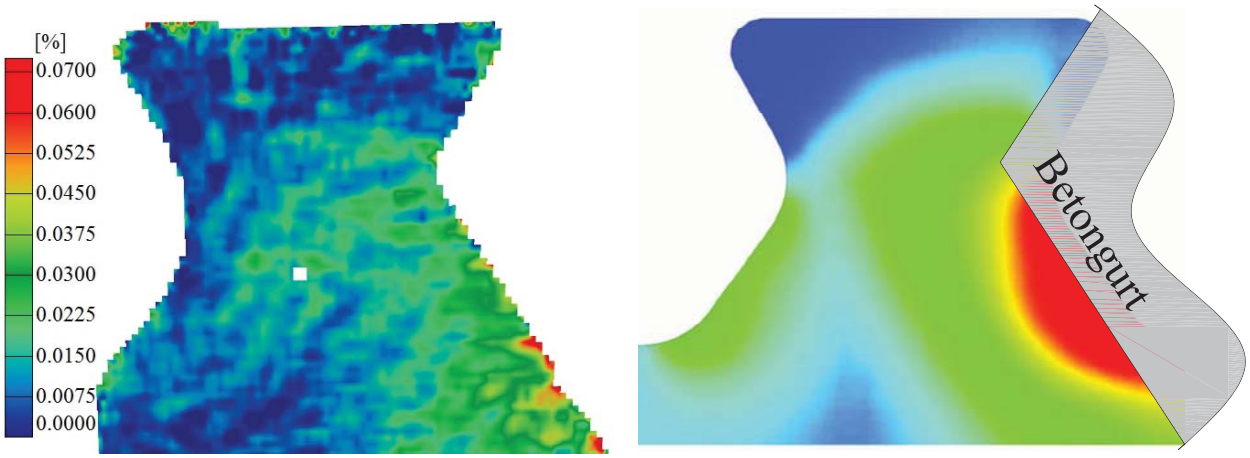
(a) Betongurt Seite $W1$ & $W3$ (b) Betongurt Seite $W2$ & $W4$

Abbildung 6.47: Probekörper B4 - Schadensbild

6.3.3 Optische Dehnungsmessung

6.3.3.1 Messungen während der Erstbelastung

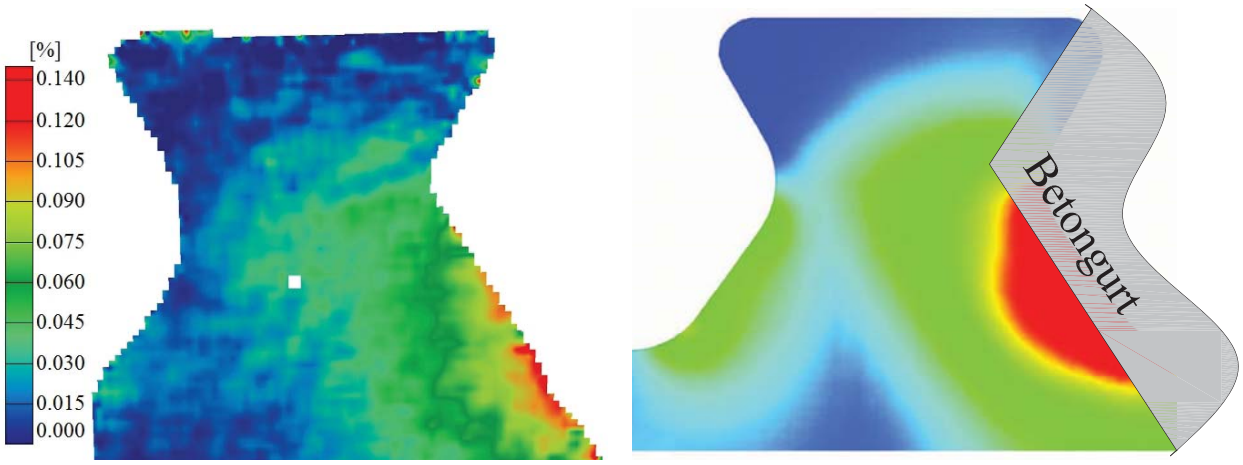
Das optische Messsystem *ARAMIS* kam im Zuge der Erstbelastung mehrerer Versuchskörper, sowie während des statischen Abscherversuch von Versuchskörper B4 zum Einsatz. Durch die Laststeigerung bis zur Traglast konnten aus dem statischen Versuch die aussagekräftigsten Ergebnisse gewonnen werden. In Abb. 6.48 bis Abb. 6.49 werden die Messergebnisse auf zwei Laststufen dargestellt und mit den numerischen Berechnungsergebnissen verglichen. Die numerischen Ergebnisse wurden mit Hilfe des *FE*-Programms *ABAQUS* bestimmt und stammen aus der der nichtlinearen, räumlichen Versuchssimulation von Versuchskörper *Typ B*. Bei gleicher Beanspruchung wurde bei der Gegenüberstellung jeweils eine einheitliche Farbeinteilung gewählt. Auf beiden betrachteten Lastniveaus ergeben sich zufolge der numerischen Berechnung etwas höhere Hauptzugdehnungen innerhalb des Stahlzahnes. Die *ABAQUS*-Berechnung führt auf eine größere Ausdehnung der hochbeanspruchten, in Abb. 6.48 bis Abb. 6.49 rot eingefärbten Dübelbereiche. Die qualitative Verteilung der Hauptzugdehnungen, sowie die Lage der maßgebenden Kerbe stimmen relativ gut überein.



(a) *ARAMIS* - Ergebnis (b) *ABAQUS* - Ergebnis

Abbildung 6.48: Vergleich der optischen Dehnungsmessung mit den numerischen Ergebnissen anhand der Hauptzugdehnungen ε_1 bei $P = 208\,\mathbf{kN/Dü}$

Eine weitere Möglichkeit zur Verifikation der *FE*-Ergebnisse besteht im Vergleich der rechnerisch und messtechnisch bestimmten Beziehungen zwischen der äußeren Dübelbeanspruchung und den örtlichen Dehnungen. Zu diesem Zweck wurden die maßgebenden Messpunkte des in Abb. 6.50 dargestellten hochbeanspruchten Dübelbereiches mittels *ARAMIS* ausgewertet. Abb. 6.51 und Abb. 6.52 zeigen die numerischen Ergebnisse der Last-Kerbdehnungsbeziehungen beider Versuchskörpertypen, sowie den Verlauf der gemessenen Dehnungen in den höchstbeanspruchten Messpunkten. Die Messergebnisse werden dabei in verschiedenen Grautönen dargestellt. Bei der Interpretation der beiden Abbildungen ist zu beachten, dass die messtechnische Erfassung der größten Kerbwirkungen in unmittelbarer Umgebung der Kontaktfuge aufgrund der Betonüberdeckung von 1 cm nicht möglich ist. Die numerische Berechnung liefert bei gleicher Last stets größere Hauptzug- und Vergleichsdehnungen, als die optische Dehnungsmessung und liegt damit auf der sicheren Seite. Die



(a) *ARAMIS* - Ergebnis (b) *ABAQUS* - Ergebnis

Abbildung 6.49: Vergleich der optischen Dehnungsmessung mit den numerischen Ergebnissen anhand der Hauptzugdehnungen ε_1 bei $P = 324\,\mathbf{kN/Dü}$

Berechnungsergebnisse von Versuchskörper *Typ B* weichen aufgrund numerischer Probleme, die bereits in Kap. 4.3.5.3 diskutiert wurden, relativ stark von den Messergebnissen ab. Wesentlich besser ist die Vergleichbarkeit der Ergebnisse von Versuchskörper *Typ A*. Dabei zeigt sich eine zufriedenstellende Übereinstimmung zwischen Versuch und Berechnung.

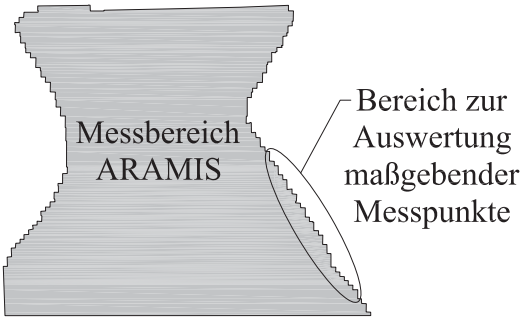


Abbildung 6.50: Lage der ausgewerteten Messpunkte zur Generierung der Last-Dehnungsbeziehungen mittels *ARAMIS*

Als letztes soll die Verteilung der mit *ARAMIS* gemessenen Hauptzugdehnungen im Schnitt am Fuß des Dübels untersucht werden. Abb. 6.53 zeigt die Messdaten des Verzerrungsverlaufes am Dübelfuß für mehrere Laststufen. Man erkennt den Anstieg der Dehnungen zum belasteten rechten Rand hin. Mit zunehmendem Beanspruchungsniveau steigt die Gradiente des Dehnungsverlaufes immer stärker an. Durch Extrapolation können die Dehnungen in jenen Bereichen abgeschätzt werden, die aufgrund der Betonüberdeckung von 1 cm nicht einsehbar sind. Eine tangential anschließende, lineare Erweiterung der Kurvenverläufe ist in Abb. 6.53 angedeutet. Es ist davon auszugehen, dass die maximalen Kerbdehnungen zumindest $25 - 30\%$ oberhalb der gemessenen Höchstwerte liegen.

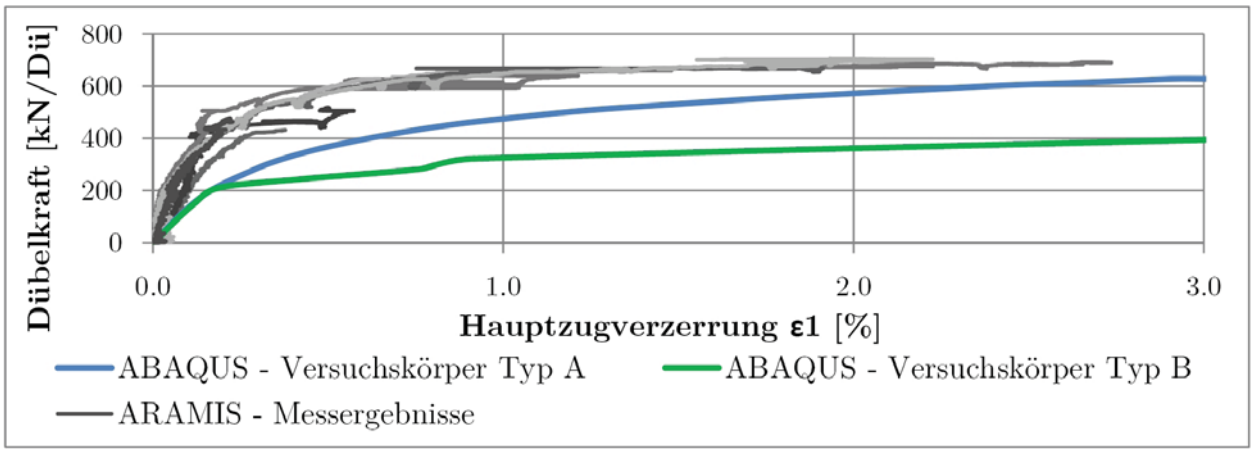


Abbildung 6.51: Vergleich der gemessenen und berechneten Last-Hauptzugdehnungsbeziehungen

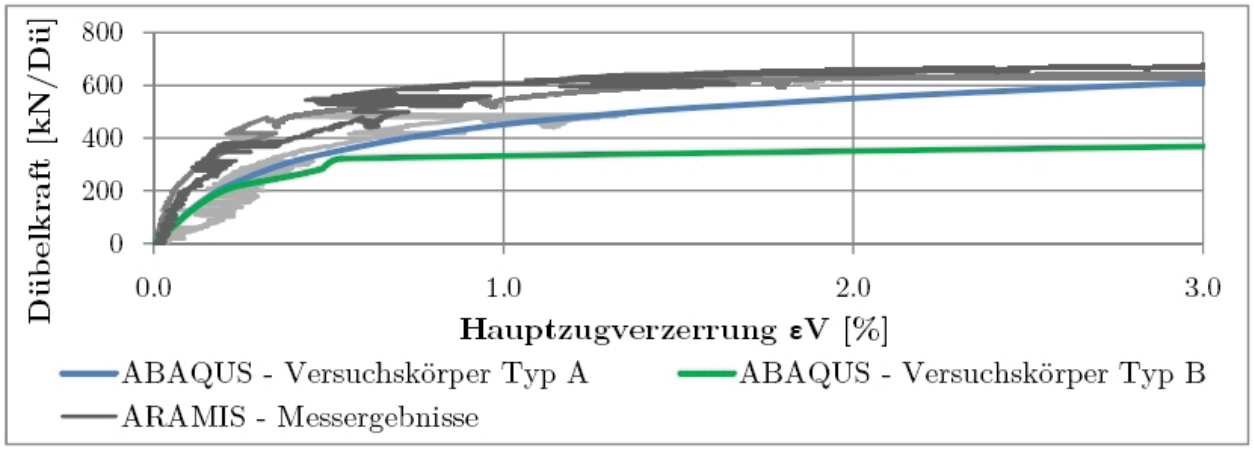


Abbildung 6.52: Vergleich der gemessenen und berechneten Vergleichsdehnungsbeziehungen

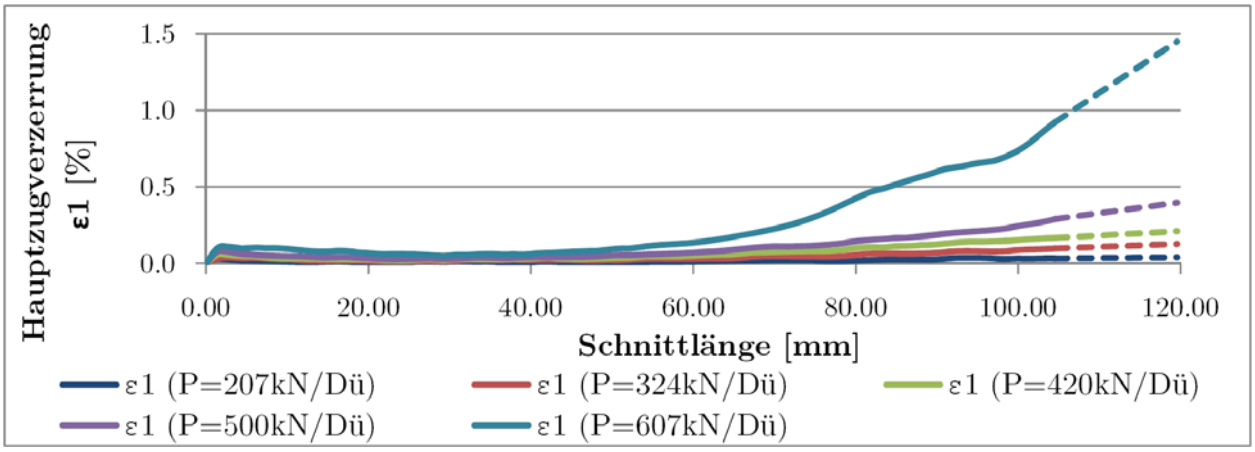


Abbildung 6.53: Verlauf der gemessenen Hauptzugverzerrungen im Schnitt am Fuß des Dübels

6.3.3.2 Messungen während des Dauerschwingversuchs

Die Dehnungsmessungen während des Dauerschwingversuchs wurden mit einer Frequenz von 30 Hz durchgeführt. Bei der verwendeten Belastungsfrequenz von 3 Hz konnten zehn Bildaufnahmen pro Lastzyklus erstellt werden. Die hohe Messfrequenz führt aufgrund der geringeren Belichtungsdauer zu einer Reduktion der Genauigkeit im Vergleich zu den Messungen während der Erstbelastung. Diese Problematik wird durch die Kleinheit der auftretenden Dehnungen während der zyklischen Belastung verschärft.

Ein weiteres Problem ist das Fehlen eines Bezuges zum unbelasteten Zustand des Dübels. Da die Messungen im eingeschwungenen Zustand erfolgten, beziehen sich alle Dehnungen auf den Verformungszustand zu Beginn der Deformationsmessung und stellen somit keine Absolutwerte dar. Die gewonnenen Messdaten können nicht mit den numerischen Ergebnissen verglichen werden. Abb. 6.54 zeigt ein beispielhaftes Messergebnis von Versuchskörper B1 bei einer Last von $P = 230\,\text{kN/Dü}$. Der Betrag der Messwerte ist nicht aussagekräftig. Interessant ist allerdings die Auswertung der auftretenden Dehnungsschwingbreiten, da diese einen maßgebenden Einflussparameter der Lebensdauerberechnung darstellen.

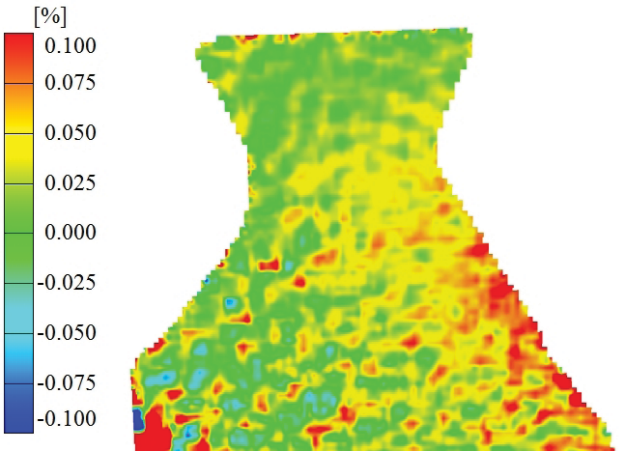


Abbildung 6.54: Beispielhaftes Ergebnis der optischen Dehnungsmessung während des Dauerschwingversuchs an Versuchskörper B1 (Hauptzugdehnung ε_1 bei einer Last von $P = 230\,\text{kN/Dü}$)

In Kap. 5.1.3 wurde die Vorgangsweise zur Lebensdauerberechnung schrittweise beschrieben. Als wesentlicher Bestandteil wurden dabei die in Abhängigkeit von einer Beanspruchungsamplitude auftretenden örtlichen Dehnungen ermittelt. Abb. 6.55 zeigt den aus der räumlichen, nicht-linearen Berechnung mittels *ABAQUS* resultierenden Zusammenhang zwischen der Lastamplitude P_a und den Kerbdehnungsamplituden $\varepsilon_{1,a}$ bzw. $\varepsilon_{V,a}$ von Versuchskörper *Typ B*. Bei einer Kraftamplitude von $P_a = 150\,\text{kN/Dü}$ tritt demnach eine Hauptzugdehnungsamplitude $\varepsilon_{1,a} \approx 0.12\%$ und eine Vergleichsdehnungsamplitude von $\varepsilon_{V,a} \approx 0.13\%$ auf.

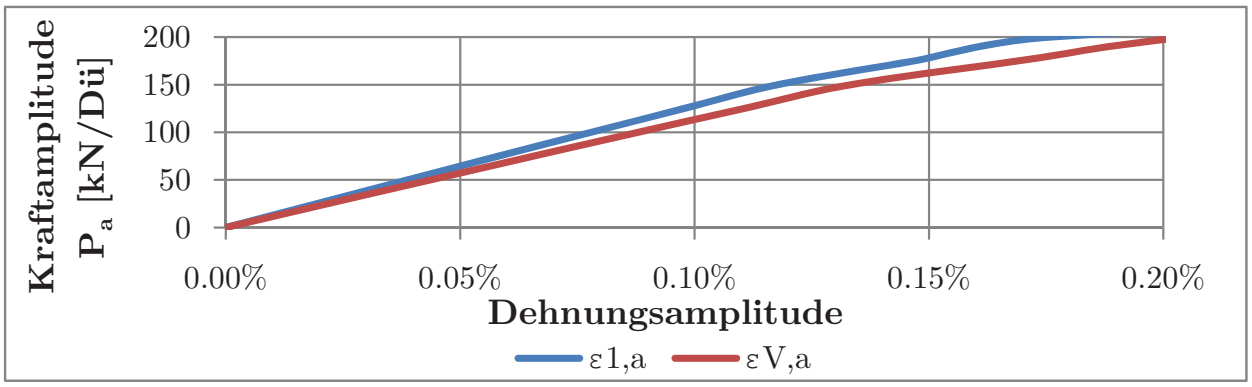


Abbildung 6.55: Numerisch bestimmter Zusammenhang zwischen der Lastamplitude P_a und den örtlichen Dehnungsamplituden $\varepsilon_{1,a}$ bzw. $\varepsilon_{V,a}$ (Modell: Versuchskörper *Typ B*)

In Abb. 6.56 und Abb. 6.57 ist die Entwicklung der an hochbeanspruchten Stellen des Stahlzahnes gemessenen Dehnungen über den Verlauf mehrerer Lastzyklen dargestellt. Die Daten wurden durch Auswertung der maßgebenden Messpunkte des in Abb. 6.50 dargestellten hochbeanspruchten Dübelbereichs ermittelt und stammen aus der optischen Dehnungsmessung an Versuchskörper B3. Bei diesem Versuch wurde eine Kraftamplitude von $P_a = 150\,\mathrm{kN/Dü}$ aufgebracht. Die größte gemessene Schwingbreite der Hauptzugdehnungen beträgt $\Delta\varepsilon_{1,max} = 0.2\%$. Die größte errechnete Vergleichsdehnungsschwingbreite liegt bei $\Delta\varepsilon_{V,max} = 0.25\%$. Die numerische Berechnung liefert geringfügig höhere Dehnungsschwingbreiten. Dieses Ergebnis entspricht den Erwartungen, da die größte Kerbwirkung in unmittelbarer Umgebung der Kontaktfuge aufgrund der Betonüberdeckung nicht erfasst werden konnte.

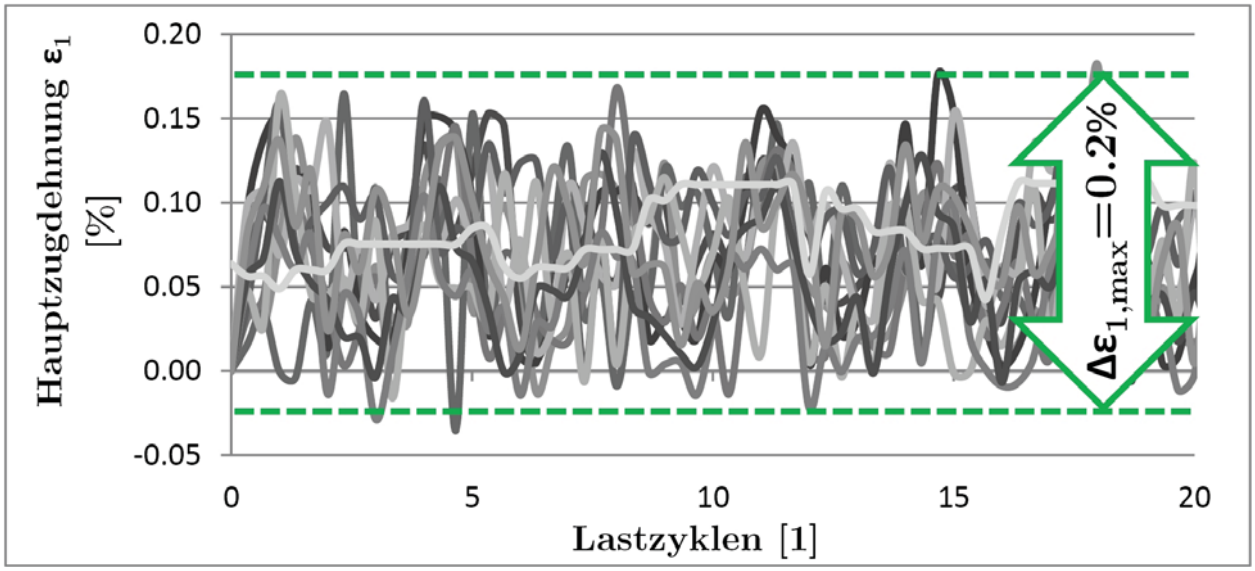


Abbildung 6.56: Verlauf der gemessenen Hauptzugdehnungen an hochbeanspruchten Stellen des Stahlzahnes

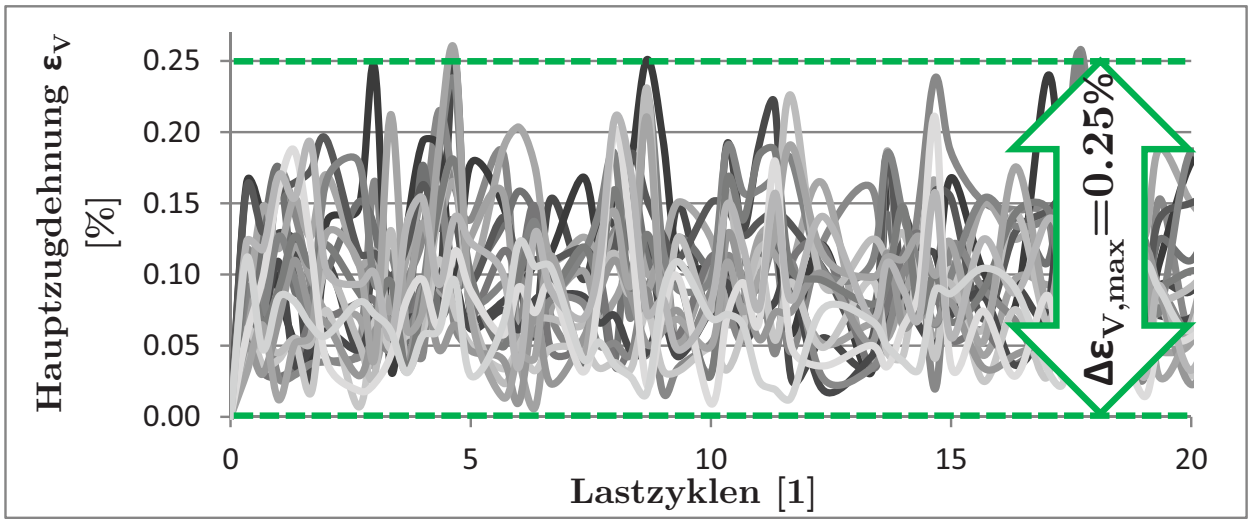


Abbildung 6.57: Verlauf der gemessenen Vergleichsdehnungen an hochbeanspruchten Stellen des Stahlzahnes

6.3.4 Rasterelektronenmikroskopie

Die Bruchflächen von Versuchskörper A1 wurden mittels Rasterelektronenmikroskopie näher untersucht. Bei diesem Verfahren wird die zu analysierende Oberfläche durch einen fein gebündelten Elektronenstrahl abgetastet. Die erreichbare Vergrößerung liegt wesentlich höher als bei Lichtmikroskopen.

Durch das Zerschneiden von Versuchskörper A1 im Anschluss an den Dauerschwingversuch konnte das Dübelblech freigelegt werden. Um eine Untersuchung mit dem Rasterelektronenmikroskop zu ermöglichen, waren Bauteilproben mit einer maximalen Größe von etwa $1.0 \times 1.0 \times 1.0\,\text{cm}$ erforderlich.

Mit Hilfe einer Bandsäge wurde zunächst ein Blechstreifen mitsamt Ermüdungsriss aus dem Dübelblech herausgeschnitten. Abb. 6.58 zeigt den Sägeschnitt, und den Riss im Dübelblech. Um in weiterer Folge die Spaltung der Probe zu ermöglichen, wurde die Bruchfläche angebohrt. Anschließend erfolgte die Abkühlung des Blechstreifens mit flüssigem Stickstoff auf etwa $-196\,^{\circ}\text{C}$. Dadurch konnte die Probe durch Aufweitung der Bohrung mit Hilfe von Hammer und Körner in zwei Teile gebrochen werden. Dies diente zur Freilegung der Bruchflächen. Im Zuge der weiteren Untersuchung wurden aus den Bruchteilen insgesamt drei Bauteilproben entnommen. Die Entnahmestellen der Proben sind in Abb. 6.58 eingetragen. Abb. 6.59 zeigt die verwendeten Proben und ihre Lage in Relation zur zweiten Bruchfläche. Zusätzlich ist die Bohrung erkennbar.

Untersuchte Proben:

- **Rissansatzstelle - Probe A**
- **Mittlerer Bereich der Schwingbruchfläche - Probe B**
- **Rissspitze mit Übergang zur Sprödbruchfläche - Probe C**

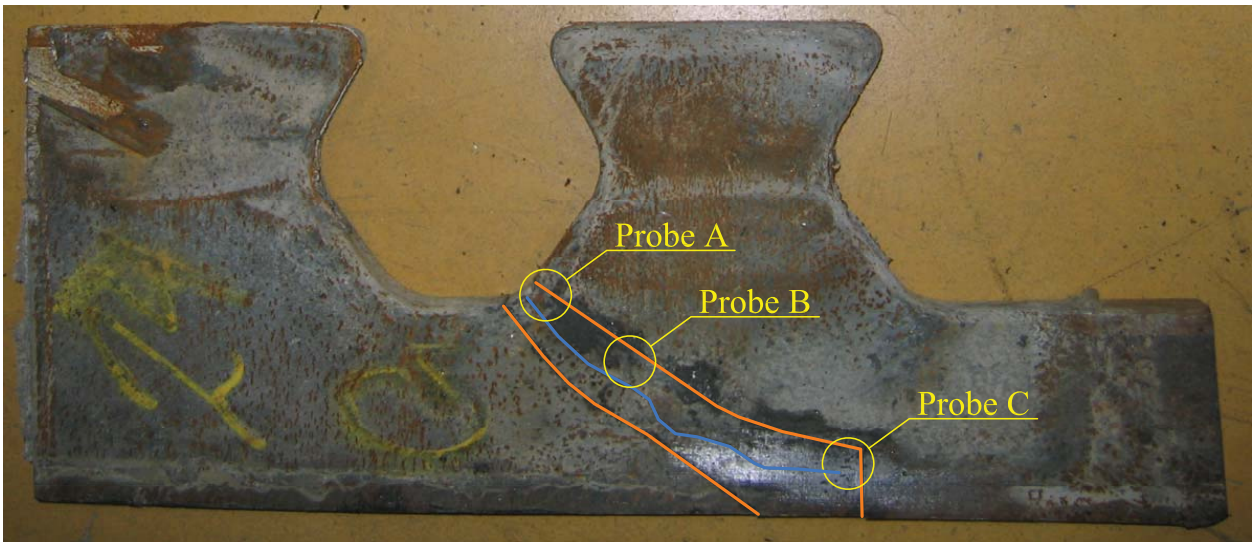


Abbildung 6.58: Probeentnahme aus dem Dübelblech von Versuchskörper A1

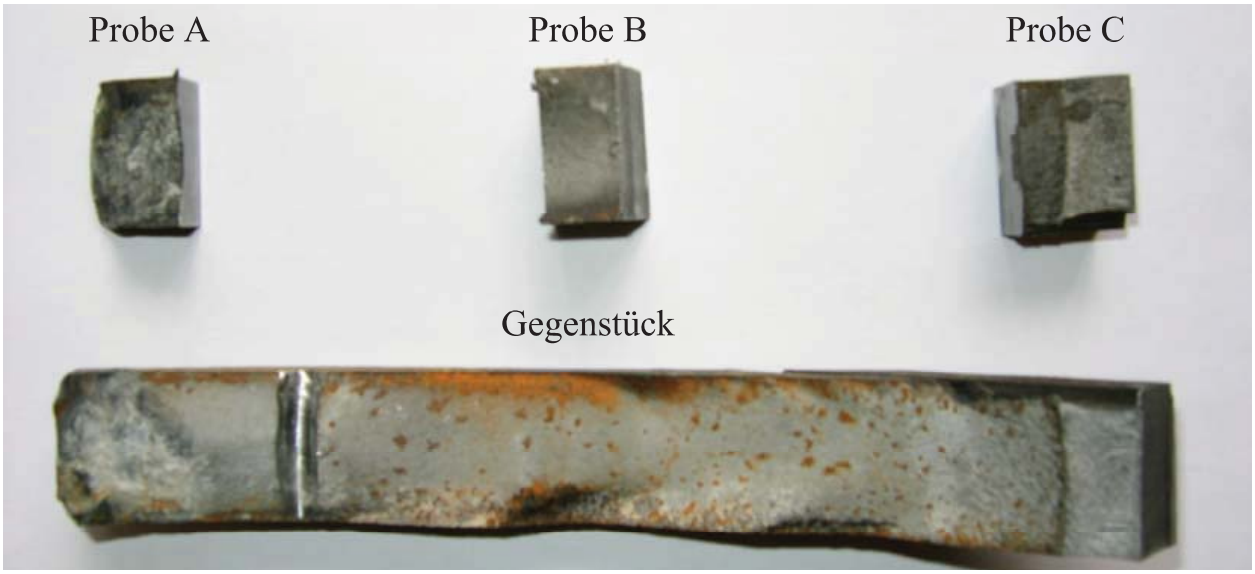
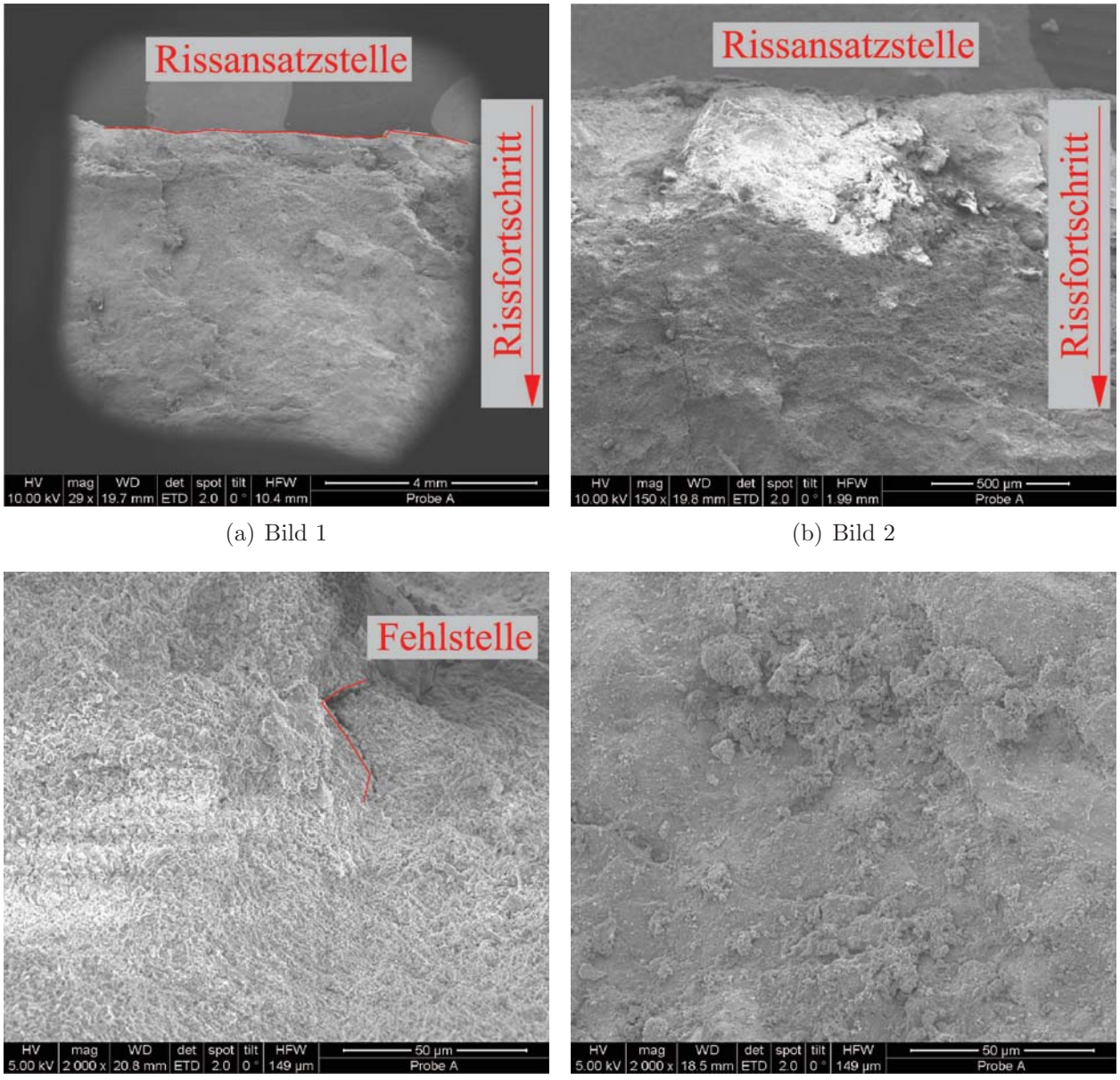


Abbildung 6.59: Untersuchte Proben

Die mit Hilfe der Rasterelektronenmikroskopie gewonnenen Bilder werden im Folgenden präsentiert. Der Maßstab ist jeweils in der rechten unteren Ecke der einzelnen Aufnahmen ersichtlich.

Abb. 6.60 zeigt die Untersuchung von Probe A. Der Ausgangspunkt der Rissbildung befindet sich dabei an der oberen Kante. Abb. 6.60(a) und Abb. 6.60(b) dienen bedingt durch die geringe Vergrößerung vorwiegend der Orientierung. Eine genauere Darstellung der Oberflächenstruktur im Bereich der Rissansatzstelle erfolgt durch Abb. 6.60(c) und Abb. 6.60(d). In Abb. 6.60(c) ist eine Fehlstelle erkennbar, die als mögliche Rissursache in Frage kommt. Eine eindeutige Identifikation der Rissursache in Form einer mechanischen, oder korrosionsbedingten Kerbe ist allerdings anhand der vorliegenden Aufnahmen nicht möglich.

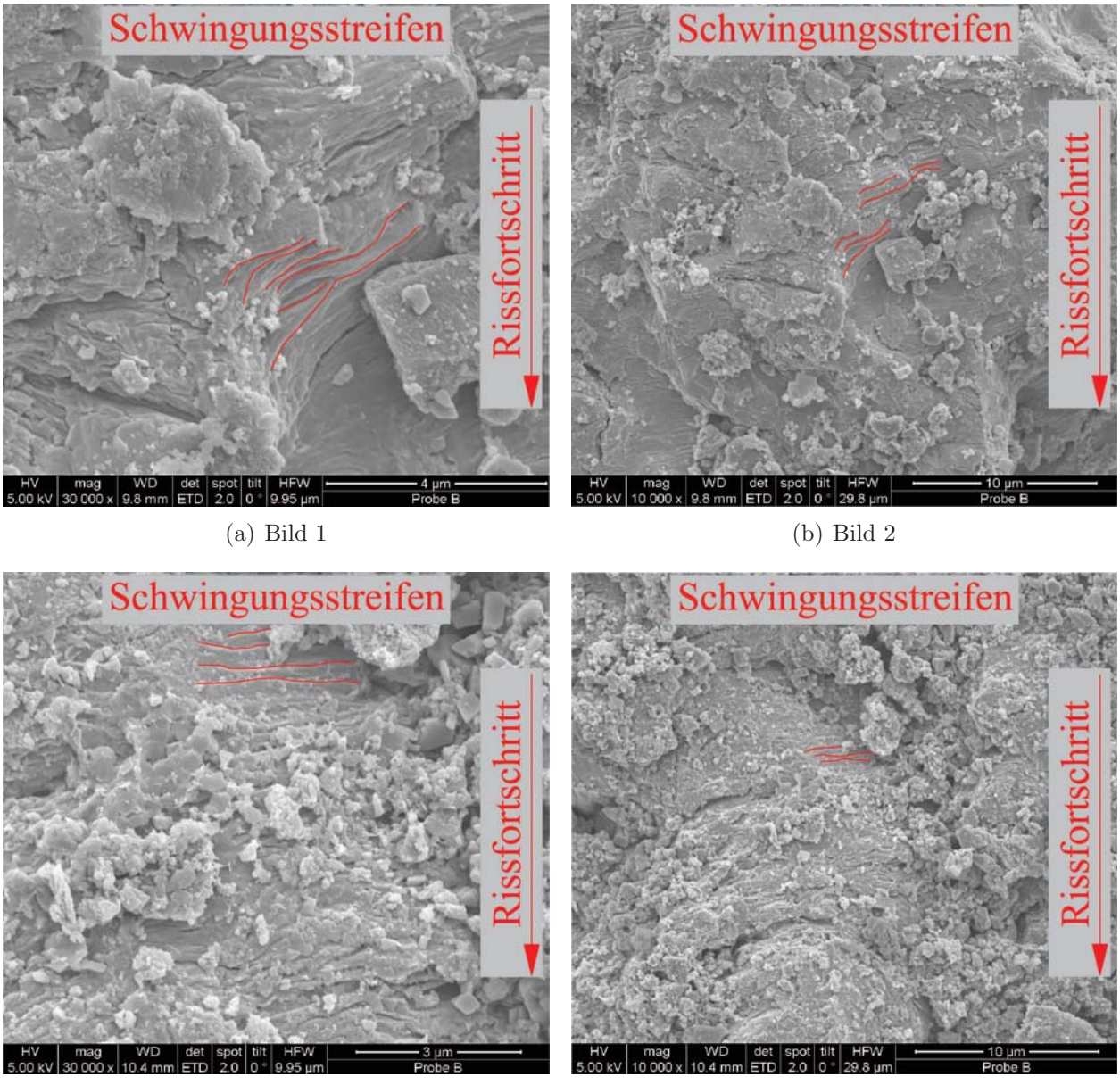


(a) Bild 1 (b) Bild 2

(c) Bild 3 (d) Bild 4

Abbildung 6.60: Aufnahmen im Bereich der Rissansatzstelle - Probe A

Abb. 6.61 zeigt Aufnahmen von Probe B im Bereich der Schwingbruchfläche. Man erkennt in etwa horizontal verlaufende Schwingungsstreifen, als typisches Merkmal der Ermüdungsrissbildung. Die Abstände der einzelnen Schwingungsstreifen betragen zwischen 0.1 und 0.3 μm. Der Abstand ist ein Indikator für den Rissfortschritt je Schwingspiel. Nach Abschluss des Dauerschwingversuchs an Versuchskörper A1 bei 800000 Lastwechseln betrug die Risslänge etwa 12.5 cm. Daraus ergibt sich eine mittlere Rissfortschrittsrate von etwa 0.15 μm/Lastwechsel. Grundsätzlich ist davon auszugehen, dass die Rissfortschrittsrate bei Versuchsbeginn sehr klein ist und mit zunehmender Schädigung ansteigt.



(a) Bild 1

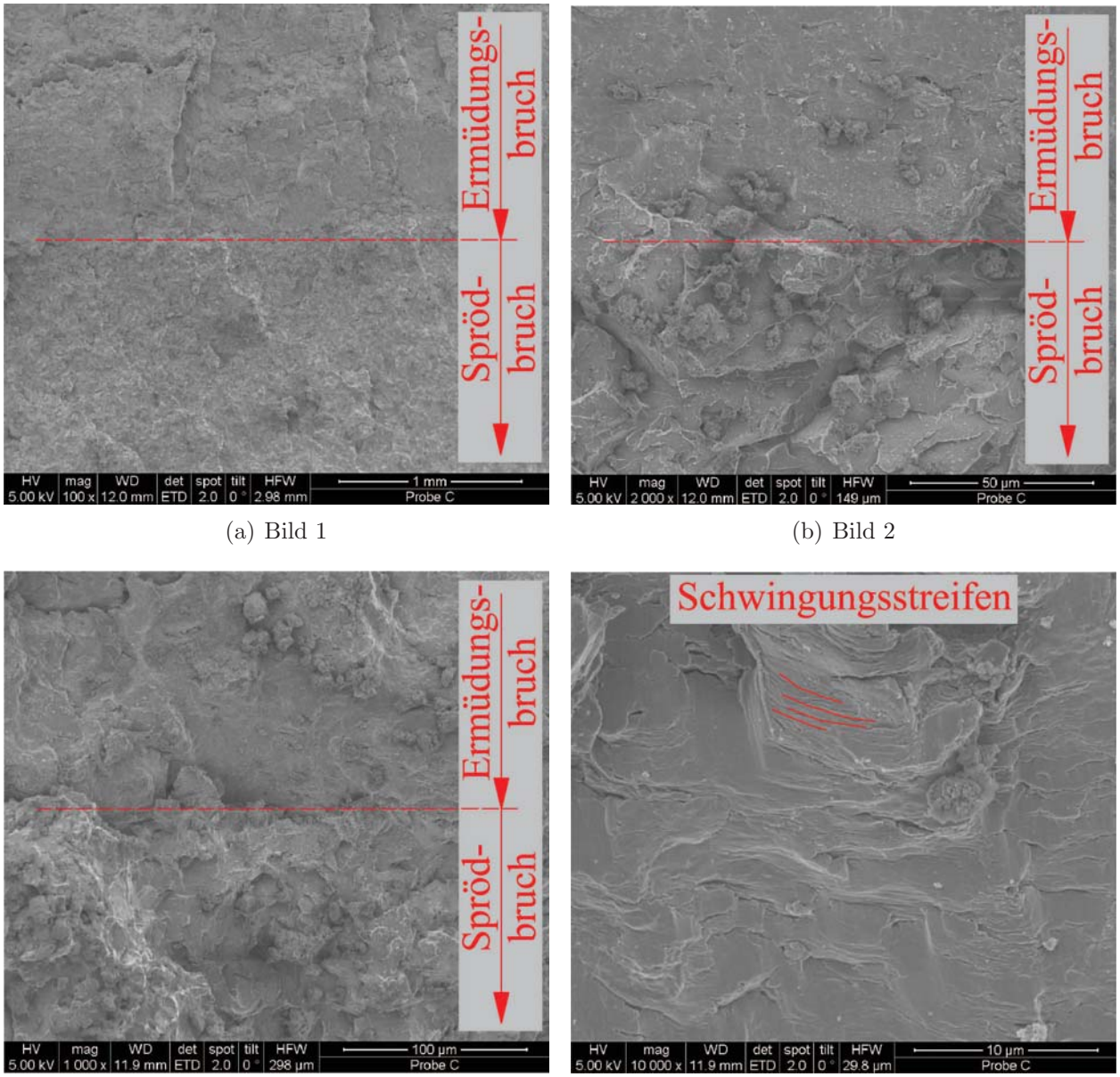
(b) Bild 2

(c) Bild 3

(d) Bild 4

Abbildung 6.61: Aufnahmen im Bereich der Schwingbruchfläche - Probe B

Die Mikroskopaufnahmen von Probe C in Abb. 6.62 zeigen den Übergangsbereich vom Ermüdungsbruch zum Sprödbruch. Die Grenze verläuft in Abb. 6.62(a) bis Abb. 6.62(c) horizontal in Bildmitte. Die Schwingbruchfläche liegt jeweils in der oberen Bildhälfte, während jener Teil der Bruchfläche, der infolge des Abkühlens und Spaltens spröd versagte, in der unteren Bildhälfte erkennbar ist. Der Sprödbruch ist durch eine grobe Oberflächenstruktur mit muscheligen Ausbrüchen charakterisiert. Abb. 6.62(d) zeigt eine Nahaufnahme aus dem Bereich der Schwingbruchfläche. Man erkennt die für den Ermüdungsbruch typischen Schwingungsstreifen. Die Oberflächenstruktur weicht stark von jener der Sprödbruchfläche ab.



(a) Bild 1

(b) Bild 2

(c) Bild 3

(d) Bild 4

Abbildung 6.62: Aufnahmen im Bereich der Rissspitze und der Sprödbruchfläche - Probe C

6.3.5 Zusammenfassung

Die Zielsetzung der Bauteilversuche war die Bestimmung des Zusammenhangs zwischen der Anrisslebensdauer und der Mittellast bzw. der Lastamplitude der aufgebrachten Wechselbeanspruchung. Weiters sollte untersucht werden, welche Versagensmechanismen in Abhängigkeit von der äußeren Beanspruchung auftreten. Die Beantwortung dieser Fragestellungen ist aufgrund der geringen Versuchsanzahl naturgemäß nur eingeschränkt möglich. Die Versuchsergebnisse sollen nachfolgend zusammengefasst werden.

Die folgenden Tabellen enthalten einen Überblick der durchgeführten Versuche und der ermittelten Anrissschwingspielzahlen. Während in Tab. 6.5 Absolutwerte der aufgebrachten Beanspruchungen angegeben sind, werden die Mittellast P_m, die Lastamplitude P_a, sowie die Oberlast P_o und die Unterlast P_u in Tab. 6.6 auf die erwartete quasistatische Tragfähigkeit des jeweiligen Versuchskörpers bezogen. Für die Versuchskörper vom *Typ A* wurde dabei der Wert $P_{A,stat,Ref} = 716\,\mathrm{kN/Dü}$ angesetzt, während für den Versuchskörpertyp B das Ergebnis des statischen Abscherversuchs an Versuchskörper B4 herangezogen wurde, der eine quasistatische Tragfähigkeit von $P_{B,stat,Ref} = 645\,\mathrm{kN/Dü}$ erreichte. Die in Tab. 6.6 angegebenen Verhältniswerte λ_m bis λ_u sind in Gl. 6.5 bis Gl. 6.8 definiert.

Nr.	Bez.	P_m [kN/Dü]	P_a [kN/Dü]	P_o [kN/Dü]	P_u [kN/Dü]	Lebensdauer [1]	Versagens-mechanismus
01	B2	150	100	250	50	$2.0 \cdot 10^6$	Stahlversagen
02	B1	250	200	450	50	$5.0 \cdot 10^3$	Betonversagen
03	B5	200	150	350	50	$4.5 \cdot 10^5$	Stahlversagen
04	A1	200	150	350	50	$8.0 \cdot 10^5$	Stahlversagen
05	B6	200	125	325	75	$5.0 \cdot 10^5$	Stahlversagen
06	A3	200	125	325	75	-	kein Versagen
07	B3	200	150	350	50	$8.0 \cdot 10^5$	Stahlversagen
08	A2	200	150	350	50	$1.5 \cdot 10^6$	Stahlversagen

Tabelle 6.5: Ergebnisübersicht der Dauerschwingversuche unter Angabe der absoluten Dübelbeanspruchungen

$$\lambda_m = P_m / P_{stat,Ref} \tag{6.5}$$

$$\lambda_a = P_a / P_{stat,Ref} \tag{6.6}$$

$$\lambda_o = \lambda_m + \lambda_a \tag{6.7}$$

$$\lambda_u = \lambda_m - \lambda_a \tag{6.8}$$

Nr.	Bez.	λ_m (Gl. 6.5)	λ_a (Gl. 6.6)	λ_o (Gl. 6.7)	λ_u (Gl. 6.8)	Lebensdauer [1]	Versagens-mechanismus
01	B2	0.23	0.16	0.39	0.07	$2.0 \cdot 10^6$	Stahlversagen
02	B1	0.39	0.31	0.70	0.08	$5.0 \cdot 10^3$	Betonversagen
03	B5	0.31	0.23	0.54	0.08	$4.5 \cdot 10^5$	Stahlversagen
04	A1	0.28	0.21	0.49	0.07	$8.0 \cdot 10^5$	Stahlversagen
05	B6	0.31	0.19	0.50	0.12	$5.0 \cdot 10^5$	Stahlversagen
06	A3	0.28	0.17	0.45	0.11	-	kein Versagen
07	B3	0.31	0.23	0.54	0.08	$8.0 \cdot 10^5$	Stahlversagen
08	A2	0.28	0.21	0.49	0.07	$1.5 \cdot 10^6$	Stahlversagen

Tabelle 6.6: Ergebnisübersicht der Dauerschwingversuche unter Angabe der relativen Dübelbeanspruchungen)

Stellt man die getesteten Beanspruchungsamplituden P_a als Funktion der ertragbaren Anrissschwingspielzahlen dar, so erhält man die experimentell bestimmten Punkte der Bauteil-Wöhlerkurve. Die für die Darstellung in Abb. 6.63 verwendeten Wertepaare sind in Tab. 6.7 ersichtlich. Bei Versuch 6 konnte kein Versagen festgestellt werden. Auf der sicheren Seite liegend, wird die zugehörige Beanspruchungsamplitude von $P_a = 125\,\text{kN/Dü}$ der Lastspielzahl $2 \cdot 10^6$ zugeordnet. Den Versuchen 7 und 8 liegt jeweils die gleiche Versuchskonfiguration, wie den Versuchen 3 und 4 zugrunde. Der einzige Unterschied besteht darin, dass die Versuche 7 und 8, wie auch die Versuche 5 und 6 während den Nachtstunden unterbrochen werden mussten. Die Ruhepausen wirken sich günstig auf die ertragbare Anrissschwingspielzahl aus. Jene Ergebnisse, die aus Versuchen mit Ruhepausen stammen werden nachfolgend mit der Abkürzung „(m.R.)“ versehen und farblich unterschieden.

Aufgrund der Ergebnisse der Lebensdauerberechnung nach Kap. 5 ist davon auszugehen, dass die Bauteil-Wöhlerkurve von der Mittellast abhängig ist. Die Untersuchung des Einflusses der Mittellast auf die Lebensdauer des Verbundbauteils hätte allerdings eine größere Anzahl an Versuchskörpern erfordert. Aus diesem Grund wurde die Mittellast im Zuge der durchgeführten Versuchsreihe kaum variiert. Der Großteil der Versuchskörper wurde mit einer Mittellast von $P_m = 200\,\text{kN/Dü}$ beansprucht. Die ermittelten Punkte der Bauteil-Wöhlerlinie sind somit dieser Mittellast zuzuordnen.

Lastamplitude P_a [kN/Dü]	Anrissschwingspielzahl N Versuchskörper *Typ A*	Versuchskörper *Typ B*
100	-	$2.0 \cdot 10^6$
125	$2.0 \cdot 10^6$ (m.R.)	$5.0 \cdot 10^5$ (m.R.)
150	$8.0 \cdot 10^5$ $1.5 \cdot 10^6$ (m.R.)	$4.5 \cdot 10^5$ $8.0 \cdot 10^5$ (m.R.)
200	-	$5.0 \cdot 10^3$

Tabelle 6.7: Experimentell bestimmte Wertepaare der Bauteil-Wöhlerlinie

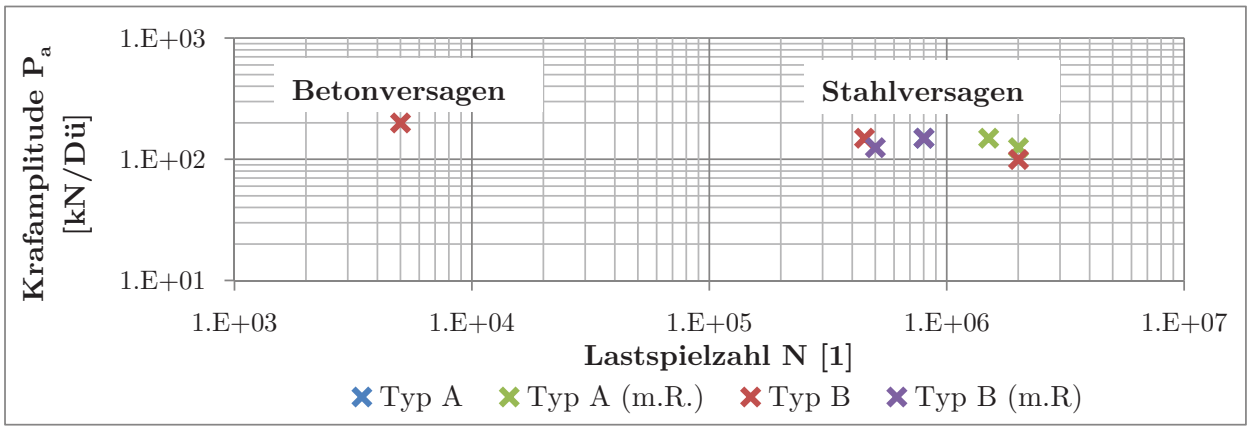


Abbildung 6.63: Experimentell bestimmte Wertepaare der Bauteil-Wöhlerlinie bei einer Mittellast von $P_m \approx 200\,\mathbf{kN/Dü}$

Die mit Hilfe der experimentellen Untersuchungen gewonnenen Erkenntnisse und Beobachtungen sollen nun abschließend nochmals zusammengefasst werden. Dabei sei darauf hingewiesen, dass die Schlussfolgerungen auf der Auswertung von lediglich neun Sondierungsversuchen basieren. Der Einfluss von Streuungen ist somit nicht abschätzbar.

Wesentliche Erkenntnisse:

- **Betonversagen**
  Dieser Versagensmechanismus konnte nur bei einem Versuch festgestellt werden. Der Probekörper wurde dabei einer Oberlast von 70% der erwarteten quasistatischen Tragfähigkeit ausgesetzt. Die ertragbare Lastspielzahl von $N = 5000$ lag im Bereich der Kurzzeitfestigkeit. Die Aussage, dass hohe Oberlasten zu einem Betonversagen führen, konnte damit grundsätzlich bestätigt werden. Eine genauere Quantifizierung der Grenzlast, die ein Betonversagen mit sich bringt, ist auf Basis dieses einen Versuchsergebnisses naturgemäß nicht möglich.

- **Stahlversagen**
  Alle weiteren Versuchskörper versagten, sofern ein Versagen innerhalb des Dauerschwingversuchs auftrat, durch einen Anriss im Stahlzahn. Die Versuchsergebnisse bestätigen somit die Zulässigkeit der in Literatur (vgl. [MWB+12]) und Normung (vgl. *EC 2* [EC204]) angegebenen Vorgangsweise, bei der das Versagen durch Betonermüdung durch Begrenzung der zulässigen Oberlast ausgeschlossen wird.

- **Einfluss der Versuchskörpergeometrie**
  Der Unterschied zwischen den Versuchskörpern vom *Typ A* und *Typ B* macht sich bei der Lebensdauer deutlich bemerkbar. Innerhalb der durchgeführten Versuchsreihe wiesen die Probekörper mit freigelegtem Stahlzahn eine in etwa um die Hälfte reduzierte Anrisslebensdauer auf.

- **Einfluss von Ruhepausen**
  Die Versuche 5 bis 8 mussten jeweils in den Nachtstunden unterbrochen werden. Gemäß [Hoh04] können sich Ruhepausen gravierend auf die Ermüdungsfestigkeit des Betons auswirken. Diese Aussage traf auch auf die untersuchten Verbundbauteile zu, obwohl das Versagen in diesem Fall nicht durch den Beton, sondern durch einen Anriss in der Stahlleiste induziert wurde. Bei Versuchen mit Ruhepausen stieg die ertragbare Lastspielzahl gegenüber vergleichbaren ununterbrochenen Versuchen etwa auf das Doppelte an.

- **Schadensfeststellung**
  Die Schadensfeststellung innerhalb des betrachteten Verbundbauteils wird dadurch erschwert, dass der hochbeanspruchte Bereich der Kontaktfuge zwischen Stahl und Beton nicht unmittelbar eingesehen werden kann. Dies war neben dem beabsichtigten Einsatz der optischen Dehnungsmessung einer der Gründe für die Freilegung des Kronendübels bei Versuchskörper *Typ B*. Die durchgeführten Versuche zeigten, dass ein Anriss im Stahlzahn relativ eindeutig anhand der Entwicklung von Schlupf und Abhebung im Versuchsverlauf identifiziert werden kann. Zum alleinigen Zweck der Schadensfeststellung wäre die Freilegung des Dübels somit nicht sinnvoll, zumal diese Modifikation einen deutlichen Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit der Prüfkörper hatte.

- **Optische Dehnungsmessung**
  Das Freilegen der Stahlzähne ermöglichte die optische Dehnungsmessung mit Hilfe des Messsystems *ARAMIS*. Die Messungen wurden während der Erstbelastung und im Verlauf des Dauerschwingversuchs durchgeführt, mit dem Ziel die numerischen Ergebnisse zu verifizieren. Die gemessenen Hauptzug- und Vergleichsdehnungen liegen geringfügig unterhalb der Berechnungsergebnisse. Dies kann dadurch begründet werden, dass der unmittelbare Umgebungsbereich der maßgebenden Kerbe auch bei Versuchskörper *Typ B* aufgrund der Betonüberdeckung der Kontaktfuge nicht einsehbar ist. Im Großen und Ganzen ergab sich eine zufriedenstellende Übereinstimmung zwischen Messung und Berechnung. Die *FE*-Ergebnisse weisen eine leichte Tendenz zur sicheren Seite hin auf.

- **Resttragfähigkeit**
  Zwei Versuchskörper, die den Dauerschwingversuch ohne erkennbaren Anriss durchliefen, wurden im Anschluss hinsichtlich ihrer Resttragfähigkeit geprüft. Einer der beiden Versuche zeigte das Vorliegen eines Ermüdungsanrisses auf. Der zweite Versuch erreichte die prognostizierte Tragfähigkeit, die auf Basis des von *Petraschek* [Pet08] durchgeführten statischen Abscherversuchs *KrL-75-36, Serie 3* ermittelt wurde. Es zeigte sich somit, dass die vorangegangene Schwingbeanspruchung keinen maßgeblichen Einfluss auf Resttragfähigkeit und Duktilität hatte.

- **Zerschneiden der Versuchskörper**
  Bei zwei Versuchskörpern wurde ein Betongurt entlang der Dübelleiste aufgeschnitten. An der Schnittfläche waren nahezu keine Risse im Beton erkennbar. Nur in der unmittelbaren Umgebung der mittleren Ausrundung der Stahlkrone bei Versuchskörper *Typ B* konnte eine kleinräumige Zerrüttung des Betongefüges festgestellt werden. Durch das Zerschneiden von Probekörper A1 war es möglich, den infolge der Beobachtung der Schlupfentwicklung im Versuchsverlauf prognostizierten Anriss der Dübelleiste zu bestätigen.

- **Rasterelektronenmikroskopie**
  Die Oberflächenstruktur der Bruchfläche wurde mit Hilfe eines Rasterelektronenmikroskops untersucht. Innerhalb der Schwingbruchfläche sind die für den Ermüdungsbruch charakteristischen Schwingungsstreifen erkennbar. Die aus dem Dübelblech entnommene Bauteilprobe mit dem Ermüdungsriss wurde mit flüssigem Stickstoff abgekühlt und in zwei Teile gebrochen. Analysiert man den Übergangsbereich von der Schwingbruch- zur Sprödbruchfläche, so werden markante Unterschiede der Oberflächenbeschaffenheit deutlich. Der Sprödbruchbereich ist durch eine grobe Oberflächenstruktur mit muscheligen Ausbrüchen gekennzeichnet.

Kapitel 7

Analyse der Ergebnisse

7.1 Einleitung

Die Methode der Lebensdauerberechnung des Kronendübels wurde bereits in Kap. 5 beschrieben. Dabei kam sowohl das Kerbspannungs-, als auch das Kerbdehnungskonzept zum Einsatz. Bei beiden Verfahren wurden unterschiedliche Methoden der Schädigungsbewertung vorgeschlagen und ausgewertet. Im Folgenden soll der Vergleich der Berechnungsergebnisse mit den experimentellen Untersuchungen nach Kap. 6 behandelt werden. Die Gegenüberstellung gibt Aufschlüsse darüber, welches Verfahren die beste Lebensdauerprognose liefert.

Eine weitere Zielsetzung ist die Aufbereitung der bisherigen Ergebnisse für einen späteren Anwender. Zu diesem Zweck werden die vorliegenden Bauteil-Wöhlerkurven nach dem Kerbdehnungskonzept im doppellogarithmischen Maßstab linearisiert. Die linearisierten Verläufe können durch Angabe eines Wertepaares und der Wöhlerlinienneigung eindeutig definiert werden. Die resultierenden Kenndaten der Bauteil-Wöhlerkurven aller untersuchten Berechnungmodelle lassen sich somit prägnant zusammenfassen und vergleichen.

Der nächste notwendige Schritt, um die gewonnen Daten zur Nachweisführung verwenden zu können, ist die Anpassung auf ein definiertes Sicherheitsniveau. Bisher basierten alle Berechnungen auf mittleren Festigkeitswerten und damit auf einer Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_{\ddot{U}} = 50\,\%$. In Übereinstimmung mit der Vorgangsweise im *Eurocode 3* werden für den Ermüdungsnachweis Wöhlerkurven benötigt, die auf einer Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_{\ddot{U}} = 97.5\,\%$ und einem Konfidenzniveau von 75 % beruhen.

7.2 Gegenüberstellung von Versuch und Berechnung

Vorliegende Ergebnisdaten der Lebensdauerberechnung:

- **Ergebnisse nach dem Kerbdehnungskonzept**
  - Nichtlineare, räumliche Modellierung mittels *ABAQUS* (Abkürzung: „KDK - ABAQUS“)
  - Vereinfachte, ebene Modellierung mittels *RFEM* auf Basis von Lastmodellen (Abkürzung: „KDK - RFEM“)
- **Ergebnisse nach dem Kerbspannungskonzept**
  - Schädigungsbewertung nach der aktuellen Normung (Abkürzung: „KSK - EC3“)
  - Alternative Schädigungsbewertung (vgl. *Petersen*) (Abkürzung: „KSK - PETERSEN“)

Im Folgenden werden die Berechnungsergebnisse von Versuchskörper *Typ A* zum Vergleich mit den Laborversuchen herangezogen. Die Berechnung liefert für beide Versuchskörpertypen sehr ähnliche Bauteil-Wöhlerkurven (siehe Kap. 5.1.4.2). Auf die Ergänzung der Kurven für Versuchskörper *Typ B* wird aus Gründen der Übersicht verzichtet. Die Diagramme enthalten allerdings aufgrund der geringen Versuchsanzahl die Versuchsdaten beider Bauteiltypen. Die Abkürzung „(m.R.)“ kennzeichnet Versuchsergebnisse, die aus Dauerschwingversuchen mit nächtlichen Ruhepausen gewonnen wurden.

Zur besseren Nachvollziehbarkeit werden die angesetzten Berechnungsparameter und die verwendeten Materialien, die zu den dargestellten Kurven führen, nochmals zusammengefasst. Die angeführten Parameter werden nur teilweise durch die verwendeten Nachweiskonzepte berücksichtigt. Beton und Betonstahl werden beispielsweise nur durch die räumliche Berechnung mittels *ABAQUS* bei Auswertung mit dem Kerbdehnungskonzept erfasst.

Verwendete Materialien und Berechnungsparameter der Versuchssimulation:

- **Berechnungsmodell**

  Versuchskörper *Typ A*

- **Materialien**

  - Baustahl $S355_{IST}$
  - Beton *C40/50*
  - Betonstahl *BSt 550*

- **Dübelgeometrie**

  KrL-2

- **Einfluss des Beanspruchungsniveaus**

  - Kerbdehnungskonzept ohne Berücksichtigung des Schädigungsparameters P_{SWT}
    $\Rightarrow$ Kein Mittelspannungseinfluss
  - Kerbdehnungskonzept mit Berücksichtigung des Schädigungsparameters P_{SWT}
    $\Rightarrow$ Die angesetzte Mittellast betrug $P_m = 200\,\mathrm{kN/Dü}$.
  - Kerbspannungskonzept nach *Petersen*
    Dabei wurde vereinfachend ein einheitliches Spannungsverhältnis von $R = 0$ zugrunde gelegt.
  - Kerbspannungskonzept nach *Eurocode 3*
    $\Rightarrow$ Kein Mittelspannungseinfluss
  - Experimentelle Untersuchungen
    $\Rightarrow$ Die Mittellast lag bei sechs von acht Dauerschwingversuchen bei $P_m = 200\,\mathrm{kN/Dü}$. Alle Versuche wurden unter Zugschwellbeanspruchung durchgeführt.

- **Oberflächenfaktor** $\kappa = 0.8$

  Der Oberflächenfaktor wird nur beim Kerbdehnungskonzept unter Verwendung des Schädigungsparameters P_{SWT} berücksichtigt.

- **Sicherheitsniveau**

  Die Nachrechnung der Versuche erfolgte unter Verwendung von mittleren Materialfestigkeitswerten (Überlebenswahrscheinlichkeit $P_{\ddot{\mathrm{U}}} = 50\%$)

Abb. 7.1 zeigt die Bauteil-Wöhlerkurven, die auf Basis der Hauptzugbeanspruchung ohne die Berücksichtigung von Einflüssen der Mittelspannung oder Oberflächenrauigkeit ermittelt wurden. Die Ergebnisse nach dem Kerbdehnungskonzept kommen den Versuchsergebnissen zwar relativ nahe, liegen allerdings auf der unsicheren Seite. Im Gegensatz dazu, liefert das Kerbspannungskonzept sehr konservative Ergebnisse. Die Schädigungsbewertung auf Basis der Kerbfallklassifizierung nach dem *Eurocode 3* führt auf eine starke Wöhlerlinienneigung, die sich in den Versuchsdaten nicht wiederspiegelt. Die alternative Bauteil-Wöhlerkurve gemäß *Petersen* beschreibt die realen Gegebenheiten ebenfalls nur unzureichend.

Den Bauteil-Wöhlerkurven in Abb. 7.2 liegt die Schädigungsbewertung der örtlichen Vergleichsspannungen und Vergleichsdehnungen zugrunde. Es zeigt sich ein ähnliches Bild, wie bei Betrachtung von Abb. 7.1. Die Ergebnisse nach dem Kerbdehnungskonzept stellen zwar die beste Approximation der Versuchsergebnisse dar, liegen jedoch auf der unsicheren Seite.

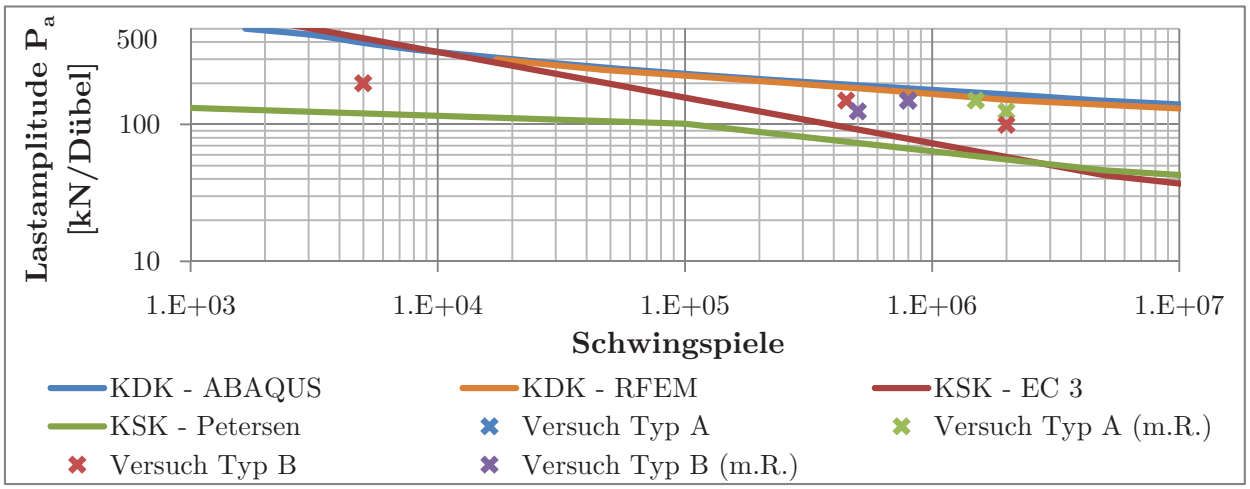


Abbildung 7.1: Gegenüberstellung der Bauteil-Wöhlerkurven zufolge der Versuchssimulation von Versuchskörper *Typ A* auf Basis der Hauptzugbeanspruchung (N_{σ_1})

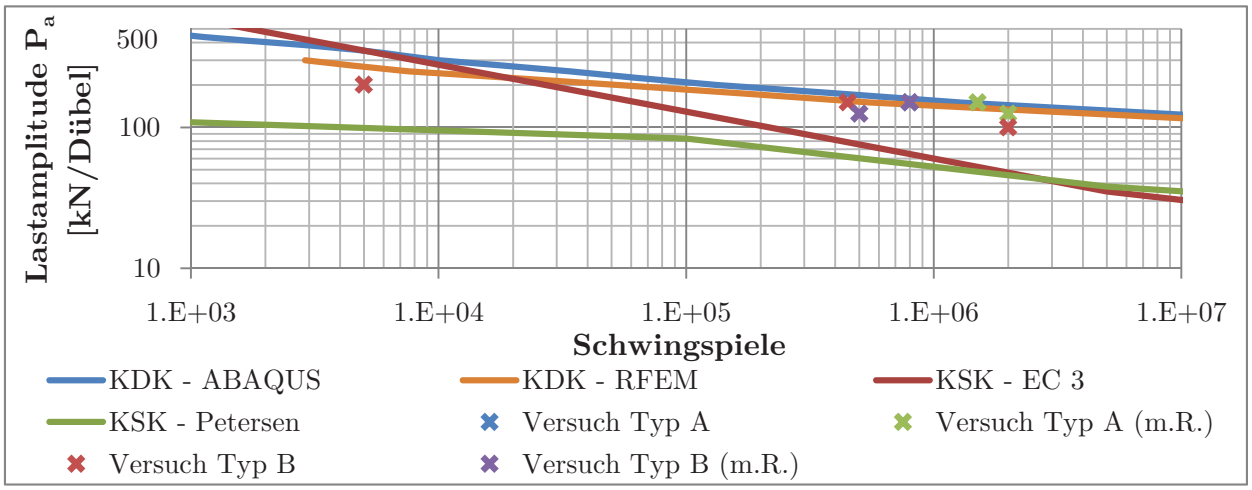


Abbildung 7.2: Gegenüberstellung der Bauteil-Wöhlerkurven zufolge der Versuchssimulation von Versuchskörper *Typ A* auf Basis von Vergleichsgrößen (N_{σ_V})

In Abb. 7.3 und Abb. 7.4 werden die Ergebnisse, die sich nach dem Kerbdehnungskonzept unter Verwendung des Schädigungsparameters P_{SWT} ergeben, den anderen Berechnungskonzepten, sowie den Versuchsergebnissen gegenübergestellt. Durch den Schädigungsparameter werden Einflüsse der Mittellast und der Oberflächenrauigkeit berücksichtigt. Beim Kerbspannungskonzept sind Oberflächenrauigkeiten schon in der zugrunde gelegten Wöhlerlinie der Brennschnittkante enthalten. Der Erfassung von Mittelspannungseinflüssen ist von der Definition der Wöhlerlinie des Konstruktionsdetails abhängig. Gemäß *Eurocode 3* werden keine Mittelspannungen berücksichtigt. Die verwendete Ermüdungswiderstandskurve nach *Petersen* wird hingegen durchaus von der Mittelspannung beeinflusst. Für die Ermittlung der Bauteil-Wöhlerkurven nach *Petersen* wurde ein einheitliches Spannungsverhältnis von $R = 0$ festgelegt. Dies stellt eine Annäherung an die Versuchssituation dar, wo durchwegs relativ niedrige Unterlasten angesetzt wurden.

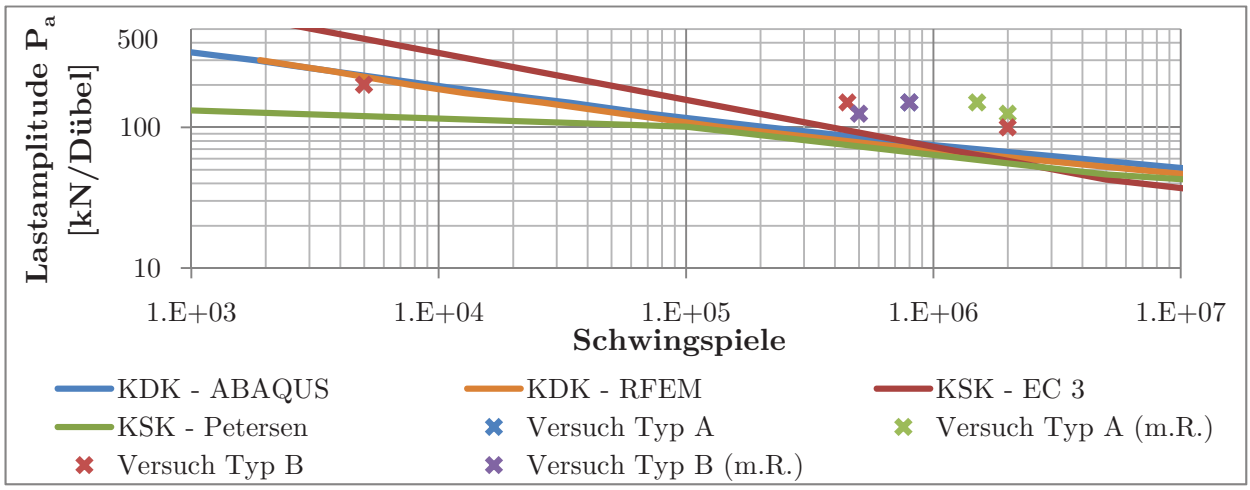


Abbildung 7.3: Gegenüberstellung der Bauteil-Wöhlerkurven zufolge der Versuchssimulation von Versuchskörper *Typ A* auf Basis der Hauptzugbeanspruchung unter Berücksichtigung von Einflüssen der Mittelspannung und Oberflächenrauigkeit ($N_{P_{SWT_{\sigma_1}}}$)

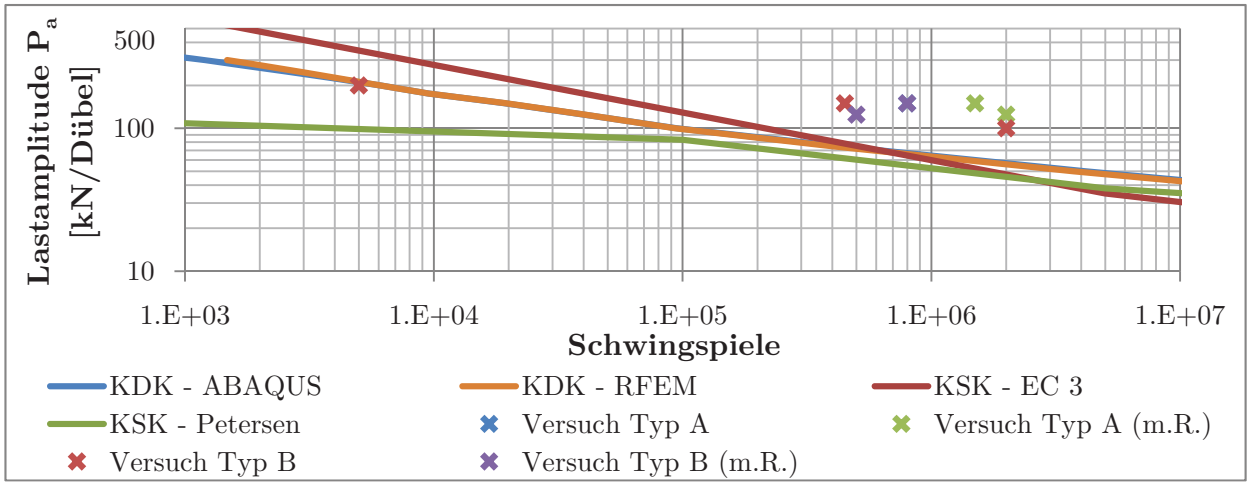


Abbildung 7.4: Gegenüberstellung der Bauteil-Wöhlerkurven zufolge der Versuchssimulation von Versuchskörper *Typ A* auf Basis von Vergleichsgrößen unter Berücksichtigung von Einflüssen der Mittelspannung und Oberflächenrauigkeit ($N_{P_{SWT_{\sigma_V}}}$)

Durch die Berücksichtigung von Mittelspannungs- und Rauigkeitseinflüssen verschieben sich die Bauteil-Wöhlerkurven nach dem Kerbdehnungskonzept gegenüber den Versuchsergebnissen stark auf die sichere Seite und nähern sich an die Ergebnisse des Kerbspannungskonzepts an. Im Bereich von ein bis zwei Millionen Lastzyklen liegen alle Berechnungsansätze sehr nahe zusammen. Verwendet man diese Vorgangsweise, so kann ein erheblicher Teil der Lebensdauer nicht genutzt werden. Damit lässt sich der rechnerische Mehraufwand, der durch die Verwendung des Kerbdehnungskonzepts entsteht, nicht rechtfertigen.

Die Unterschiede der Versuchsergebnisse und jener Ergebnisse, die sich nach dem Kerbdehnungskonzept unter Verwendung des Schädigungsparameters P_{SWT} ergeben, sollen im Folgenden genauer analysiert werden. Im Zuge der Dauerschwingversuche wurden Schwingbeanspruchungen mit Schubkraftamplituden von $P_a = 100\,\text{kN/Dü}$, $125\,\text{kN/Dü}$, $150\,\text{kN/Dü}$, und $200\,\text{kN/Dü}$ getestet. Jedem dieser Werte kann somit eine experimentelle und rechnerische Anrissschwingspielzahl zugeordnet werden. Trägt man die versuchstechnisch bestimmten Anrissschwingspielzahlen auf der Ordinate und die rechnerischen Anrissschwingspielzahlen auf der Abszisse im doppellogarithmischen Maßstab auf, so lassen sich die Abweichungen zwischen Versuch und Berechnung gemäß Abb. 7.5 und Abb. 7.6 veranschaulichen. Je näher die eingetragenen Wertepaare an der strichlierten Gerade liegen, desto besser ist die Übereinstimmung der Ergebniswerte. Im gegenständlichen Fall liegen beinahe alle Punkte oberhalb dieser Linie. Die einzige Ausnahme bildet der Dauerschwingversuch an Versuchskörper B1, bei dem aufgrund der hohen Oberlast von etwa 70% der quasistatischen Dübeltragfähigkeit bereits nach 5000 Lastwechseln Betonversagen eintrat. Dieses Versagensmuster kann mit den angewendeten Verfahren der Lebensdauerberechnung grundsätzlich nicht erfasst werden und ist durch die Begrenzung der Oberlast auszuschließen (siehe Kap. 3.3). Man erkennt, dass die Berechnungsergebnisse nach dem Kerbdehnungskonzept unter Berücksichtigung von Mittelspannungs- und Rauigkeitseinflüssen gegenüber den Versuchsergebnissen deutlich auf der sicheren Seite liegen.

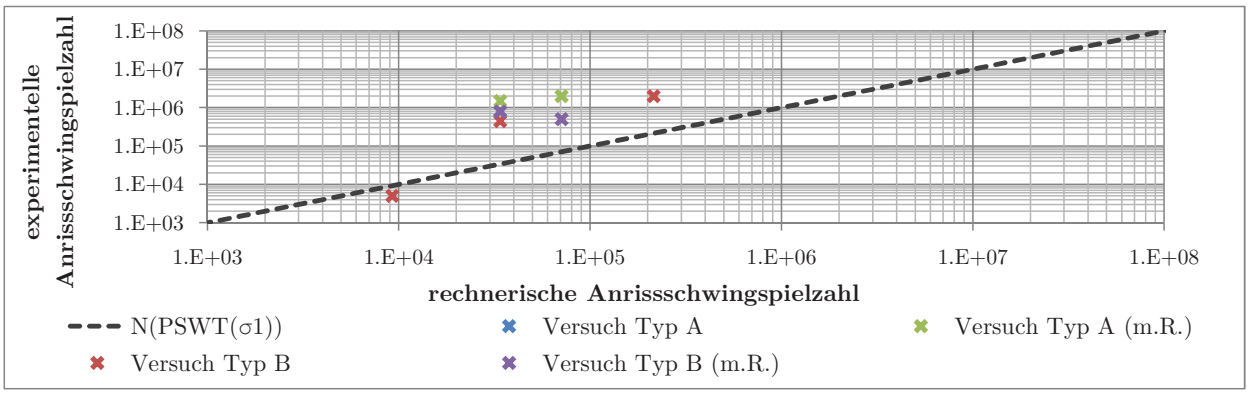


Abbildung 7.5: Vergleich der Versuchsergebnisse und der Berechnungsergebnisse der Versuchssimulation von Versuchskörper *Typ A* auf Basis der Hauptzugbeanspruchung unter Berücksichtigung von Einflüssen der Mittelspannung und Oberflächenrauigkeit ($N_{P_{SWT_{\sigma_1}}}$)

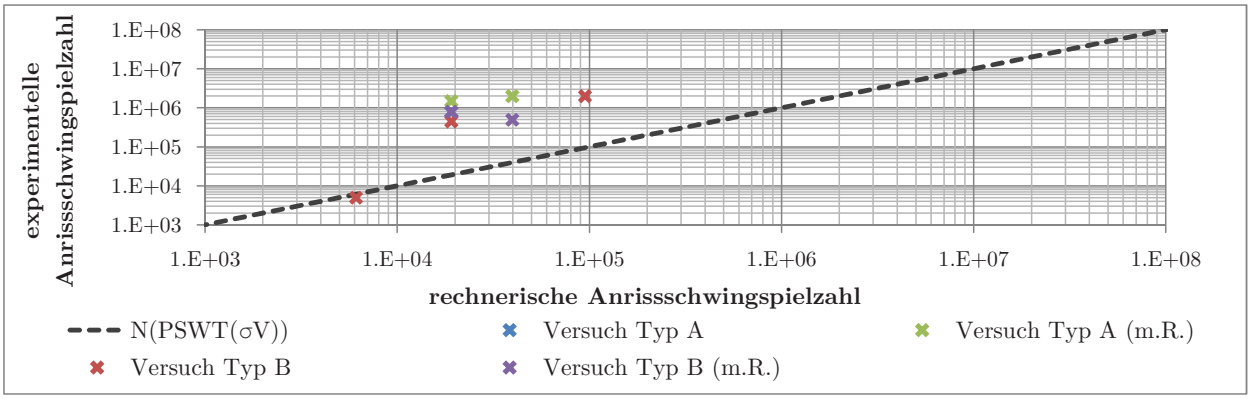


Abbildung 7.6: Vergleich der Versuchsergebnisse und der Berechnungsergebnisse der Versuchssimulation von Versuchskörper *Typ A* auf Basis von Vergleichsgrößen unter Berücksichtigung von Einflüssen der Mittelspannung und Oberflächenrauigkeit ($N_{P_{SWT_{\sigma_V}}}$)

Es scheint, als würde der Mittelspannungseinfluss durch den Schädigungsparameter P_{SWT}, im Vergleich zum realen Verhalten zu ungünstig beurteilt werden. Aus diesem Grund wird im Folgenden eine weitere Vorgehensweise der Lebensdauerberechnung untersucht. Dabei wird trotz Verwendung des Schädigungsparameters die Mittellast vernachlässigt ($P_m = 0$). Der Schädigungsparameter enthält daher nur den Einfluss der Oberflächenrauigkeit. Die resultierenden Bauteil-Wöhlerkurven sind in Abb. 7.7 und Abb. 7.8 dargestellt. Der anschauliche Vergleich der Versuchsergebnisse und der Berechnungsergebnisse nach dem Kerbdehnungskonzept folgt in Abb. 7.9 und Abb. 7.10. Die Ermüdungsfestigkeitskurven nach dem Kerbdehnungskonzept stellen nun eine optimale Approximation der Laborversuche dar. Dies gilt sowohl für die Schädigungsbewertung auf Basis von Hauptzugspannungen, als auch auf Basis der Vergleichsspannungen. Beide Berechnungskonzepte führen auf sehr ähnliche Ergebnisse.

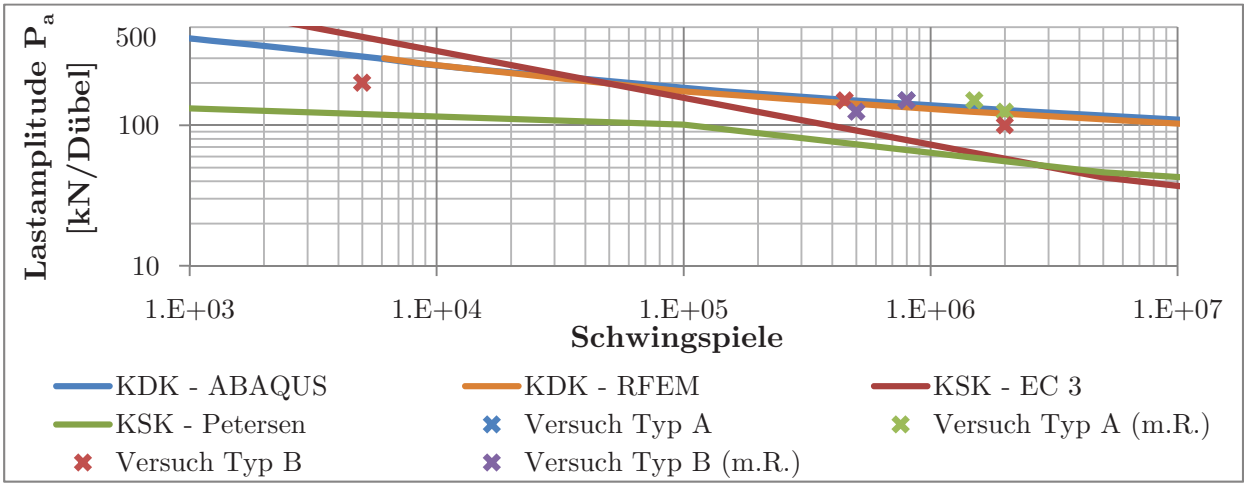


Abbildung 7.7: Gegenüberstellung der Bauteil-Wöhlerkurven zufolge der Versuchssimulation von Versuchskörper *Typ A* auf Basis der Hauptzugbeanspruchung unter Berücksichtigung von Einflüssen der Oberflächenrauigkeit ($N_{P_{SWT_{\sigma_1}}}$)

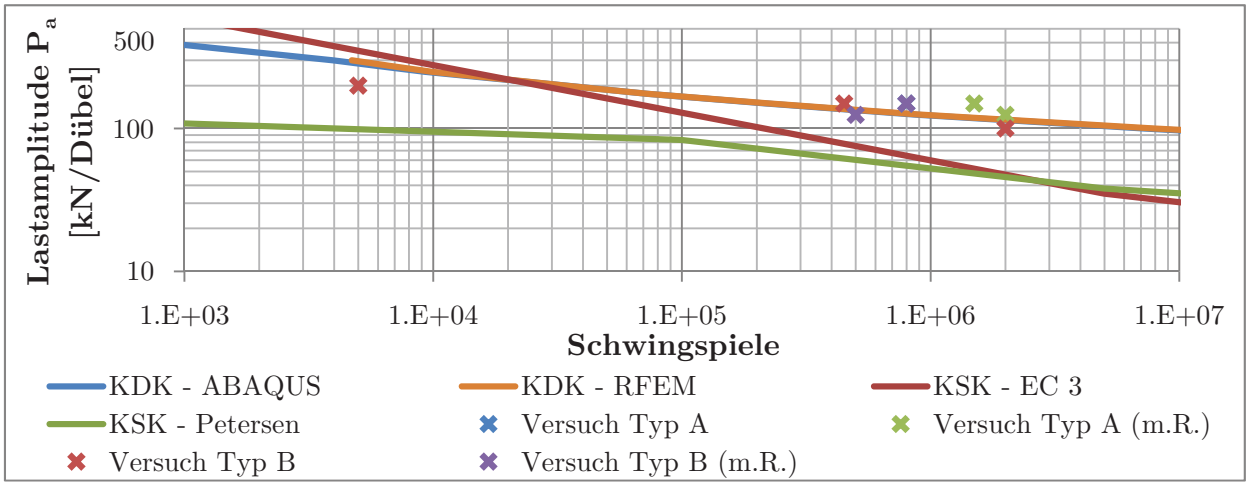


Abbildung 7.8: Gegenüberstellung der Bauteil-Wöhlerkurven zufolge der Versuchssimulation von Versuchskörper *Typ A* auf Basis von Vergleichsgrößen unter Berücksichtigung von Einflüssen der Oberflächenrauigkeit ($N_{P_{SWT_{\sigma_V}}}$)

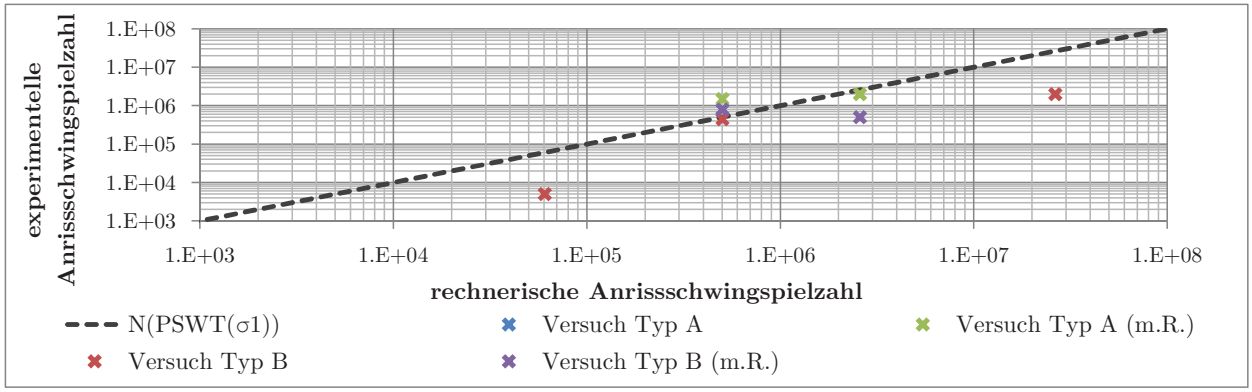


Abbildung 7.9: Vergleich der Versuchsergebnisse und der Berechnungsergebnisse der Versuchssimulation von Versuchskörper *Typ A* auf Basis der Hauptzugbeanspruchung unter Berücksichtigung von Einflüssen der Oberflächenrauigkeit ($N_{P_{SWT_{\sigma_1}}}$)

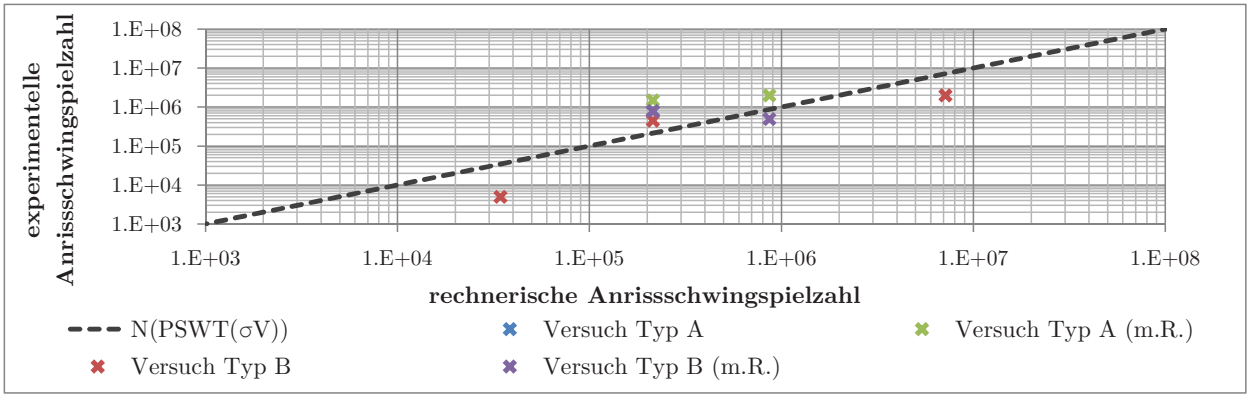


Abbildung 7.10: Vergleich der Versuchsergebnisse und der Berechnungsergebnisse der Versuchssimulation von Versuchskörper *Typ A* auf Basis von Vergleichsgrößen unter Berücksichtigung von Einflüssen der Oberflächenrauigkeit ($N_{P_{SWT_{\sigma_V}}}$)

Von den untersuchten Berechnungsmodellen der Parameterstudien hat das Modell *KrL-2_S355_C40_N3* die größte Ähnlichkeit mit den getesteten Versuchskörpern. Um zu zeigen, dass auch die Modelle der Parameterstudien vergleichbare Ergebnisse, wie die Versuchssimulation liefern, werden in Abb. 7.11 bis Abb. 7.14 die Bauteil-Wöhlerkurven des Modells *KrL-2_S355_C40_N3* den Versuchsergebnissen gegenübergestellt. Abermals liefert das Kerbdehnungskonzept unter Berücksichtigung der Oberflächenrauigkeit und unter Vernachlässigung des Mittelspannungseinflusses die beste Annäherung an die Versuchsergebnisse. Die Berechnung nach dem Kerbdehnungskonzept auf Basis von Lastmodellen erlaubt ebenfalls eine gute Beschreibung der realen Verhältnisse. Die Ergebnisse der Versuchssimulation liegen aufgrund der Berücksichtigung der tatsächlichen Zugfestigkeit der verwendeten Dübelbleche allerdings noch näher an jenen der Dauerschwingversuche.

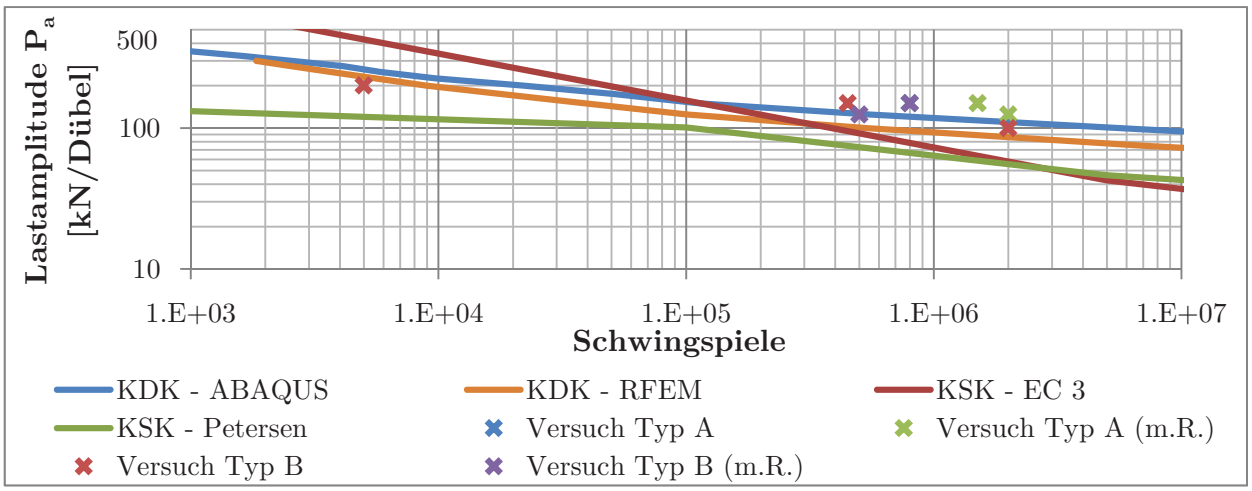


Abbildung 7.11: Gegenüberstellung der Bauteil-Wöhlerkurven des Berechnungsmodells *KrL-2_S355_C40_N3* auf Basis der Hauptzugbeanspruchung unter Berücksichtigung von Einflüssen der Oberflächenrauigkeit ($N_{P_{SWT_{\sigma_1}}}$)

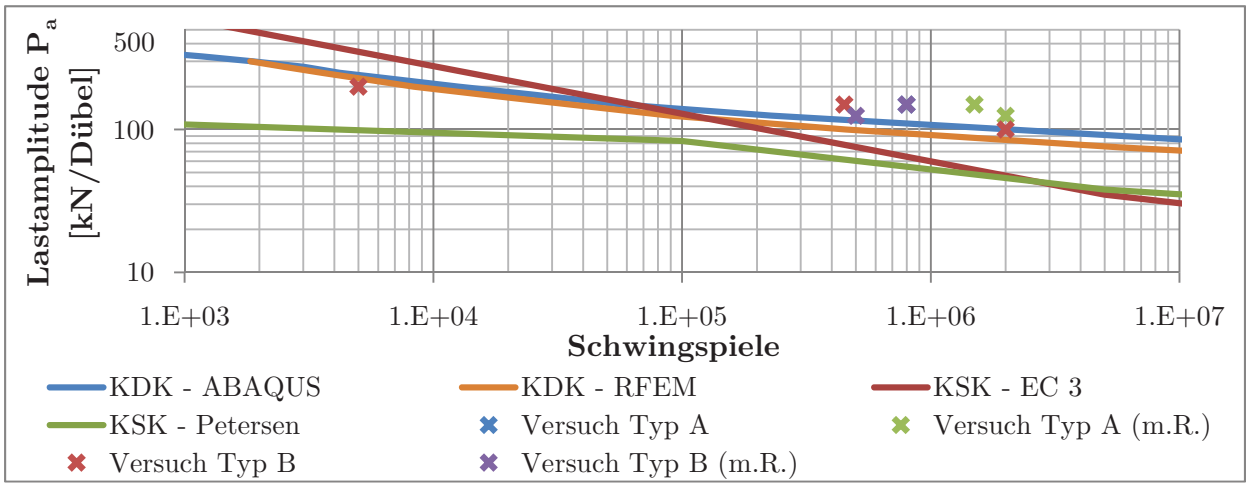


Abbildung 7.12: Gegenüberstellung der Bauteil-Wöhlerkurven des Berechnungsmodells *KrL-2_S355_C40_N3* auf Basis von Vergleichsgrößen unter Berücksichtigung von Einflüssen der Oberflächenrauigkeit ($N_{P_{SWT_{\sigma_V}}}$)

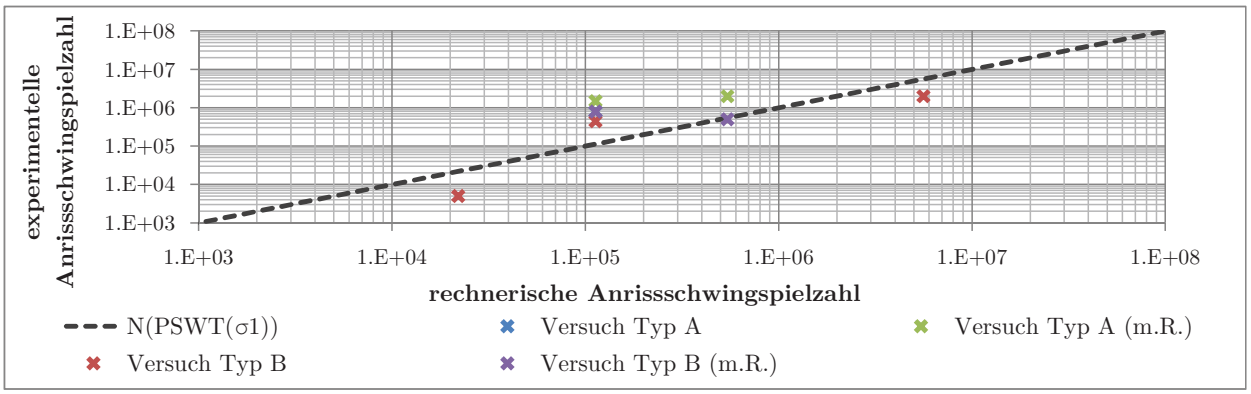


Abbildung 7.13: Vergleich der Versuchsergebnisse und der Berechnungsergebnisse des Berechnungsmodells *KrL-2_S355_C40_N3* auf Basis der Hauptzugbeanspruchung unter Berücksichtigung von Einflüssen der Oberflächenrauigkeit ($N_{P_{SWT_{\sigma_1}}}$)

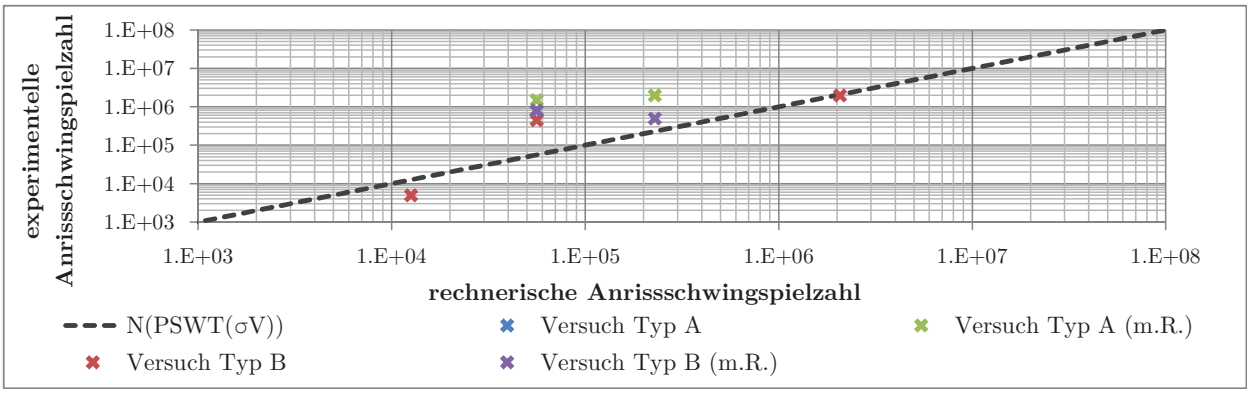


Abbildung 7.14: Vergleich der Versuchsergebnisse und der Berechnungsergebnisse des Berechnungsmodells *KrL-2_S355_C40_N3* auf Basis von Vergleichsgrößen unter Berücksichtigung von Einflüssen der Oberflächenrauigkeit ($N_{P_{SWT_{\sigma_V}}}$)

7.3 Linearisierung der Bauteil-Wöhlerkurven nach dem Kerbdehnungskonzept

Um die gewonnen Erkenntnisse, für einen nachfolgenden Anwender greifbar zu machen, sollen die Bauteil-Wöhlerkurven nach dem Kerbdehnungskonzept durch Regressionsgeraden im doppellogarithmischen Maßstab ersetzt werden. In Analogie zu den im *Eurocode 3* angegeben Kerbfallklassen, lässt sich eine solche Regressionsgerade durch die Wöhlerlinienneigung m und ein beliebiges Wertepaar $(N_i \,|\, P_{a,i})$ eindeutig festlegen. Zur Bestimmung der Ausgleichsgeraden wird die Methode der kleinsten Quadrate angewandt. Die benötigten mathematischen Zusammenhänge werden im Folgenden zusammengefasst.

Den Ausgangspunkt einer linearen Regression stellen die bekannten Wertepaare $(x_i \,|\, y_i)$ dar. Die zufolge der Lebensdauerberechnung vorliegenden Ergebniswerte wurden in Tab. 5.7 schematisch dargestellt. Die x- und y-Werte werden im gegenständlichen Fall durch die logarithmierten Lastspielzahlen ($x_i = \log N_i$) und Kraftamplituden ($y_i = \log P_{a,i}$) repräsentiert.

Die ertragbaren Lastspielzahlen N_{σ_1}, N_{σ_V}, $N_{P_{SWT_{\sigma_1}}}$ und $N_{P_{SWT_{\sigma_V}}}$ wurden für Kraftamplituden P_a, die in Schritten von jeweils 25 kN/Dü gesteigert wurden, ausgewertet. Von den zur Auswahl stehenden Wertepaaren werden nur jene bei der Ermittlung der Ausgleichsgeraden berücksichtigt, die die Bedingung $10^4 < N_i < 10^8$ erfüllen. Der erfasste Wertebereich hat einen Einfluss auf den resultierenden Verlauf der Regressionsgeraden. Die gewählten Grenzen zielen darauf ab einen baupraktisch sinnvollen Bereich abzudecken. Zudem zeigt die Auswertung, dass die doppellogarithmisch aufgetragenen Bauteil-Wöhlerkurven in diesem Bereich in guter Näherung durch eine konstante Wöhlerlinienneigung beschrieben werden können.

Zunächst müssen die Mittelwerte x_m und y_m der x- bzw. y-Werte gemäß Gl. 7.1 bestimmt werden. n_{ges} bezeichnet dabei die Gesamtzahl der erfassten Wertepaare. Anschließend kann die Steigung k der Regressionsgerade, die durch die Geradengleichung $y = k\ x + d$ beschrieben wird, mit Hilfe von Gl. 7.2 berechnet werden. Der Wert d ergibt sich durch Einsetzen der Mittelwerte x_m und y_m, sowie der Steigung k in die Geradengleichung (siehe Gl. 7.3).

$$x_m = \sum_{i=1}^{n_{ges}} \frac{x_i}{n_{ges}} \qquad\qquad y_m = \sum_{i=1}^{n_{ges}} \frac{y_i}{n_{ges}} \tag{7.1}$$

$$k = \frac{\sum_{i=1}^{n} (x_i - x_m)\ (y_i - y_m)}{\sum_{i=1}^{n} (x_i - x_m)^2} \tag{7.2}$$

$$d = y_m - k\ x_m \tag{7.3}$$

Unter Verwendung der Zusammenhänge $x_i = \log N_i$ und $y_i = \log P_{a,i}$ und der Logarithmengesetze, lassen sich die Umformungen nach Gl. 7.4 durchführen.

$$\begin{aligned} y_i &= k\ x_i + d \\ \log P_{a,i} &= k\ \log N_i + d \\ P_{a,i} &= {N_i}^k\ 10^d \end{aligned} \tag{7.4}$$

Allgemeine Formulierungen einer im doppellogarithmischen Maßstab linearisierten Wöhlerkurve sind in Gl. 7.5 angegeben. Dabei wurde anstelle der sonst üblichen Verwendung von Spannungsschwingbreiten $\Delta\sigma$, die Kraftamplitude P_a eingesetzt. Kennt man die Wöhlerlinienneigung m und die Wöhlerkonstante a_W, so ist der Kurvenverlauf eindeutig definiert.

$$\begin{aligned} \log a_W &= \log N + m\ \log P_a = \text{konst.} \\ a_W &= N\ {P_a}^m = \text{konst.} \\ P_a &= (a_W/N)^{1/m} = a_W^{1/m}\ N^{-1/m} \end{aligned} \tag{7.5}$$

Setzt man die Ausdrücke für die Kraftamplitude P_a, die sich zufolge von Gl. 7.4 und Gl. 7.5 ergeben gleich, so führt dies auf Gl. 7.6. Man kann nun die Zusammenhänge zwischen den berechneten Parametern der Regressionsgeraden (k und d) und den Charakteristika der Wöhlerkurve (m und a_W) erkennen. Die ertragbare Lastamplitude bei $N_C = 2 \cdot 10^6$ Lastwechseln wird mit $P_{a,C}$ bezeichnet und stellt das Pendant zur Kerbfallklasse $\Delta\sigma_C$ nach *Eurocode 3* dar. Sie wird in Gl. 7.7 definiert.

$$\begin{aligned} 10^d \; N^k &= a_W^{1/m} \; N^{-1/m} \\ m &= -1/k \\ d &= (\log a_W)\,/m \end{aligned} \tag{7.6}$$

$$P_{a,C} = \left(\frac{a_W}{2 \cdot 10^6}\right)^{1/m} \tag{7.7}$$

Das Ergebnis der linearen Regression wird in Abb. 7.15 und Abb. 7.16 beispielhaft anhand der Versuchssimulation von Versuchskörper *Typ A* gezeigt. Die Darstellungen enthalten jeweils die urspüngliche, sowie die linearisierte Bauteil-Wöhlerkurve, die mit Hilfe des Kerbdehnungskonzepts unter Berücksichtigung von Einflüssen der Oberflächenrauigkeit ermittelt wurde. Der linearisierte Verlauf wird mit „KDK-ABAQUS-linear“ bezeichnet. Im betrachteten Wertebereich von 10^4 bis 10^8 werden die Ausgangsdaten optimal angenähert. Im Falle der Schädigungsbewertung auf Basis der Hauptzugbeanspruchung ergibt sich ein Neigungskoeffizient von $m = 8.3$ und eine ertragbare Kraftamplitude bei zwei Millionen Lastwechsel von $P_{a,C} = 131\,\mathrm{kN/Dü}$. Werden Vergleichsgrößen als maßgebende Einwirkungsgrößen betrachtet, so resultiert eine Wöhlerlinienneigung von $m = 7.5$ und ein ertragbare Schubkraftamplitude von $P_{a,C} = 115\,\mathrm{kN/Dü}$. Zu Vergleichszwecken sind zusätzlich zu den Berechnungsergebnissen die Versuchsdaten abgebildet.

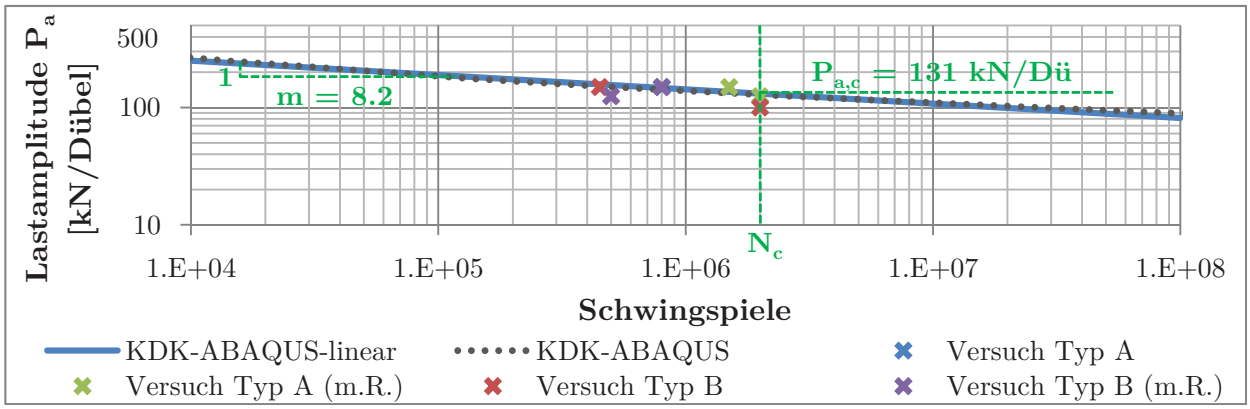


Abbildung 7.15: Regression der Bauteil-Wöhlerkurven zufolge der Versuchssimulation von Versuchskörper *Typ A* auf Basis der Hauptzugbeanspruchung unter Berücksichtigung von Einflüssen der Oberflächenrauigkeit ($N_{P_{SWT\sigma_1}}$)

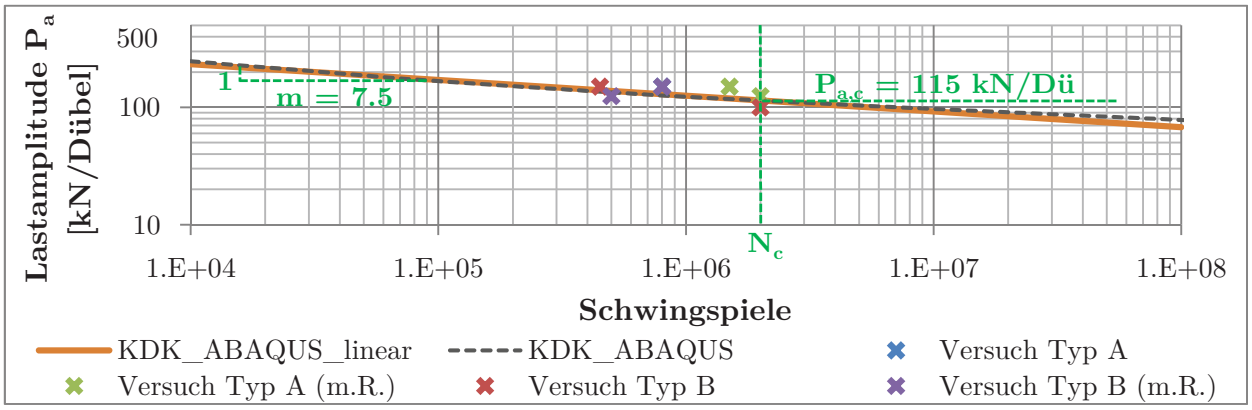


Abbildung 7.16: Regression der Bauteil-Wöhlerkurven zufolge der Versuchssimulation von Versuchskörper *Typ A* auf Basis von Vergleichsgrößen unter Berücksichtigung von Einflüssen der Oberflächenrauigkeit ($N_{P_{SWT\sigma_V}}$)

Die Linearisierung der Bauteilkurven verbessert die Vergleichbarkeit der Ergebnisse. In Tab. 7.1 sind die Werte m und $P_{a,C}$ des Versuchskörpers vom *Typ A*, die aus der Lebensdauerberechnung unter Verwendung von Schädigungsparametern P_{SWT} resultieren, zusammengefasst. Dabei wurden die Mittellasten $P_m = 0$, $P_m = 100\,\text{kN/Dü}$ und $P_m = 200\,\text{kN/Dü}$ ausgewertet. Man kann nun den Einfluss der Mittellast, der durch den Schädigungsparameter berücksichtigt wird, sehr gut erkennen. Eine Steigerung der Mittellast bewirkt eine Senkung des Ermüdungswiderstandes und einen steileren Abfall der Bauteil-Wöhlerkurve mit zunehmender Lastzyklenzahl. Wie in Kap. 7.2 diskutiert, gelingt durch Vernachlässigung des Mittelspannungseinflusses die beste Annäherung an die Versuchsergebnisse.

Mittellast	0		100 kN/Dü		200 kN/Dü	
Ansatz	$N_{P_{SWT\sigma_1}}$	$N_{P_{SWT\sigma_V}}$	$N_{P_{SWT\sigma_1}}$	$N_{P_{SWT\sigma_V}}$	$N_{P_{SWT\sigma_1}}$	$N_{P_{SWT\sigma_V}}$
m	8.2	7.5	6.0	6.0	5.3	4.9
$P_{a,C}$ [kN/Dü]	131	115	89	77	68	56

Tabelle 7.1: Kennwerte der linearisierten Bauteil-Wöhlerkurven nach dem Kerbdehnungskonzept bei unterschiedlichen Mittellasten (Versuchskörper *Typ A*)

Aufbauend auf die Linearisierung der Bauteil-Wöhlerkurven nach dem Kerbdehnungskonzept können nun die wesentlichen Kenndaten der Bauteil-Wöhlerkurven aller untersuchten Modelle der Parameterstudien, sowie der Versuchssimulation übersichtlich zusammengefasst werden. Tab. 7.2 enthält die Auflistung der ermittelten Wöhlerlinienneigungen und ertragbaren Lastamplituden bei zwei Millionen Lastwechseln, basierend auf der Lebensdauerberechnung unter Berücksichtigung der Oberflächenrauigkeit, jedoch unter Vernachlässigung des Mittellasteinflusses. Die Ergebnisse stammen aus der räumlichen, nichtlinearen Berechnung mittels *ABAQUS*.

Numerisches Berechnungsmodell	Ansatz: $N_{P_{SWT\sigma_1}}$		Ansatz: $N_{P_{SWT\sigma_V}}$	
	m	$P_{a,C}$	m	$P_{a,C}$
KrL-1_S235_C25_N2	7.6	72	6.6	66
KrL-1_S235_C25_N3	6.6	70	7.5	73
KrL-1_S235_C40_N2	7.8	73	7.0	68
KrL-1_S235_C40_N3	7.9	76	7.2	71
KrL-1_S355_C25_N2	7.8	93	7.2	87
KrL-1_S355_C25_N3	8.1	110	5.8	63
KrL-1_S355_C40_N2	8.1	94	7.1	87
KrL-1_S355_C40_N3	8.2	97	7.1	92
KrL-2_S235_C25_N3	8.2	86	7.8	76
KrL-2_S235_C40_N3	8.0	85	7.8	75
KrL-2_S355_C25_N3	7.5	109	8.7	102
KrL-2_S355_C40_N3	8.1	110	8.3	102
Versuchskörper Typ A	8.2	131	7.5	115
Versuchskörper Typ B	8.6	126	8.1	112

Tabelle 7.2: Kennwerte der Bauteil-Wöhlerkurven nach dem Kerbdehnungskonzept bei einer Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_{\ddot{U}} = 50\,\%$ unter Berücksichtigung der Oberflächenrauigkeit, jedoch unter Vernachlässigung des Mittellasteinflusses

7.4 Anpassung des Sicherheitsniveaus

Bisher wurde versucht, das reale Bauteilverhalten unter Verwendung von Mittelwerten der Werkstoffwiderstände möglichst genau zu erfassen. Die im *Eurocode 3* [EC305] angegebenen Wöhlerlinien basieren gemäß [NG12] näherungsweise auf einer Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_{\ddot{U}} \approx 97.5\%$ und einem Konfidenzniveau von 75%. In Überstimmung dazu, werden für die Nachweisführung Bauteil-Wöhlerlinien benötigt, die ebenfalls auf einer Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_{\ddot{U}} = 97.5\,\%$ beruhen. Dementsprechend soll das Prozedere zur Umrechnung des Sicherheitsniveaus nachfolgend erläutert werden.

7.4.1 Umrechnung der Ergebnisse des Kerbdehnungskonzepts

In der vorliegenden Arbeit wird das *Uniform Material Law* zur Beschreibung des zyklischen Materialverhaltens des Baustahls verwendet. Für dieses Materialgesetz werden in [Hai02] Streuspannen $T_{(10\%-90\%)}$ für einen Streubereich von $P_{\ddot{U}} = 10\,\%$ bis $P_{\ddot{U}} = 90\,\%$ angegeben. Den Dehnungs-Wöhlerlinien wird eine Streuspanne von $T_\varepsilon = 1.80$ zugeordnet, während den Schädigungsparameter-Wöhlerlinien eine Streuspanne von $T_p = 1.55$ zugrunde liegt. Mit Hilfe von Gl. 7.8 kann aus der Streuspanne $T_{(10\%-90\%)}$ die Standardabweichung s berechnet werden.

$$s = \frac{1}{2.56}\ \log\left(\frac{1}{T_{(10\%-90\%)}}\right) \tag{7.8}$$

Für die Dehungs-Wöhlerlinie ergibt sich eine Standardabweichung von $s_\varepsilon = 9.972 \cdot 10^{-2}$ und für die Schädigungsparameter-Wöhlerlinie von $s_p = 7.435 \cdot 10^{-2}$. Mit Hilfe der Standardabweichungen können jene Streuspannen $T_{(97.5\%)}$ bestimmt werden, die zur Umrechnung der Ermüdungsfestigkeitskurven auf eine Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_{\ddot{\mathrm{U}}} = 97.5\,\%$ benötigt werden. Diese ergeben sich zufolge von Gl. 7.9.

$$s = \frac{1}{2.00}\ \log\left(\frac{1}{T_{(97.5\%)}}\right) \qquad \text{bzw.} \qquad T_{(97.5\%)} = 10^{-2s} \tag{7.9}$$

Schlussendlich resultieren die in Gl. 7.10 angegebenen Abminderungsfaktoren zur Erhöhung der Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_{\ddot{\mathrm{U}}} = 50\,\%$ auf $P_{\ddot{\mathrm{U}}} = 97.5\,\%$.

$$\begin{aligned} T_{\varepsilon_{(97.5\%)}} &= 10^{-2\,s_\varepsilon} = 0.63 \\ T_{p_{(97.5\%)}} &= 10^{-2\,s_p} = 0.71 \end{aligned} \tag{7.10}$$

Die Dehnungs-Wöhlerlinie nach dem *Uniform Material Law* wurde bereits in Gl. 3.26 definiert. Unter Berücksichtigung des Abminderungsfaktors $T_{\varepsilon_{(97.5\%)}}$ erhält man Gl. 7.11. Die Berechnung der Lebensdauer erfolgt wie bisher (siehe Gl. 5.6) durch Umformung des elastischen Dehnungsanteils $\varepsilon_{a,e}$ in Übereinstimmung mit Gl. 7.12. Schlussendlich ergibt sich der Zusammenhang zwischen der örtlichen Spannungsamplitude σ_a und der ertragbaren Lastspielzahl N bei einer Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_{\ddot{\mathrm{U}}} = 97.5\,\%$.

$$\varepsilon_a = T_{\varepsilon_{(97.5\%)}} \left[\underbrace{\frac{\sigma'_f}{E}\ (2N)^b}_{\varepsilon_{a,e}} + \underbrace{\varepsilon'_f\ (2N)^c}_{\varepsilon_{a,p}} \right] \tag{7.11}$$

$$\begin{aligned} \varepsilon_{a,e} &= \frac{\sigma_a}{E} = T_{\varepsilon_{(97.5\%)}}\ \frac{\sigma'_f}{E}\ (2N)^b \\ \sigma_a &= T_{\varepsilon_{(97.5\%)}}\ \sigma'_f\ (2N)^b \\ N_{(P_{\ddot{\mathrm{U}}}=97.5\,\%)} &= \frac{1}{2}\ \left(\frac{\sigma_a}{0.63\ \sigma'_f}\right)^{1/b} \end{aligned} \tag{7.12}$$

Die Schädigungsparameter-Wöhlerlinie muss zur Berücksichtigung der Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_{\ddot{\mathrm{U}}} = 97.5\,\%$ mit dem Faktor $T_{p_{(97.5\%)}}$ multipliziert werden. Die in Gl. 3.36 angegebene Formulierung wird durch Gl. 7.13 ersetzt.

$$P_{SWT_{\left(P_{\ddot{U}}=97.5\,\%\right)}} = 0.71\ \kappa\ \sqrt{{\sigma'_f}^2\ (2N)^{2b} + \sigma'_f\ \varepsilon'_f\ (2N)^{b+c}\ E} \tag{7.13}$$

Nachdem nun, sowohl die Dehnungs-Wöhlerlinie, als auch die Schädigungsparameter-Wöhlerlinie für eine Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_{\ddot{U}} = 97.5\,\%$ vorliegt, kann mit der neuerlichen Bestimmung der Bauteil-Wöhlerkurven begonnen werden. Aus der Linearisierung der resultierenden Kurvenverläufe gemäß Kap. 7.3 ergeben sich die gesuchten Kenndaten der Bauteil-Wöhlerkurven. Tab. 7.3 enthält die Zusammenfassung der ermittelten Wöhlerlinienneigungen und ertragbaren Lastamplituden bei zwei Millionen Lastwechseln aller untersuchten Modelle der Parameterstudien, sowie der Versuchssimulation. Die angegebenen Daten basieren auf einer Lebensdauerberechnung nach dem Kerbdehnungskonzept unter Berücksichtigung der Oberflächenrauigkeit, jedoch unter Vernachlässigung des Mittellasteinflusses. Die Grundlage bildet die räumliche, nichtlineare Berechnung mittels *ABAQUS*. Die Ergebnisse der Versuchssimulation von Versuchskörper *Typ A* werden in Abb. 7.17 und Abb. 7.18 veranschaulicht.

Bei genauerer Betrachtung von Tab. 7.3 erkennt man, dass die Ergebnisse in erster Linie von der verwendeten Stahlsorte und der Dübelgeometrie abhängen. Der Einsatz von Baustahl *S355* führt im Vergleich zur Stahlsorte *S235* auf ein günstigeres Ermüdungsverhalten. Die größeren Ausrundungsradien der Kronendübelgeometrie *KrL-2* gegenüber der Geometrie *KrL-1* erhöhen ebenfalls die Lebensdauer. Der Einfluss der Betongüte, sowie der Dichte des verwendeten FE-Netzes sind sehr gering und können innerhalb des untersuchten Parameterbereichs vernachlässigt werden. Die Versuchssimulation ergibt aufgrund der Berücksichtigung der *IST*-Materialkennwerte eine höhere Ermüdungsfestigkeit als das vergleichbare Modell *KrL-2_S355_C40_N3* der Parameterstudien. Zur Beurteilung der Ermüdungsfestigkeit der Kronendübelleiste sind die Ergebnisse der Parameterstudien heranzuziehen, da diese auf normgemäßen *SOLL*-Festigkeitswerten basieren. Zusätzlich erlaubt das innerhalb der Parameterstudien verwendete FE-Modells, durch die Modellierung mehrerer Stahlzähne, eine bessere Erfassung der realen Beanspruchungssituation, die in der Verbundfuge eines Verbundträgers vorherrscht.

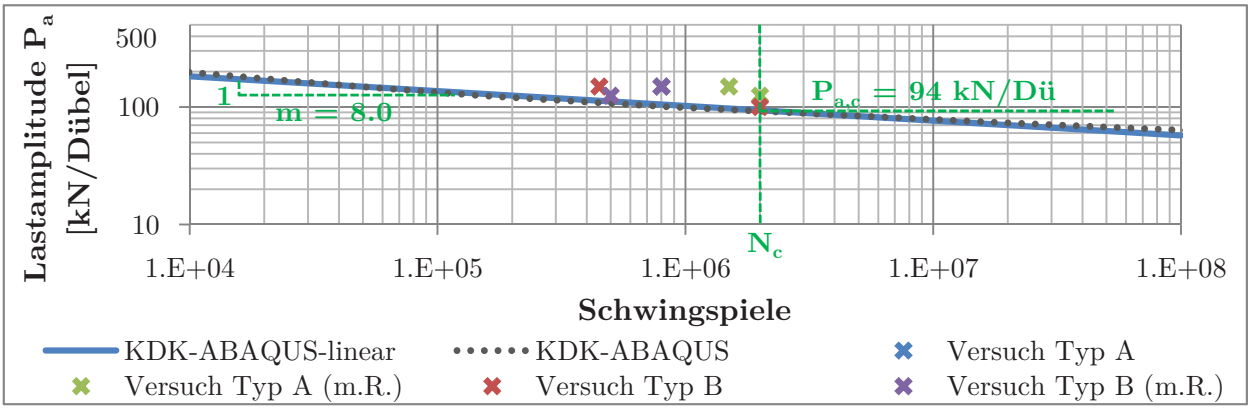


Abbildung 7.17: Linearisierte Bauteil-Wöhlerkurven der Versuchssimulation von Versuchskörper *Typ A* auf Basis der Hauptzugbeanspruchung unter Berücksichtigung von Einflüssen der Oberflächenrauigkeit ($N_{P_{SWT_{\sigma_1}}}$) bei einer Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_{\ddot{U}} = 97.5\,\%$

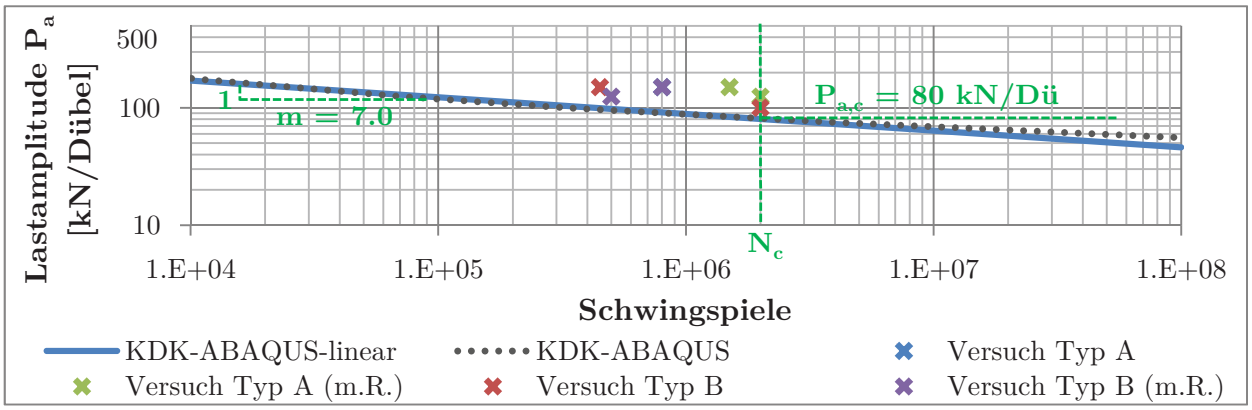


Abbildung 7.18: Linearisierte Bauteil-Wöhlerkurven der Versuchssimulation von Versuchskörper *Typ A* auf Basis von Vergleichsgrößen unter Berücksichtigung von Einflüssen der Oberflächenrauigkeit ($N_{P_{SWT_{\sigma_V}}}$) bei einer Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_{Ü} = 97.5\,\%$

Modell	Ansatz: $N_{P_{SWT_{\sigma_1}}}$		Ansatz: $N_{P_{SWT_{\sigma_V}}}$	
	m	$P_{a,C}$	m	$P_{a,C}$
KrL-1_S235_C25_N2	6.6	48	5.7	42
KrL-1_S235_C25_N3	7.2	53	6.3	49
KrL-1_S235_C40_N2	6.8	50	5.9	44
KrL-1_S235_C40_N3	6.9	52	6.1	47
KrL-1_S355_C25_N2	8.4	69	7.6	64
KrL-1_S355_C25_N3	9.4	70	8.8	66
KrL-1_S355_C40_N2	8.4	69	7.4	63
KrL-1_S355_C40_N3	8.5	71	7.7	66
KrL-2_S235_C25_N3	7.7	64	7.4	56
KrL-2_S235_C40_N3	7.4	63	6.9	54
KrL-2_S355_C25_N3	7.5	79	8.4	75
KrL-2_S355_C40_N3	7.7	79	8.5	74
Versuchskörper Typ A	8.0	94	7.0	80
Versuchskörper Typ B	7.3	88	6.6	73

Tabelle 7.3: Kennwerte der Bauteil-Wöhlerkurven nach dem Kerbdehnungskonzept bei einer Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_{Ü} = 97.5\,\%$ unter Berücksichtigung der Oberflächenrauigkeit, jedoch unter Vernachlässigung des Mittellasteinflusses

7.4.2 Umrechnung der Ergebnisse des Kerbspannungskonzepts

Den Bauteil-Wöhlerkurven nach dem Kerbspannungskonzept liegen die Wöhlerkurven der brenngeschnittenen Kante zugrunde. Diese wurden in Kap. 5.2.2 bereits für eine Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_{Ü} = 97.5\,\%$ dargestellt. Abb. 5.28 enthält die entsprechende Wöhlerkurve aus dem *Eurocode 3*, während die von *Petersen* vorgeschlagene Ermüdungsfestigkeitskurve in Abb. 5.30 ersichtlich ist. Die Vorgangsweise bei der neuerlichen Ermittlung der Bauteil-Wöhlerkurven entspricht jener von Kap. 5.2.3. Unter Verwendung der Propotionalitätsfaktoren k_{σ_1} und k_{σ_V} ergeben sich die in Abb. 7.19 bis Abb. 7.22 dargestellten Verläufe.

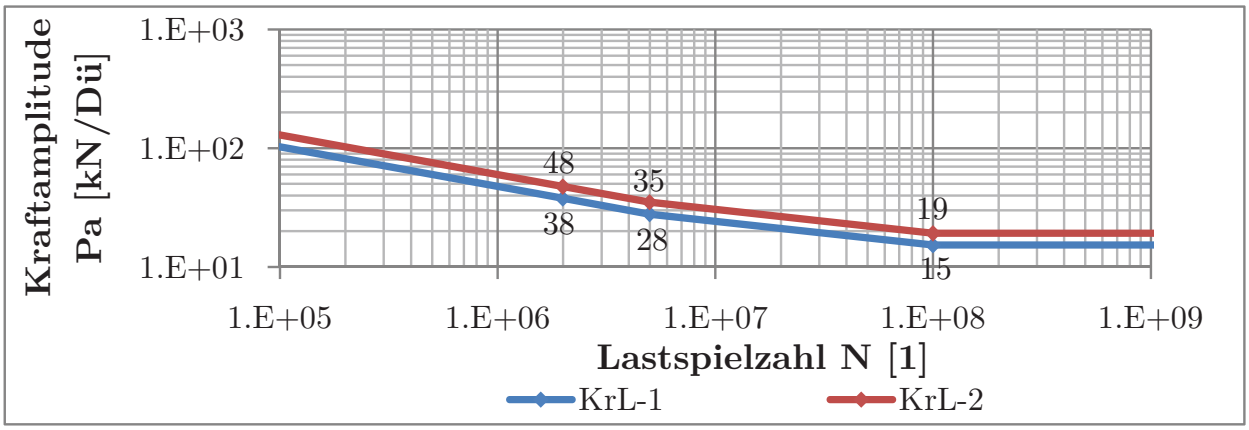


Abbildung 7.19: Bauteil-Wöhlerkurven zufolge der Kerbfallklassifizierung nach *EC 3* auf Basis der Hauptzugspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_1$ bei einer Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_{Ü} = 97.5\,\%$

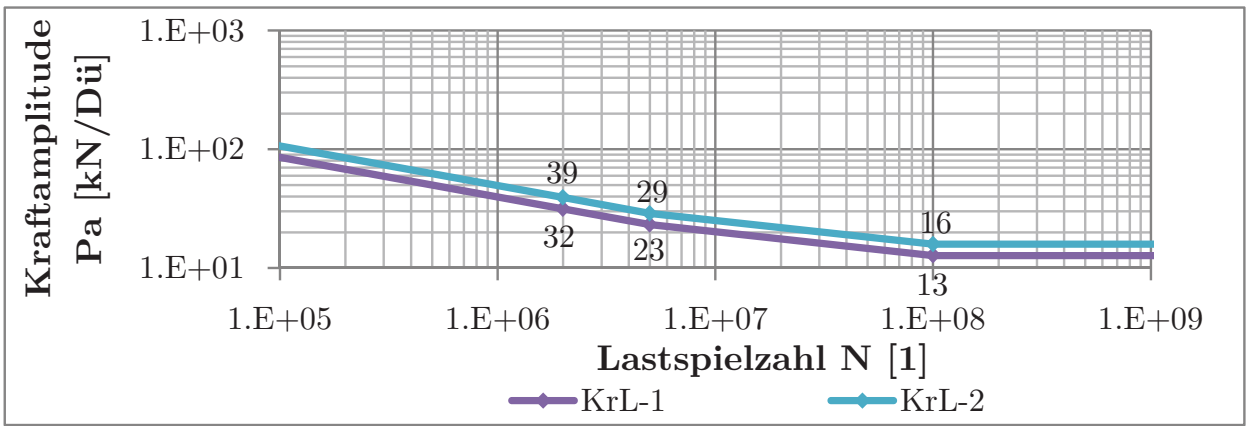


Abbildung 7.20: Bauteil-Wöhlerkurven zufolge der Kerbfallklassifizierung nach *EC 3* auf Basis der Vergleichsspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_V$ bei einer Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_{Ü} = 97.5\,\%$

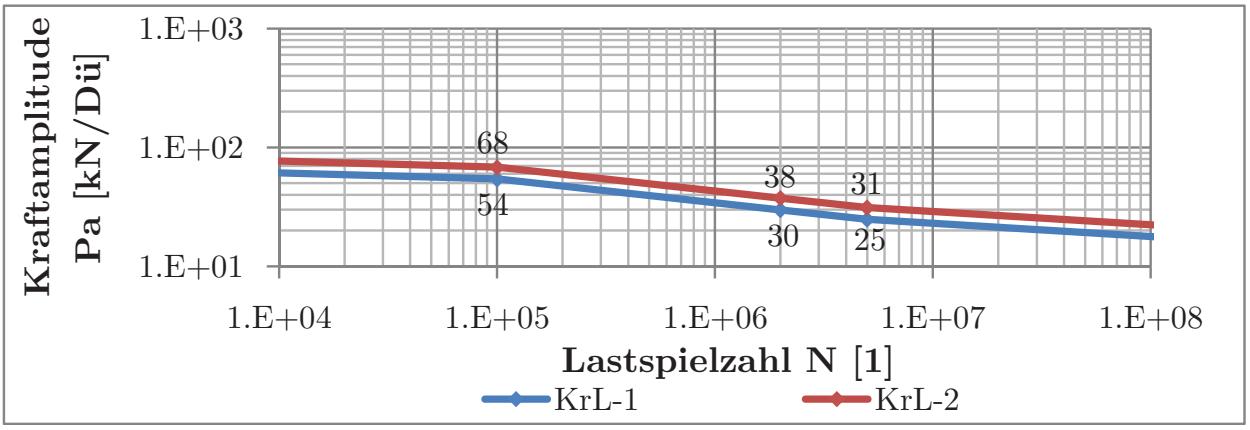


Abbildung 7.21: Bauteil-Wöhlerkurven zufolge der Schädigungsbewertung nach *Petersen* auf Basis der Hauptzugspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_1$ für Baustahl *S235* bei einer Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_{\ddot{U}} = 97.5\,\%$

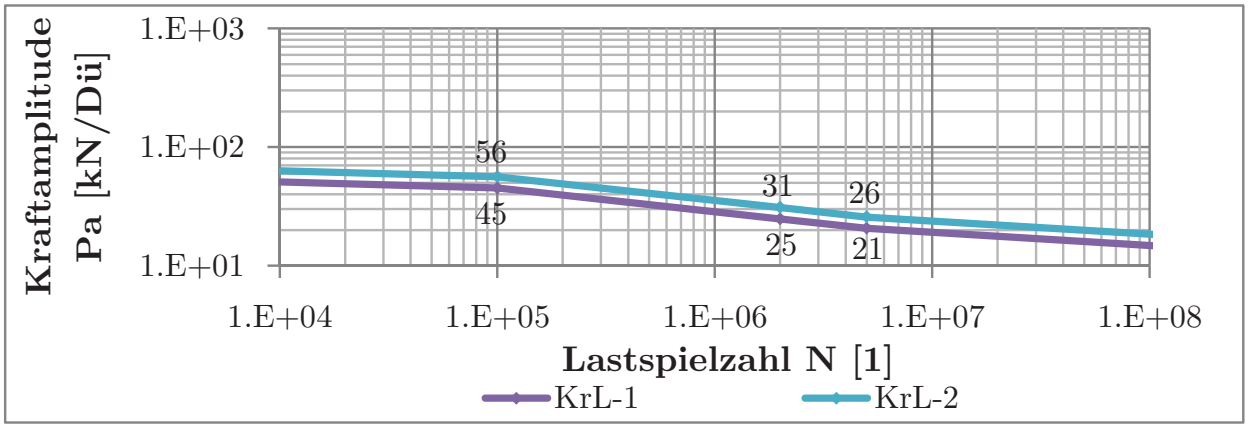


Abbildung 7.22: Bauteil-Wöhlerkurven zufolge der Schädigungsbewertung nach *Petersen* auf Basis der Vergleichsspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_V$ für Baustahl *S235* bei einer Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_{\ddot{U}} = 97.5\,\%$

7.5 Ergebnisvergleich

Die Kenntnis der Wöhlerlinienneigungen m und der ertragbaren Kraftamplituden $P_{a,C}$ ermöglicht den anschaulichen Ergebnisvergleich der unterschiedlichen Berechnungskonzepte. Tab. 7.4 enthält eine Gegenüberstellung der Ergebnisse von Modell *KrL-2_S355_C40_N3*. Dieses Modell der Parameterstudien wurde ausgewählt, da es hinsichtlich der verwendeten Materialgüten und der Dübelgeometrie mit den Probekörpern der Laborversuche am besten übereinstimmt. Die in Tab. 7.4 enthaltenen Wöhlerlinienneigungen beziehen sich bei den Bauteil-Wöhlerkurven des Kerbspannungskonzepts auf den Kurvenabschnitt im Bereich von zwei Millionen Lastzyklen.

Die angegebenen Daten des Kerbdehnungskonzepts basieren auf der Verwendung von Schädigungsparametern zur Berücksichtigung der Oberflächenrauigkeit, jedoch unter Vernachlässigung von Mittelspannungseinflüssen. Die Überlebenswahrscheinlichkeit beträgt generell $P_{Ü} = 97.5\,\%$. Die Gegenüberstellung zeigt die wesentlich günstigere Bewertung der Ermüdungsfestigkeit der Kronendübelleiste durch das Kerbdehnungskonzept. Die ertragbaren Kraftamplituden bei zwei Millionen Lastwechseln liegen nach dem Kerbdehnungskonzept deutlich höher. Dazu kommt die flachere Wöhlerlinienneigung die sich insbesondere bei hohen Lastzyklenzahlen günstig auswirkt. Zur Veranschaulichung werden die zugehörigen Bauteil-Wöhlerlinien in Abb. 7.23 und Abb. 7.24 grafisch dargestellt.

In Abb. 7.25 und Abb. 7.26 folgt der anschauliche Vergleich der Versuchsergebnisse und der Berechnungsergebnisse nach dem Kerbdehnungskonzept bei einer Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_{Ü} = 97.5\,\%$. Aufgrund des angesetzten Sicherheitsniveaus liegen alle Berechnungsergebnisse auf der sicheren Seite.

Konzept	KDK - Abaqus		KSK - EC 3		KSK - Petersen	
Ansatz	$N_{P_{SWT\sigma_1}}$	$N_{P_{SWT\sigma_V}}$	N_{σ_1}	N_{σ_V}	N_{σ_1}	N_{σ_V}
m	7.7	8.5	3		5	
$P_{a,C}$ [kN/Dü]	79	74	48	39	41	34

Tabelle 7.4: Vergleich der Wöhlerlinienneigung und der ertragbaren Kraftamplituden $P_{a,C}$ der unterschiedlichen Berechnungskonzepte anhand von Modell *KrL-2_S355_C40_N3* bei einer Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_{Ü} = 97.5\,\%$

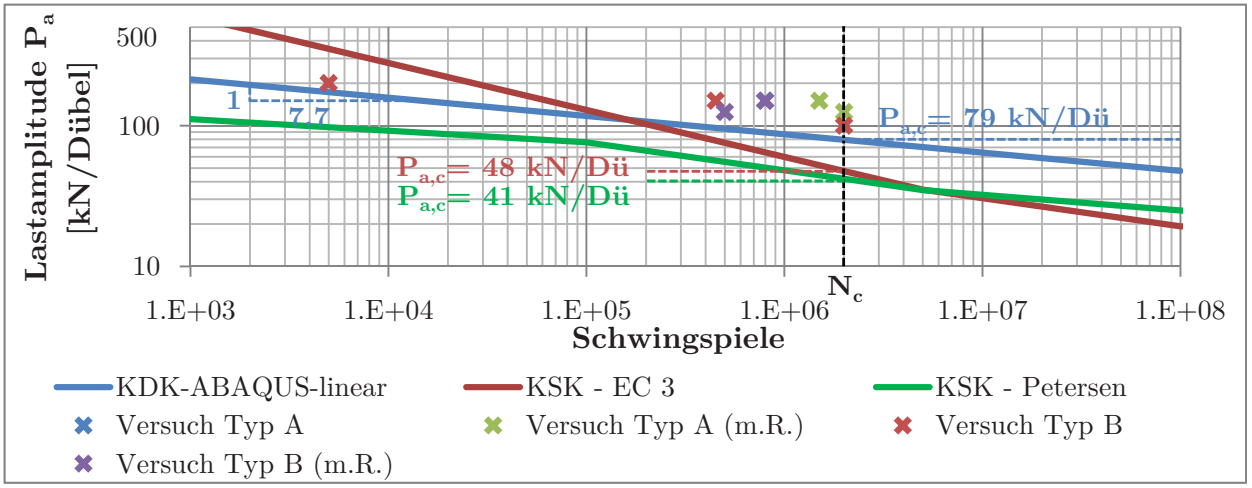


Abbildung 7.23: Gegenüberstellung der Bauteil-Wöhlerkurven des Berechnungsmodells *KrL-2_S355_C40_N3* auf Basis der Hauptzugspannung unter Berücksichtigung der Oberflächenrauigkeit, jedoch ohne Mittelspannungseinflüsse bei einer Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_{Ü} = 97.5\,\%$

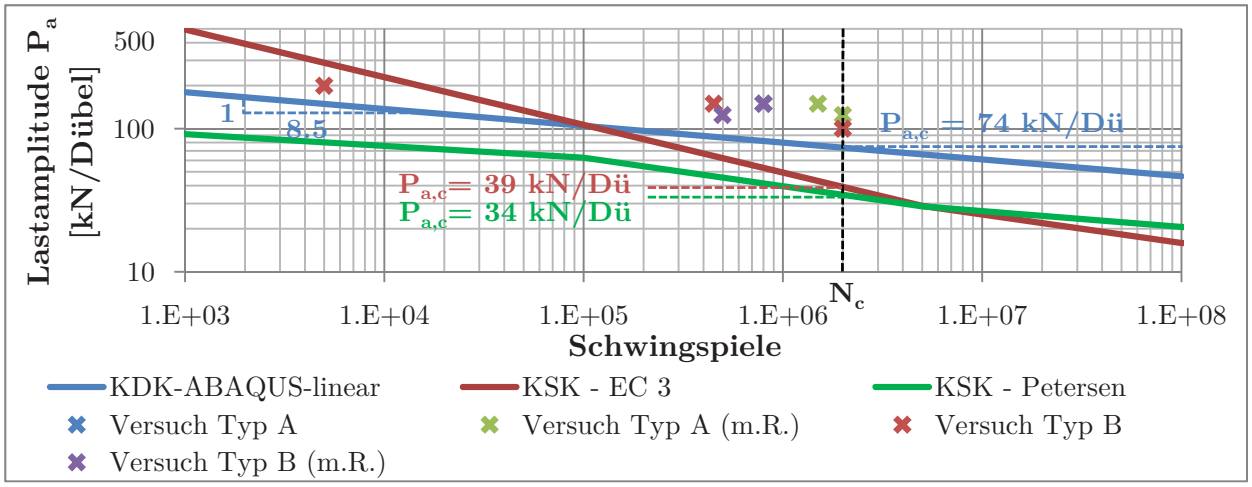


Abbildung 7.24: Gegenüberstellung der Bauteil-Wöhlerkurven des Berechnungsmodells *KrL-2_S355_C40_N3* auf Basis der Vergleichsspannung unter Berücksichtigung der Oberflächenrauigkeit, jedoch ohne Mittelspannungseinflüsse bei einer Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_Ü = 97.5\,\%$

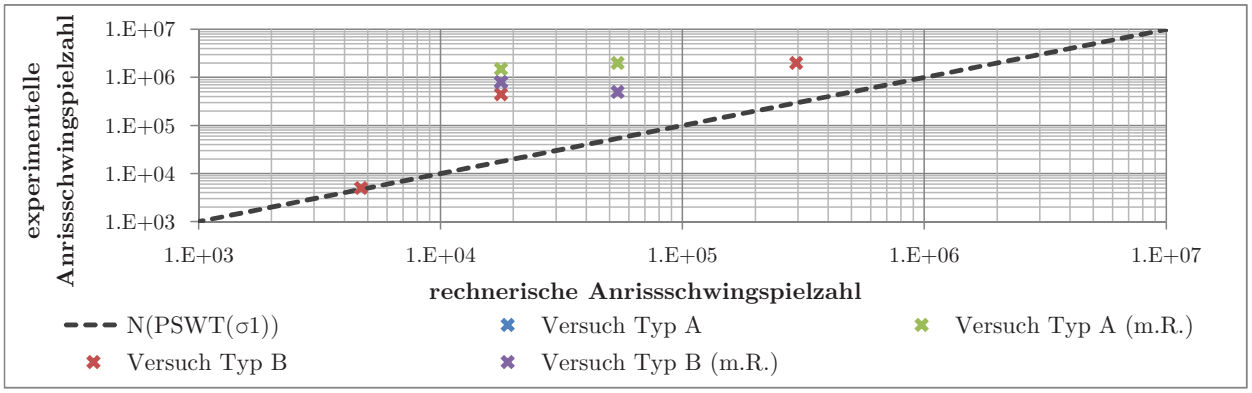


Abbildung 7.25: Vergleich der Versuchsergebnisse und der Ergebnisse des Kerbdehnungskonzepts auf Basis der Hauptzugbeanspruchung unter Berücksichtigung der Oberflächenrauigkeit, jedoch unter Vernachlässigung des Mittellasteinflusses bei einer Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_Ü = 97.5\,\%$ (Modell: *KrL-2_S355_C40_N3*)

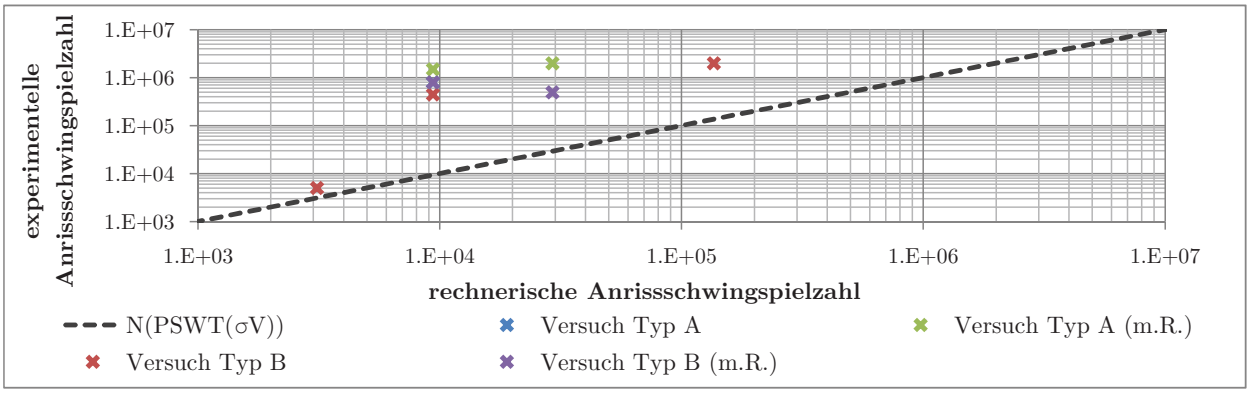


Abbildung 7.26: Vergleich der Versuchsergebnisse und der Ergebnisse des Kerbdehnungskonzepts auf Basis von Vergleichsgrößen unter Berücksichtigung der Oberflächenrauigkeit, jedoch unter Vernachlässigung des Mittellasteinflusses bei einer Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_Ü = 97.5\,\%$ (Modell: *KrL-2_S355_C40_N3*)

7.6 Zusammenfassung

Die durchgeführten Ergebnisanalysen beinhalten die Gegenüberstellung der experimentell und rechnerisch ermittelten Bauteil-Wöhlerkurven. Dabei zeigt sich, dass durch Anwendung des Kerbdehnungskonzepts auf Grundlage der nichtlinearen, räumlichen FE-Berechnungen mit Hilfe von *ABAQUS* die zutreffendste Approximation der Versuchsergebnisse gelingt. Die Ursache liegt insbesondere in der relativ flachen Wöhlerlinienneigung, die sich aus der Definition des zyklischen Werkstoffverhaltens des Baustahls ergibt. Die Lage der Bauteil-Wöhlerkurven nach dem Kerbdehnungskonzept ist sehr stark von der verwendeten Methode der Schädigungsbewertung abhängig. Die Vernachlässigung von Mittelspannungen und Oberflächenrauigkeiten führt zu einer Überschätzung der tatsächlichen Lebensdauer. Die Erfassung beider Einflüsse mit Hilfe des Schädigungsparameters P_{SWT} liefert konservative Ergebnisse. Die beste Anpassung an die Versuchsdaten konnte im gegenständlichen Fall unter Berücksichtigung von Oberflächenrauigkeiten, jedoch unter Vernachlässigung von Mittelspannungseinflüssen erreicht werden. Dabei sei allerdings darauf hingewiesen, dass die zugrunde liegende Versuchsanzahl für eine statistisch belegbare Aussage bei weitem nicht ausreicht.

Das Kerbdehnungskonzept ist aufgrund der Berücksichtigung des nichtlinearen Materialverhaltens der beteiligten Werkstoffe, mit einem enormen numerischen Berechnungsaufwand verbunden. Um diesen Nachteil zu kompensieren, wurde eine vereinfachte Modellbildung auf Basis ebener Lastmodelle erprobt. Die aus dieser Vereinfachung resultierenden Bauteil-Wöhlerkurven stimmen sehr gut mit den vermeintlich genaueren Ergebnissen der komplexen, räumlichen Modellierung mittels *ABAQUS* überein und liegen zudem tendenziell auf der sicheren Seite. Trotz dieses Erfolges ist die praktische Anwendbarkeit dieser Vorgehensweise stark eingeschränkt, da sie das Vorliegen von Lastmodellen bedingt, die ihrerseits auf der nichtlinearen, räumlichen Modellbildung basieren. Im Zuge von Parameterstudien wurden in der vorliegenden Arbeit zwölf Lastansätze unter Berücksichtigung unterschiedlicher Materialgüten, sowie der beiden Dübelgeometrien *KrL-1* und *KrL-2* erarbeitet (siehe Anhang C). Die Lastmodelle hängen dabei insbesondere von Betongüte und Dübelgeometrie ab. Die Lebensdauer wird letztendlich jedoch in erster Linie von der verwendeten Stahlsorte und der Form der Stahlzähne bestimmt.

Die Überlegungen zur Praxistauglichkeit führten dazu, dass anstelle der Verwendung der Lastmodelle, nach einer alternativen Vorgangsweise zur Beurteilung der Ermüdungsfestigkeit des Kronendübels gesucht wurde. Zu diesem Zweck wurden die aus der räumlichen *ABAQUS*-Berechnung resultierenden Bauteil-Wöhlerkurven nach dem Kerbdehnungskonzept im doppellogarithmischen Maßstab linearisiert. Die Ausgleichsrechnung ermöglicht es, die Kurvenverläufe durch Definition der Wöhlerlinienneigung, sowie eines Wertepaares eindeutig festzulegen. Im gegenständlichen Fall wurde jeweils jene Amplitude der äußeren Dübelkraft angegeben, die zwei Millionen Lastwechseln zugeordnet ist. Dies entspricht prinzipiell jener Vorgangsweise, die in der aktuellen Normung und in den gängigen technischen Regelwerken bei der Kerbfalleinstufung angewendet wird. Der einzige Unterschied besteht darin, dass anstelle von Spannungsschwingbreiten, die Amplitude der äußeren Dübelbeanspruchung als Einwirkungsgröße herangezogen wird.

Die Kenndaten der Bauteil-Wöhlerkurven nach dem Kerbdehnungskonzept wurden für alle zwölf Modelle der Parameterstudien ermittelt. Aufgrund der besten Übereinstimmung mit den Versuchsergebnissen erfolgte die Lebensdauerberechnung dabei unter Berücksichtigung von Oberflächenrauigkeiten und unter Vernachlässigung von Mittelspannungseinflüssen. Den Ausgangspunkt stellte die Verwendung mittlerer Festigkeitswerte der beteiligten Materialien dar. Die resultierenden Wöhlerlinienneigungen schwanken im Bereich von $m = 6$ bis $m = 8$. Die ertragbaren Schubkraftamplituden bei zwei Millionen Lastwechseln liegen im Bereich von $P_{a,C} = 65$ bis $P_{a,C} = 110\,\mathrm{kN/Dü}$. Eine Erhöhung der Stahlsorte führt zu einer flacheren Wöhlerlinienneigung und weiters zu einem günstigeren Ermüdungsverhalten. Kronendübelgeometrie *KrL-2* weist, bedingt durch die geringere Kerbwirkung der größeren Ausrundungsradien, eine höhere Lebensdauer als Kronendübelgeometrie *KrL-1* auf. Zudem zeigt sich, dass die Schädigungsbewertung auf Basis der örtlichen Vergleichsdehnungen konservativere Lebensdauerprognosen mit sich bringt, als die Verwendung der örtlichen Hauptzugdehnungen. Der Einfluss unterschiedlicher Betongüten und der Feinheit der Diskretisierung spielen innerhalb des betrachteten Parameterbereichs nur eine untergeordnete Rolle.

Die im *Eurocode 3* angegebenen Wöhlerkurven unterschiedlicher Konstruktionsdetails beruhen durchwegs auf einer Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_{\ddot{\mathrm{U}}} = 97.5\,\%$. In Analogie zu dieser dem Stand der Technik entsprechenden Methodik, mussten auch die Bauteil-Wöhlerkurven zur Beschreibung des Ermüdungsverhaltens des Kronendübels, ausgehend von einer Berechnung auf Grundlage mittlerer Materialfestigkeiten, auf dieses Sicherheitsniveau umgerechnet werden. Daraus ergab sich eine Reduktion der ertragbaren Schubkraftamplituden bei zwei Millionen Lastwechseln. Die Schwankungsbreite lag schlussendlich im Bereich von $P_{a,C} = 40$ bis $P_{a,C} = 80\,\mathrm{kN/Dü}$.

Das vorliegende Kapitel beinhaltet neben den Ergebnissen des Kerbdehnungskonzepts auch die Bauteil-Wöhlerkurven nach dem Kerbspannungskonzept. Der Vorteil des Kerbspannungskonzepts liegt in der deutlichen Reduktion des numerischen Berechnungsaufwandes bei der Bestimmung der maßgebenden Kerbbeanspruchungen durch die Vernachlässigung von Materialnichtlinearitäten. Auch die Schädigungsbewertung vereinfacht sich wesentlich im Vergleich zum Kerbdehnungskonzept. Im gegenständlichen Fall wurden zu diesem Zweck Wöhlerkurven brenngeschnittener Bleche aus Literatur und Normung herangezogen. Die getroffenen Vereinfachungen wirken sich letztendlich ungünstig auf die Übereinstimmung mit den Versuchsergebnissen aus. Vor allem die aus dem *Eurocode 3* entnommene Wöhlerlinienneigung von $m = 3$ bzw. $m = 5$, die sich in den resultierenden Bauteil-Wöhlerkurven wiederspiegelt, beschreibt das Ermüdungsverhalten des Verbundbauteils nur unzureichend. Die Ergebnisse liegen oberhalb einer Lastspielzahl von etwa hunderttausend Lastwechseln gegenüber dem Kerbdehnungskonzept auf der sicheren Seite. Bereits bei zwei Millionen Lastzyklen werden die ertragbaren Schubkraftamplituden bei Verwendung des Kerbspannungskonzepts um etwa 50% unterschätzt. Die Anwendung des Kerbspannungskonzepts würde somit dazu führen, dass bei Lastspielzahlen jenseits von einer Million Lastwechseln ein wesentlicher Teil der Lebendauer nicht genutzt werden könnte. Dies wäre kontraproduktiv, da das volle Potential des betrachteten neuartigen Schubverbinders nicht sinnvoll ausgenützt werden könnte.

Die beste Methode zur Beschreibung des Ermüdungsverhaltens der Kronendübelleiste stellt somit das Kerbdehnungskonzept dar. Diese Erkenntnis stimmt mit den Aussagen zahlreicher Literaturquellen überein, in denen ebenfalls das Ermüdungsverhalten von Betondübeln untersucht wurde. Auch wenn die Bandbreite der Parameterstudien noch erweitert und die Anzahl der zugrunde liegenden Bauteilversuche um ein Vielfaches gesteigert werden müsste, so scheint die beschriebene Vorgangsweise, der Linearisierung der Bauteil-Wöhlerkurven ein praktikabler Weg zu sein, um in Zukunft eine effiziente Möglichkeit zur Nachweisführung zur Verfügung stellen zu können.

Kapitel 8

Anwendungsbeispiel

8.1 Allgemeines

Im Folgenden soll die Verwendung von Kronen- bzw. Kopfbolzendübeln zur Aufnahme von Wechselbeanspruchungen in der Verbundfuge zwischen Stahl und Beton anhand eines konkreten Beispiels des Verbundbrückenbaus gegenübergestellt werden. Die Beurteilung der Ermüdungsfestigkeit des Kronendübels erfolgt mit Hilfe der in Kap. 7 ermittelten linearisierten Bauteil-Wöhlerlinien nach dem Kerbdehnungskonzept (siehe Tab. 7.3). Um eine optimale Übereinstimmung mit den durchgeführten Sondierungsversuchen zu erzielen, wurden dabei Oberflächenrauigkeiten berücksichtigt, Mittelspannungseinflüsse jedoch vernachlässigt. Die verwendeten Kennwerte der Bauteil-Wöhlerkurven basieren auf einer Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_{\ddot{\mathrm{U}}} = 97.5\,\%$.

Das Beispiel dient in erster Linie der Demonstration der Vorgangsweise bei der Nachweisführung, sowie dem Vergleich der beiden Verbundmittel. Zusätzlich soll eine grundsätzliche Aussage darüber gewonnen werden, auf welchem Beanspruchungsniveau eine Wechselbeanspruchung im Grenzzustand der Ermüdungsfestigkeit im Verbundbrückenbau in etwa stattfindet. Zu diesem Zweck wird das Haupttragsystem einer einfeldrigen Eisenbahn-Verbundbrücke betrachtet.

Um das Vorliegen einer realitätsnahen, gut ausgelasteten Konstruktion zu bestätigen, wird nachfolgend zunächst der Nachweis des gewählten Brückenquerschnittes und der Verbundmittel im Grenzzustand der Tragfähigkeit geführt. Anschließend folgt der Ermüdungsnachweis in der Verbundfuge. Grundsätzlich basiert die Nachweisführung auf den Vorgaben der *Eurocodes 2, 3* und *4* [EC204, EC306, EC407a, EC407b]. Weiters werden die in *Eurocode 0* bzw. *Eurocode 1* [EC003, EC104] geregelten Beiwerte bei der Ermittlung der maßgebenden Einwirkungskombinationen berücksichtigt.

8.2 Tragwerksbeschreibung

8.2.1 System und Belastung

Gegenstand der Untersuchungen ist eine fiktive, einfeldrige, eingleisige Eisenbahnbrücke in Verbundbauweise mit einer Stützweite von $l_{st} = 20\,\text{m}$. Berücksichtigt werden die ständigen Lasten, sowie das *Lastmodell 71* gemäß [EC104]. Auf alle weiteren im *Eurocode 1* geregelten Beanspruchungen, wie beispielsweise Wind-, Schnee- und Temperatureinwirkungen, oder zusätzliche Verkehrslasten wird aus Gründen der Einfachheit verzichtet. Für den angestrebten Vergleich der Verbundmittel, bzw. für die Ermittlung von Anhaltswerten für Schwingbreite und Lastniveau der Ermüdungsbeanspruchung in der Verbundfuge ist keine genauere Lastaufstellung nötig.

Es wird angenommen, dass der Träger ohne Eigengewichtsverbund hergestellt wird. Dementsprechend müssen das Stahlgewicht und das Eigengewicht der Betonplatte vom Stahlträger alleine aufgenommen werden. Die Ausbaulasten, sowie die veränderlichen Lasten wirken auf den Verbundquerschnitt.

8.2.2 Regelquerschnitt

Der Regelquerschnitt der untersuchten Verbundbrücke ist in Abb. 8.1 dargestellt. Eine Verbundbrücke mit gleicher Oberbauausbildung war Gegenstand der am Institut für Tragkonstruktionen - Stahlbau der TU Wien durchgeführten Diplomarbeit von *Ehrmann* [Ehr10]. Da diese Arbeit eine sehr detaillierte Lastaufstellung beinhaltet, werden die dort ermittelten Ausbaulasten übernommen. Die Tragkonstruktion besteht aus einer 6.50 m breiten Stahlbetonplatte mit einer mittleren Dicke von 0.25 m, sowie zwei einfachsymmetrischen Stahlträgern mit einer Höhe von 1.10 m und einem Achsabstand von 3.50 m.

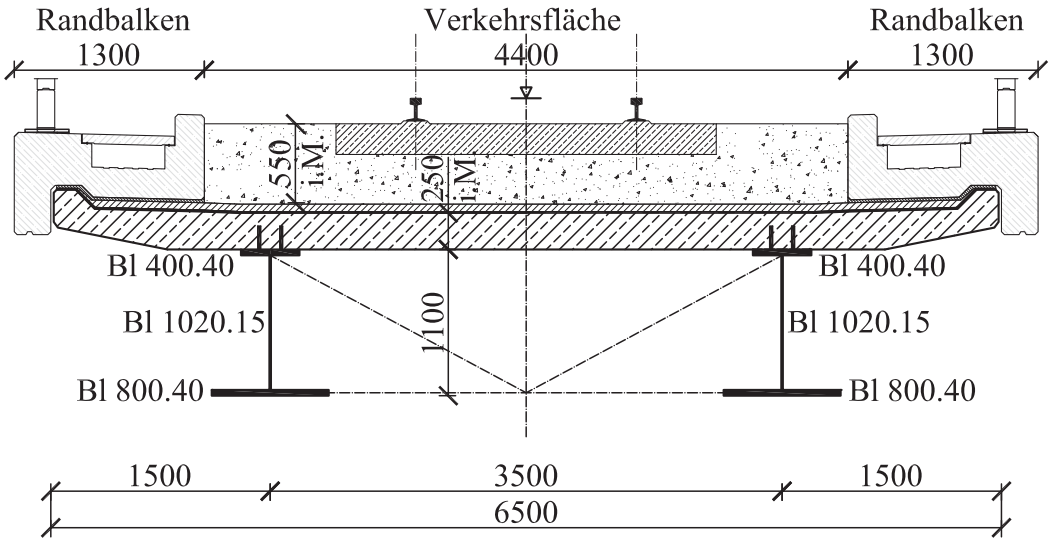


Abbildung 8.1: Betrachteter Verbundquerschnitt (Maße in $[mm]$)

8.2.3 Baustoffe

Verwendet werden Baustahl *S355* und Beton *C40/50*. Die Bewehrung in der Betonplatte wird aufgrund ihrer Lage in der Druckzone bei der Spannungsermittlung nicht berücksichtigt. Die angesetzten Materialkennwerte entsprechend der einschlägigen Normung sind in Tab. 8.1 zusammengefasst.

Baustahl *S355*		Beton *C40/50*	
f_{yk}	$= 355\,\mathrm{N/mm^2}$	f_{ck}	$= 40\,\mathrm{N/mm^2}$
f_{yd}	$= 355\,\mathrm{N/mm^2}$	f_{cd}	$= 27\,\mathrm{N/mm^2}$
E_a	$= 210000\,\mathrm{N/mm^2}$	E_{cm}	$= 35000\,\mathrm{N/mm^2}$

Tabelle 8.1: Werkstoffkennwerte

8.3 Lastaufstellung

8.3.1 Belastungen der Stahlkonstruktion

Aufgrund der Herstellung ohne Eigengewichtsverbund beanspruchen das Stahlgewicht und das Gewicht der Betonplatte ausschließlich die Stahlkonstruktion. Zusätzliche im Bauzustand vorhandene Belastungen infolge der Schalung oder der Absturzsicherung werden vernachlässigt. Es ergeben sich die in Tab. 8.2 angegebenen charakteristischen Einwirkungen auf die beiden Stahlträger. Im Bauzustand ist insbesondere die Stabilität der Obergurte zu überprüfen. Das Biegedrillknicken sei durch konstruktive Maßnahmen, die das seitliche Ausweichen der Gurte behindern, ausgeschlossen.

Lastanteil	Wichte $[kN/m^3]$	Fläche $[m^2]$	Linienlast $[kN/m]$
Eigengewicht Stahl	78.5	0.137	9.94
Eigengewicht Beton	25.0	1.625	40.43

Tabelle 8.2: Belastungen der Stahlkonstruktion

Für den Tragfähigkeitsnachweis wird der halbe Brückenquerschnitt betrachtet. Dementsprechend ergibt sich die je Stahlträger anzusetzende charakteristische Last $g_{a,k}$ zufolge Gl. 8.1.

$$g_{a,k} = \frac{9,94 + 40,43}{2} = 25,28\,\mathrm{kN/m} \tag{8.1}$$

8.3.2 Belastungen des Verbundträgers

Auf den Verbundträger wirken die Ausbaulasten und die Verkehrslasten infolge des Eisenbahnverkehrs. Die Ausbaulasten beinhalten Eigenlasten des Schotterbetts, der Randbalken und der Kabeltröge, sowie der Schienen, Schwellen, Lärmschutzwände, etc. Für die Ermittlung des Eigengewichts des Schotterbetts gemäß *Eurocode 1* [EC104] wird vom ungünstigsten Fall einer 30% Überschreitung der Nennhöhe von 550 mm ausgegangen. Die resultierende Ausbaulast von 109.57 kN/m wird aufgrund der Gleichheit des Aufbaus der Diplomarbeit von *Ehrmann* [Ehr10] entnommen. Die charakteristische Last des halben Brückenquerschnitts $g_{v,k}$ ergibt sich gemäß Gl. 8.2.

$$g_{v,k} = \frac{109.57}{2} = 54.79\,\mathrm{kN/m} \tag{8.2}$$

Von den in *Eurocode 1* [EC104] geregelten Verkehrslasten für Eisenbahnbrücken wird ausschließlich das in Abb. 8.2 dargestellte *Lastmodell 71* berücksichtigt.

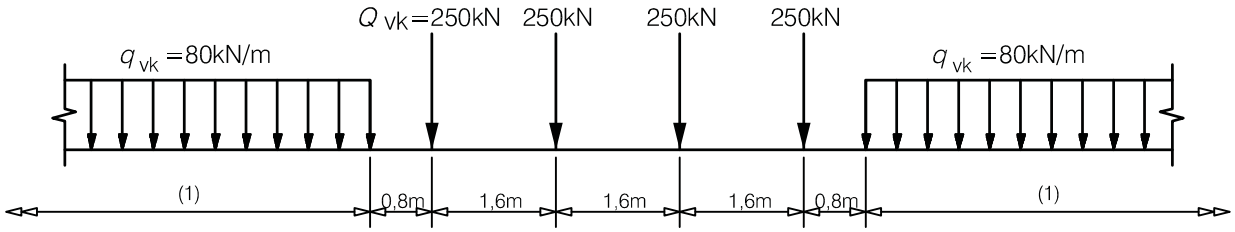


Abbildung 8.2: ***Lastmodell 71*** **[EC104]**

8.4 Untersuchte Einwirkungskombinationen

8.4.1 Grenzzustand der Tragfähigkeit (*ULS*)

Im Grenzzustand der Tragfähigkeit wird die in Gl. 8.3 angegebene Einwirkungskombination $E_{d,ULS}$ angesetzt. Dabei sind die ständigen Lasten $g_{a,k}$ und $g_{v,k}$ mit dem Teilsicherheitsbeiwert $\gamma_G = 1.35$ zu multiplizieren. Die Verkehrslasten $q_{v,k}$ zufolge des *Lastmodells 71* werden mit einem Lastklassenbeiwert von $\alpha = 1.21$ und einem Teilsicherheitsbeiwert von $\gamma_Q = 1.45$ erhöht. Der dynamische Beiwert ϕ_2 für sorgfältig instand gehaltene Gleise wird in Gl. 8.4 in Abhängigkeit von der maßgebenden Länge $L_\phi = 20.0\,\mathrm{m}$ ermittelt. Eine genauere dynamische Berechnung wurde nicht durchgeführt. Die angegeben Einwirkungen sind daher als statische Lasten zu verstehen.

$$E_{d,ULS} = \gamma_G\ g_{a,k} \oplus \gamma_G\ g_{v,k} \oplus \alpha\ \phi_2\ \gamma_Q\ q_{v,k} \tag{8.3}$$

$$\phi_2 = \frac{1.44}{\sqrt{L_\phi} - 0.2} + 0.82 = 1.16 \tag{8.4}$$

8.4.2 Grenzzustand der Ermüdungsfestigkeit (*FLS*)

Ermüdungsberechnungen nach dem *Eurocode* sind prinzipiell unabhängig von der Mittelspannung. Dementsprechend ist für den im *Eurocode 4* [EC407a, EC407b] geregelten Ermüdungsnachweis der Kopfbolzendübel die Bestimmung der einwirkenden schädigungsäquivalenten Spannungsschwingbreiten $\Delta\sigma_{E,2}$ und $\Delta\tau_{E,2}$ ausreichend. Diese ergeben sich durch Multiplikation der maximalen Spannungsschwingbreiten $\Delta\sigma$ und $\Delta\tau$ mit dem dynamischen Beiwert ϕ_2 und dem Schadenäquivalenzfaktor λ. Der dynamische Beiwert bleibt auf der sicheren Seite liegend gegenüber dem Tragfähigkeitsnachweis unverändert und beträgt $\phi_2 = 1.16$.

Die in der vorliegenden Arbeit ermittelten Bauteil-Wöhlerlinien des Kronendübels nach dem Kerbdehnungskonzept sind, je nach der angewendeten Methode der Schädigungsbewertung, mitunter vom Beanspruchungsniveau abhängig. Aus diesem Grund wird der Anteil der ständigen Lasten innerhalb der folgenden Ausführungen mitberücksichtigt. Die letztendlich für den Ermüdungsnachweis verwendeten Ermüdungsfestigkeitskurven, die die beste Übereinstimmung mit den Versuchsergebnissen zeigten, sind allerdings unbeeinflusst von Mittelspannungseinflüssen. Die Schubspannungen in der Verbundfuge, die infolge der ständigen Einwirkung des Verbundträgers $g_{v,k}$ entstehen, stellen die Unterlast für die untersuchten Schubverbinder dar. Der einwirkungsseitige Teilsicherheitsbeiwert wird mit $\gamma_{Ff} = 1.0$ angesetzt.

Der Schadensäquivalenzfaktor λ ist gemäß Gl. 8.5 von den Faktoren λ_1 bis λ_4 abhängig. Beim vorliegenden Beispiel einer eingleisigen Eisenbahnbrücke wird vom Standardfall einer vorgesehenen Lebensdauer von hundert Jahren und einer Verkehrsstärke von $25 \cdot 10^6$ t/Jahr ausgegangen. Die Schadensäquivalenzfaktoren λ_2 bis λ_4 ergeben sich daher zu 1.0. Der spannweitenabhängige Schadensäquivalenzfaktor λ_1 ist bei einer Spannweite von 20.0 m gemäß *Eurocode 3-2* [EC307] mit einem Wert von 0.68 anzusetzen.

In *Eurocode 4-2* [EC407b] werden für den Nachweis einer Verdübelung mit Kopfbolzendübeln eigene spannweitenabhängiger Schadensäquivalenzfaktoren $\lambda_{v,1}$ festgelegt. Für die gegebene Spannweite ergibt sich ein Wert von $\lambda_{v,1} = 0.75$, der allerdings nicht mehr mit dem dynamischen Beiwert zu multiplizieren ist. Da näherungsweise $\lambda_{v,1} \approx \phi_2\ \lambda_1$ gilt, wird diese Differenzierung nachfolgend nicht beachtet. Sämtliche schädigungsäquivalenten Spannungsschwingbreiten werden in der vorliegenden Arbeit gemäß Gl. 8.6 ermittelt. Die vorgenommene Vereinfachung liegt auf der sicheren Seite.

$$\lambda = \lambda_1\ \lambda_2\ \lambda_3\ \lambda_4 = 0.68 \tag{8.5}$$

$$\begin{aligned} \Delta\sigma_{E,2} &= \lambda\ \phi_2\ \Delta\sigma = 0.68\ 1.16\ \Delta\sigma \\ \Delta\tau_{E,2} &= \lambda\ \phi_2\ \Delta\tau = 0.68\ 1.16\ \Delta\tau \end{aligned} \tag{8.6}$$

8.5 Schnittgrößenermittlung

8.5.1 Charakteristische Schnittgrößen

Zunächst erfolgt die Ermittlung der charakteristischen Schnittgrößen, der Stahlkonstruktion ($V_{a,k}$ und $M_{a,k}$) und des Verbundquerschnittes. Die Schnittgrößen des Verbundquerschnittes werden getrennt für den Anteil der ständigen Lasten ($V_{vg,k}$ und $M_{vg,k}$) und den Anteil der Verkehrslasten ($V_{vq,k}$ und $M_{vq,k}$) bestimmt. Die Schnittgrößenanteile der ständigen Lasten, bezogen auf den halben Brückenquerschnitt, ergeben sich gemäß Gl. 8.7.

$$\begin{aligned} V_{a,k} &= g_{a,k}\ \frac{l}{2} = 253\,\text{kN} \\ M_{a,k} &= g_{a,k}\ \frac{l^2}{8} = 1264\,\text{kNm} \\ V_{vg,k} &= g_{vg,k}\ \frac{l}{2} = 548\,\text{kN} \\ M_{vg,k} &= g_{vg,k}\ \frac{l^2}{8} = 2739\,\text{kNm} \end{aligned} \tag{8.7}$$

Für die Bestimmung der charakteristischen Schnittgrößen zufolge der Verkehrslast werden die in Abb. 8.3 dargestellten Laststellungen des *Lastmodells 71* bzw. die zugehörigen Einflusslinien ausgewertet. Die resultierenden Schnittgrößen, bezogen auf den gesamten Brückenquerschnitt, sind in Gl. 8.8 angegeben. Die Lastverteilung in Querrichtung wird erst im Zuge der Ermittlung der Bemessungsschnittgrößen erfasst, da bei den betrachteten Grenzzuständen unterschiedliche Lastausmitten zu berücksichtigen sind.

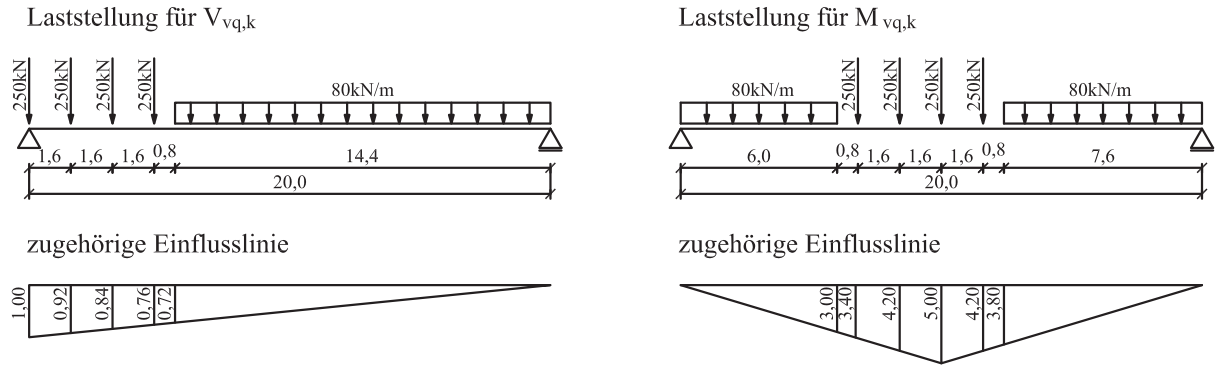


Abbildung 8.3: Laststellungen und Einflusslinien zur Ermittlung der maßgebenden Schnittgrößen zufolge der Verkehrslast

$$\begin{aligned} V_{vq,k} &= 250\ (1.00 + 0.92 + 0.84 + 0.76) + 80\ \frac{14.4\ 0.72}{2} = 1295\,\text{kN} \\ M_{vq,k} &= 250\ (3.4 + 2\ 4.2 + 5.0) + 80\ (\frac{6.0\ 3.0}{2} + \frac{7.6\ 3.8}{2}) = 6075\,\text{kNm} \end{aligned} \tag{8.8}$$

8.5.2 Schnittgrößen im Grenzzustand der Tragfähigkeit

Die Schnittgrößen im Grenzzustand der Tragfähigkeit zufolge der ständigen Lasten werden mit Hilfe von Gl. 8.9 ermittelt. Die Bestimmung der Schnittgrößen, die sich aus den Verkehrslasten ergeben, folgt in Gl. 8.10. Aufgrund der in *Eurocode 1* vorgesehenen Exzentrizität der Verkehrslasten im Grenzzustand der Tragfähigkeit von 183 mm, erhält der höher beanspruchte Hauptträger im betrachteten Fall einen Lastanteil von 55%. Dementsprechend werden die Schnittgrößen nach Gl. 8.8 neben den in Kap. 8.4.1 beschriebenen Beiwerten mit dem Faktor $\zeta_{ULS} = 0.55$ multipliziert.

$$\begin{aligned} V_{a,d} &= \gamma_G \; V_{a,k} = 341\,\text{kN} \\ M_{a,d} &= \gamma_G \; M_{a,k} = 1706\,\text{kNm} \\ V_{vg,d} &= \gamma_G \; V_{vg,k} = 740\,\text{kN} \\ M_{vg,d} &= \gamma_G \; M_{vg,k} = 3698\,\text{kNm} \end{aligned} \tag{8.9}$$

$$\begin{aligned} V_{vq,d} &= \zeta_{ULS} \; \alpha \; \phi_2 \; \gamma_Q \; V_{vq,k} = 1452\,\text{kN} \\ M_{vq,d} &= \zeta_{ULS} \; \alpha \; \phi_2 \; \gamma_Q \; M_{vq,k} = 6813\,\text{kNm} \end{aligned} \tag{8.10}$$

8.5.3 Schnittgrößen im Grenzzustand der Ermüdungsfestigkeit

Für den Ermüdungsnachweis sind die veränderlichen Einwirkungen zur Bestimmung der maximal auftretenden Spannungsschwingbreite und die ständigen Einwirkungen des Verbundträgers, zur Erfassung des wirkenden Lastniveaus von Bedeutung. Die Schnittgrößen $V_{vg,f}$ und $M_{vg,f}$, die sich im Grenzzustand der Ermüdungsfestigkeit zufolge der ständigen Lasten ergeben, werden in Gl. 8.11 ermittelt.

Die Schnittgrößen, die aus den veränderlichen Lasten resultieren, werden gemäß Gl. 8.12 bestimmt und dienen als Grundlage zur Ermittlung der schadensäquivalenten Spannungsschwingbreiten $\Delta\sigma_{E,2}$ und $\Delta\tau_{E,2}$ (siehe Kap. 8.4.2). Im Grenzzustand der Ermüdungsfestigkeit ist eine Exzentrizität der Verkehrslasten von 100 mm, bezogen auf die Gleisachse zu berücksichtigen. Bei einem Hauptträgerabstand von 3.5 m erhält der höher beanspruchte Träger einen Lastanteil von 53%. Der Faktor ζ_{FLS} ergibt sich daher zu 0.53.

$$\begin{aligned} V_{vg,f} &= \gamma_{Ff} \; V_{vg,k} = 548\,\text{kN} \\ M_{vg,f} &= \gamma_{Ff} \; M_{vg,k} = 2739\,\text{kNm} \end{aligned} \tag{8.11}$$

$$\begin{aligned} V_{vq,f} &= \zeta_{FLS} \; \gamma_{Ff} \; V_{vq,k} = 684\,\text{kN} \\ M_{vq,f} &= \zeta_{FLS} \; \gamma_{Ff} \; M_{vq,k} = 3211\,\text{kNm} \end{aligned} \tag{8.12}$$

8.6 Nachweis der Tragfähigkeit (*ULS*)

Der Tragfähigkeitsnachweis des Verbundträgers wird auf Basis von *Eurocode 4-1* bzw. *Eurocode 4-2* [EC407a, EC407b] geführt. Dabei werden der Herstellungszeitpunkt ($t = 0$) und der Zeitpunkt nach Abschluss von Schwinden und Kriechen ($t = \infty$) untersucht. Die in Folge angegebenen Schwerpunktskoordinaten beziehen sich stets auf den Schwerpunkt der Stahlbetonplatte.

Der untersuchte Stahlquerschnitt entspricht unter allen auftretenden Spannungszuständen mindestens Querschnittsklasse 3. Die Interaktion von Biegung und Querkraft wird im Zuge des dargestellten Tragfähigkeitsnachweises vereinfacht behandelt, da die jeweiligen Maximalbeanspruchungen an unterschiedlichen Stellen des Einfeldträgers auftreten. Der Einfluss der Querkräfte auf die Biegetragfähigkeit wäre aufgrund der Kleinheit der einwirkenden Querkraft im Vergleich zur plastischen Querkraftbeanspruchbarkeit des Stahlträgers erst in einem Abstand von etwa 4.2 m von den Auflagern zu betrachten. An diesen Stellen ist die maximale Biegebeanspruchung jedoch schon auf etwa zwei Drittel abgesunken. Auf die Dokumentation des Querschnittsnachweises an dieser Stelle wird nachfolgend verzichtet.

8.6.1 Querkrafttragfähigkeit

Zunächst wird die Tragfähigkeit des Trägers unter Wirkung der maximalen Querkraftbeanspruchung $V_{Ed,max}$ nachgewiesen. Zur Aufnahme der Querkräfte wird ausschließlich der Stahlträgersteg herangezogen. Die plastische Querkraftbeanspruchbarkeit des Stahlsteges $V_{pl,a,rd}$ und die Nachweisführung sind in Gl. 8.13 angeführt.

$$\begin{aligned} V_{Ed,max} &= V_{a,d} + V_{vg,d} + V_{vq,d} = 2533\,\text{kN} \\ V_{pl,a,rd} &= 1.5\ 102\ \frac{35.5}{\sqrt{3}} = 3136\,\text{kN} \\ \frac{V_{Ed,max}}{V_{pl,a,rd}} &= 0.81 < 1.00 \end{aligned} \tag{8.13}$$

8.6.2 Biegebeanspruchung des Stahlträgers

Die Querschnittswerte des Stahlquerschnittes (Index: „a“) ergeben sich gemäß Gl. 8.14. Die Spannungen infolge des Bemessungsmomentes $M_{a,d}$ der Stahlkonstruktion werden in Tab. 8.3 mit Hilfe von Gl. 8.15 ermittelt. Der Spannungsverlauf und die Lage der betrachteten Querschnittsfasern bezogen auf den Schwerpunkt S_a sind in Abb. 8.4 dargestellt.

$$\begin{aligned} z_{S_a} &= 80.9\,\text{cm} \\ I_a &= 1368008\,\text{cm}^4 \end{aligned} \tag{8.14}$$

$$\sigma_{a_o} = \frac{M_{a,d}}{I_a}\, z_{a_o} \tag{8.15}$$

Faser o	z_{a_o} [cm]	σ_{a_o} $[N/mm^2]$	Grundlage
3	-68.4	-85	Gl. 8.15
4	41.6	52	

Tabelle 8.3: Spannungsermittlung des Stahlquerschnitts zufolge $M_{a,d}$

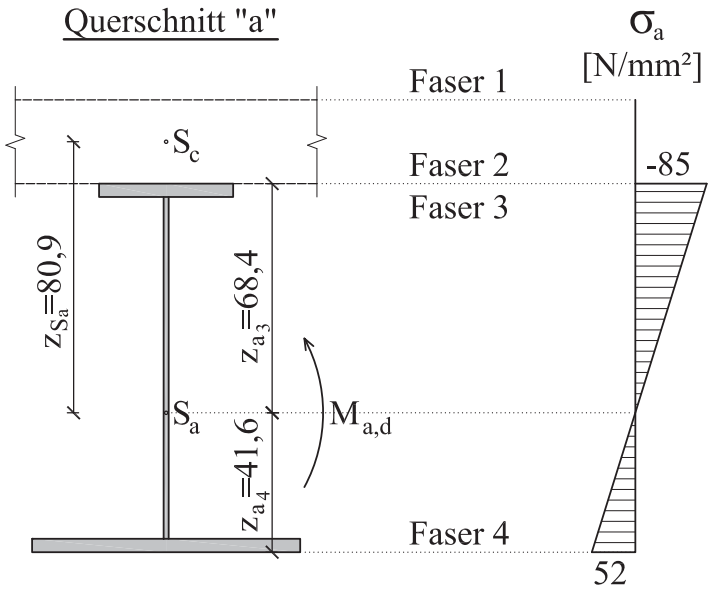


Abbildung 8.4: Spannungen des Stahlquerschnitts zufolge $M_{a,d}$ (Maße in [cm])

8.6.3 Biegebeanspruchung des Verbundträgers zum Zeitpunkt t=0

8.6.3.1 Mittragende Breite des Betongurtes

Die mittragende Breite des betrachteten halben Brückenquerschnitts b_{eff} kann in Abhängigkeit vom Abstand der Momentennullpunkte L_e bestimmt werden. Beim betrachteten Einfeldträger entspricht L_e der Stützweite $l_{st} = 20.0\,\mathrm{m}$. Gemäß Gl. 8.16 ist die mittragende Breite größer als die halbe Betongurtbreite b_c. Dementsprechend ist keine Abminderung der Gurtbreite erforderlich.

$$b_{eff} = 2\,\frac{L_e}{8} = 5.00\,\mathrm{m} > b_c = 3.25\,\mathrm{m} \tag{8.16}$$

8.6.3.2 Spannungsermittlung

Mit Hilfe der Reduktionszahl n_0 kann die Betonplatte durch einen äquivalenten ideellen Stahlquerschnitt ersetzt werden. Sie wird gemeinsam mit der ideellen Breite des Betongurtes $b_{c_{i,0}}$ nach Gl. 8.17 ermittelt. Nun können die Querschnittswerte des Verbundquerschnittes zum Zeitpunkt $t = 0$ (Index: „i,0“) bestimmt werden. Die Ergebnisse der in weiterer Folge benötigten Querschnittswerte sind in Gl. 8.18 angegeben. Dazu gehören das ideelle Trägheitsmoment $I_{i,0}$, die Schwerpunktskoordinate des ideellen Querschnittes $z_{S_{i,0}}$ und das statische Moment auf Höhe der Verbundfuge $S_{v_{i,0}}$.

Innerhalb des Verbundquerschnittes können die Betonspannungen auf Basis von Gl. 8.19a und die Stahlspannungen mit Hilfe von Gl. 8.19b bestimmt werden. Die Spannungsermittlung erfolgt in Tab. 8.4 getrennt für die beiden Momentenanteile $M_{vg,d}$ und $M_{vq,d}$. Die resultierenden Spannungsverläufe und die verwendeten Koordinaten sind in Abb. 8.5 ersichtlich.

$$\begin{aligned} n_0 &= \frac{E_a}{E_{cm}} = 6.0 \\ b_{c_{i,0}} &= \frac{b_c}{n_0} = 54.2\,\mathrm{cm} \end{aligned} \tag{8.17}$$

$$\begin{aligned} z_{S_{i,0}} &= 25.8\,\mathrm{cm} \\ I_{i,0} &= 4261475\,\mathrm{cm}^4 \\ S_{v_{i,0}} &= 34896\,\mathrm{cm}^3 \end{aligned} \tag{8.18}$$

Ermittlung der Betonspannungen (Faser 1 & 2):

$$\begin{aligned} \sigma_{i,0_{g_o}} &= \frac{M_{vg,d}}{I_{i,0}\;n_0}\;z_{i,0_o} \\ \sigma_{i,0_{q_o}} &= \frac{M_{vq,d}}{I_{i,0}\;n_0}\;z_{i,0_o} \end{aligned} \tag{8.19a}$$

Ermittlung der Stahlspannungen (Faser 3 & 4):

$$\sigma_{i,0_{g_o}} = \frac{M_{vg,d}}{I_{i,0}} \; z_{i,0_o}$$
$$\sigma_{i,0_{q_o}} = \frac{M_{vq,d}}{I_{i,0}} \; z_{i,0_o} \tag{8.19b}$$

Faser o	$z_{i,0_o}$ [cm]	$\sigma_{i,0_{g_o}}$ $[N/mm^2]$	$\sigma_{i,0_{q_o}}$ $[N/mm^2]$	Grundlage
1	-38.3	-6	-10	Gl. 8.19a
2	-13.3	-2	-4	
3	-13.3	-12	-21	Gl. 8.19b
4	96.7	84	155	

Tabelle 8.4: Spannungsermittlung des Verbundquerschnitts zufolge $M_{vg,d}$ und $M_{vq,d}$ zum Zeitpunkt t=0

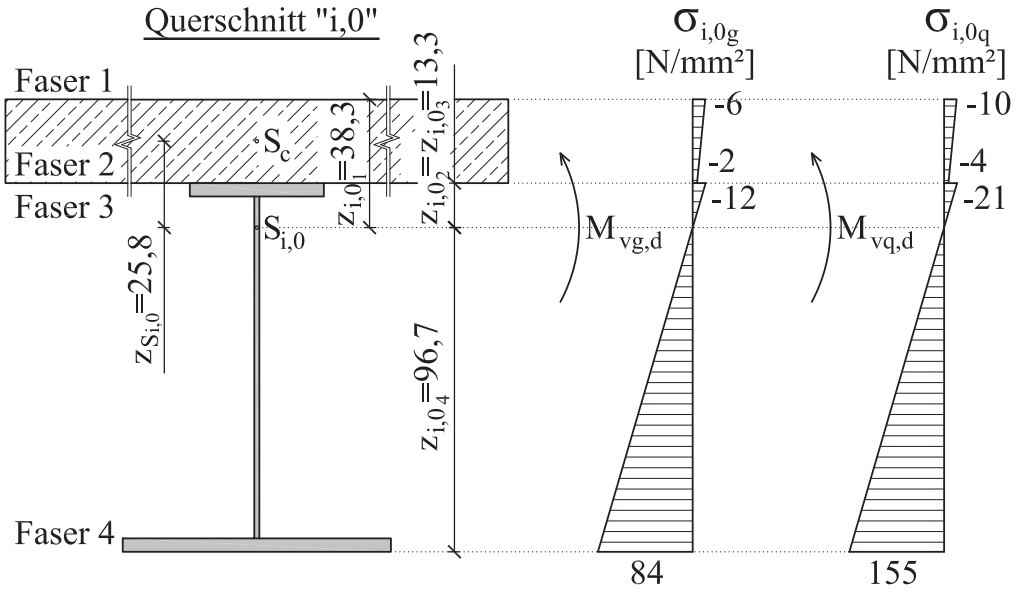


Abbildung 8.5: Spannungen des Verbundquerschnitts zufolge $M_{vg,d}$ und $M_{vq,d}$ zum Zeitpunkt t=0 (Maße in [cm])

8.6.3.3 Spannungsüberlagerung

Die Spannungsüberlagerung zum Zeitpunkt $t = 0$ ist in Tab. 8.6 enthalten. Die zugehörige Darstellung der Spannungsverläufe zeigt Abb. 8.6. Man erkennt, dass sowohl die zulässige Betondruckspannung $\sigma_{c,Rd} = \alpha_c \; f_{cd} = 0.85 \cdot 27 = 23\,\mathrm{N/mm^2}$, als auch die Fließgrenze $f_y = 355\,\mathrm{N/mm^2}$ in keiner Querschnittsfaser überschritten wird. Zum Zeitpunkt $t = 0$ ist eine Spannungsausnutzung von etwa 80% vorhanden.

Faser o	σ_{a_o} $[N/mm^2]$	$\sigma_{i,0_{g_o}}$ $[N/mm^2]$	$\sigma_{i,0_{q_o}}$ $[N/mm^2]$	$\sum \sigma_{t=0}$ $[N/mm^2]$
1	-	-6	-10	-16
2	-	-2	-4	-5
3	-85	-12	-21	-118
4	52	84	155	290

Tabelle 8.5: Spannungsüberlagerung zum Zeitpunkt t=0

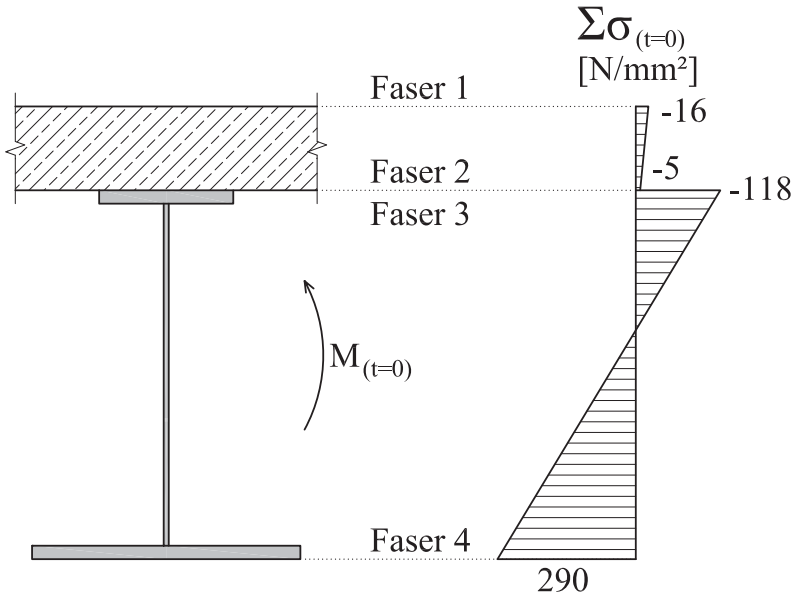


Abbildung 8.6: Resultierender Spannungsverlauf zum Zeitpunkt t=0

8.6.4 Nachweis zum Zeitpunkt t=∞

Zum Zeitpunkt $t = \infty$ müssen die Einflüsse des Kriechens und Schwindens des Betons berücksichtigt werden. Der Lastfall Kriechen wird im Folgenden mit dem Index „i,p“ und der Lastfall Schwinden mit dem Index „i,s“ versehen.

8.6.4.1 Biegespannungen infolge Kriechen

Die Reduktionszahl n_p zur Erfassung der Kriecheinflüsse und die zugehörige ideelle Breite des Betongurtes $b_{c_{i,p}}$ ergeben sich nach Gl. 8.20. Die Endkriechzahl $\phi_{(t_\infty,28d)} = 1.87$ und der Kriechbeiwert $\psi_p = 1.10$ wurden auf Basis von *Eurocode 2* [EC204] bestimmt. Das ideelle Trägheitsmoment $I_{i,p}$, die Schwerpunktskoordinate des ideellen Querschnittes $z_{S_{i,p}}$ und das statische Moment auf Höhe der Verbundfuge $S_{v_{i,p}}$ zum Zeitpunkt $t = \infty$ sind in Gl. 8.21 angegeben. Kriechwirksam ist lediglich der Anteil der ständigen Lasten, die auf den Verbundträger wirken. Dazu gehören Ausbaulasten, wie beispielsweise das Eigengewicht der Randbalken oder des Schotterbettes. Bei der Ermittlung der Beton- und Stahlspannungen des Verbundträgers nach Gl. 8.22a und Gl. 8.22a wird daher nur die Momentenbeanspruchungen $M_{vg,d}$ berücksichtigt. Die Berechnungsergebnisse sind in Tab. 8.6 zusammengefasst. Die resultierenden Spannungsverläufe sind in Abb. 8.7 ersichtlich.

$$\begin{aligned} n_p &= n_0 \ (1 + \psi_p \ \phi_{(t_\infty,28d)}) = 18.3 \\ b_{c_{i,p}} &= \frac{b_c}{n_p} = 17.7\,\text{cm} \end{aligned} \tag{8.20}$$

$$\begin{aligned} z_{S_{i,p}} &= 47.6\,\text{cm} \\ I_{i,p} &= 3096530\,\text{cm}^4 \\ S_{v_{i,p}} &= 21082\,\text{cm}^3 \end{aligned} \tag{8.21}$$

Ermittlung der Betonspannungen (Faser 1 & 2):

$$\sigma_{i,p_o} = \frac{M_{vg,d}}{I_{i,p} \ n_p} \ z_{i,p_o} \tag{8.22a}$$

Ermittlung der Stahlspannungen (Faser 3 & 4):

$$\sigma_{i,p_o} = \frac{M_{vg,d}}{I_{i,p}} \ z_{i,p_o} \tag{8.22b}$$

Faser o	z_{i,p_o} [cm]	σ_{i,p_o} $[N/mm^2]$	Grundlage
1	-60.1	-4	Gl. 8.22a
2	-35.1	-2	
3	-35.1	-42	Gl. 8.22b
4	74.9	89	

Tabelle 8.6: Spannungsermittlung des Verbundquerschnitts zufolge $M_{vg,d}$ zum Zeitpunkt $t = \infty$

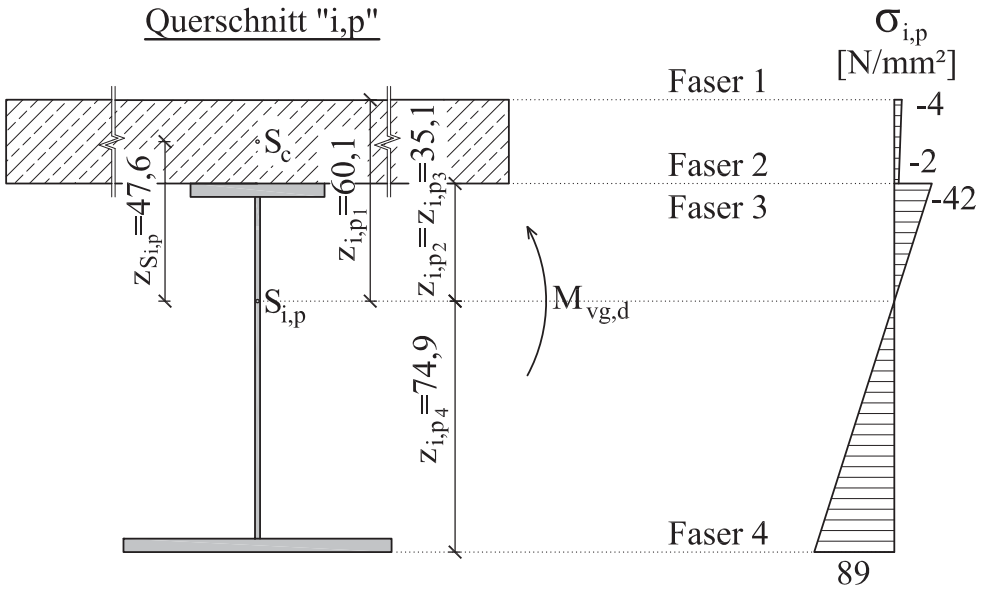


Abbildung 8.7: Spannungen am Verbundquerschnitt zufolge $M_{vg,d}$ zum Zeitpunkt $t = \infty$ (Maße in [cm])

8.6.4.2 Spannungen infolge Schwinden

Für die Berechnung der Spannungen zufolge Schwinden wird in ähnlicher Weise vorgegangen. Zunächst werden die Reduktionszahl n_s und die ideelle Breite des Betongurtes $b_{c_{i,s}}$ nach Gl. 8.23 bestimmt. Die Endkriechzahl $\phi_{(t_\infty,1d)} = 3.49$ und der Kriechbeiwert $\psi_s = 0.55$ wurden abermals mit Hilfe von *Eurocode 2* ermittelt. Die Schwerpunktskoordinate $z_{S_{i,s}}$, die Querschnittsfläche der Betonplatte A_c, sowie die ideelle Querschnittsfläche $A_{i,s}$ und das ideelle Trägheitsmoment $I_{i,s}$ sind in Gl. 8.24 angegeben. Die Einwirkungen für den Lastfall Schwinden ergeben sich zufolge von Gl. 8.25. Dabei wurde ein Endschwindmaß von $\varepsilon_{cs} = 4.39 \cdot 10^{-4}$ berücksichtigt. Gl. 8.26a und Gl. 8.26b enthalten die allgemeinen Formulierungen zur Ermittlung der Beton und Stahlspannungen. Die Berechnungsergebnisse sind in Tab. 8.7 aufgelistet und bilden die Grundlage für die in Abb. 8.8 dargestellten Spannungsverläufe.

$$\begin{aligned} n_s &= n_0 \ (1 + \psi_s \ \phi_{(t_\infty,1d)}) = 17.5 \\ b_{c_{i,s}} &= \frac{b_c}{n_s} = 18.6\,\text{cm} \end{aligned} \tag{8.23}$$

$$\begin{aligned} z_{S_{i,s}} &= 46.7\,\text{cm} \\ A_c &= 325 \cdot 25 = 8125\,\text{cm}^2 \\ A_{i,s} &= 1097\,\text{cm}^2 \\ I_{i,s} &= 3143971\,\text{cm}^4 \end{aligned} \tag{8.24}$$

$$\begin{aligned} N_s &= \varepsilon_{cs} \ E_{cm} \ \frac{A_c \ n_0}{n_s} = 4276\,\text{kN} \\ M_s &= N_s \ z_{S_{i,s}} = 1996\,\text{kNm} \end{aligned} \tag{8.25}$$

Ermittlung der Betonspannungen (Faser 1 & 2):

$$\sigma_{i,s_o} = \frac{N_s}{A_c} - \frac{N_s}{A_{i,s} \ n_s} + \frac{M_s}{I_{i,s} \ n_s} \ z_{i,s_o} \tag{8.26a}$$

Ermittlung der Stahlspannungen (Faser 3 & 4):

$$\sigma_{i,s_o} = -\frac{N_s}{A_{i,s}} + \frac{M_s}{I_{i,s}} \ z_{i,s_o} \tag{8.26b}$$

Faser o	z_{i,s_o} [cm]	σ_{i,s_o} $[N/mm^2]$	Grundlage
1	-59.2	1	Gl. 8.26a
2	-34.2	2	
3	-34.2	-61	Gl. 8.26b
4	75.8	9	

Tabelle 8.7: Spannungen am Verbundquerschnitt infolge Schwinden

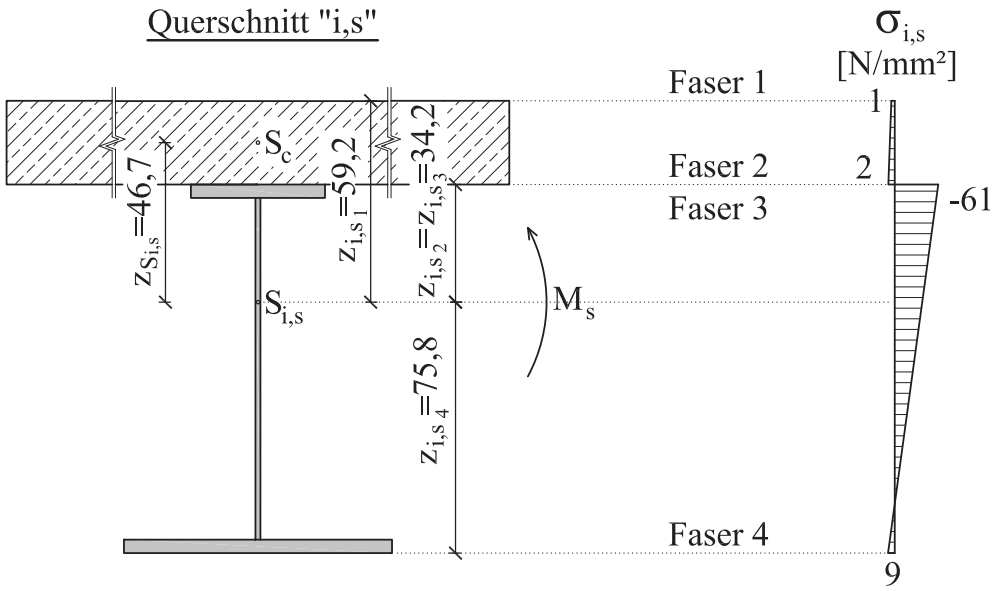


Abbildung 8.8: Spannungen am Verbundquerschnitt infolge Schwinden (Maße in [cm])

8.6.4.3 Spannungsüberlagerung

Der letzte Schritt ist die Spannungsüberlagerung zum Zeitpunkt $t = \infty$ gemäß Tab. 8.8. Der resultierende Spannungsverlauf ist in Abb. 8.9 dargestellt. Auch nach Abschluss von Schwinden und Kriechen wird weder die zulässige Betondruckspannung $\sigma_{c,Rd} = 23\,\mathrm{N/mm^2}$, noch die Fließgrenze $f_y = 355\,\mathrm{N/mm^2}$ überschritten. Die elastische Spannungsausnutzung des Stahlträgers liegt bei etwa 85%.

Faser o	σ_{a_o} $[N/mm^2]$	$\sigma_{i,0_{q_o}}$ $[N/mm^2]$	σ_{i,p_o} $[N/mm^2]$	σ_{i,s_o} $[N/mm^2]$	$\sum \sigma_{t=\infty}$ $[N/mm^2]$
1	-	-10	-4	1	-13
2	-	-4	-2	2	-4
3	-85	-21	-42	-61	-209
4	52	155	89	9	305

Tabelle 8.8: Spannungsüberlagerung zum Zeitpunkt $t = \infty$

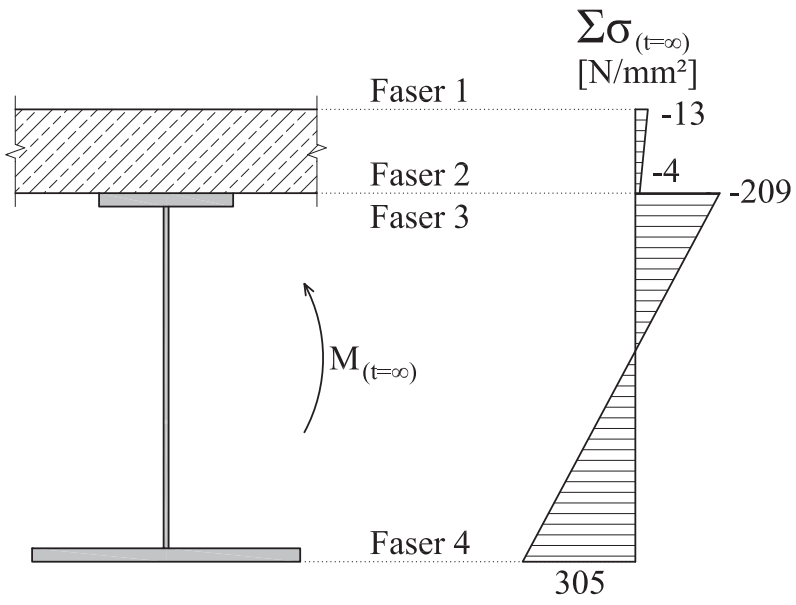


Abbildung 8.9: Spannungsüberlagerung zum Zeitpunkt $t = \infty$

8.6.5 Nachweis in der Verbundfuge

Im Zuge des Nachweises der Verbundmittel soll zu Vergleichszwecken der Einsatz von Kopfbolzen- und Kronendübeln untersucht werden. Der Tragfähigkeitsnachweis der Kronendübel orientiert sich an der Dissertation von *Petraschek* [Pet08]. Diese Forschungsarbeit behandelt ausführlich die statische Tragfähigkeit des neuartigen Schubverbinders. Beim gegenständlichen Beispiel wird die Stahlkrone *KrL-2* gemäß Kap. 3.2 verwendet, deren Ermüdungsverhalten in den begleitenden Laborversuchen experimentell getestet wurde. Diese Dübelform ähnelt der von *Petraschek* untersuchten Geometrie *KrL-75-36*, die in dieser Arbeit mit der Abkürzung *KrL-1* bezeichnet wird. Der einzige Unterschied beider Stahlzahngeometrien besteht in den Radien der Dübelausrundungen. Diese haben allerdings, wie in Kap. 6 gezeigt werden konnte, nur eine untergeordnete Bedeutung für die statische Tragfähigkeit des Schubverbinders.

8.6.5.1 Einwirkungen in der Verbundfuge

Der Nachweis der Verbundmittel im Grenzzustand der Tragfähigkeit wird im Auflagerbereich an der Stelle der maximalen Querkraft geführt. Im Zuge der Nachweisführung werden der Zeitpunkt $t = 0$ und der Zeitpunkt $t = \infty$ betrachtet. Die maßgebenden Schnittgrößen werden dem Kap. 8.5.2 entnommen.

Der einwirkende Schubfluss bei Belastungsbeginn $T_{Ed(t=0)}$ resultiert aus den Bemessungsquerkräften des Verbundquerschnittes $V_{vg,d}$ und $V_{vq,d}$ nach Gl. 8.27.

$$T_{Ed(t=0)} = \frac{(V_{vg,d} + V_{vq,d})\ S_{v_{i,0}}}{I_{i,0}} = 17.9\,\mathrm{kN/cm} \tag{8.27}$$

Zum Zeitpunkt $t = \infty$ muss der Einfluss von Schwinden und Kriechen berücksichtigt werden. Infolge des Schwindens entstehen Zugspannungen im Betongurt. Die Verankerung der zugehörigen Gurtnormalkraft $N_{s,gurt}$ kann gemäß *Eurocode 4-2* [EC407b] am Trägerende auf einer Länge erfolgen, die der mittragenden Breite b_{eff} des Verbundträgers entspricht. Dabei darf für Kopfbolzendübel entsprechend der Normfestlegung ein konstanter Schubfluss $T_{s,d}$ angenommen werden. Im Folgenden wird aus Gründen der Vergleichbarkeit davon ausgegangen, dass dies auch für den Kronendübel zulässig ist, der bedingt durch sein hohes Verformungsvermögen $\delta_{uk} > 6\,\mathrm{mm}$, ebenfalls als duktiles Verbundmittel eingestuft werden kann.

Die Schubbeanspruchungen zum Zeitpunkt $t = \infty$, die zufolge der äußeren Belastungen entstehen, können unter Berücksichtigung der jeweils wirksamen Querschnittswerte nach Gl. 8.28 berechnet werden. Der Schubfluss infolge Schwinden $T_{s,d}$ wird gemäß Gl. 8.29 bestimmt. Die Ermittlung der Gurtnormalkraft $N_{s,gurt}$ erfolgt dabei durch Multiplikation der mittleren Gurtnormalspannungen mit der Betonfläche. Der resultierende Schubfluss in der Verbundfuge nach Abschluss von Schwinden und Kriechen $T_{Ed(t=\infty)}$ setzt sich gemäß Gl. 8.30 aus den Anteilen $T_{vg,d}$, $T_{vq,d}$ und $T_{s,d}$ zusammen.

$$\begin{aligned} T_{vg,d(t=\infty)} &= \frac{V_{vg,d}\ S_{v_{i,p}}}{I_{i,p}} = 5.0\,\mathrm{kN/cm} \\ T_{vq,d(t=\infty)} &= \frac{V_{vq,d}\ S_{v_{i,0}}}{I_{i,0}} = 11.9\,\mathrm{kN/cm} \end{aligned} \tag{8.28}$$

$$\begin{aligned} N_{s,gurt} &= \frac{\sigma_{i,s_1} + \sigma_{i,s_2}}{2}\ A_c = 1093\,\mathrm{kN} \\ T_{s,d} &= \frac{N_{s,gurt}}{b_{eff}} = 3.4\,\mathrm{kN/cm} \end{aligned} \tag{8.29}$$

$$T_{Ed(t=\infty)} = T_{vg,d} + T_{vq,d} + T_{s,d} = 20.3\,\mathrm{kN/cm} \tag{8.30}$$

Es zeigt sich, dass nach Abschluss von Schwinden und Kriechen die höchste Schubbeanspruchung in der Verbundfuge auftritt. Während das Kriechen zu einer Verminderung der Schubkräfte in der Verbundfuge führt, bauen sich infolge des Schwindens Normalkräfte im Betongurt auf, die am Trägerende verankert werden müssen. Die Einflüsse des Schwindens führen insgesamt zu einer Zunahme des Schubflusses am Trägerende.

8.6.5.2 Fall A - Tragfähigkeit der Verdübelung mit Kronendübeln

Die Kronendübelgeometrie *KrL-1*, erzielte bei den von *Petraschek* durchgeführten statischen Abscherversuchen eine quasistatische Dübeltragfähigkeit von 2840 kN/lfm. Dabei kamen Beton *C40/50* und Baustahl *S355* zum Einsatz. Die Berücksichtigung des Dübelabstandes von $e_{Krd} = 183\,\mathrm{mm}$, führt auf eine charakteristische Tragfähigkeit von $P_{Krd,Rk} = 520\,\mathrm{kN/Dü}$. Im Folgenden wird angenommen, dass diese Dübeltragfähigkeit auch für die Geometrie *KrL-2* zutrifft. Diese These konnte durch die Überprüfung der statischen Resttragfähigkeit von Versuchskörper A3 (siehe Kap. 6.3.2) untermauert werden. Dort ergab sich eine quasistatische Dübeltragfähigkeit von $P_{stat} = P_{Krd,Rk} = 700\,\mathrm{kN/Dü}$. Berücksichtigt man die gegenüber den Versuchen von *Petraschek* um 38 % erhöhte Fließgrenze der Dübelbleche, so bestätigt sich die Gleichheit der Dübeltragfähigkeiten in guter Näherung.

Die im Zuge des statischen Versuchs von *Petraschek* verwendeten Stahlbleche wiesen eine experimentell bestimmte Zugfestigkeit von $f_{ut} = 539\,\mathrm{N/mm^2}$ auf. Die Überschreitung der Mindestzugfestigkeit des Dübelwerkstoffes von $f_u = 510\,\mathrm{N/mm^2}$ muss bei der Auswertung der Bauteilversuche erfasst werden. Demzufolge ergibt sich der Bemessungswert der Dübeltragfähigkeit $P_{Krd,Rd}$ gemäß *Eurocode 4* [EC407a] nach Gl. 8.31. Der Teilsicherheitsbeiwert der Verdübelung beträgt $\gamma_V = 1.25$. Dabei ist allerdings anzumerken, dass dieses Ergebnis aufgrund der geringen Versuchsanzahl statistisch nicht verifiziert werden konnte. Der von der Dübelleiste übertragbare Schubfluss $T_{Krd,Rd}$ ergibt sich gemäß Gl. 8.32. Der Tragfähigkeitsnachweis in der Verbundfuge wird in Gl. 8.33 geführt.

$$P_{Krd,Rd} = \frac{f_u}{f_{ut}}\ \frac{P_{Krd,Rk}}{\gamma_V} = \frac{510}{539}\ \frac{520}{1.25} = 393\,\mathrm{kN/Dü} \tag{8.31}$$

$$T_{Krd,Rd} = \frac{P_{Krd,Rd}}{e_{Krd}} = 21.5\,\text{kN/cm} \mathrel{\widehat{=}} 2150\,\text{kN/lfm} \tag{8.32}$$

$$\frac{T_{Ed}}{T_{Krd,Rd}} = \frac{20.3}{21.5} = 0.95 \leq 1.00 \tag{8.33}$$

Die Anschlussschweißnaht zwischen Dübelleiste und Stahlträger wird als Doppelkehlnaht mit einer Nahtdicke von $a_N = 5\,\text{mm}$ ausgebildet. Kehlnähte können bis zu dieser Nahtdicke jedenfalls noch einlagig ausgeführt werden. Die gewählte Schweißnahtdicke resultiert somit aus einer Optimierung hinsichtlich Tragfähigkeit und Arbeitsaufwand. Die Tragfähigkeit der Schweißnaht $F_{w,Rd}$ ergibt sich gemäß Gl. 8.34 und liegt oberhalb des maximal übertragbaren Schubflusses der Dübelleiste. Der Bemessungswert der Scherfestigkeit der Schweißnaht $f_{vw,Rd}$ für Baustahl *S355* beträgt $26.2\,\text{kN/cm}^2$.

$$F_{w,Rd} = 2\ a_N\ f_{vw,Rd} = 26.2\,\text{kN/cm} \tag{8.34}$$

Anmerkung zur Beanspruchung der Anschlussschweißnähte des Dübelbleches

Neben den Schubspannungen $\tau_{\shortparallel}$ werden die Anschlussschweißnähte des Dübelbleches auch durch Normalspannungen $\sigma_{\perp}$ infolge der lokalen Biegung der einzelnen Stahlzähne beansprucht. Abb. 8.10 zeigt die Einwirkungen, die auf der Unterseite der Dübelleiste auftreten. Die Normalbeanspruchung der Schweißnaht wurde in der vorliegenden Arbeit nicht näher untersucht. Aus diesem Grund bleibt sie innerhalb der weiteren Nachweisführung unberücksichtigt. Die zukünftige Forschung zum Trag- und Ermüdungsverhalten des Kronendübels sollte allerdings auch die Analyse dieser Normalspannungen beinhalten.

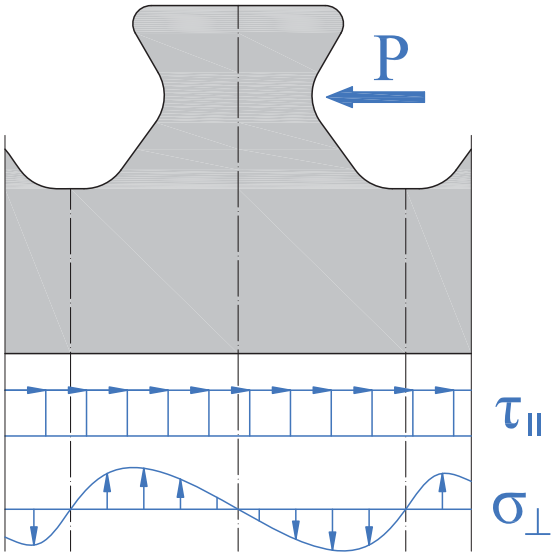


Abbildung 8.10: Beanspruchungen der Anschlussschweißnähte des Dübelbleches

8.6.5.3 Fall B - Tragfähigkeit der Verdübelung mit Kopfbolzendübeln

Zu Vergleichszwecken soll die Verdübelung mit Kopfbolzendübeln untersucht werden. Die Berechnung der Dübeltragfähigkeit, sowie die Festlegung der Mindestabstände erfolgt auf Basis der Vorgaben im *Eurocode 4* [EC407a]. Zunächst werden Dübel mit einem Durchmesser von $\varnothing_{Kbd} = 20\,\text{mm}$, einer Dübellänge von $l_{Kbd} = 150\,\text{mm}$ und einer Zugfestigkeit des Bolzenmaterials von $f_{ub} = 450\,\text{N/mm}^2$ gewählt. Die Dübel sollen in Trägerlängsrichtung mit dem kleinstmöglichen Dübelabstand angeordnet werden, um eine Aussage über den maximal übertragbaren Schubfluss einer Dübelreihe zu erhalten.

Der Mindestabstand in Richtung der Schubbeanspruchung beträgt $e_{Kbd} = 5\,\varnothing_{Kbd} = 100\,\text{mm}$. Die Dübeltragfähigkeit $P_{Kbd,Rd}$ errechnet sich gemäß Gl. 8.35. Die Querschnittsfläche des Dübelschafts ergibt sich zu $A_{Kbd} = 3.14\,\text{cm}^2$ und der Beiwert α_{Kbd} zu 1.0. Der übertragbare Schubfluss einer Dübelreihe $T_{Kbd,Rd}$ wird in Gl. 8.36 ermittelt. Die resultierende Schubtragfähigkeit liegt bei 905 kN/lfm. Zur Schubübertragung werden in diesem Fall drei nebeneinanderliegende Dübelreihen benötigt. Der Nachweis der Tragfähigkeit in der Verbundfuge wird in Gl. 8.37 geführt.

$$\begin{aligned} P_{Kbd,Rd_1} &= \frac{0.8\ f_{ub}\ A_{Kbd}}{1.25} = 90.5\,\text{kN/Dü} \\ P_{Kbd,Rd_2} &= \frac{0.29\ \alpha_{Kbd}\ \varnothing_{Kbd}^2\ \sqrt{f_{ck}\ E_{cm}}}{1.50} = 91.5\,\text{kN/Dü} \\ P_{Kbd,Rd} &= \text{Min}\left(P_{Kbd,Rd_1}, P_{Kbd,Rd_2}\right) = 90.5\,\text{kN/Dü} \end{aligned} \tag{8.35}$$

$$T_{Kbd,Rd} = \frac{P_{Kbd,Rd}}{e_{Kbd}} = 9.05\,\text{kN/cm} \mathrel{\widehat{=}} 905\,\text{kN/lfm} \tag{8.36}$$

$$\frac{T_{Ed}}{T_{Kbd,Rd}} = \frac{20.3}{3\ 9.05} = 0.75 \leq 1.00 \tag{8.37}$$

Als weitere Alternative wird die Schubtragfähigkeit einer Dübelreihe von Kopfbolzen mit einem Durchmesser von $\varnothing_{Kbd} = 25\,\text{mm}$ ermittelt. Der Mindestabstand der einzelnen Dübel beträgt in diesem Fall $e_{Kbd} = 5\,\varnothing_{Kbd} = 125\,\text{mm}$, die Querschnittsfläche des Dübelschafts $A_{Kbd} = 4.91\,\text{cm}^2$. Die Dübeltragfähigkeit, sowie der übertragbare Schubfluss ergeben sich bei erneuter Anwendung von Gl. 8.35 und Gl. 8.36 zu $P_{Kbd,Rd} = 141.4\,\text{kN/Dü}$ bzw. $T_{Kbd,Rd} = 1131\,\text{kN/lfm}$. Bei Verwendung von Kopfbolzendübeln mit einem Durchmesser von $\varnothing_{Kbd} = 25\,\text{mm}$ gelingt der Nachweis in der Verbundfuge unter der Verwendung von zwei Dübelreihen mit einer Auslastung von 90%.

8.6.5.4 Vergleich der Dübeltragfähigkeiten (*ULS*)

Die bisher betrachteten Ausführungsvarianten zur Sicherstellung des Schubverbundes im Grenzzustand der Tragfähigkeit werden in Tab. 8.9 nochmals übersichtlich gegenübergestellt. Angegeben sind die Einzeltragfähigkeiten je Dübel P_{Rd}, der übertragbare Schubfluss je Laufmeter T_{Rd} und die relative Schubtragfähigkeit je Laufmeter in Relation zur Kronendübelleiste. Bei den untersuchten Ausführungsvarianten mit Kopfbolzendübeln wird zusätzlich die erforderliche Dübelanzahl je Laufmeter $n_{\text{vgl,ULS}}$ angegeben, die notwendig ist, um die gleiche statische Schubtragfähigkeit, wie die Kronendübelleiste zu erreichen. Die Dübelanzahl $n_{\text{vgl,ULS}}$ wird mit Hilfe von Gl. 8.38 bestimmt. Die betrachtete Kronendübelleiste beinhaltet 5.5 Stahlzähne je Laufmeter.

$$n_{\text{vgl,ULS}} = \frac{T_{Rd,Krd}}{P_{Rd}} \tag{8.38}$$

Ausführungsvariante	P_{Rd} [kN/Dü]	T_{Rd} [kN/lfm]	$T_{Rd}/T_{Rd,Krd}$ [%]	$n_{\text{vgl,ULS}}$ [1]
Kronendübelleiste	393	2150	100	5.5
Kopfbolzen einreihig, $\varnothing_{Kbd} = 20\,\text{mm}$	90	905	42	23.8
Kopfbolzen einreihig, $\varnothing_{Kbd} = 25\,\text{mm}$	141	1131	53	15.2

Tabelle 8.9: Vergleich der Ausführungsvarianten zur Sicherstellung des Schubverbundes im Grenzzustand der Tragfähigkeit

Die Tragfähigkeit der untersuchten Ausführungsvarianten mit Kopfbolzendübeln liegt bei einreihiger Anordnung deutlich unter jener der Kronendübelleiste. Ein Laufmeter der Kronendübelleiste kann statisch gleichwertig durch 23.8 Kopfbolzendübel mit einem Durchmesser von $\varnothing_{Kbd} = 20\,\text{mm}$, oder durch 15.2 Kopfbolzendübel mit einem Durchmesser von $\varnothing_{Kbd} = 25\,\text{mm}$ ersetzt werden. Anstelle eines Stahlzahnes müssen somit 4.3 bzw. 2.8 Kopfbolzendübel aufgeschweißt werden.

An dieser Stelle sei erneut darauf hingewiesen, dass die angesetzte Tragfähigkeit der Kronendübelleiste aus einer relativ geringen Versuchsanzahl abgeleitet wurde. Die dargestellten Ergebnisse konnten daher nicht statistisch verifiziert werden. Die angegebenen Relationen zwischen der Tragfähigkeit der Kronendübelleiste bzw. jener der Verdübelungen mit Kopfbolzendübeln sind daher als grobe Richtwerte anzusehen.

8.7 Nachweis der Ermüdungsfestigkeit (*FLS*)

Der folgende Nachweis der Ermüdungsfestigkeit beinhaltet lediglich die mit der Verdübelung in Zusammenhang stehenden Kerbwirkungen. Dabei soll abermals der Einsatz von Kopfbolzen- und Kronendübeln untersucht werden. Die benötigten Schnittgrößen im Grenzzustand der Ermüdungsfestigkeit ($V_{vq,f}$ und $M_{vq,f}$) können Kap. 8.5.3 entnommen werden. Die Ermittlung der einwirkenden Spannungen erfolgt auf Basis der Querschnittswerte des Verbundquerschnittes für kurzzeitige Belastungen (Index: „i,0“). Die Sicherheitsbeiwerte werden sowohl einwirkungs- als auch widerstandsseitig mit $\gamma_{Mf} = \gamma_{Ff} = 1.0$ angesetzt.

Für den Nachweis beider Verbundmittel wird die maximal auftretende Normalspannungsdifferenz $\Delta\sigma$ an der Oberseite des Stahlträgers und die größte Schwingbreite des Schubflusses ΔT in der Verbundfuge benötigt. Beide Einwirkungsgrößen werden in Gl. 8.39 bestimmt. Zusätzlich können die schädigungsäquivalenten Größen $\Delta\sigma_{E,2}$ und $\Delta T_{E,2}$ durch Multiplikation mit dem dynamischen Beiwert ϕ_2 und dem Schadensäquivalenzfaktor λ nach Kap. 8.4.2 ermittelt werden (siehe Gl. 8.40). Der Ermüdungsnachweis wird nachfolgend auf Basis von schädigungsäquivalenten Größen (Index: „E,2“) geführt, die einer Lastspielzahl von zwei Millionen Lastwechseln zugeordnet sind.

Aufgrund der Schwerpunktlage des Verbundträgers ergeben sich nur geringe Normalspannungsdifferenzen $\Delta\sigma$ an der Oberseite des Stahlträgers. Diese liegen in der Regel unterhalb des dem jeweiligen Kerbdetail zugeordneten Schwellenwertes der Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_L$. Einwirkungen unterhalb des Schwellenwertes bewirken keine Schädigung. Diese Situation ist durchaus repräsentativ für sinnvoll gewählte Verbundquerschnitte, da der Schwerpunkt bedingt durch die große Betonfläche immer in die Nähe der Verbundfuge wandert. Für den Ermüdungsnachweis in der Verbundfuge ist somit in erster Linie die einwirkende Schubspannungsschwingbreite relevant. Aus Gründen der Vollständigkeit wird in Folge auch die maximale Normalspannungsschwingbreite nachgewiesen. Die Interaktion von Schub- und Normalspannungen ist bei den betrachteten Fällen nicht von Bedeutung.

$$\begin{aligned} \Delta\sigma &= \frac{M_{vq,f}}{I_{i,0}}\ z_{i,0_3} = 10\,\mathrm{N/mm^2} \\ \Delta T &= \frac{V_{vq,f}\ S_{v_{i,0}}}{I_{i,0}} = 5.6\,\mathrm{kN/cm} \end{aligned} \tag{8.39}$$

$$\begin{aligned} \Delta\sigma_{E,2} &= \phi\ \lambda\ \Delta\sigma = 8\,\mathrm{N/mm^2} \\ \Delta T_{E,2} &= \phi\ \lambda\ \Delta T = 4.4\,\mathrm{kN/cm} \end{aligned} \tag{8.40}$$

8.7.1 Fall A - Nachweis der Verdübelung mit Kronendübeln

In der vorliegenden Arbeit wurden unterschiedliche Verfahren angewendet, um das Ermüdungsverhalten des Kronendübels zu beschreiben. Die beste Übereinstimmung mit den Ergebnissen der begleitenden Dauerschwingversuche an *Push-Out*-Versuchskörpern konnte bei Verwendung des Kerbdehnungskonzepts unter Berücksichtigung der Oberflächenrauigkeit des Dübelbleches und unter Vernachlässigung von Mittelspannungseinflüssen erzielt werden. Diese Methode, bei der die Mittellast keine Auswirkung auf die Anrisslebensdauer hat, kommt bei der folgenden Nachweisführung zum Einsatz. Da das Beanspruchungsniveau bei anderen Ansätzen der Schädigungsbewertung sehr wohl einen Einfluss hat, soll neben der Wechselbeanspruchung auch die mittlere Dübelbeanspruchung des gegebenen Verbundträgers im Grenzzustand der Ermüdungsfestigkeit quantifiziert werden.

Nach der Linearisierung der Ergebnisverläufe nach dem Kerbdehnungskonzept und dem Übergang auf eine Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_{Ü} = 97.5\,\%$ ergaben sich für die Kronendübelgeometrie *KrL-2*, die Stahlsorte *S355* und die Betongüte *C40/50* die in Tab. 8.10 angegeben Kenndaten der Bauteil-Wöhlerkurve. Die Lebensdauerberechnung erfolgte dabei einerseits unter Betrachtung der maßgebenden Hauptzugdehnungen (Ansatz: $N_{P_{SWT_{\sigma_1}}}$) und andererseits auf Grundlage der örtlichen Vergleichsdehnungen (Ansatz: $N_{P_{SWT_{\sigma_V}}}$). Für den nachfolgenden Ermüdungsfestigkeitsnachweis werden auf der sicheren Seite liegend die Ergebnisse der Lebensdauerberechnung auf Basis von Vergleichsdehnungen verwendet. Daraus resultiert eine ertragbare Schubkraftamplitude bei zwei Millionen Lastwechseln von $P_{a,C} = 74\,\text{kN/Dü}$. Die linearisierte Bauteil-Wöhlerkurve ist in Abb. 8.11 dargestellt. Der Kurvenverlauf konnte anhand der Sondierungsversuche verifiziert werden. Es sei allerdings angemerkt, dass die zugrunde liegende Versuchsanzahl für eine statistische Absicherung der Ergebnisse bei weitem nicht ausreicht.

Ansatz: $N_{P_{SWT_{\sigma_1}}}$		Ansatz: $N_{P_{SWT_{\sigma_V}}}$	
m	$P_{a,C}$	m	$P_{a,C}$
7.7	79	8.5	74

Tabelle 8.10: Kennwerte der Bauteil-Wöhlerkurve (Modell: *KrL-2_S355_C40_N3*)

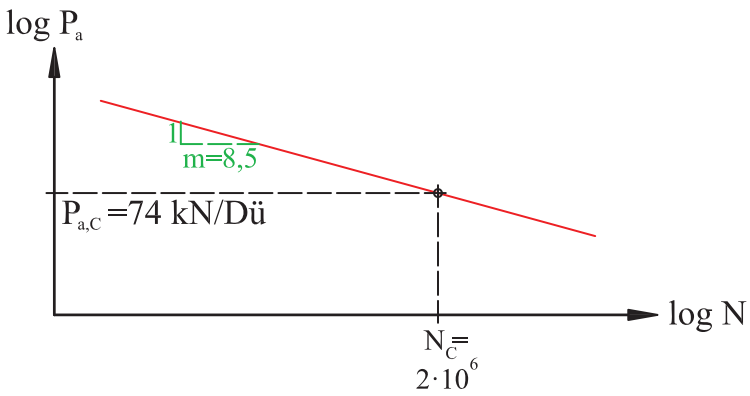


Abbildung 8.11: Bauteil-Wöhlerkurve der Kronendübelgeometrie *KrL-2* bei Verwendung von Baustahl *S355* und Beton *C40/50*

Im Zuge der Nachweisführung wird zunächst die maximal auftretende schädigungsäquivalente Schubkraftamplitude des Kronendübels $P_{a,E,2_{Krd}}$ gemäß Gl. 8.41 bestimmt. Um Informationen über das Beanspruchungsniveau des Dübels in der Verbundfuge zu erhalten, wird in Gl. 8.42 zusätzlich die Mittellast P_m berechnet. Der minimale Schubfluss der Verbundfuge $T_{vg,f}$ ergibt sich zufolge der ständigen Einwirkungen des Verbundträgers. Addiert man zu dieser Minimalbeanspruchung die Amplitude des Schubflusses infolge der veränderlichen Lasten, so erhält man den mittleren Schubfluss $T_{m,f}$. Die Multiplikation des Schubflusses mit dem Dübelabstand von $e_{Krd} = 183\,\text{mm}$ führt auf die gesuchte Dübelbeanspruchung.

$$\begin{aligned} P_{a_{Krd}} &= \frac{\Delta T}{2}\ e_{Krd} = 51.2\,\text{kN/Dü} \\ P_{a,E,2_{Krd}} &= \frac{\Delta T_{E,2}}{2}\ e_{Krd} = 40.4\,\text{kN/Dü} \end{aligned} \tag{8.41}$$

$$\begin{aligned} T_{vg,f} &= \frac{V_{vg,f}\ S_{v_{i,0}}}{I_{i,0}} = 4.5\,\text{kN/cm} \\ T_{m,f} &= T_{vg,f} + \frac{\Delta T_{E,2}}{2} = 6.7\,\text{kN/cm} \\ P_m &= T_{m,f}\ e_{Krd} \approx 125\,\text{kN/Dü} \end{aligned} \tag{8.42}$$

Die schädigungsäquivalente Schubkraftamplitude $P_{a,E,2_{Krd}}$ kann gemäß Gl. 8.43 unmittelbar dem widerstandsseitigen Kennwert $P_{a,C}$ der Bauteil-Wöhlerlinie gegenübergestellt werden, da beide Amplitudenwerte einer Lastwechselzahl von zwei Millionen Lastwechseln zugeordnet sind. Die vorgeschlagene Vorgangsweise entspricht den Prinzipien des Ermüdungsfestigkeitsnachweises gemäß *Eurocode 3*. Der einzige Unterschied besteht darin, dass anstelle von Spannungsschwingbreiten, die Amplitude der äußeren Dübelbeanspruchung als maßgebende Einwirkungsgröße herangezogen wird.

$$\frac{P_{a,E,2_{Krd}}}{P_{a,C}} = \frac{40.4}{74} = 0.55 \leq 1.00 \tag{8.43}$$

Für den späteren Vergleich mit der Kopfbolzenverdübelung sollen zusätzlich die zyklisch aufnehmbare Dübelkraft $\Delta P_{C_{Krd}}$ und der zyklisch aufnehmbare Schubfluss je Laufmeter Kronendübelleiste $\Delta T_{C_{Krd}}$ ermittelt werden, die einer Anrissschwingspielzahl von zwei Millionen Lastwechseln zugeordnet sind. Die Berechnung folgt in Gl. 8.44 und Gl. 8.45.

$$\Delta P_{C_{Krd}} = 2\ P_{a,C} = 148\,\text{kN/Dü} \tag{8.44}$$

$$\Delta T_{C_{Krd}} = \frac{\Delta P_{C_{Krd}}}{e_{Krd}} = 808\,\text{kN/lfm} \tag{8.45}$$

Abgesehen von den Kerbwirkungen, die mit der Dübelgeometrie in Zusammenhang stehen, ist die Beeinflussung der Ermüdungsfestigkeit des Stahlträgers durch die Anschlussschweißnaht der Dübelleiste zu untersuchen. Dabei wird vereinfachend das Nennspannungskonzept unter Zugrundelegung der in *Eurocode 3* [EC305] angegeben Kerbfälle verwendet werden. Die maßgebende schädigungsäquivalente Normalspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_{E,2}$ wurde in Gl. 8.40 ermittelt. Gemäß Abb. 8.12 ist diesem Anschlussdetail der Kerbfall $\Delta\sigma_C = 112\,\mathrm{N/mm^2}$ zugeordnet. Der Nachweis wird in Gl. 8.46 geführt. Aufgrund des geringen Abstandes zwischen dem Trägerschwerpunkt und der Verbundfuge ist die Normalspannungsschwingbreite von untergeordneter Bedeutung.

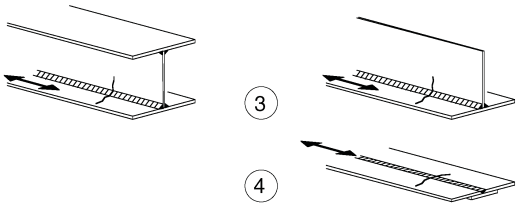
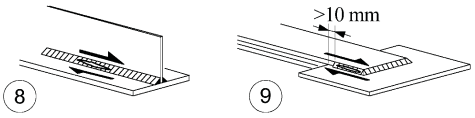
Kerbfall	Konstruktionsdetail	Beschreibung	Anforderungen
112		3) Automatengeschweißte Doppelkehlnähte oder beidseitig durchgeschweißte Nähte, beide mit Ansatzstellen. 4) Mit Automaten einseitig durchgeschweißte Naht mit nicht unterbrochener Schweißbadsicherung, aber ohne Ansatzstellen.	4) Weist dieser Kerbfall Ansatzstellen auf, ist er der Kerbgruppe 100 zuzuordnen.
80 m=5		8) Durchgehende Kehlnähte, die einen Schubfluss übertragen, wie z. B. Halskehlnähte zwischen Stegblech und Flansch bei geschweißten Blechträgern. 9) Mit Kehlnähten geschweißte Laschenverbindung.	8) $\Delta\tau$ ist auf die Schweißnahtdicke bezogen zu berechnen. 9) $\Delta\tau$ ist auf die Schweißnahtdicke bezogen unter Berücksichtigung der Gesamtlänge der Schweißnaht zu berechnen. Schweißnahtenden müssen ≥10 mm vom Blechende entfernt sein.

Abbildung 8.12: Relevante Kerbfälle für die Anschlussschweißnaht bei Verwendung des Kronendübels [EC305]

$$\frac{\Delta\sigma_{E,2}}{\Delta\sigma_C} = \frac{8}{112} = 0.07 \leq 1.00 \tag{8.46}$$

Die Betrachtung der maßgebenden Schubspannungsschwingbreiten führt auf eine ähnliche Vorgangsweise. In Trägerlängsrichtung verlaufende, schubbeanspruchte Kehlnähte werden mit dem Kerbfall $\Delta\tau_C = 80\,\mathrm{N/mm^2}$ bewertet. Die Schubspannungsschwingbreite $\Delta\tau_{E,2}$ ergibt sich nach Gl. 8.47 aus der Schwingbreite des Schubflusses unter Berücksichtigung der Schweißnahtdicke der beidseitigen Kehlnaht von $a_N = 5\,\mathrm{mm}$. Die Nachweisführung ist in Gl. 8.48 ersichtlich.

$$\Delta\tau_{E,2_{Krd}} = \frac{\Delta T_{E,2}}{2\ a_N} = 44\,\mathrm{N/mm^2} \tag{8.47}$$

$$\frac{\Delta\tau_{E,2_{Krd}}}{\Delta\tau_C} = \frac{44}{80} = 0.55 \tag{8.48}$$

Der Ermüdungsnachweis der Schubspannungsschwingbreiten in der Anschlussschweißnaht des Dübelbleches führt im gegebenen Fall auf annähernd denselben Ausnutzungsgrad, wie der Ermüdungsnachweis jener Kerbwirkungen, die infolge der Stahlzahngeometrie entstehen. Dabei wurden allerdings die in Abb. 8.10 dargestellten Querbeanspruchungen der Schweißnaht, die aus der lokalen Biegung der Stahlzähne resultieren, nicht berücksichtigt. Daraus folgt, dass die Anschlussschweißnähte bei einer Schweißnahtdicke von $a_N = 5\,\text{mm}$ mitunter die maßgebende Kerbwirkung darstellen können. Aus diesem Grund sind die auftretenden Schweißnahtspannungen in weiterführenden Forschungsarbeiten noch genauer zu analysieren.

Aus den durchgeführten Berechnung ergibt sich eine maximale Ausnutzung des Kronendübels im Grenzzustand der Ermüdungsfestigkeit von 55 %. Dementsprechend ist beim vorliegenden Beispiel der Tragfähigkeitsnachweis für die Bemessung der Verbundmittel maßgebend.

8.7.2 Fall B - Nachweis der Verdübelung mit Kopfbolzendübeln

Wie schon beim Nachweis der Verbundfuge im Grenzzustand der Tragfähigkeit sollen zwei Ausführungsvarianten mit möglichst dicht aneinander angeordneten Kopfbolzen betrachtet werden. Die erste Variante beinhaltet Dübel mit einem Durchmesser von $\varnothing_{Kbd} = 20\,\text{mm}$, einem Mindestdübelabstand von $e_{Kbd} = 5\,\varnothing_{Kbd} = 100\,\text{mm}$ und einer Querschnittsfläche des Dübelschafts von $A_{Kbd} = 3.14\,\text{cm}^2$. Bei der zweiten Variante beträgt der Dübeldurchmesser $\varnothing_{Kbd} = 25\,\text{mm}$, der Mindestabstand $e_{Kbd} = 5\,\varnothing_{Kbd} = 125\,\text{mm}$ und die Querschnittsfläche $A_{Kbd} = 4.91\,\text{cm}^2$.

Der Nachweis der Verdübelung mit Kopfbolzendübeln erfolgt erneut auf Basis des Nennspannungskonzeptes für die in Abb. 8.13 angegebenen Kerbfälle. Zu diesem Zweck werden die einwirkenden Spannungsschwingbreiten des jeweiligen Kerbdetails benötigt.

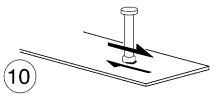
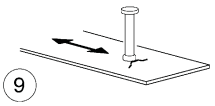
Kerbfall	Konstruktionsdetail	Beschreibung	Anforderungen
siehe EN 1994-2 (90 m=8)		Schweißnähte unter Querkraftbeanspruchung: 10) Kopfbolzendübel in Verbundwirkung	10) $\Delta\tau$ wird am Nennquerschnitt des Dübels ermittelt.
80		9) Einfluss geschweißter Kopfbolzendübel auf den Grundwerkstoff.	

Abbildung 8.13: Relevante Kerbfälle für den Einsatz von Kopfbolzendübeln [EC305]

Zunächst wird die Kerbwirkung der Schubbeanspruchung im Dübelschaft betrachtet. Gemäß Abb. 8.13 ergibt sich der Kerbfall, also die ertragbare Spannungsschwingbreite bei zwei Millionen Lastwechseln, zu $\Delta\tau_C = 90\,\text{N/mm}^2$. Für den Ermüdungsnachweis wird die maximale Schwingbreite der Dübelbeanspruchung $\Delta P_{E,2_{Kbd}}$ gemäß Gl. 8.49 und die Wechselbeanspruchung im Dübelschaft $\Delta\tau_{E,2_{Kbd}}$ gemäß Gl. 8.50 benötigt. Die Nachweisführung erfolgt gemäß Gl. 8.51.

Entsprechend des Tragfähigkeitsnachweises werden bei Verwendung von Kopfbolzendübeln mit einem Durchmesser von $\varnothing_{Kbd} = 20\,\text{mm}$ drei und bei einem Durchmesser von $\varnothing_{Kbd} = 25\,\text{mm}$ zwei nebeneinanderliegende Dübelreihen benötigt. Die Berechnungsergebnisse für den Nachweis im Grenzzustand der Ermüdungsfestigkeit bei zwei- bzw. dreireihiger Dübelanordnung sind in Tab. 8.11 angegeben.

$$\Delta P_{E,2_{Kbd}} = \Delta T_{E,2}\ e_{Kbd} \tag{8.49}$$

$$\Delta \tau_{E,2_{Kbd}} = \frac{\Delta P_{E,2_{Kbd}}}{A_{Kbd}} \tag{8.50}$$

$$\frac{\Delta \tau_{E,2_{Kbd}}}{\Delta \tau_C} \tag{8.51}$$

Ausführungsvariante	$\Delta P_{E,2_{Kbd}}$ [kN/Dü]	$\Delta \tau_{E,2_{Kbd}}$ [N/mm^2]	Ausnutzung [%]
Kopfbolzen dreireihig, $\varnothing_{Kbd} = 20\,\text{mm}$	14.7	47	52
Kopfbolzen zweireihig, $\varnothing_{Kbd} = 25\,\text{mm}$	27.6	56	63
Grundlage	Gl. 8.49	Gl. 8.49	Gl. 8.51

Tabelle 8.11: Nachweis im Grenzzustand der Ermüdungsfestigkeit bei zwei- bzw. dreireihiger Verdübelung mit Kopfbolzendübeln

Um den Vergleich mit der Kronendübelleiste zu erleichtern, sollen nun die zyklisch aufnehmbaren Dübelkräfte $\Delta P_{C_{Kbd}}$ und die zyklisch aufnehmbaren Schubflüsse je Laufmeter Kopfbolzenverdübelung $\Delta T_{C_{Kbd}}$, die einer Anrissschwingspielzahl von zwei Millionen Lastwechseln zugeordnet sind, für beide Ausführungsvarianten ermittelt werden. Die Berechnung der Vergleichswerte erfolgt mit Hilfe von Gl. 8.52 und Gl. 8.53. Die Ergebniswerte sind in Tab. 8.12 angegeben.

$$\Delta P_{C_{Kbd}} = \Delta \tau_C\ A_{Kbd} \tag{8.52}$$

$$\Delta T_{C_{Kbd}} = \frac{\Delta P_{C_{Kbd}}}{e_{Kbd}} \tag{8.53}$$

Der nächste Schritt ist die Untersuchung des Einflusses der Kopfbolzendübel auf die Ermüdungsfestigkeit des Stahlträgerobergurtes. Dieser Problemstellung ist gemäß Abb. 8.13 der Kerbfall $\Delta\sigma_C = 80\,\text{N/mm}^2$ zugeordnet. Die schädigungsäquivalente Normalspannungsschwingbreite an der Oberkante des Stahlträgers $\Delta\sigma_{E,2}$ wurde in Gl. 8.40 berechnet. Der Nachweis folgt in Gl. 8.54.

$$\frac{\Delta\sigma_{E,2}}{\Delta\sigma_C} = \frac{8}{80} = 0.10 \tag{8.54}$$

Ausführungsvariante	$\Delta P_{C_{Kbd}}$ [kN/Dü]	$\Delta T_{C_{Kbd}}$ [kN/lfm]
Kopfbolzen einreihig, $\emptyset_{Kbd} = 20\,\text{mm}$	28.3	283
Kopfbolzen einreihig, $\emptyset_{Kbd} = 25\,\text{mm}$	44.2	353
Grundlage	Gl. 8.52	Gl. 8.53

Tabelle 8.12: Zyklisch aufnehmbare Dübelkräfte und Schubflüsse der betrachteten Kopfbolzenverdübelungen bei zwei Millionen Lastwechseln

Die maximale Ausnutzung der Verdübelung mit Kopfbolzendübeln hinsichtlich des Ermüdungsfestigkeitsnachweises liegt je nach Ausführungsvariante bei 52 % bzw. 63 %. Wie schon bei der Untersuchung des Kronendübels ist der Nachweis der Tragfähigkeit für die Austeilung der Verbundmittel entscheidend.

8.7.2.1 Vergleich der Dübeltragfähigkeiten (*FLS*)

Tab. 8.13 enthält die Gegenüberstellung der betrachteten Ausführungsvarianten zur Verbundsicherung im Grenzzustand der Ermüdungsfestigkeit. Angegeben werden die zyklisch aufnehmbaren Dübelkräfte ΔP_C und die zyklisch aufnehmbaren Schubflüsse je Laufmeter ΔT_C, die einer Anrissschwingspielzahl von zwei Millionen Lastwechseln zugeordnet sind. Die Ermüdungswiderstände ΔT_C werden weiters auf den aufnehmbaren zyklischen Schubfluss der Kronendübelleiste $\Delta T_{C_{Krd}}$ bezogen. Zusätzlich ist die erforderliche Dübelanzahl je Laufmeter $n_{\text{vgl,FLS}}$ angegeben, die notwendig ist, um die gleiche zyklische Schubtragfähigkeit, wie die Kronendübelleiste zu erreichen. Die Dübelanzahl $n_{\text{vgl,FLS}}$ wird mit Hilfe von Gl. 8.55 bestimmt. Die verwendete Kronendübelleiste beinhaltet 5.5 Stahlzähne je Laufmeter.

$$n_{\text{vgl,FLS}} = \frac{\Delta T_{C,Krd}}{\Delta P_C} \tag{8.55}$$

Ausführungsvariante	ΔP_C [kN/Dü]	ΔT_C [kN/lfm]	$\Delta T_C / \Delta T_{C,Krd}$ [%]	$n_{\text{vgl,FLS}}$ [1]
Kronendübelleiste	148	808	100	5.5
Kopfbolzen einreihig, $\emptyset_{Kbd} = 20\,\text{mm}$	28.3	283	35	28.6
Kopfbolzen einreihig, $\emptyset_{Kbd} = 25\,\text{mm}$	44.2	353	44	18.3

Tabelle 8.13: Vergleich der Ausführungsvarianten zur Sicherstellung des Schubverbundes im Grenzzustand der Ermüdungsfestigkeit

Der Ermüdungswiderstand der untersuchten Ausführungsvarianten mit Kopfbolzendübeln liegt bei einreihiger Anordnung deutlich unter jener der Kronendübelleiste. Ein Laufmeter der Kronendübelleiste kann hinsichtlich der Ermüdungsfestigkeit gleichwertig durch 28.6 Kopfbolzendübel mit einem Durchmesser von $\varnothing = 20\,\text{mm}$ oder durch 18.3 Kopfbolzendübel mit einem Durchmesser von $\varnothing = 25\,\text{mm}$ ersetzt werden. Anstelle eines Stahlzahnes müssen somit 5.2 bzw. 3.3 Kopfbolzendübel aufgeschweißt werden.

8.8 Zusammenfassung

Sowohl die Anordnung von Kopfbolzendübeln, als auch die Verwendung der Kronendübelleiste führen auf eine ähnliche Auslastung des Ermüdungsnachweises. Beim gewählten Anwendungsbeispiel ist aufgrund der Spannweite und des Anteils der veränderlichen Einwirkungen an der Gesamtbelastung der Tragfähigkeitsnachweis für die Auslegung der Verbundmittel maßgebend. Diese Aussage ist von System und Belastung abhängig und hat daher keinen Anspruch auf Allgemeingültigkeit.

Durch das Anwendungsbeispiel konnte gezeigt werden, dass auf Basis des gegenwärtigen Kenntnisstandes beide Verbundmittel zur Übertragung der auftretenden Einwirkungen in der Verbundfuge geeignet erscheinen. Ein Laufmeter der Kronendübelleiste weist eine etwa doppelt so hohe Trag- und Ermüdungsfestigkeit auf, wie ein Laufmeter einer möglichst dicht angeordneten Verdübelung mit Kopfbolzen. Dieser Nachteil kann bei der Verwendung von Kopfbolzen durch eine mehrreihige Dübelanordnung kompensiert werden. In Abhängigkeit von Dübeldurchmesser und Bolzenmaterial können etwa fünfzehn bis fünfundzwanzig Kopfbolzendübel durch einen Laufmeter der Kronendübelleiste hinsichtlich Tragfähigkeit und Ermüdungsfestigkeit ersetzt werden.

Neben der Demonstration der Nachweisführung der Kronendübelleiste und dem Vergleich unterschiedlicher Möglichkeiten der Schubsicherung liefert das vorliegende Beispiel einen Anhaltswert für die auftretenden Beanspruchungen in der Verbundfuge einer Eisenbahnbrücke im Grenzzustand der Ermüdungsfestigkeit. Die Mittellast des Dübels lag bei $P_m \approx 125\,\text{kN/Dü}$. Dies entspricht bei Verwendung von Beton *C40/50* und Baustahl *S355* in etwa 25% der charakteristischen Tragfähigkeit des Kronendübels *KrL-2*. Die schädigungsäquivalente Schubkraftamplitude ergab sich zu $P_{a,E,2_{Krd}} \approx 40\,\text{kN/Dü}$, bzw. 8% der charakteristischen Dübeltragfähigkeit.

Kapitel 9

Zusammenfassung und Ausblick

9.1 Zusammenfassung

9.1.1 Allgemeines

Gegenstand der vorliegenden Arbeit war die Untersuchung des Ermüdungsverhaltens der Kronendübelleiste. Dabei handelt es sich um einen kontinuierlichen Schubverbinder, der im Stahl-Beton-Verbundbau eingesetzt werden soll, um den auftretenden Schubfluss in der Verbundfuge zwischen den Querschnittsteilen aus Stahl und Beton aufzunehmen. Die neuartige Dübelform stellt eine Alternative zur derzeit gebräuchlichen Verwendung von Kopfbolzendübeln dar. In den vergangenen Jahren wurde die statische Tragfähigkeit des Kronendübels bereits eingehend analysiert. Um das Einsatzspektrum der neuartigen Dübeltechnologie auf nichtruhend beanspruchte Konstruktionen erweitern zu können, wurde nun die Ermüdungsfestigkeit des Schubverbinders erforscht.

Die Beurteilung der Schwingfestigkeit wurde durch die räumliche Tragwirkung des Kronendübels, die zu mehraxialen Beanspruchungszuständen im Bereich der höchstbeanspruchten Bauteilkerben führt, und weiters durch das nichtlineare Materialverhalten der beiden Verbundbaustoffe erschwert. Die Komplexität führte dazu, dass von den zur Auswahl stehenden Verfahren der Lebensdauerberechnung lediglich das Kerbspannung- und das Kerbdehnungskonzept, sowie das Rissfortschrittskonzept anwendbar waren. Nachdem für die Auslegung einer Konstruktion primär die Anrisslebensdauer von Interesse ist, kamen innerhalb der durchgeführten Untersuchungen die beiden erstgenannten Verfahren zum Einsatz. Das Kerbdehnungskonzept basiert auf der Berücksichtigung des nichtlinearen Materialverhaltens der beteiligten Werkstoffe, während das Kerbspannungskonzept auf idealer Elastizität beruht. Die Vernachlässigung örtlicher Plastizierungen bringt naturgemäß größere Ungenauigkeiten mit sich. Der Vorteil des Verfahrens liegt allerdings in einer deutlichen Reduktion des numerischen Berechnungsaufwandes.

9.1.2 Bestimmung der Last-Kerbbeanspruchungsbeziehungen

Die Grundlage für die Anwendung des Kerbspannungs- und des Kerbdehnungskonzepts stellt der Zusammenhang zwischen der äußeren Dübelbeanspruchung und den örtlichen Beanspruchungen in der maßgebenden Bauteilkerbe dar. Der erste Schwerpunkt der vorliegenden Arbeit war daher die Ermittlung der gesuchten Last-Kerbbeanspruchungsbeziehungen. Zu diesem Zweck wurden numerische Berechnungen mit Hilfe des *FE*-Programms *ABAQUS* durchgeführt. Das Programm erlaubt die räumliche Modellierung des Dübelbleches, des umgebenden Betons und der Kontaktfuge, sowie die Berücksichtigung nichtlinearer Materialmodelle. Gegenstand der Untersuchungen waren Parameterstudien und die Simulation begleitender Laborversuche. Während die Versuchssimulation den direkten Vergleich mit dem realen Bauteilverhalten und die Ergebnisverifikation ermöglichte, dienten die Parameterstudien zur Analyse der Einflüsse der verwendeten Beton- und Stahlgüten, sowie der Feinheit der Diskretisierung. Die Berechnungen beinhalteten zudem zwei Kronendübelgeometrien, die sich hinsichtlich der Ausrundungsradien der Stahlkrone unterschieden.

Die Erfassung des nichtlinearen Materialverhaltens für die Lebensdauerberechnung nach dem Kerbdehnungskonzepts und die räumliche Modellierung des Verbundbauteils bringen einen enormen Berechnungsaufwand mit sich. Mit dem Bestreben diesen Aufwand zu reduzieren, wurden ebene Lastmodelle abgeleitet, die die Einwirkung des Betons auf den Stahlzahn näherungsweise beschreiben. Aus Gründen der Einfachheit stehen diese Lastmodelle in linearer Abhängigkeit von der äußeren Dübelkraft, wodurch ihre Gültigkeit auf den annähernd linear elastischen Bereich der Dübelkennlinie beschränkt werden muss. Die vorgeschlagenen Lastansätze erlauben die zweidimensionale Modellierung ohne Berücksichtigung des Betons und die anschließende Ermittlung der Last-Kerbbeanspruchungsbeziehungen. Dabei zeigt sich eine gute Übereinstimmung mit den genaueren Berechnungsergebnissen zufolge der räumlichen Modellbildung. Der Berechnungsaufwand kann von mehreren Tagen auf wenige Minuten reduziert werden.

Trotz dieses Erfolges ist die praktische Anwendbarkeit dieser Vorgehensweise eingeschränkt, da sie das Vorliegen von Lastmodellen bedingt, die ihrerseits auf der nichtlinearen, räumlichen Modellbildung basieren. Im Zuge von Parameterstudien wurden insgesamt zwölf Lastansätze unter der Berücksichtigung zweier Dübelgeometrien und unterschiedlicher Materialgüten erarbeitet. Dabei konnte eine vorrangige Abhängigkeit von Betongüte und Dübelgeometrie beobachtet werden. Die verwendete Stahlsorte hatte keinen relevanten Einfluss auf die Beanspruchungssituation in der Verbundfuge. Da, wie gezeigt werden konnte, die Betongüte innerhalb des untersuchten Parameterbereichs für die Lebensdauer von untergeordneter Bedeutung ist, kann für jede Dübelgeometrie ein Lastmodell angegeben werden, mit dem eine näherungsweise Bestimmung der Last-Kerbbeanspruchungsbeziehungen möglich ist. Voraussetzung ist allerdings die Beschränkung der zyklischen Belastung auf den annähernd linear-elastischen Bereich der Dübelkennlinie. Diese Linearität bleibt bis etwa 50% der charakteristischen Dübeltragfähigkeit erhalten. Die auftretenden Beanspruchungen in der Verbundfuge im Grenzzustand der Ermüdungsfestigkeit liegen jedoch, wie innerhalb des Anwendungsbeispiels in Kap. 8 gezeigt werden konnte, in der Regel unterhalb dieses Grenzwertes.

9.1.3 Lebensdauerberechnung

Aufbauend auf den Last-Kerbbeanspruchungsbeziehungen konnte mit der eigentlichen Lebensdauerberechnung begonnen werden. Für die Lebensdauerprognosen nach dem Kerbdehnungskonzept wurden jene Daten herangezogen, die aus der nichtlinearen Modellierung mittels *ABAQUS*, oder aus dem vereinfachten Ansatz ebener Lastmodelle resultierten. Im Gegensatz dazu wurden für die Lebensdauervorhersage nach dem Kerbspannungskonzept die Ergebnisse jener Modelle verwendet, die auf idealer Elastizität beruhten. Bei beiden Verfahren wurden im Zuge der Auswertung unterschiedliche Methoden der Schädigungsbewertung eingesetzt. Ein Überblick der untersuchten Ansätze wird nachfolgend angegeben. Die Verwendung des Schädigungsparameters P_{SWT} zur Lebensdauerberechnung nach dem Kerbdehnungskonzept erlaubt die Berücksichtigung von Einflüssen der Oberflächenrauigkeit und des Lastniveaus. Beim Kerbspannungskonzept wird die Oberflächenrauigkeit des brenngeschnittenen Blechs durch die Kerbfalleinstufung des Konstruktionsdetails erfasst.

Verwendete Ansätze zur Lebensdauerberechnung:

- **Lebensdauerberechnung nach dem Kerbdehnungskonzept**
  - Schädigungsbewertung auf Basis der örtlichen Hauptzugdehnungen ε_1 unter Verwendung von Dehnungs-Wöhlerlinien
  - Schädigungsbewertung auf Basis der örtlichen Vergleichsdehnungen ε_V unter Verwendung von Dehnungs-Wöhlerlinien
  - Schädigungsbewertung mit Hilfe des Schädigungsparameters $P_{SWT\,(\varepsilon_1)}$ auf Basis der örtlichen Hauptzugdehnungen unter Verwendung von Schädigungsparameter-Wöhlerlinien
  - Schädigungsbewertung mit Hilfe des Schädigungsparameters $P_{SWT\,(\varepsilon_V)}$ auf Basis der örtlichen Vergleichsdehnungen unter Verwendung von Schädigungsparameter-Wöhlerlinien
- **Lebensdauerberechnung nach den Kerbspannungskonzept**
  - Schädigungsbewertung auf Basis der örtlichen Hauptzugspannungen σ_1 unter Verwendung der Wöhlerlinie der Brennschnittkante nach *Eurocode 3*
  - Schädigungsbewertung auf Basis der örtlichen Vergleichsspannungen σ_V unter Verwendung der Wöhlerlinie der Brennschnittkante nach *Eurocode 3*
  - Schädigungsbewertung auf Basis der örtlichen Hauptzugspannungen σ_1 unter Verwendung der Wöhlerlinie der Brennschnittkante nach *Petersen*
  - Schädigungsbewertung auf Basis der örtlichen Vergleichsspannungen σ_V unter Verwendung der Wöhlerlinie der Brennschnittkante nach *Petersen*

Das Ziel der durchgeführten Berechnungen war jeweils die Ermittlung von Bauteil-Wöhlerkurven, die den Zusammenhang zwischen einer zyklischen Dübelbeanspruchung und der ertragbaren Lastspielzahl wiedergeben. Die oben angeführten Berechnungsansätze wurden im

Zuge der Parameterstudien für eine Vielzahl von Modellen ausgewertet. Dabei zeigte sich, dass die resultierende Anrissschwingspielzahl bei Verwendung des Kerbdehnungskonzepts vor allem von der Dübelgeometrie und der Stahlsorte abhängig ist. Kronendübelgeometrie *KrL-2* weist infolge der geringeren Kerbwirkung der größeren Ausrundungsradien eine etwas höhere Lebensdauer als Kronendübelgeometrie *KrL-1* auf. Der Einsatz einer hochwertigeren Stahlsorte (untersucht wurden die Baustähle *S235* und *S355*) bringt ebenfalls eine günstigere Lebensdauerprognose mit sich. Der Einfluss der Stahlsorte entfällt bei der Lebensdauerberechnung nach dem Kerbspannungskonzept. Die Ursache ist die Annahme idealer Elastizität und die Schädigungsbewertung mit Hilfe von Ermüdungsfestigkeitskurven, die von der Stahlsorte gar nicht, oder nur geringfügig beeinflusst werden. Die Variation der Betongüte im Bereich von *C25/30* bis *C40/50* hatte, ebenso wie die Feinheit der Diskretisierung mit Elementgrößen unterhalb von zwei Millimeter im Umfeld der maßgebenden Bauteilkerbe, nur eine untergeordnete Bedeutung für die resultierenden Bauteil-Wöhlerkurven.

9.1.4 Experimentelle Untersuchungen

Ein wesentlicher Themenschwerpunkt der Forschungsarbeit war die Durchführung und Dokumentation von Laborversuchen. Das Ziel war die experimentelle Bestimmung von Bauteil-Wöhlerkurven, die den Zusammenhang zwischen der Anrisslebensdauer und der aufgebrachten Schwingbeanspruchung beschreiben. Insgesamt wurden acht Dauerschwingversuche an *Push-Out*-Versuchskörpern durchgeführt. Dabei kamen zwei Prüfkörpertypen (*Typ A* und *Typ B*) zum Einsatz. Der Unterschied zwischen den beiden Bauteilgeometrien bestand in der teilweisen Freilegung des Kronendübels bei Versuchskörper *Typ B*, die die direkte Schadensfeststellung und die optische Dehnungsmessung innerhalb des Stahlzahns ermöglichte. Zwei Probekörper, wurden im Anschluss an die zyklische Beanspruchung hinsichtlich ihrer statischen Resttragfähigkeit getestet. Ein weiterer statischer Abscherversuch lieferte einen Referenzwert der Beanspruchbarkeit des Verbundbauteils. Zusätzlich wurden zwei Probekörper nach dem Dauerschwingversuch entlang der Dübelleiste aufgeschnitten, um einen Einblick in das Betongefüge im Umfeld des Stahlzahns zu erhalten. Neben der Bestimmung von Wertepaaren der Bauteil-Wöhlerkurve konnten aus den Laborversuchen einige wesentliche Erkenntnisse gewonnen werden.

Erkenntnisse der experimentellen Untersuchungen:

- **Maßgebender Versagensmechanismus**
  Grundsätzlich erfordert die Untersuchung des Ermüdungsverhaltens der Kronendübelleiste die Betrachtung der beiden Versagensmechanismen des Stahl- und Betonversagens. Studien der Universität der Bundeswehr München [MWB+12] besagen, dass das Betonversagen durch Limitierung der zulässigen Oberlast ausgeschlossen werden kann. Schwingbeanspruchungen unterhalb dieser Oberlast führen demnach zu einer Ermüdungsrissbildung im Stahlzahn. Diese Aussage entspricht der grundsätzlichen Vorgehensweise im *Eurocode 2*, wo die Betonermüdung ebenfalls durch Begrenzung der Oberspannung ausgeschlossen wird.
  Innerhalb der durchgeführten Laborversuche versagte lediglich ein Versuchskörper durch Betonversagen. Dieser wurde einer Oberlast von 70% der erwarteten quasistatischen

Tragfähigkeit ausgesetzt. Bei allen anderen Dauerschwingversuchen kam es zu einer Rissbildung im Stahlzahn. Die maximale Oberlast betrug dabei 54% der erwarteten quasistatischen Tragfähigkeit. Die Versuchsergebnisse bestätigen somit grundsätzlich die Münchner Studien.

- **Schadensfeststellung**
  Erst die möglichst genaue Feststellung der Anrissschwingspielzahl liefert die gesuchten Wertepaare der experimentellen Bauteil-Wöhlerkurve. Dies wird im Verbundbauteil dadurch erschwert, dass der hochbeanspruchte Kontaktbereich zwischen Stahl und Beton nicht einsehbar ist. Die verbesserte Feststellbarkeit einer Ermüdungsrissbildung im Versuchsverlauf, war einer der Beweggründe für die Freilegung der Stahlzähne bei Versuchskörper *Typ B*. Die Versuche zeigten jedoch, dass der Anrisszeitpunkt im Stahlzahn auch ohne diese Modifikation relativ eindeutig anhand der Entwicklung von Schlupf und Abhebung im Versuchsverlauf identifiziert werden kann. Die Freilegung der Stahlzähne führte zudem zu einer signifikanten Reduktion der Lebensdauer, weshalb von einer derartigen Ausbildung der Versuchskörper zur besseren Schadenserkennung für zukünftige Versuche abzuraten ist.

- **Optische Dehnungsmessung**
  Während der Erstbelastung und im Verlauf der Dauerschwingversuche wurden an den Versuchskörpern mit freigelegtem Stahlzahn (*Typ B*) optische Dehnungsmessungen mit Hilfe des Messsystems *ARAMIS* durchgeführt. Das Ziel war die Verifikation der numerischen Berechnungen. Die Messergebnisse stimmten vor allem qualitativ, also beispielsweise im Hinblick auf die Lage der maßgebenden Bauteilkerbe, sehr gut mit den Ergebnissen der *FE*-Berechnungen überein. Die gemessenen Hauptzug- und Vergleichsdehnungen lagen geringfügig unterhalb der berechneten Werte. Dazu ist anzumerken, dass auch bei den Versuchskörpern vom *Typ B* eine geringe Betonüberdeckung der Kontaktfuge notwendig war. Die Dehnungen an der höchstbeanspruchten Stelle selbst konnten somit nicht unmittelbar gemessen, sondern nur aus den vorliegenden Daten im Umfeld der Kerbe abgeschätzt werden. Es zeigte sich dennoch, dass die *FE*-Ergebnisse durchwegs eine Tendenz zur sicheren Seite hin aufweisen.

- **Einfluss von Ruhepausen**
  Die Hälfte der Dauerschwingversuche musste jeweils in den Nachtstunden unterbrochen werden. Dabei war zu beobachten, dass die Ruhepausen zu einer signifikanten Erhöhung der ertragbaren Lastspielzahl führen. Die Lebensdauer stieg auf etwa das Doppelte der ununterbrochenen Versuche an. Dieses Phänomen wurde bereits früher bei Untersuchungen zum Ermüdungsverhalten von Beton in [Hoh04] festgestellt. Die Beeinflussung der Lebensdauer des Verbundbauteils ist insofern überraschend, da das Ermüdungsversagen in den betrachteten Fällen durch eine Rissbildung im Stahlzahn induziert wurde.

- **Resttragfähigkeit**
  Die Prüfungen der Resttragfähigkeit zeigten, dass die vorangegangene Schwingbeanspruchung keinen maßgeblichen Einfluss auf die verbleibende Tragfähigkeit hatte. Das im *Eurocode 4* geforderte Duktilitätskriterium für Verbundmittel konnte auch nach zwei Millionen Schwingspielen problemlos erfüllt werden. Sieht man von der etwas höheren Anfangssteifigkeit der vorbelasteten Probekörper ab, so bleibt die Duktilität der Verbundmittel auch nach der zyklischen Beanspruchung weitgehend erhalten.

9.1.5 Ergebnisanalyse

Mit Hilfe der vorliegenden Daten der experimentellen Bauteil-Wöhlerkurve konnte die Vielfalt der angewendeten Methoden zur Lebensdauerberechnung hinsichtlich ihrer Tauglichkeit zur Beurteilung des Ermüdungsverhaltens der Kronendübelleiste geprüft werden. Aus dieser Gegenüberstellung resultierte letztendlich eine Empfehlung für die Nachweisführung des Kronendübels unter zyklischer Beanspruchung.

Die beste Übereinstimmung mit den Versuchsergebnissen lieferte das Kerbdehnungskonzept unter Verwendung des Schädigungsparameters P_{SWT}. Die genauste Anpassung gelang bei Berücksichtigung der Oberflächenrauigkeit des brenngeschnittenen Dübelbleches jedoch unter Vernachlässigung von Mittellasteinflüssen ($P_m = 0$). Die Schädigungsbewertung auf Basis von Hauptzugdehnungs-, bzw. Vergleichsdehnungsschwingbreiten führte auf sehr ähnliche Lebensdauerprognosen, wobei die Betrachtung der Vergleichsgrößen tendenziell konservativere Bauteil-Wöhlerkurven zur Folge hatte. Die Ergebnisse der vereinfachten ebenen Modellbildung mit Hilfe von Lastmodellen stimmten sehr gut mit der räumlichen, nichtlinearen Modellierung mittels *ABAQUS* überein und lagen zudem in der Regel auf der sicheren Seite. Die Praxistauglichkeit dieser Methode ist allerdings, wie bereits erörtert, etwas einschränkt.

Größeres Potential, um in Zukunft eine effiziente Methode für den Ermüdungsnachweis des Kronendübels zur Verfügung stellen zu können, liegt aus Sicht des Verfassers in einer anderen Vorgangsweise. Dabei werden jene Bauteil-Wöhlerkurven, die die beste Approximation der Versuchsergebnisse darstellen, auf eine Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_{\ddot{U}} = 97.5\,\%$ umgerechnet und anschließend im doppellogarithmischen Maßstab linearisiert. Die Ausgleichsrechnung ermöglicht die Festlegung der Kurvenverläufe durch die Definition eines Wertepaares und der Wöhlerlinienneigung. In Analogie zur Kerbfalleinstufung gemäß *Eurocode 3* kann beispielsweise die Schubkraftamplitude $P_{a,C}$ angegeben werden, die einer Lastspielzahl von zwei Millionen Lastwechseln zugeordnet ist. In Abhängigkeit von der Dübelgeometrie und den Materialgüten ergeben sich dabei Schubkraftamplituden von $P_{a,C} = 40$ bis $P_{a,C} = 80\,\mathrm{kN/Dü}$. Auch wenn zur Ermittlung von statistisch aussagekräftigen Bauteil-Wöhlerkurven eine Ausweitung der Laborversuche und Parameterstudien von Nöten ist, so scheint die beschriebene Vorgangsweise dennoch eine praktikable Methode für den Ermüdungsnachweis des betrachteten Verbundmittels und für Betondübel im Allgemeinen zu sein.

Die Linearisierung der Bauteil-Wöhlerkurven nach dem Kerbdehnungskonzept führt auf Wöhlerlinienneigungen im Bereich von $m = 6$ bis $m = 8$. Diese Neigungsexponenten stimmen wesentlich besser mit den Versuchsergebnissen überein, als jene Werte die sich beispielsweise aus dem Kerbspannungskonzept unter Verwendung der Wöhlerlinie der Brennschnittkante nach *Eurocode 3* ergeben. Die Anwendung des Kerbspannungskonzepts bringt durch die

Proportionalität der äußeren Beanspruchung mit der maßgebenden Kerbspannung eine Reduktion des Berechnungsaufwandes mit sich. Im Gegenzug wird das reale Bauteilverhalten allerdings nur unzureichend erfasst. Insbesondere bei Lastspielzahlen oberhalb von einer Million Schwingspielen liegen die Ergebnisse nach Kerbspannungskonzept stark auf der sicheren Seite und führen dazu, dass wesentliche Teile der Lebensdauer nicht genutzt werden können.

9.1.6 Anwendungsbeispiel

Die beschriebe Methode der Nachweisführung wurde abschließend in einem Anwendungsbeispiel vorgeführt. Dabei wurde eine eingleisige Eisenbahn-Verbundbrücke mit einer Spannweite von zwanzig Metern betrachtet. Da die Betondübeltechnologie in direkter Konkurrenz zur Verdübelung mit Kopfbolzendübeln steht, wurde der Einsatz beider Verbundmittel untersucht. Da beide Technologien die Übertragung der auftretenden Beanspruchungen in der Verbundfuge gewährleisten, muss ein Vergleich letztendlich auf wirtschaftlicher Ebene erfolgen. Es konnte gezeigt werden, dass durch einen Laufmeter der Kronendübelleiste, in Abhängigkeit von den verwendeten Materialien und vom Dübeldurchmesser, fünfzehn bis fünfundzwanzig Kopfbolzendübel gleichwertig hinsichtlich Tragfähigkeit und Ermüdungsfestigkeit ersetzt werden können.

9.2 Ausblick

Das vorgeschlagene Nachweiskonzept für den Ermüdungsnachweis der Kronendübelleiste stützt sich auf die Auswertung von lediglich acht kraftgesteuerten Dauerschwingversuchen an *Push-Out*-Versuchskörpern. Eine statistische Auswertung der Versuchsergebnisse war bei dieser Versuchsanzahl nicht möglich. Die wichtigste Forderung, um in Zukunft ein statistisch abgesichertes Nachweiskonzept zur Verfügung stellen zu können, besteht in der Verbreiterung der Versuchsbasis. Die Beanspruchungssituation, der ein Schubverbinder in der Verbundfuge eines Verbundträgers ausgesetzt wird, unterscheidet sich von jener, die innerhalb eines *Push-Out*-Körpers auf die Verbundmittel einwirkt. Aufgrund dieser Diskrepanz, sollten zusätzlich zu den Abscherversuchen auch zyklische Trägerversuche durchgeführt werden. Da die Beanspruchung in der Verbundfuge eines Trägers gemäß [Lef02] vorwiegend weggeregelt abläuft, könnten aufwendige Trägerversuche dabei teilweise durch weggesteuerte Abscherversuche ersetzt werden.

In der vorliegenden Arbeit wurde die Vorgangsweise zur Ermittlung von linearisierten Bauteil-Wöhlerkurven auf Basis des Kerbdehnungskonzepts ausführlich beschrieben. Liegen erst einmal statistisch abgesicherte Bauteil-Wöhlerkurven vor, so kann die Nachweisführung, ähnlich der Vorgangsweise beim Nennspannungskonzept, sehr einfach anhand der zyklischen (Nenn-) Dübelbeanspruchung erfolgen. Durch diese Methode werden sämtliche Kerbwirkungen, die aus der Stahlzahngeometrie resultieren, erfasst. Die Beanspruchungen der Anschlussschweißnähte des Dübelbleches müssen in ergänzenden Untersuchungen noch genauer analysiert werden, da sie bisher nur überschlägig mit Hilfe des Nennspannungskonzepts berücksichtigt wurden. Durch die lokale Biegung der Stahlzähne entstehen zusätzlich zu den Längsschubspannungen

auch Normalspannungen. In Abhängigkeit von der gewählten Schweißnahtdicke, können diese Beanspruchungen für den Ermüdungsnachweis mitunter maßgebend werden.

Die verwendeten Methoden der Lebensdauerberechnung basieren durchwegs auf dem Versagensmechanismus des Stahlversagens. Im Zuge zukünftiger Bauteilversuche sollten jene Umstände, die ein Versagen des Betons bewirken, genauer untersucht werden. Das Ziel wäre eine Konkretisierung der Anwendungsgrenzen des vorgeschlagenen Bemessungskonzepts. Grundsätzlich wird gemäß [MWB+12] davon ausgegangen, dass ein Betonversagen durch Limitierung der Oberlast ausgeschlossen werden kann.

Weiterer Forschungsbedarf besteht zudem in der Ausweitung der Parameterstudien zur systematischen Bewertung der Wirkungen unterschiedlichster Einflussparameter auf die Lebensdauer. Diese Untersuchungen können mit Hilfe numerischer Analysen in Kombination mit Bauteilversuchen durchgeführt werden. Einige wesentliche Einflussparameter, deren Einflüsse noch näher erforscht werden sollten, sind nachfolgend angeführt.

Offene Forschungsthemen für ergänzende Untersuchungen:

- **Einflüsse des Betongurtes**
  - Geometrie (Dicke, Breite)
  - Lage in Druck- oder Zugzone
  - Bewehrungsführung
- **Einfüsse der Dübelleiste**
  - Dübelform
  - Blechdicke
  - Einbindetiefe
  - Abstand der Stahlkronen
  - Gegenseitige Beeinflussung nebeneinander angeordneter Dübelleisten
  - Nahtdicke der Anschlussschweißnähte

Die Ergebnisse dieser ergänzenden Parameterstudien sind letztendlich bei der Festlegung von Bauteil-Wöhlerkurven zu berücksichtigen. Zusätzlich zu den aufgezählten Forschungsthemen, ist die Schadensakkumulation mehrstufiger Lastkollektive zu untersuchen. Insbesondere ist dabei die Anwendbarkeit der linearen Schadensakkumulationshypothese nach *Palmgren-Miner* zu prüfen.

Anhang A

Modellgeometrie der Parameterstudien

Die genaue Geometrie des Modellkörpers der Parameterstudien wird im Folgenden definiert. Die Abmessung resultierten aus der Adaption des von *Petraschek* [Pet08] getesteten Versuchskörpers *KrL-75-36*. Anstelle von ursprünglich zwei schubbeanspruchten Kronendübeln, wurden nun fünf belastete Stahlzähne berücksichtigt. Dies erforderte die Anpassung der Bewehrungsführung. Dabei wurden Durchmesser und Abstände der Stahleinlagen weitestgehend beibehalten bzw. sinngemäß erweitert.

Im Zuge der Parameterstudien kamen die Kronendübelgeometrien *KrL-1* und *KrL-2* gemäß Kap. 3.2 zum Einsatz. Die Dübelleiste des Modellkörpers besteht aus fünfeinhalb aneinander gereihten Stahlzähnen. Die einzelnen Dübel wurden an der Unterseite durch einen 90 mm breiten, durchgehenden Blechstreifen verbunden.

Nachfolgend wird zunächst die Geometrie des Modellkörpers darstellt. Dabei ist die zur Optimierung der Netzgeometrie vorgenommene Unterteilung des *FE*-Modells in die Teilbereiche Betongurt, Dübelumfeld und Dübelleiste ersichtlich. Anschließend wird die Bewehrungsführung dargestellt. Die Bemaßung erfolgt in Zentimetern.

A.1 Abmessungen

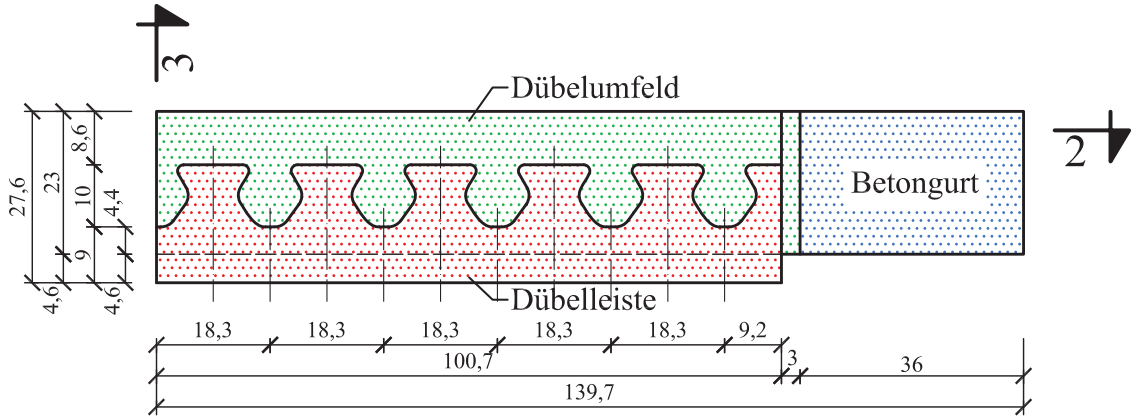


Abbildung A.1: Modellkörper Schnitt 1-1

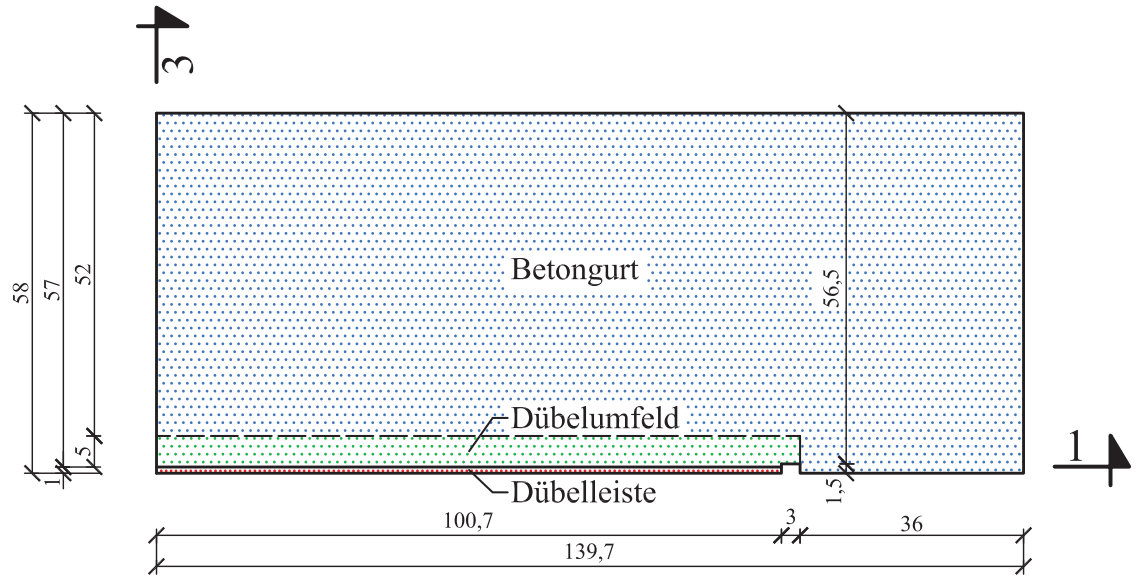


Abbildung A.2: Modellkörper Schnitt 2-2

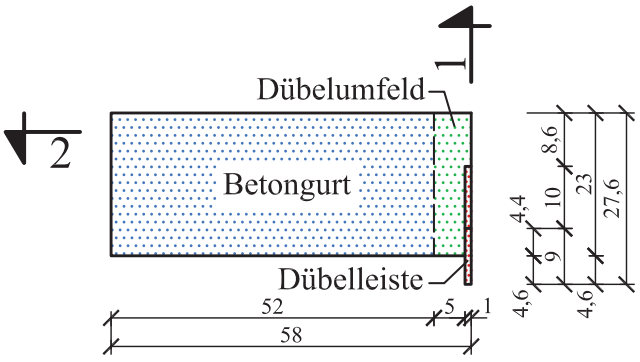


Abbildung A.3: Modellkörper Schnitt 3-3

A.2 Bewehrungsführung

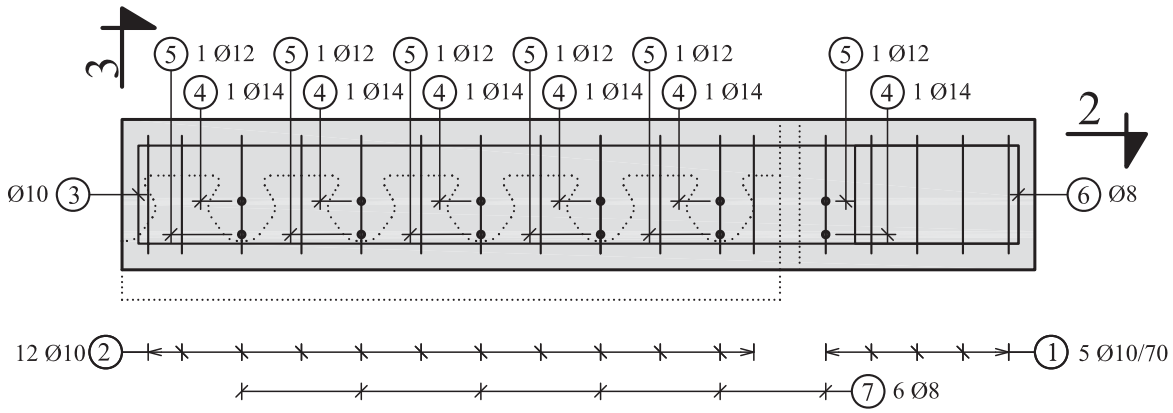


Abbildung A.4: Bewehrung Schnitt 1-1

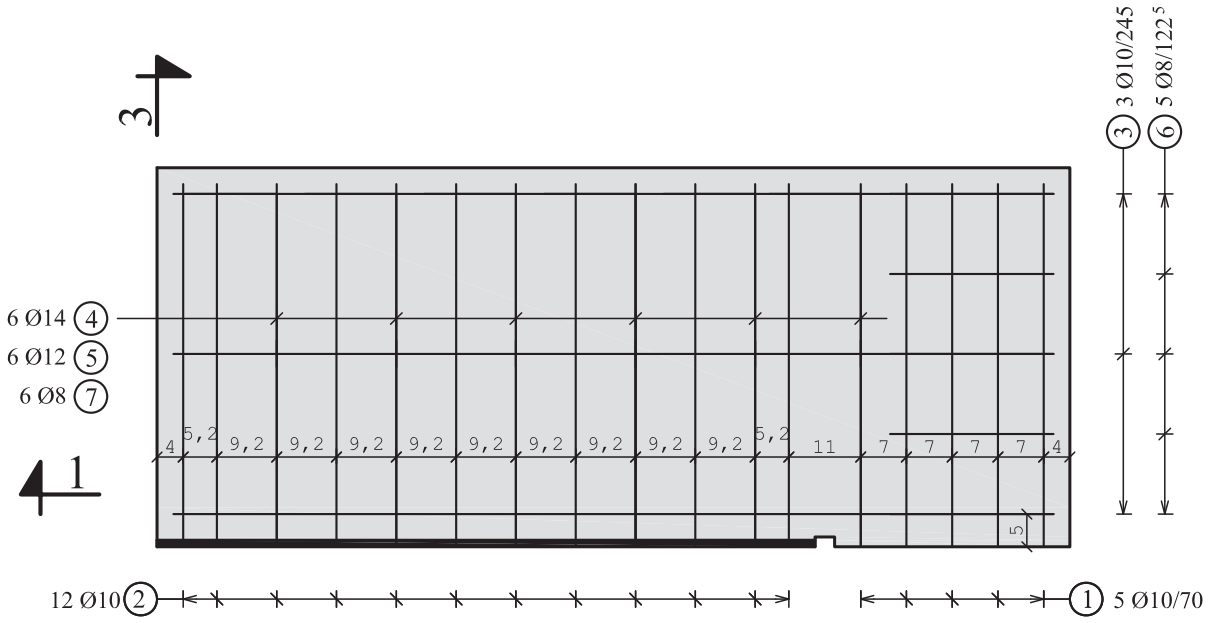


Abbildung A.5: Bewehrung Schnitt 2-2

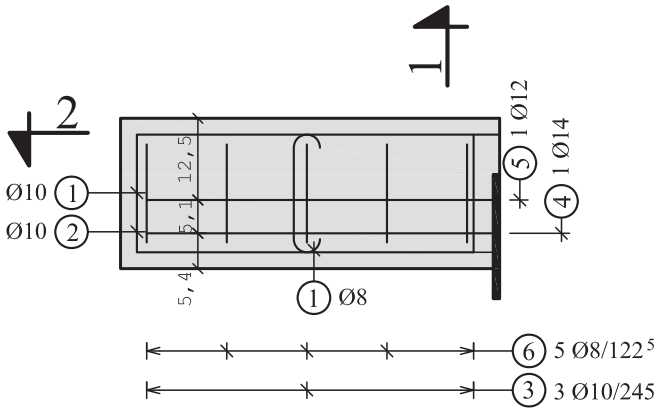


Abbildung A.6: Bewehrung Schnitt 3-3

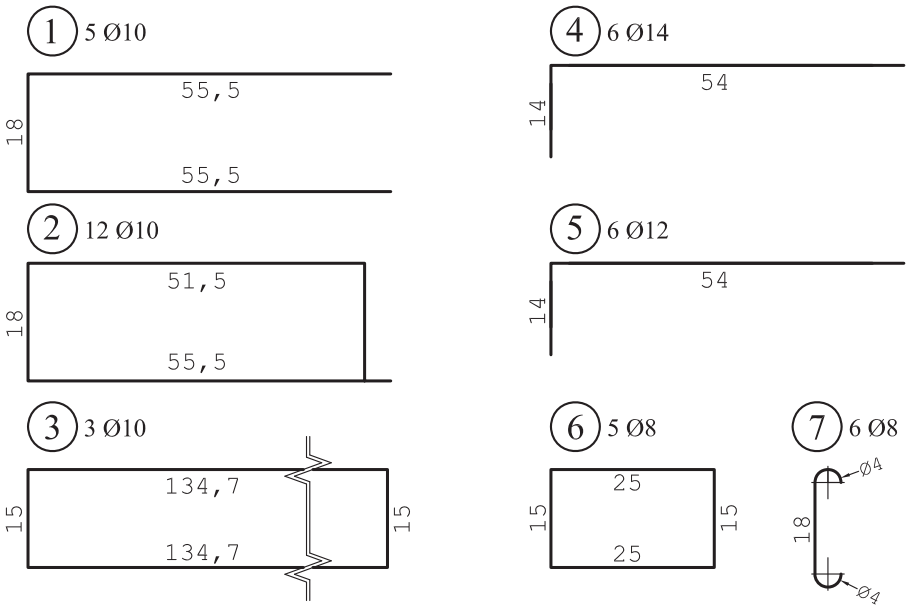


Abbildung A.7: Bewehrungsauszüge

Anhang B

Geometrie der Versuchskörper

Das folgende Kapitel enthält die Planunterlagen zur Herstellung der Versuchskörper *Typ A* und *Typ B*. Von Versuchskörper *Typ A* wurden drei Stück, von Versuchskörper *Typ B* sechs Stück erzeugt. Die Auszüge der Schalungs- und Bewehrungspläne werden im Maßstab 1:10, die Werkstattzeichnungen der Stahlbauwerkstücke im Maßstab 1:5 und die zugehörige Detaildarstellung der Dübelgeometrie im Maßstab 1:2 dargestellt. Die Bemaßung der Schalungs- und Bewehrungspläne erfolgt in Zentimeter, jene der Stahlbaupläne in Millimeter.

B.1 Schalungsplanung Versuchskörper Typ A

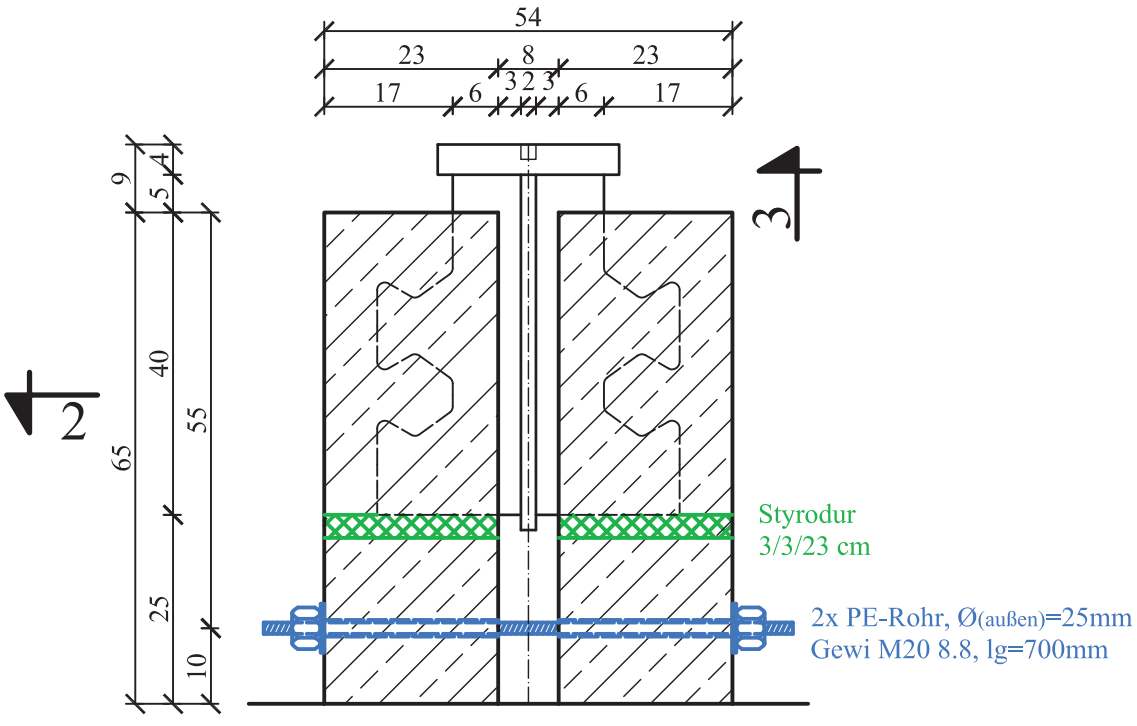


Abbildung B.1: Schalung Versuchskörper *Typ A*, Schnitt 1-1

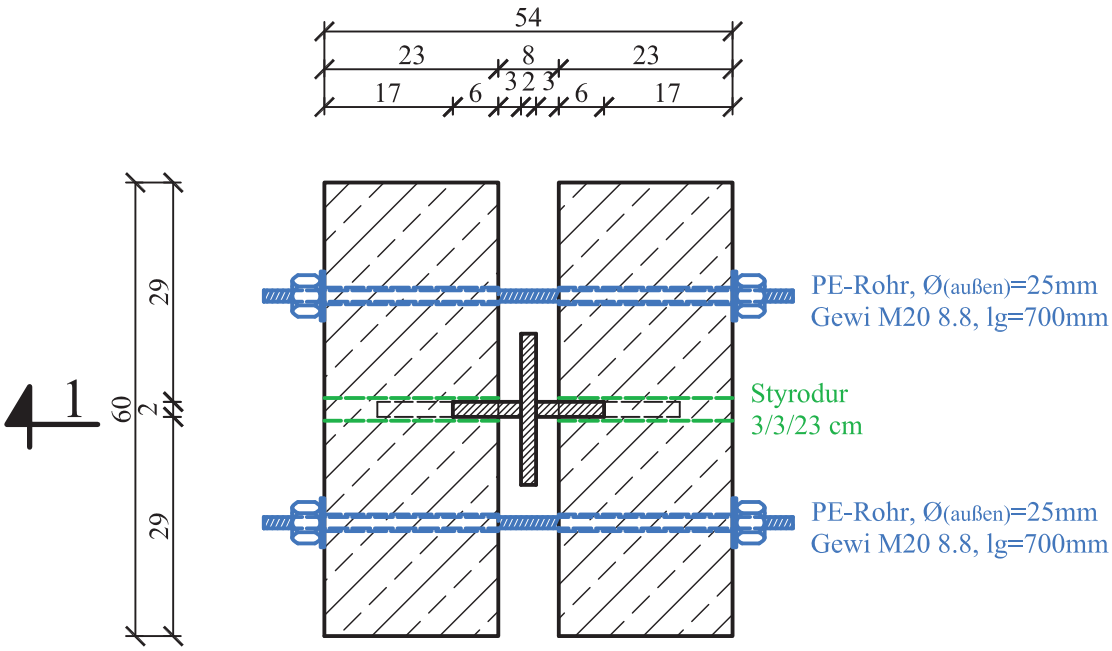


Abbildung B.2: Schalung Versuchskörper *Typ A*, Schnitt 2-2

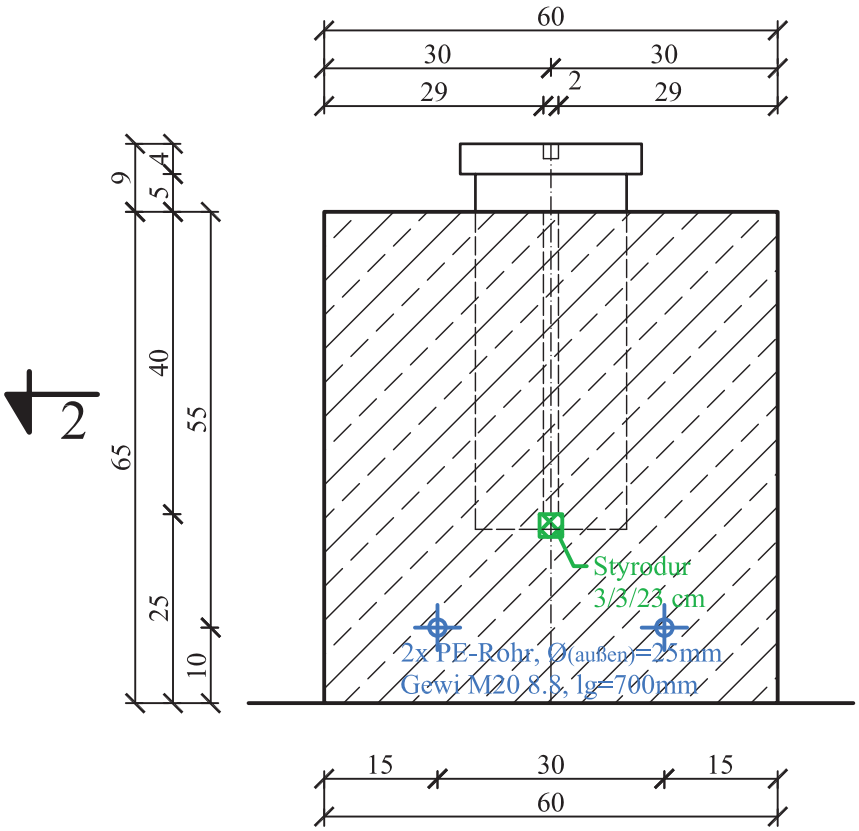


Abbildung B.3: Schalung Versuchskörper *Typ A*, Schnitt 3-3

B.2 Bewehrungsplanung Versuchskörper Typ A

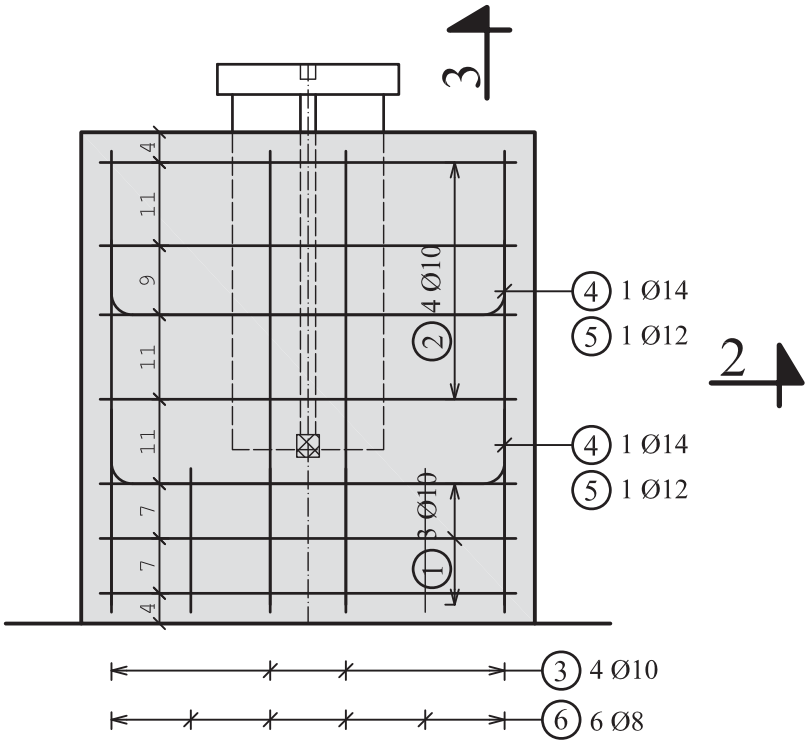


Abbildung B.4: Bewehrung Versuchskörper *Typ A*, Schnitt 1-1

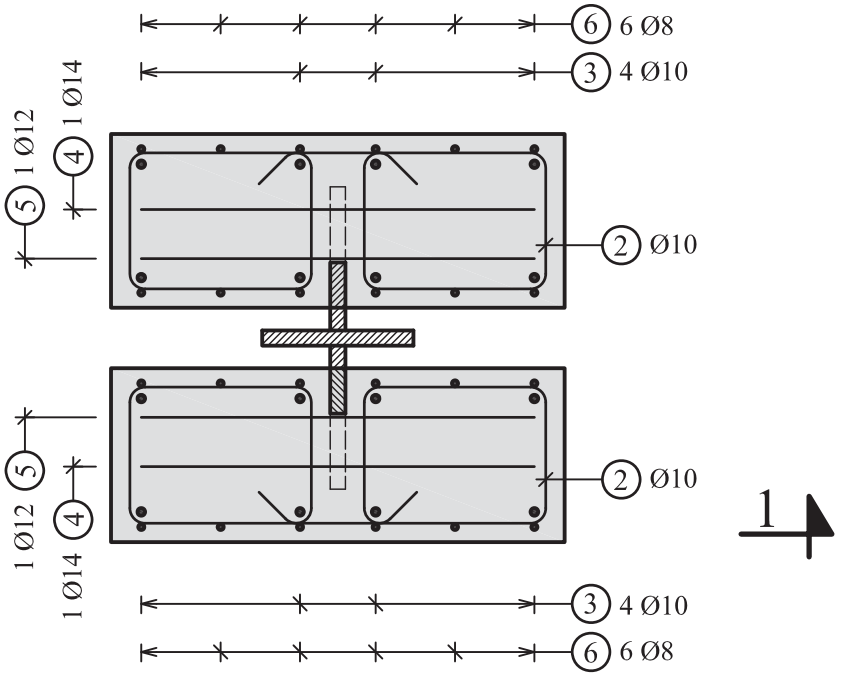


Abbildung B.5: Bewehrung Versuchskörper *Typ A*, Schnitt 2-2

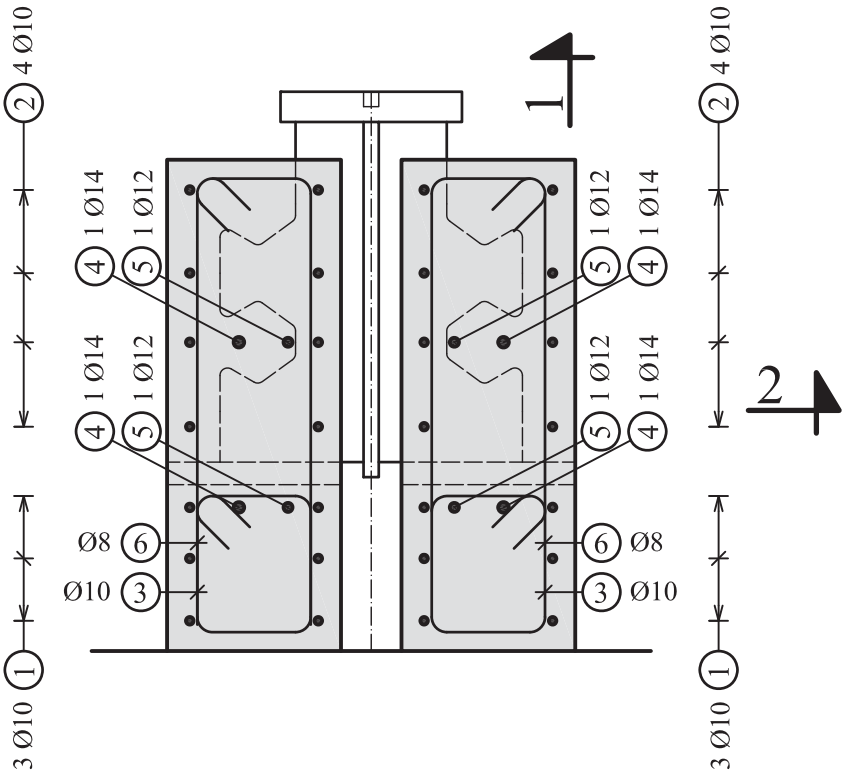


Abbildung B.6: Bewehrung Versuchskörper *Typ A*, Schnitt 3-3

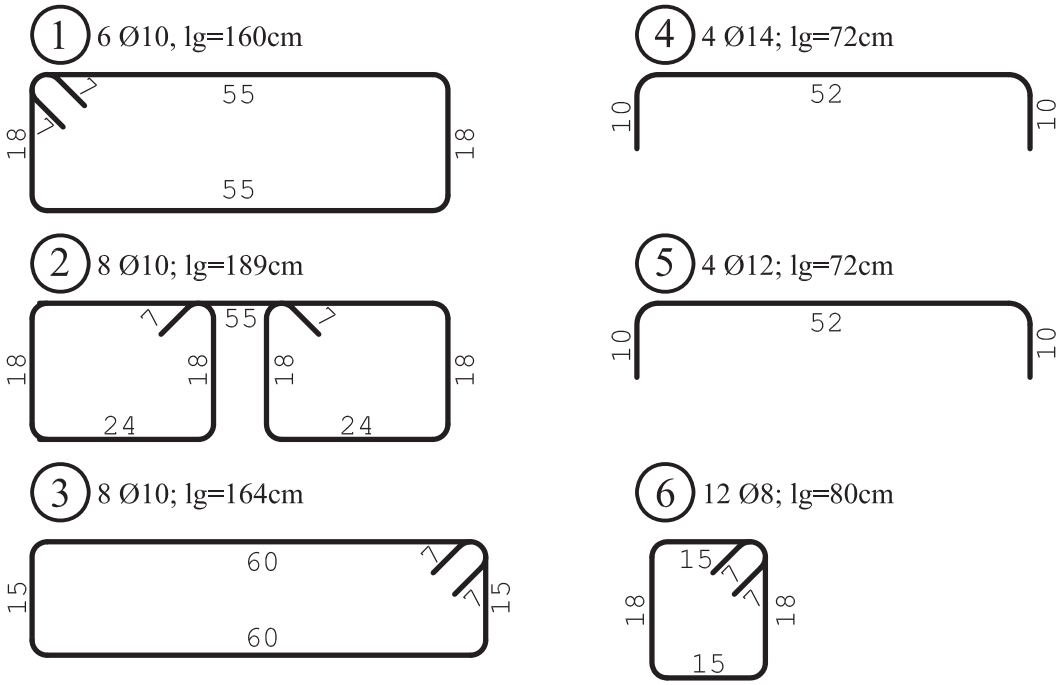


Abbildung B.7: Bewehrungsauszüge Versuchskörper *Typ A*

B.3 Schalungsplanung Versuchskörper Typ B

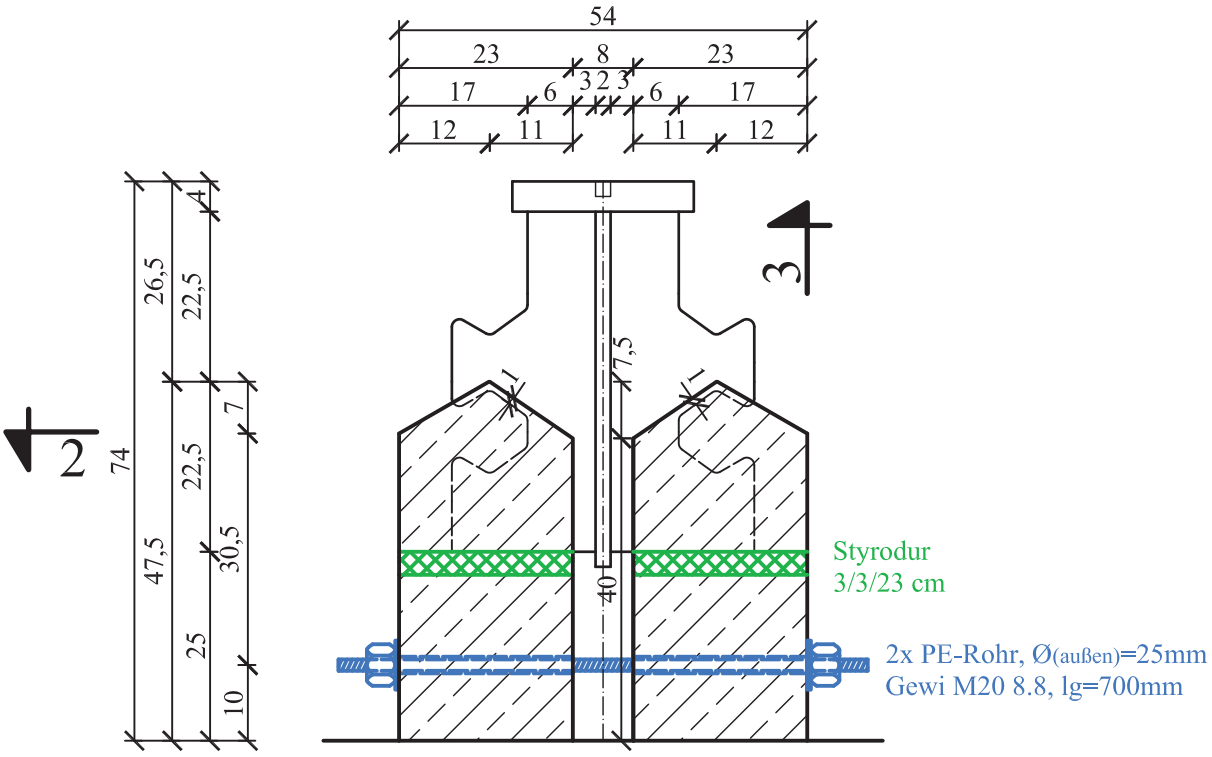


Abbildung B.8: Schalung Versuchskörper *Typ B*, Schnitt 1-1

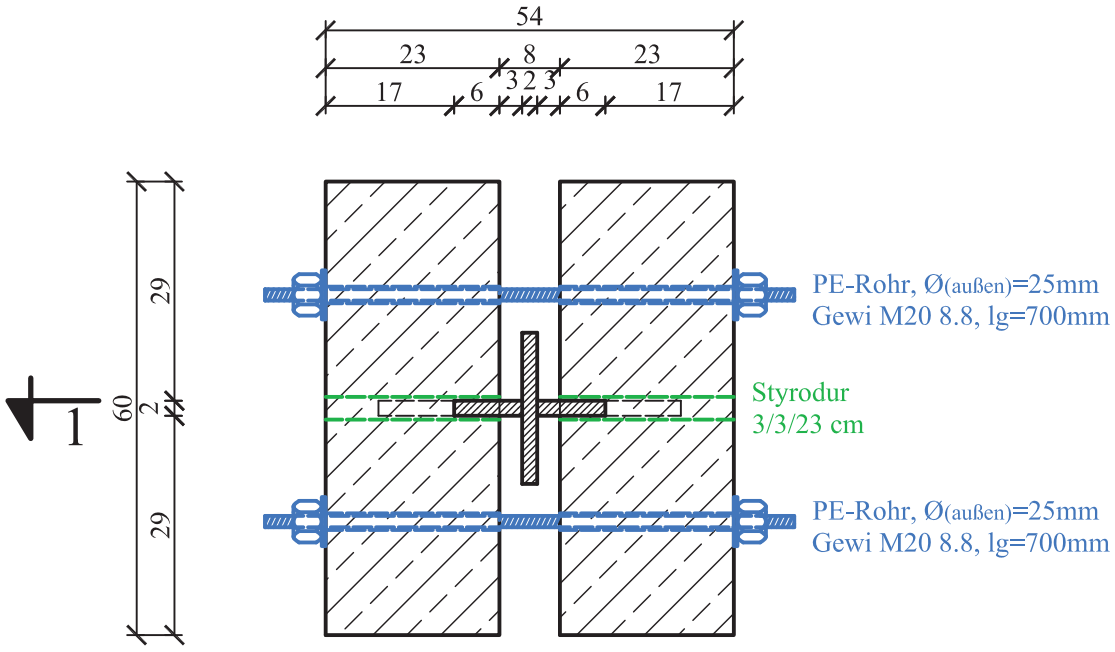


Abbildung B.9: Schalung Versuchskörper *Typ B*, Schnitt 2-2

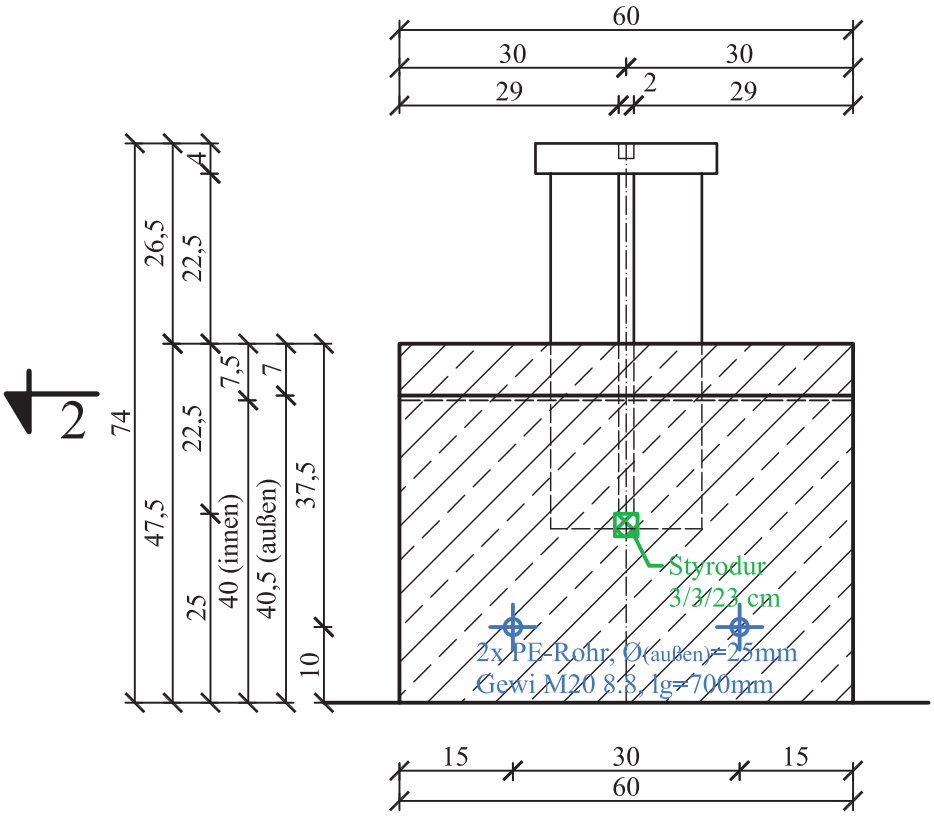


Abbildung B.10: Schalung Versuchskörper *Typ B*, Schnitt 3-3

B.4 Bewehrungsplanung Versuchskörper Typ B

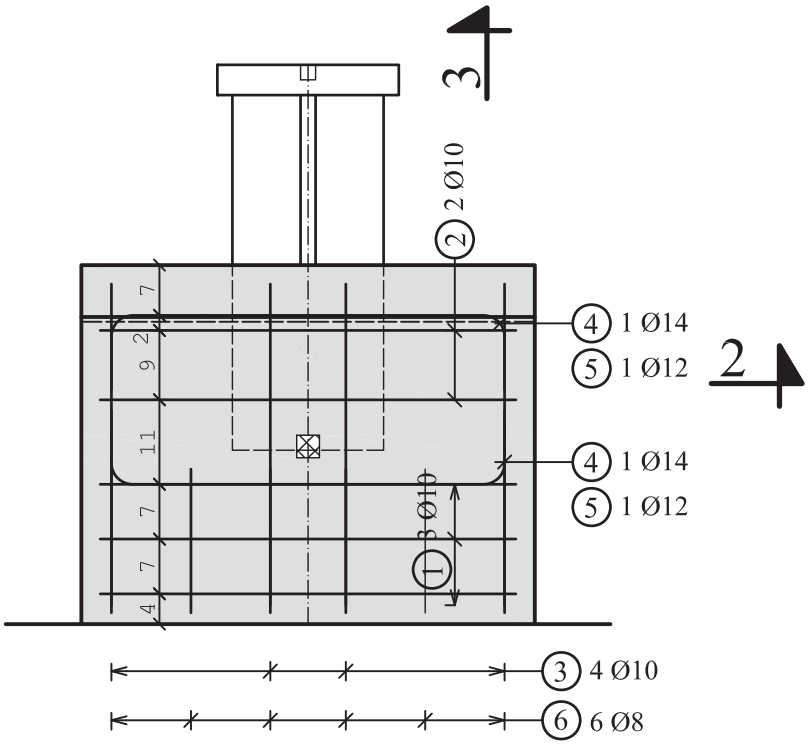


Abbildung B.11: Bewehrung Versuchskörper *Typ B*, Schnitt 1-1

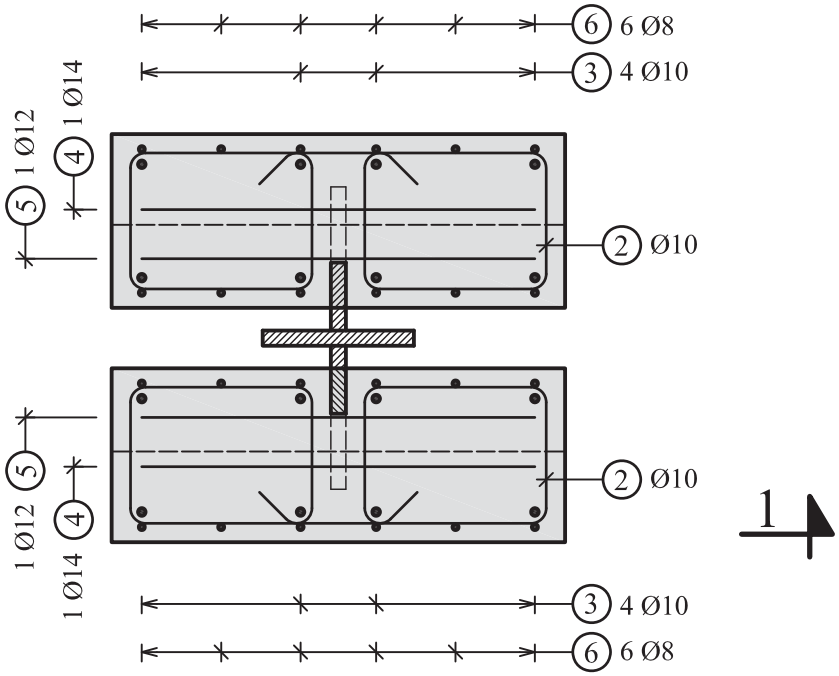


Abbildung B.12: Bewehrung Versuchskörper *Typ B*, Schnitt 2-2

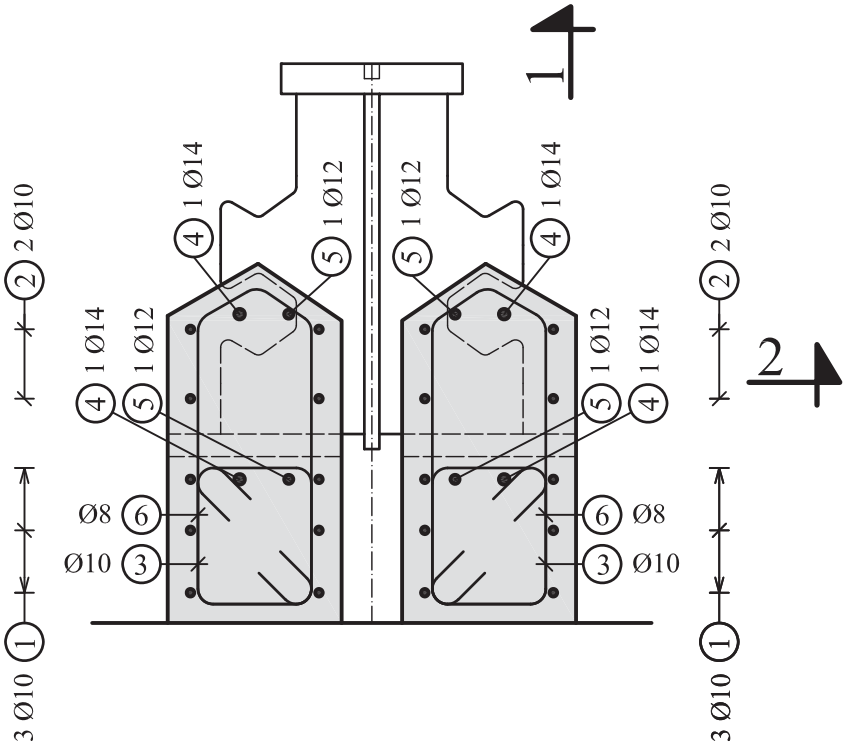


Abbildung B.13: Bewehrung Versuchskörper *Typ B*, Schnitt 3-3

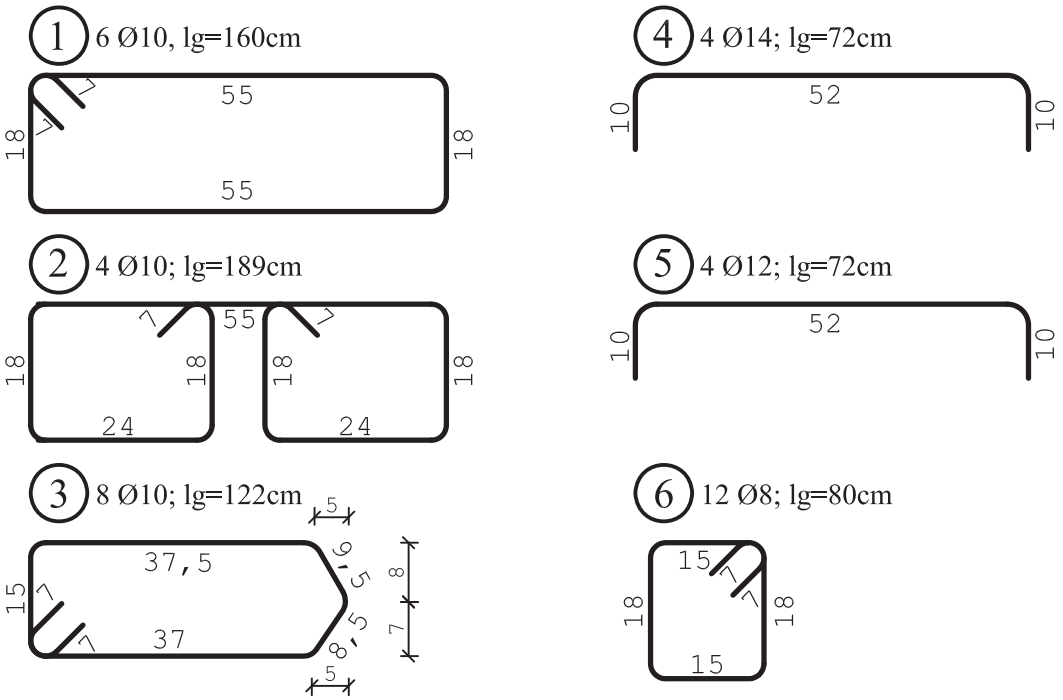


Abbildung B.14: Bewehrungsauszüge Versuchskörper *Typ B*

B.5 Stahlbauwerkstück

Das dargestellte Stahlbauwerkstück wurde für Versuchskörper *Typ A*, als auch für Versuchskörper *Typ B* verwendet und musste daher neun mal hergestellt werden.

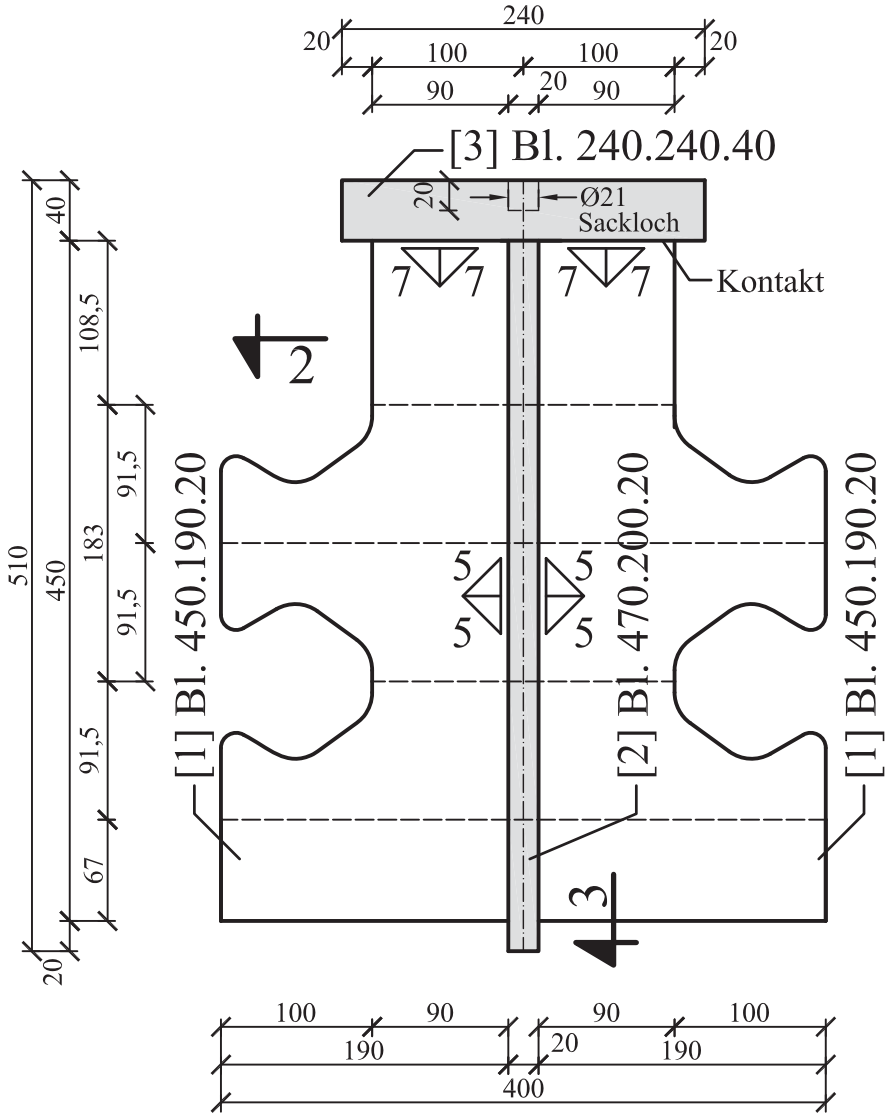


Abbildung B.15: Stahlbauwerkstück Schnitt 1-1 (Maßstab 1:5)

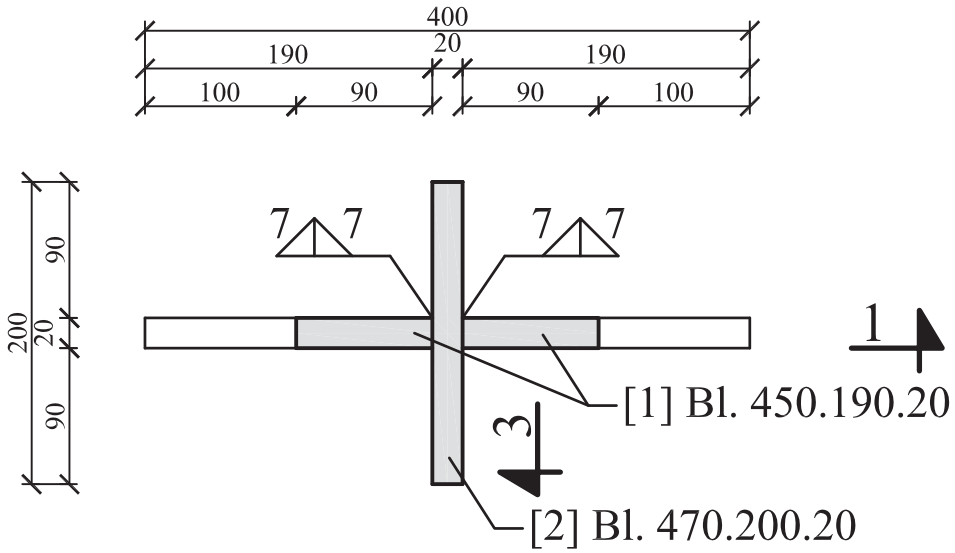


Abbildung B.16: Stahlbauwerkstück Schnitt 2-2 (Maßstab 1:5)

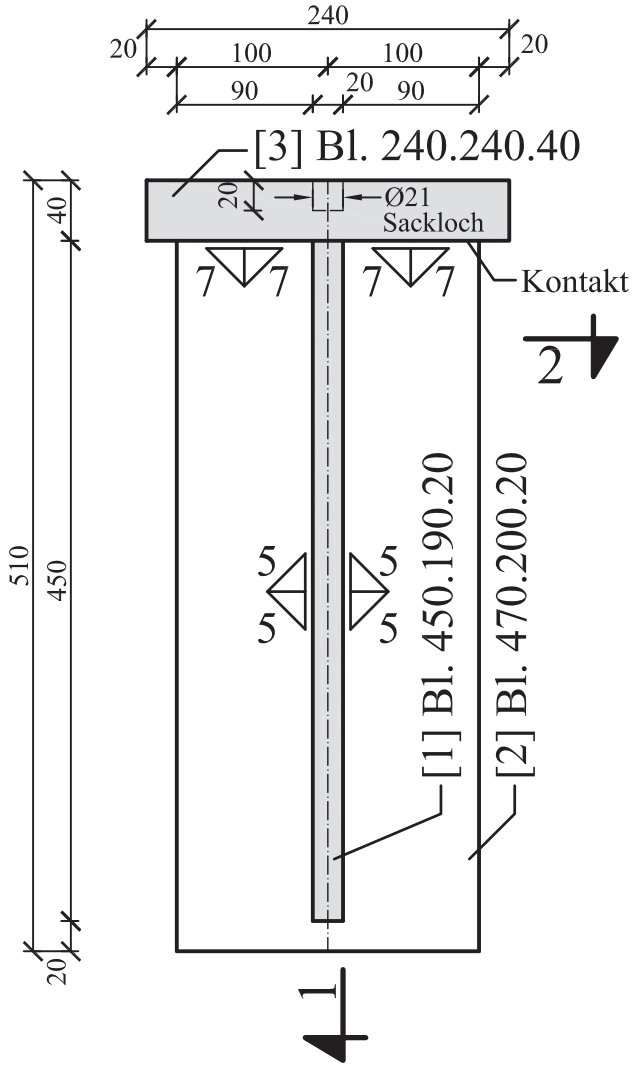


Abbildung B.17: Stahlbauwerkstück Schnitt 3-3 (Maßstab 1:5)

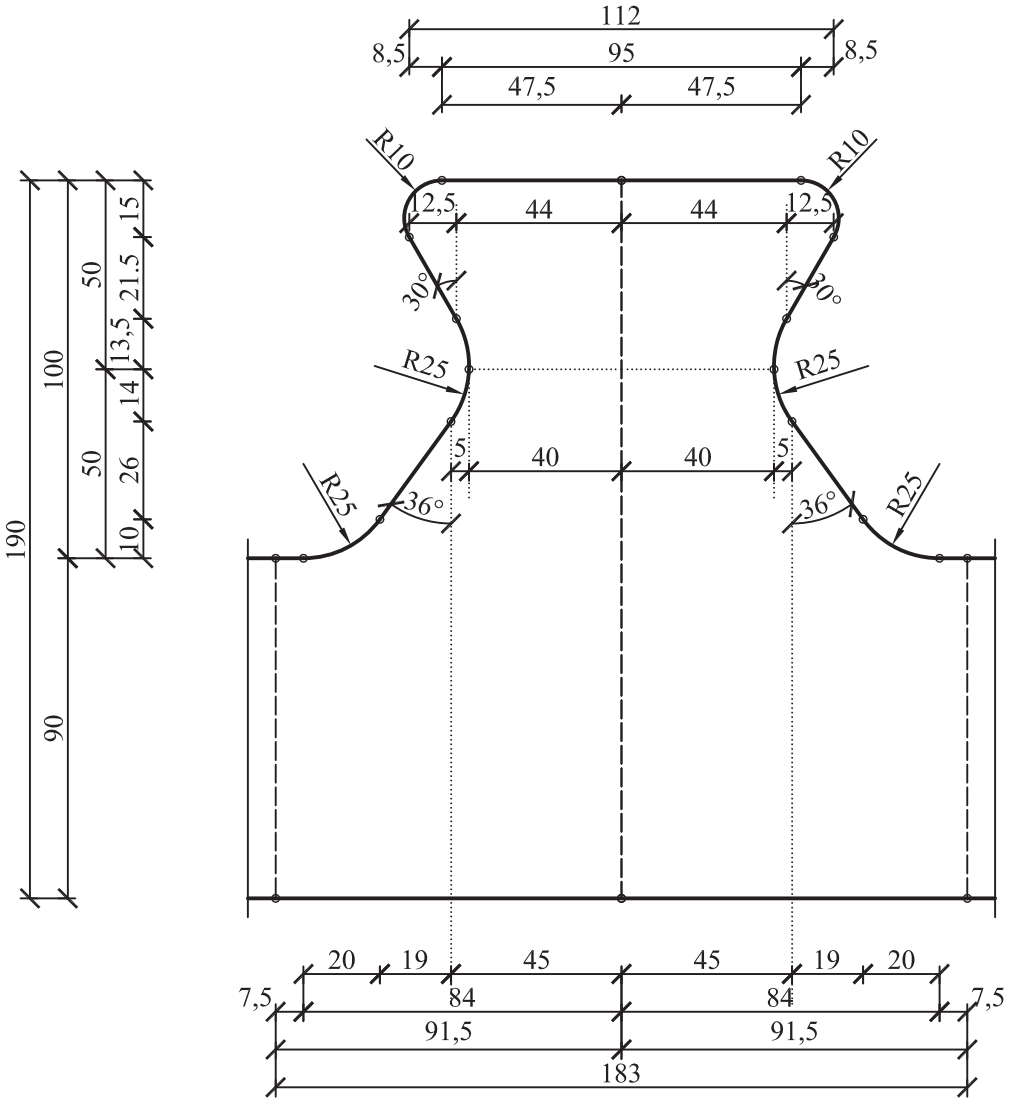


Abbildung B.18: Detail Dübelgeometrie (Maßstab 1:2)

Anhang C

Ergänzende Darstellungen zu den Lastmodellen nach Kap. 4.4

C.1 Allgemeines

In Kap. 4.4 wurde die Ableitung von Lastmodellen anhand des Modells *KrL-1_S355_C25_N3* der Parameterstudien demonstriert. Um zu zeigen, dass die beschriebene Vorgangsweise auch auf alle anderen untersuchten Modelle anwendbar ist, werden im Folgenden die entsprechenden Ergebniswerte angegeben.

Den Ausgangspunkt der Ergebnisdokumentation bildet die Darstellung der ermittelten Lastansätze. Die Festlegung der Lastmodelle erfolgt durch die an den Eckpunkten 1a bis 5b der Stahlzahnkante herrschenden Kontaktspannungen $\sigma_{M,ia}$, $\tau_{M,ia}$, $\sigma_{M,ib}$ und $\tau_{M,ia}$. Diese können gemäß Gl. 4.14 durch Multiplikation der angreifenden Schubkraft P mit einem Proportionalitätsfaktor k_σ bzw. k_τ berechnet werden. Die Faktoren wurden mit Hilfe von Gl. 4.13 bestimmt und werden im Folgenden für sämtliche Modelle angegeben. Weiters werden die aus *ABAQUS* entnommenen Kontaktspannungen den idealisierten Verläufen zufolge der Modellbildung gegenübergestellt.

Nach der Definition der Lastansätze folgt die Kontrolle der resultierenden Dübelbeanspruchungen. Die am Fuß des Dübels auftretenden Schnittgrößen werden zufolge der numerischen Berechnung mittels *ABAQUS* und auf Basis der gewählten Lastmodelle bestimmt. Dadurch können die verschiedenen Berechnungsmethoden verglichen und die verwendeten Lastmodelle verifiziert werden. Das eigentliche Ziel der vorliegenden Arbeit ist die Untersuchung der Ermüdungsfestigkeit der Kronendübelleiste. Zu diesem Zweck werden die Last-Kerbbeanspruchungsbeziehungen benötigt, die den Zusammenhang zwischen der äußeren Schubkraft und der Beanspruchung an der höchstbeanspruchten Stelle des Bauteils wiedergeben. Diese Last-Kerbbeanspruchungsbeziehungen aller untersuchten Modelle werden ebenfalls auf Basis beider Berechnungsansätze ermittelt und gegenübergestellt. Die Ergebnisse, die auf den Lastmodellen basieren, werden nachfolgend mit der Abkürzung „*KDK-RFEM*“ bezeichnet, während die *ABAQUS*-Ergebnisse mit der Kurzbezeichnung „*KDK-ABAQUS*“ versehen werden. Die Lastmodelle erlauben dabei eine wesentlich effizientere Berechnung, da anstelle der dreidimensionalen Erfassung des gesamten Bauteils, die ebene Modellierung der Dübelleiste ausreicht.

C.2 Modelle der Parameterstudie

C.2.1 Modell KrL – 1_S235_C25_N2

Lastansatz

Pkt.	1a	1b	2a	2b	3a	3b	4a	4b	5a	5b
k_σ	0.05	0.47	0.36	0.45	0.63	0.43	0.33	0.52	0.28	-0.09
k_τ	-0.05	0.07	0.11	0.12	-0.03	-0.17	-0.10	-0.16	-0.08	0.03

Tabelle C.1: Proportionalitätsfaktoren k_σ bzw. k_τ zur Spannungsermittlung

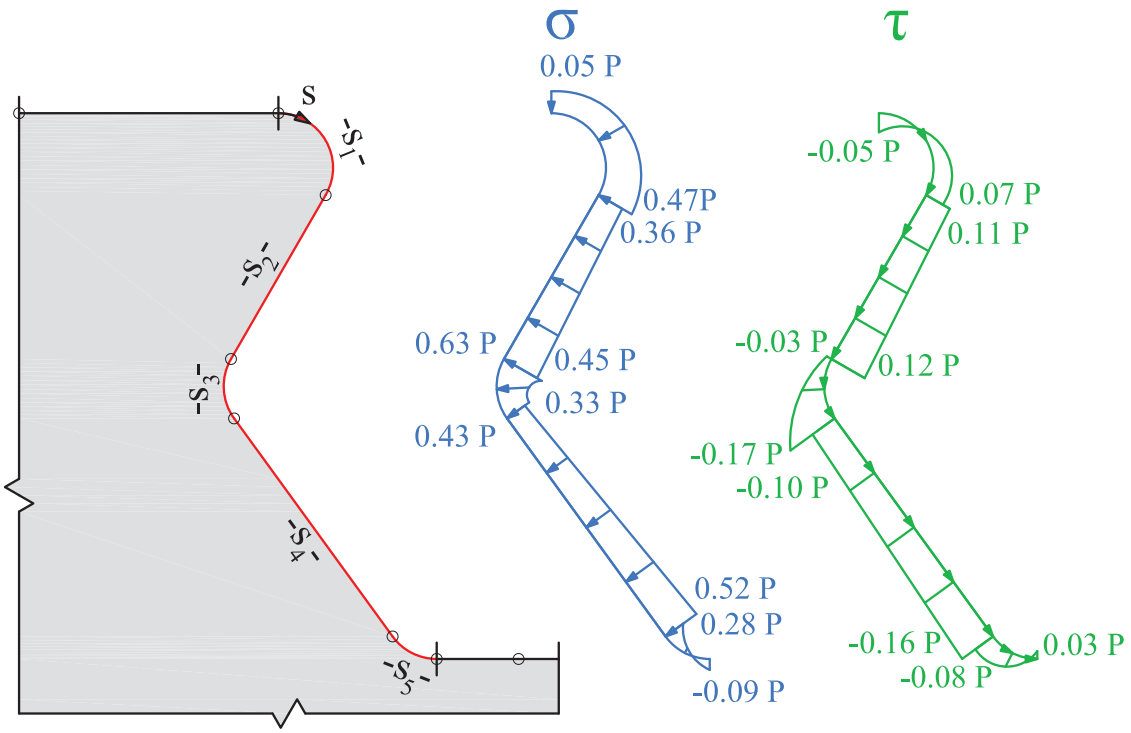


Abbildung C.1: Resultierender Lastansatz (Modell: *KrL-1_S235_C25_N2*)

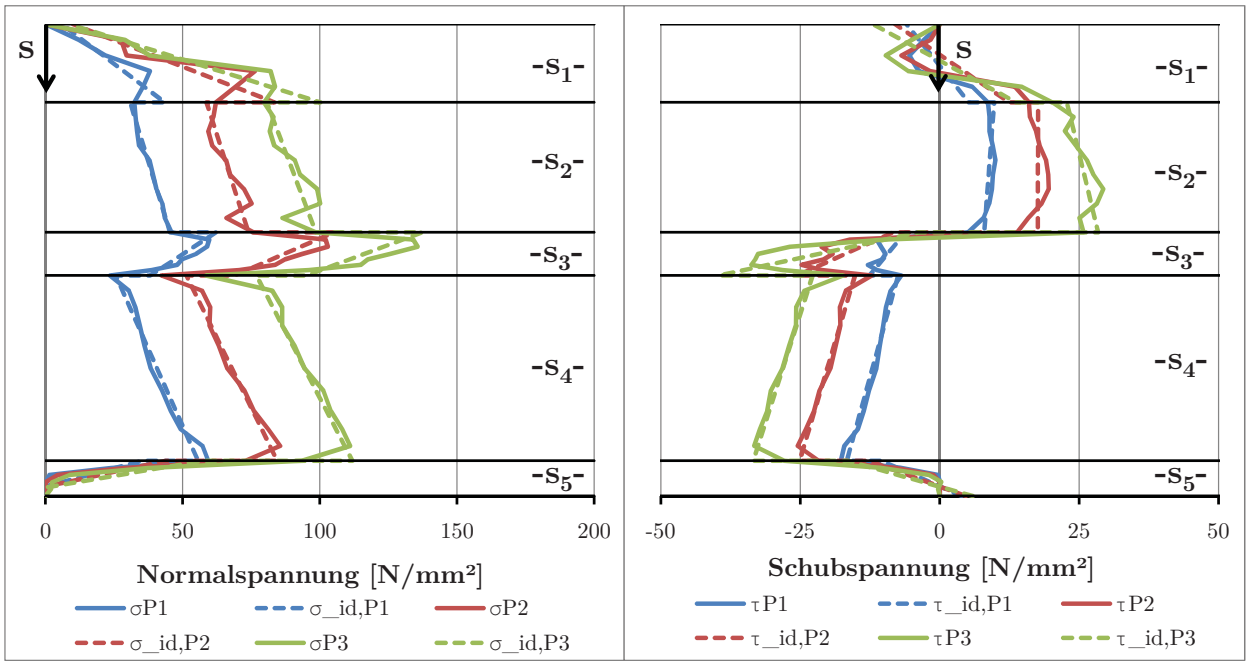


Abbildung C.2: Idealisierung der Kontaktspannungen (Modell: *KrL-1_S235_C25_N2*)

Kontrolle der resultierenden Dübelbeanspruchungen

Die Abweichung zwischen der analytisch ermittelten Querkraft $V_{Ed,LM}$ und der äußeren Schubkraft P beträgt 7%.

Last-stufe j	P_j [kN]	*FE*-Berechnung N_{Ed,NM_j} [kN]	*FE*-Berechnung V_{Ed,NM_j} [kN]	*FE*-Berechnung M_{Ed,NM_j} [kN]	Lastmodell N_{Ed,LM_j} [kN]	Lastmodell V_{Ed,LM_j} [kN]	Lastmodell M_{Ed,LM_j} [kNm]
1	96.9	-4.6	100.2	3.8	-8.5	90.1	3.7
2	165.8	-10.6	166.8	6.8	-14.5	154.1	6.3
3	216.7	-15.8	220.6	8.6	-18.9	201.4	8.3

Tabelle C.2: Resultierende Dübelbeanspruchungen (Modell: *KrL-1_S235_C25_N2*)

Vergleich der Last-Kerbbeanspruchungsbeziehungen

Die Kerbbeanspruchungen die auf Basis des gewählten Lastmodells mit Hilfe von *RFEM* ermittelt wurden sind in Tab. C.3 aufgelistet. Die Übereinstimmung der analytischen und numerischen Berechnungsergebnisse wird in Abb. C.3 veranschaulicht.

Laststufe j	P_j [kN]	σ_{1_j} [N/mm²]	σ_{V_j} [N/mm²]	ε_{1_j} [1]	ε_{V_j} [1]
1	96.9	185	190	$1.23 \cdot 10^{-3}$	$1.20 \cdot 10^{-3}$
2	165.8	243	244	$3.11 \cdot 10^{-3}$	$3.07 \cdot 10^{-3}$
3	216.7	266	251	$5.15 \cdot 10^{-3}$	$5.13 \cdot 10^{-3}$

Tabelle C.3: Kerbbeanspruchungen zufolge von *RFEM* (Modell: *KrL-1_S235_C25_N2*)

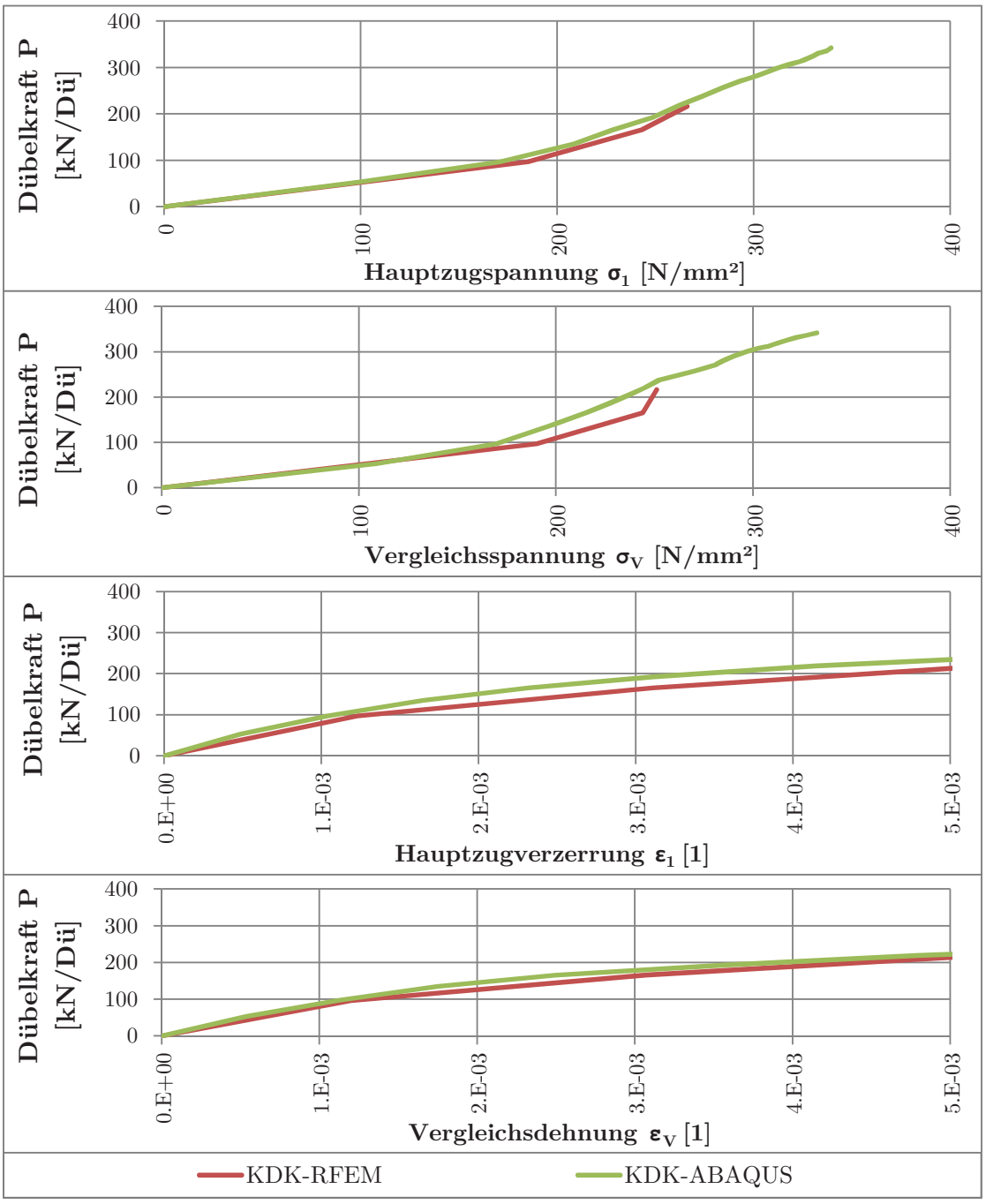


Abbildung C.3: Last-Kerbbeanspruchungsbeziehungen (Modell: *KrL-1_S235_C25_N2*)

C.2.2 Modell KrL – 1_S235_C25_N3

Lastansatz

Pkt.	1a	1b	2a	2b	3a	3b	4a	4b	5a	5b
k_σ	0.12	0.48	0.38	0.47	0.58	0.17	0.40	0.47	0.04	-0.02
k_τ	-0.09	0.09	0.15	0.06	0.11	-0.13	-0.12	-0.14	-0.01	0.00

Tabelle C.4: Proportionalitätsfaktoren k_σ bzw. k_τ zur Spannungsermittlung

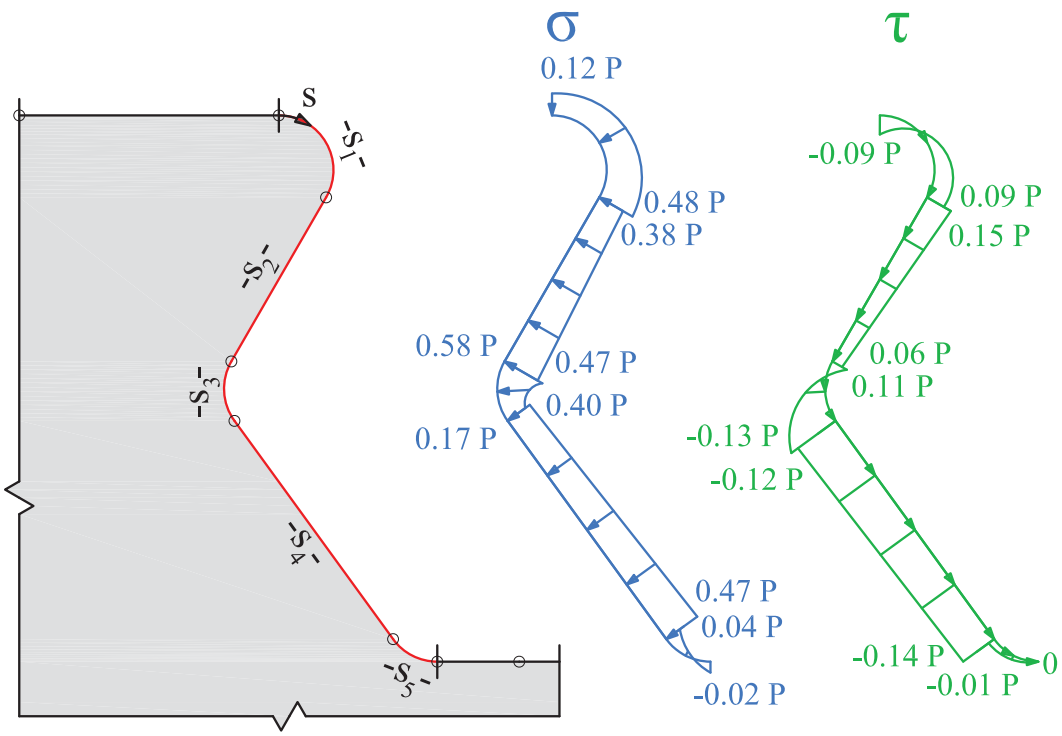


Abbildung C.4: Resultierender Lastansatz (Modell: *KrL-1_S235_C25_N3*)

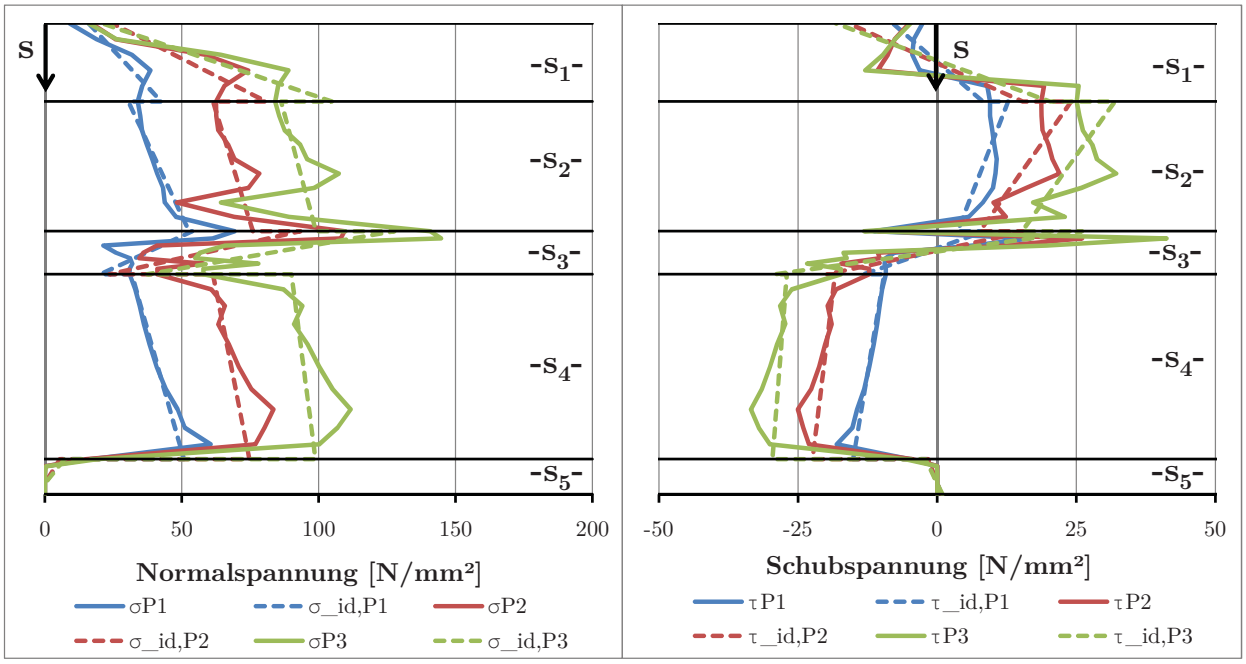


Abbildung C.5: Idealisierung der Kontaktspannungen (Modell: *KrL-1_S235_C25_N3*)

Kontrolle der resultierenden Dübelbeanspruchungen

Die Abweichung zwischen der analytisch ermittelten Querkraft $V_{Ed,LM}$ und der äußeren Schubkraft P beträgt 9%.

Last-stufe j	P_j [kN]	*FE*-Berechnung N_{Ed,NM_j} [kN]	*FE*-Berechnung V_{Ed,NM_j} [kN]	*FE*-Berechnung M_{Ed,NM_j} [kN]	Lastmodell N_{Ed,LM_j} [kN]	Lastmodell V_{Ed,LM_j} [kN]	Lastmodell M_{Ed,LM_j} [kNm]
1	96.8	4.2	101.6	3.9	-9.1	88.4	3.8
2	162.8	10.8	168.6	6.9	-15.2	148.8	6.4
3	215.1	15.8	223.2	8.8	-20.1	196.5	8.4

Tabelle C.5: Resultierende Dübelbeanspruchungen (Modell: *KrL-1_S235_C25_N3*)

Vergleich der Last-Kerbbeanspruchungsbeziehungen

Die Kerbbeanspruchungen die auf Basis des gewählten Lastmodells mit Hilfe von *RFEM* ermittelt wurden sind in Tab. C.6 aufgelistet. Die Gegenüberstellung der analytischen und numerischen Berechnungsergebnisse erfolgt in Abb. C.6.

Laststufe j	P_j [kN]	σ_{1_j} [N/mm²]	σ_{V_j} [N/mm²]	ε_{1_j} [1]	ε_{V_j} [1]
1	96.8	182	179	$1.24 \cdot 10^{-3}$	$1.22 \cdot 10^{-3}$
2	162.8	235	223	$2.85 \cdot 10^{-3}$	$2.84 \cdot 10^{-3}$
3	215.1	261	240	$4.85 \cdot 10^{-3}$	$4.86 \cdot 10^{-3}$

Tabelle C.6: Kerbbeanspruchungen zufolge von *RFEM* (Modell: *KrL-1_S235_C25_N3*)

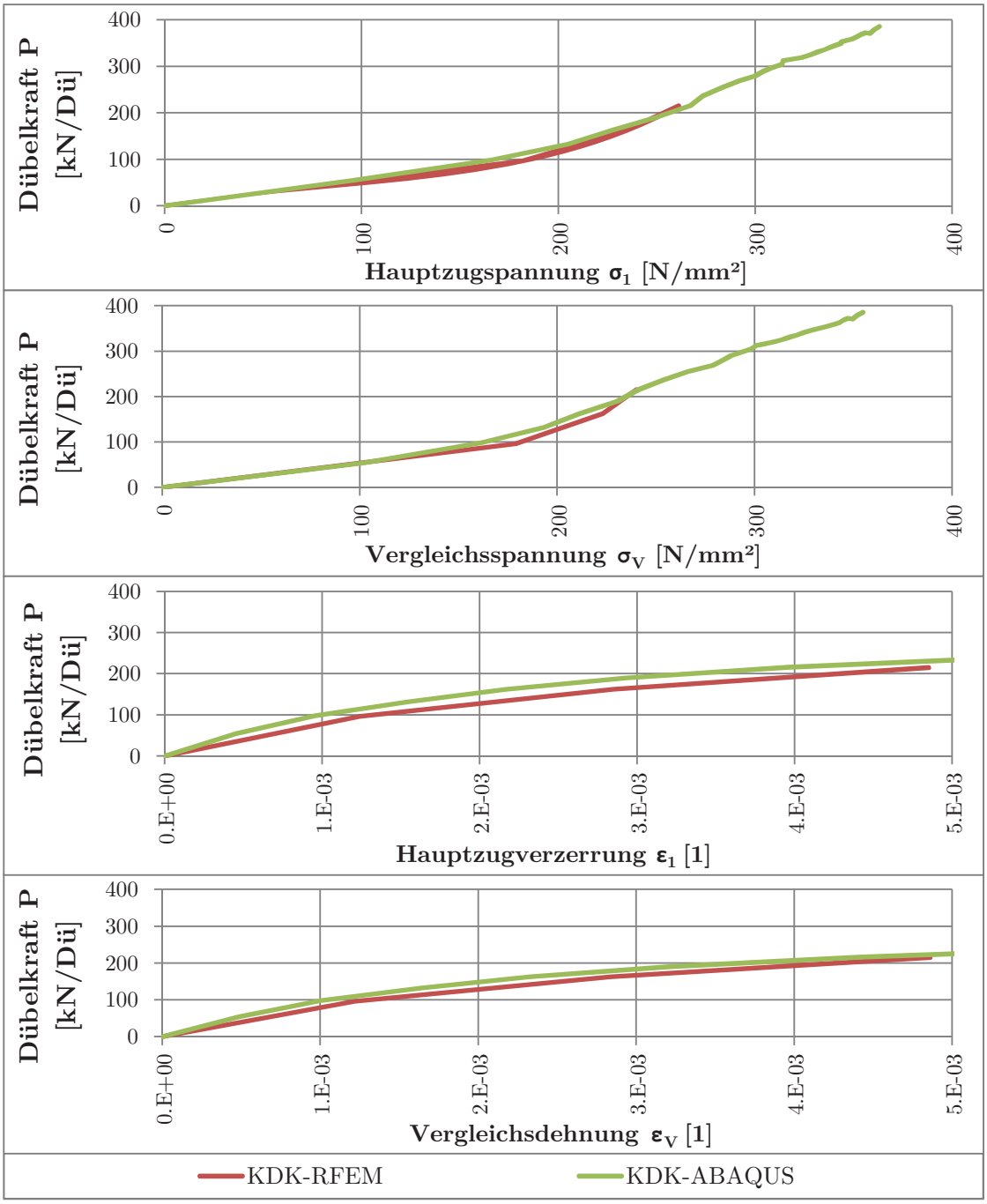


Abbildung C.6: Last-Kerbbeanspruchungsbeziehungen (Modell: *KrL-1_S235_C25_N3*)

C.2.3 Modell KrL – 1_S235_C40_N2

Lastansatz

Pkt.	1a	1b	2a	2b	3a	3b	4a	4b	5a	5b
k_σ	0.06	0.44	0.32	0.46	0.64	0.44	0.32	0.56	0.30	-0.11
k_τ	-0.06	0.08	0.10	0.13	-0.02	-0.19	-0.10	-0.17	-0.09	0.03

Tabelle C.7: Proportionalitätsfaktoren k_σ bzw. k_τ zur Spannungsermittlung

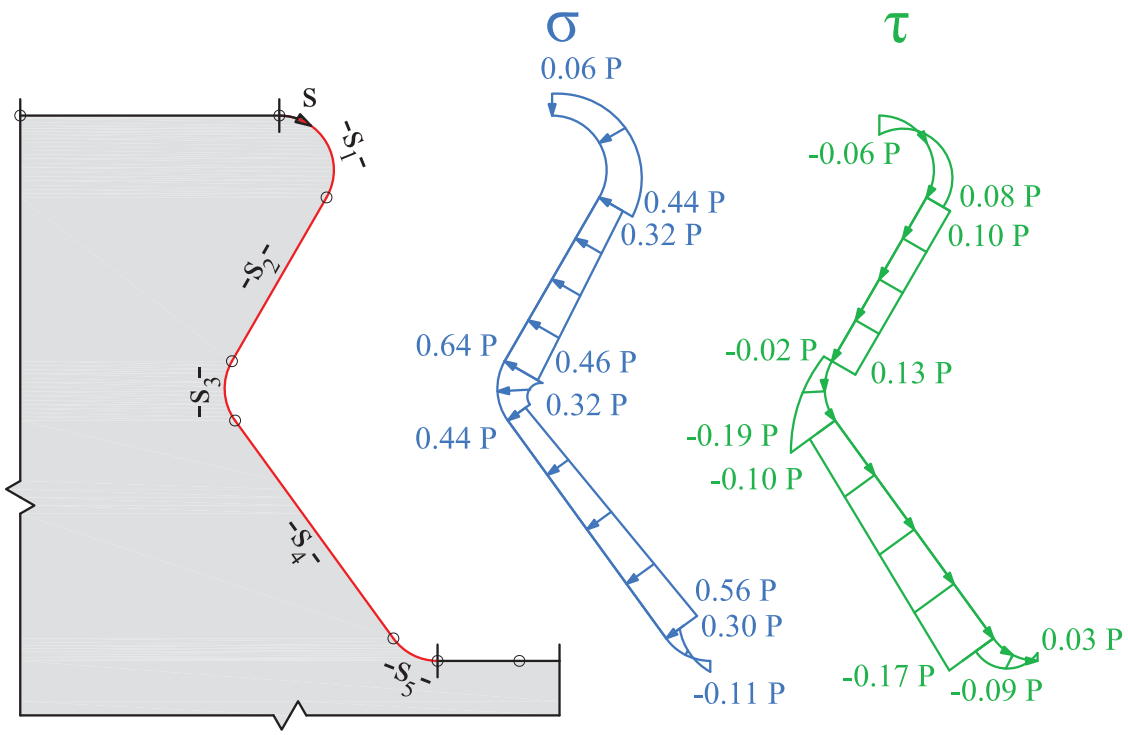


Abbildung C.7: Resultierender Lastansatz (Modell: *KrL-1_S235_C40_N2*)

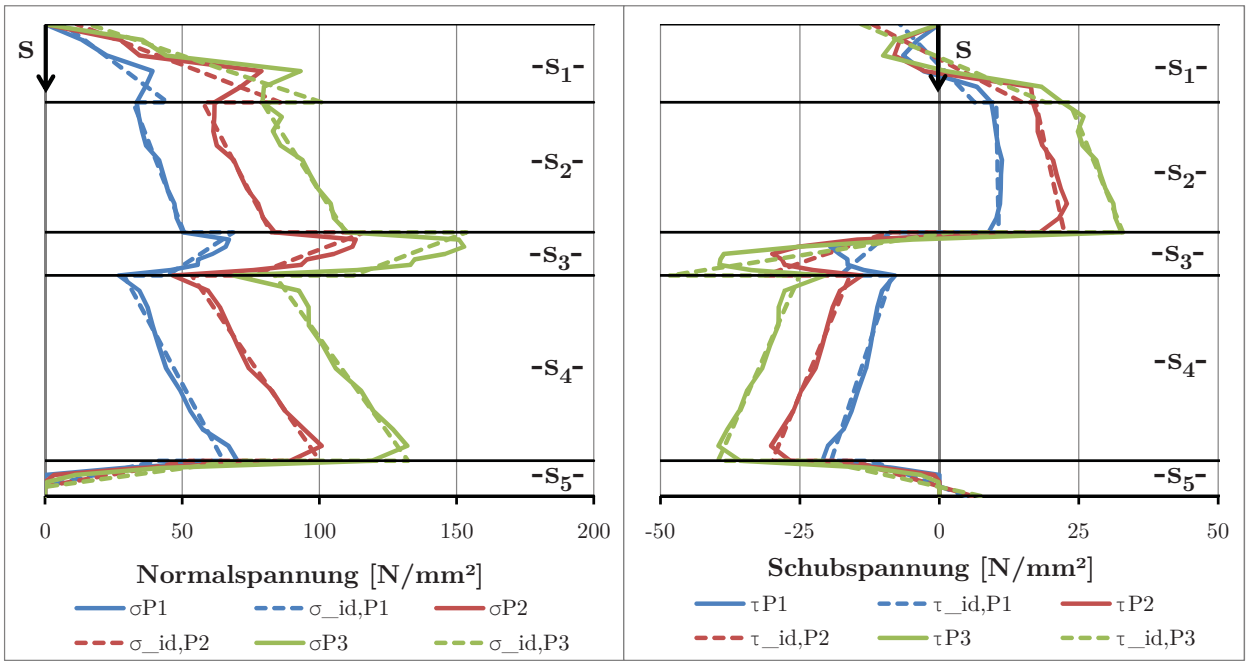


Abbildung C.8: Idealisierung der Kontaktspannungen (Modell: *KrL-1_S235_C40_N2*)

Kontrolle der resultierenden Dübelbeanspruchungen

Die Abweichung zwischen der analytisch ermittelten Querkraft $V_{Ed,LM}$ und der äußeren Schubkraft P beträgt 7%.

Last-stufe j	P_j [kN]	*FE*-Berechnung N_{Ed,NM_j} [kN]	*FE*-Berechnung V_{Ed,NM_j} [kN]	*FE*-Berechnung M_{Ed,NM_j} [kN]	Lastmodell N_{Ed,LM_j} [kN]	Lastmodell V_{Ed,LM_j} [kN]	Lastmodell M_{Ed,LM_j} [kNm]
1	109.1	5.4	106.0	4.0	-10.9	101.7	4.0
2	181.2	13.0	177.6	6.9	-18.1	168.8	6.6
3	240.8	19.0	235.4	8.6	-24.0	224.4	8.8

Tabelle C.8: Resultierende Dübelbeanspruchungen (Modell: *KrL-1_S235_C40_N2*)

Vergleich der Last-Kerbbeanspruchungsbeziehungen

Die Kerbbeanspruchungen die auf Basis des gewählten Lastmodells mit Hilfe von *RFEM* ermittelt wurden sind in Tab. C.9 aufgelistet. Der Vergleich der analytischen und numerischen Berechnungsergebnisse erfolgt in Abb. C.9. Für Laststufe 3 konnte mittels *RFEM* auf Grund von Konvergenzproblemen keine Ergebnis bestimmt werden.

Laststufe j	P_j [kN]	σ_{1_j} [N/mm²]	σ_{V_j} [N/mm²]	ε_{1_j} [1]	ε_{V_j} [1]
1	109.1	200	198	$1.48 \cdot 10^{-3}$	$1.45 \cdot 10^{-3}$
2	181.2	253	252	$3.71 \cdot 10^{-3}$	$3.68 \cdot 10^{-3}$
3	240.8	-	-	-	-

Tabelle C.9: Kerbbeanspruchungen zufolge von *RFEM* (Modell: *KrL-1_S235_C40_N2*)

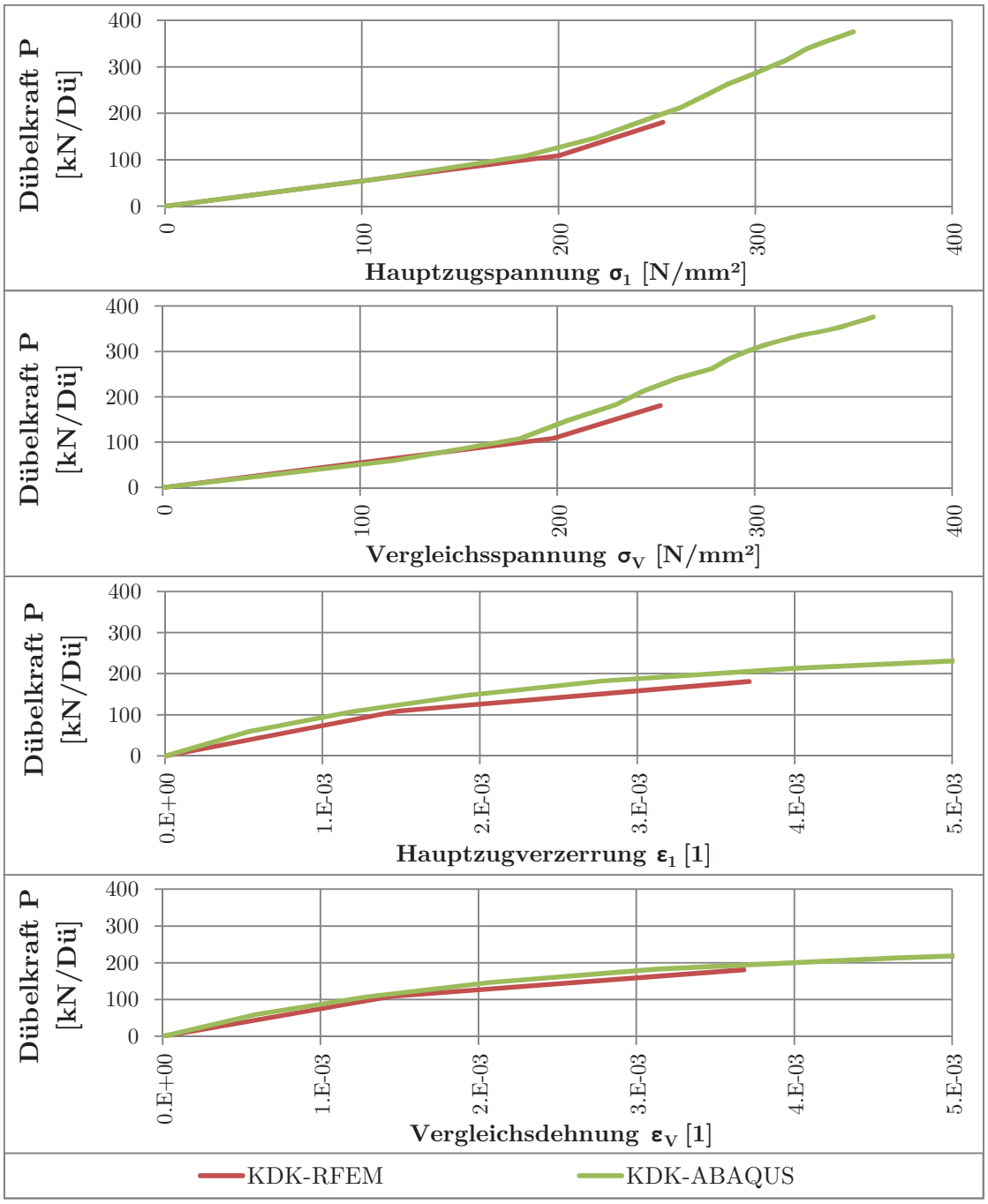


Abbildung C.9: Last-Kerbbeanspruchungsbeziehungen (Modell: *KrL-1_S235_C40_N2*)

C.2.4 Modell KrL – 1_S235_C40_N3

Lastansatz

Pkt.	1a	1b	2a	2b	3a	3b	4a	4b	5a	5b
k_σ	0.15	0.44	0.33	0.52	0.66	0.19	0.40	0.49	0.03	-0.01
k_τ	-0.08	0.09	0.13	0.05	0.04	-0.11	-0.12	-0.15	-0.01	0.00

Tabelle C.10: Proportionalitätsfaktoren k_σ bzw. k_τ zur Spannungsermittlung

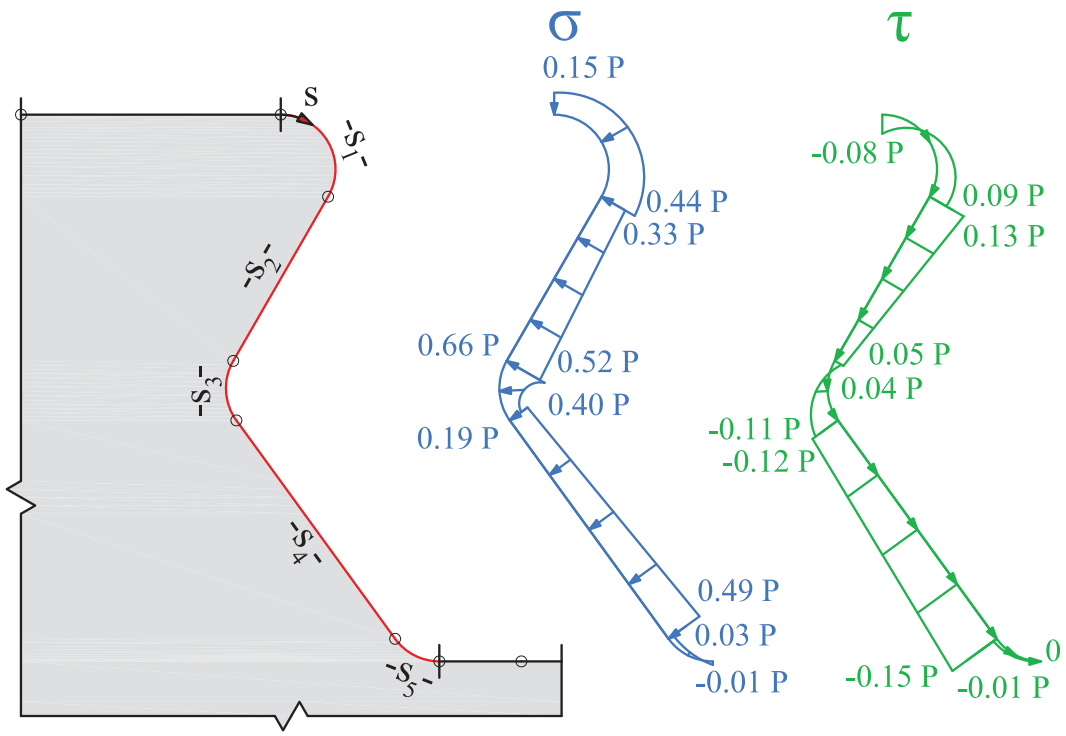


Abbildung C.10: Resultierender Lastansatz (Modell: *KrL-1_S235_C40_N3*)

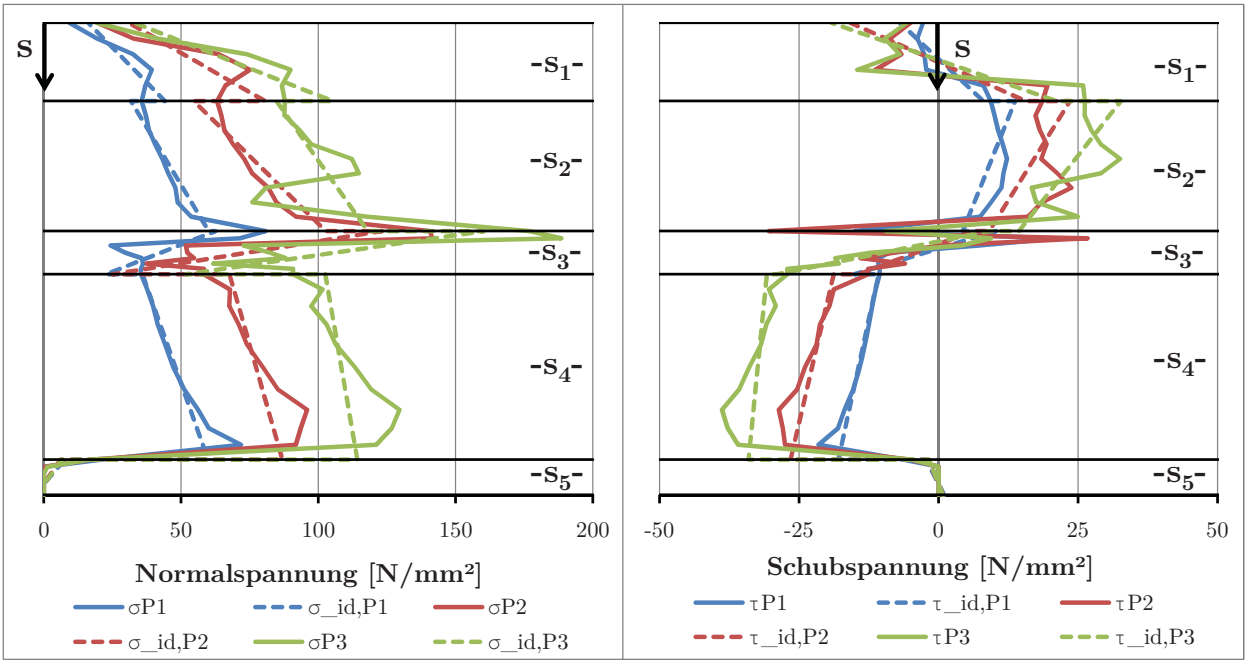


Abbildung C.11: Idealisierung der Kontaktspannungen (Modell: *KrL-1_S235_C40_N3*)

Kontrolle der resultierenden Dübelbeanspruchungen

Die Abweichung zwischen der analytisch ermittelten Querkraft $V_{Ed,LM}$ und der äußeren Schubkraft P beträgt 8%.

Last-stufe j	P_j [kN]	*FE*-Berechnung N_{Ed,NM_j} [kN]	*FE*-Berechnung V_{Ed,NM_j} [kN]	*FE*-Berechnung M_{Ed,NM_j} [kN]	Lastmodell N_{Ed,LM_j} [kN]	Lastmodell V_{Ed,LM_j} [kN]	Lastmodell M_{Ed,LM_j} [kNm]
1	107.6	5.6	105.2	4.0	-9.6	99.4	4.2
2	182.8	14.0	174.2	6.9	-16.4	168.8	7.1
3	238.9	20.0	233.8	8.8	-21.4	220.6	9.3

Tabelle C.11: Resultierende Dübelbeanspruchungen (Modell: *KrL-1_S235_C40_N3*)

Vergleich der Last-Kerbbeanspruchungsbeziehungen

Die Kerbbeanspruchungen die auf Basis des gewählten Lastmodells mit Hilfe von *RFEM* ermittelt wurden sind in Tab. C.12 aufgelistet. Die Übereinstimmung der analytischen und numerischen Berechnungsergebnisse wird in Abb. C.12 veranschaulicht. Für Laststufe 3 liegen aufgrund von Konvergenzproblemen keine *RFEM*-Ergebnisse vor.

Laststufe j	P_j [kN]	σ_{1_j} [N/mm²]	σ_{V_j} [N/mm²]	ε_{1_j} [1]	ε_{V_j} [1]
1	107.6	195	192	$1.45 \cdot 10^{-3}$	$1.43 \cdot 10^{-3}$
2	182.8	249	230	$3.57 \cdot 10^{-3}$	$3.56 \cdot 10^{-3}$
3	-	-	-	-	-

Tabelle C.12: Kerbbeanspruchungen zufolge von *RFEM* (Modell: *KrL-1_S235_C40_N3*)

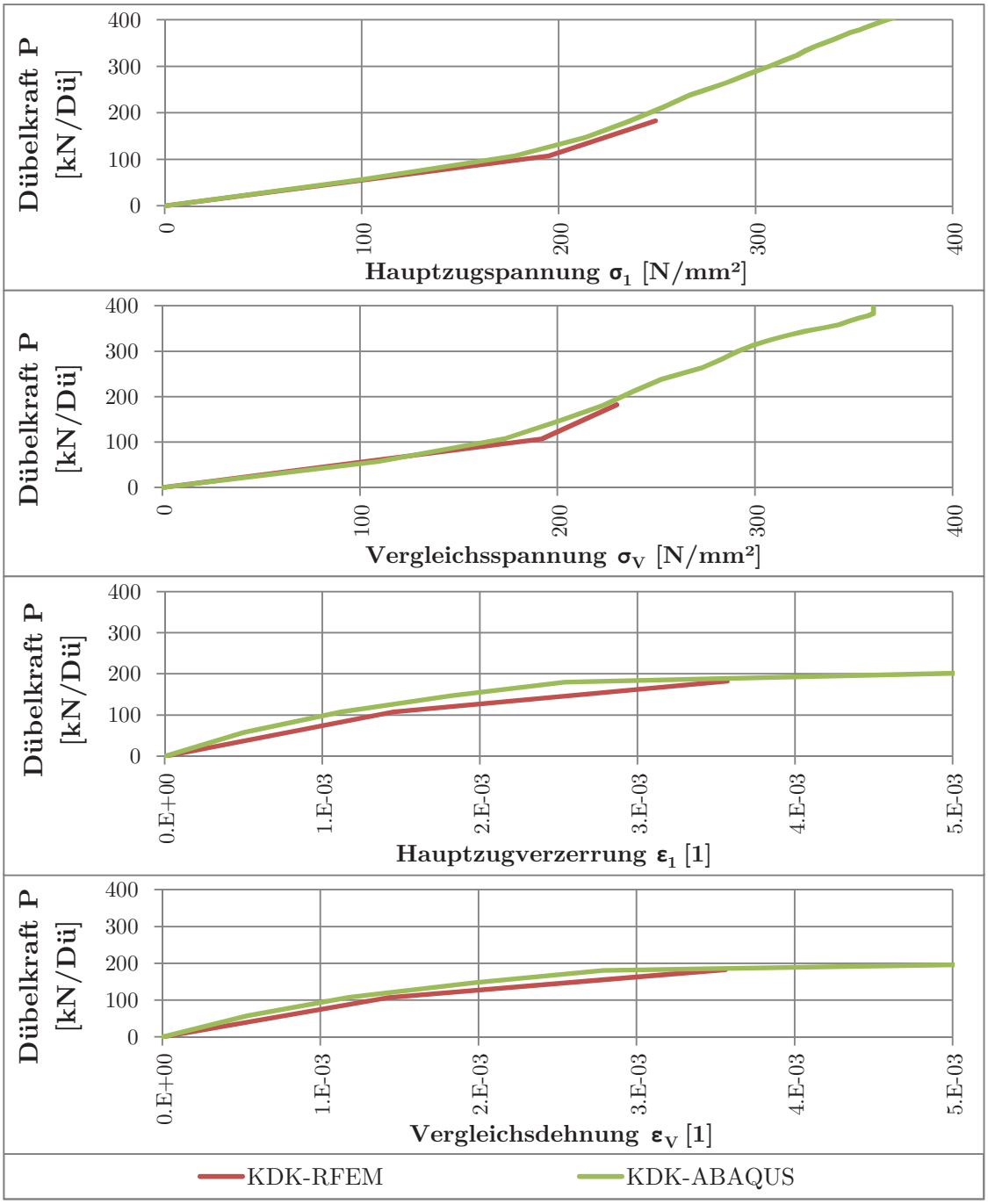


Abbildung C.12: Last-Kerbbeanspruchungsbeziehungen (Modell: *KrL-1_S235_C40_N3*)

C.2.5 Modell KrL – 1_S355_C25_N2

Lastansatz

Pkt.	1a	1b	2a	2b	3a	3b	4a	4b	5a	5b
k_σ	0.04	0.48	0.37	0.44	0.62	0.41	0.32	0.50	0.26	-0.09
k_τ	-0.03	0.04	0.09	0.11	-0.02	-0.16	-0.09	-0.15	-0.08	0.03

Tabelle C.13: Proportionalitätsfaktoren k_σ bzw. k_τ zur Spannungsermittlung

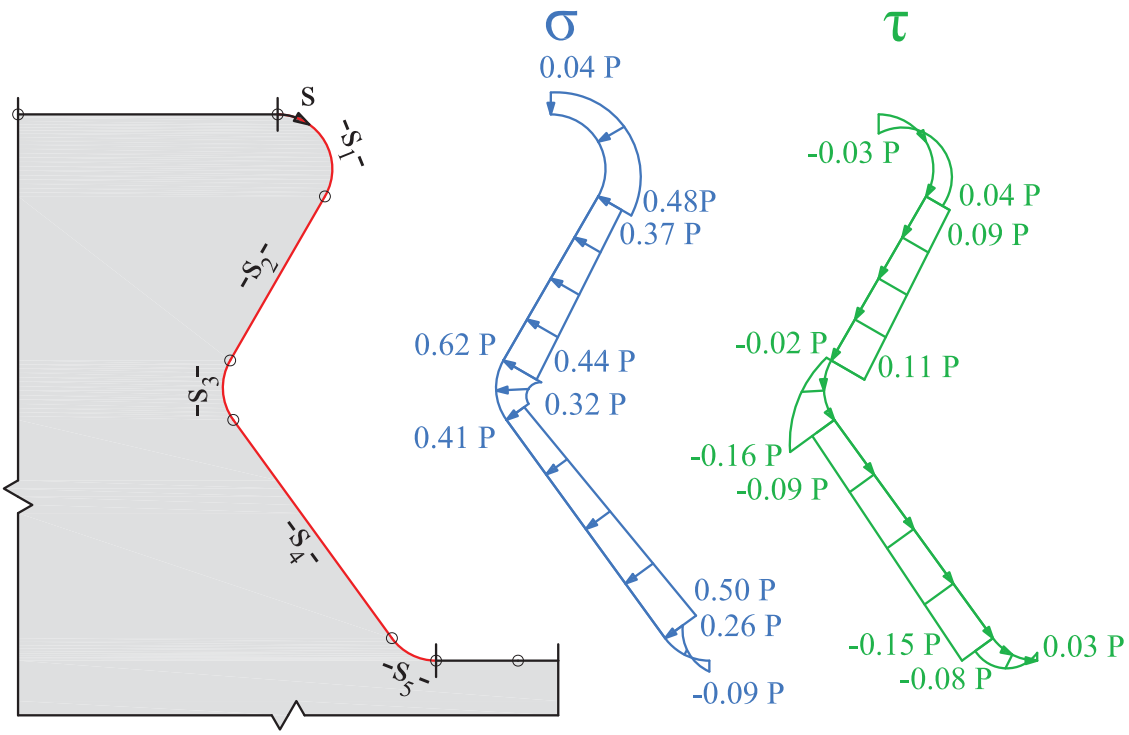


Abbildung C.13: Resultierender Lastansatz (Modell: *KrL-1_S355_C25_N2*)

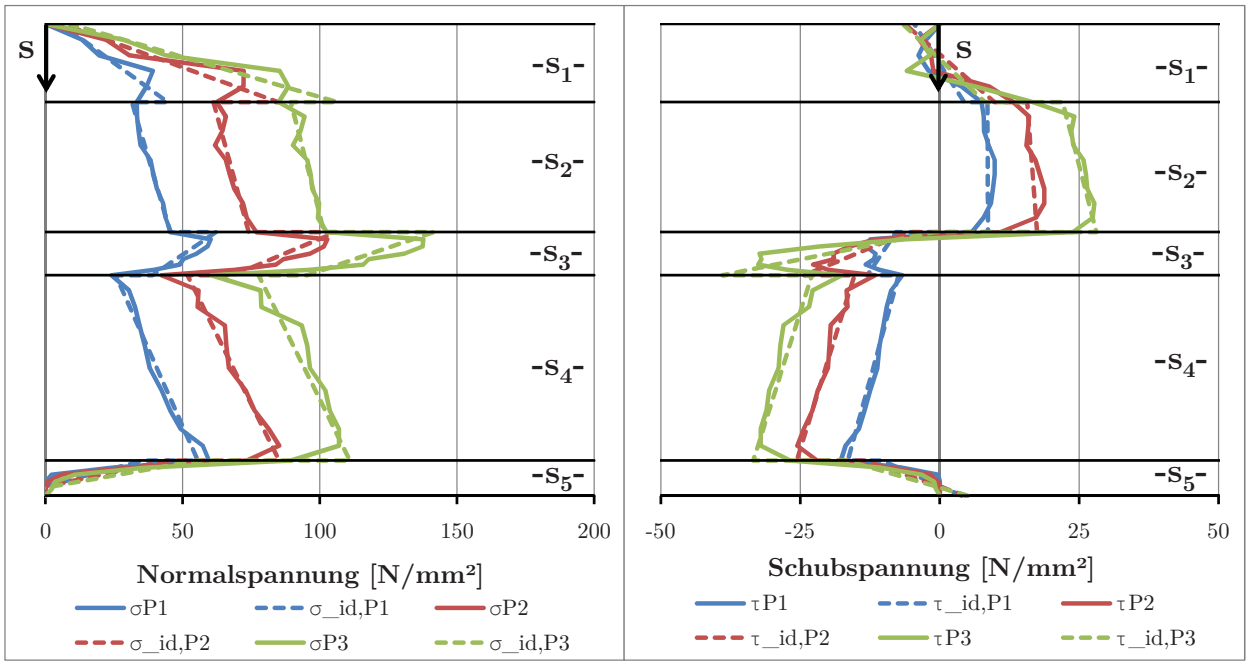


Abbildung C.14: Idealisierung der Kontaktspannungen (Modell: *KrL-1_S355_C25_N2*)

Kontrolle der resultierenden Dübelbeanspruchungen

Die Abweichung zwischen der analytisch ermittelten Querkraft $V_{Ed,LM}$ und der äußeren Schubkraft P beträgt 10%.

Last-stufe j	P_j [kN]	*FE*-Berechnung N_{Ed,NM_j} [kN]	*FE*-Berechnung V_{Ed,NM_j} [kN]	*FE*-Berechnung M_{Ed,NM_j} [kN]	Lastmodell N_{Ed,LM_j} [kN]	Lastmodell V_{Ed,LM_j} [kN]	Lastmodell M_{Ed,LM_j} [kNm]
1	97.4	5.2	95.4	3.8	-7.3	88.4	3.7
2	168.3	11.4	164.4	6.9	-12.7	152.8	6.4
3	229.4	15.6	224.4	9.4	-17.2	208.3	8.7

Tabelle C.14: Resultierende Dübelbeanspruchungen (Modell: *KrL-1_S355_C25_N2*)

Vergleich der Last-Kerbbeanspruchungsbeziehungen

Die Kerbbeanspruchungen die auf Basis des gewählten Lastmodells mit Hilfe von *RFEM* ermittelt wurden sind in Tab. C.15 aufgelistet. Den Vergleich der analytischen und numerischen Berechnungsergebnisse zeigt Abb. C.15.

Laststufe j	P_j [kN]	σ_{1_j} [N/mm²]	σ_{V_j} [N/mm²]	ε_{1_j} [1]	ε_{V_j} [1]
1	97.4	203	213	$1.07 \cdot 10^{-3}$	$1.05 \cdot 10^{-3}$
2	168.3	300	312	$2.22 \cdot 10^{-3}$	$2.17 \cdot 10^{-3}$
3	229.4	351	356	$3.76 \cdot 10^{-3}$	$3.71 \cdot 10^{-3}$

Tabelle C.15: Kerbbeanspruchungen zufolge von *RFEM* (Modell: *KrL-1_S355_C25_N2*)

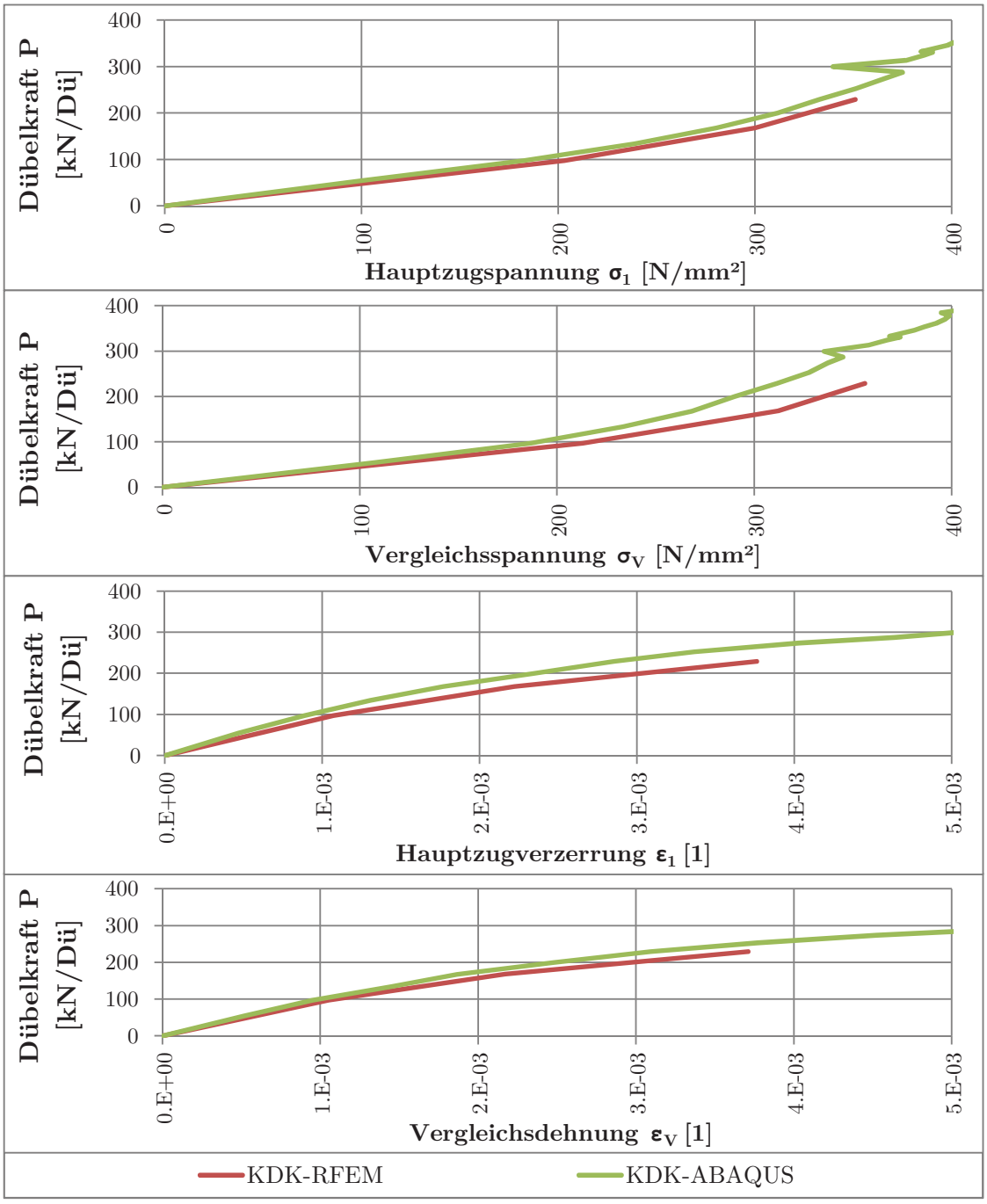


Abbildung C.15: Last-Kerbbeanspruchungsbeziehungen (Modell: *KrL-1_S355_C25_N2*)

C.2.6 Modell KrL – 1_S355_C25_N3

Lastansatz

Pkt.	1a	1b	2a	2b	3a	3b	4a	4b	5a	5b
k_σ	0.21	0.48	0.34	0.48	0.61	0.21	0.39	0.46	0.04	-0.02
k_τ	-0.04	0.05	0.10	0.05	0.07	-0.13	-0.11	-0.14	-0.01	0.00

Tabelle C.16: Proportionalitätsfaktoren k_σ bzw. k_τ zur Spannungsermittlung

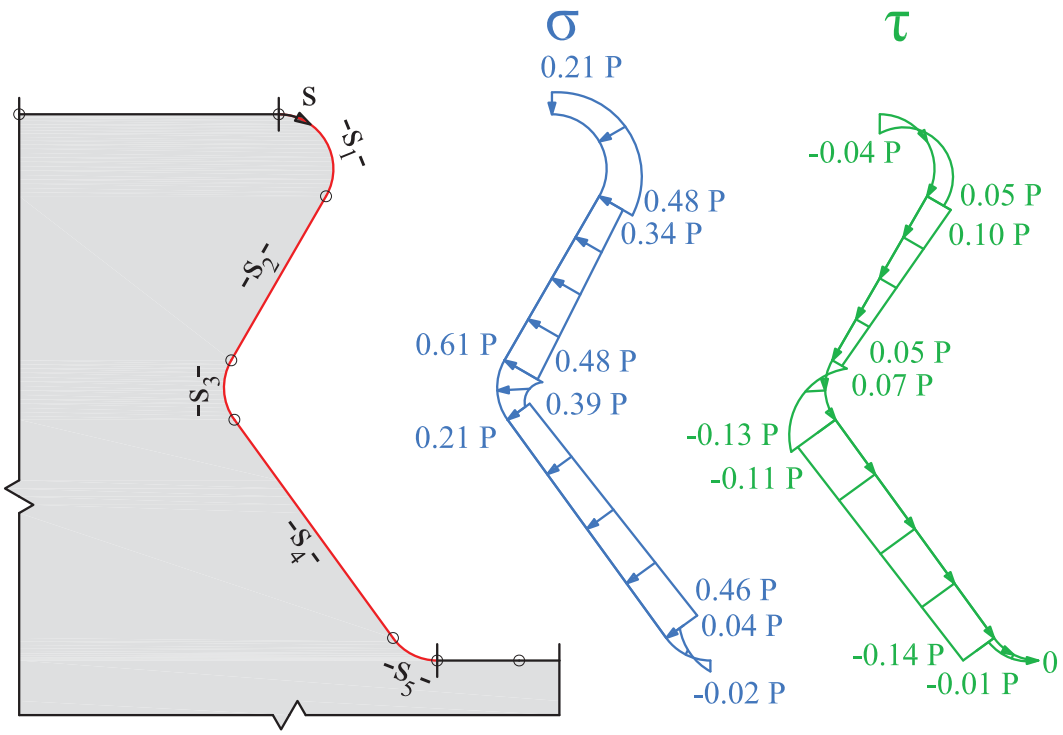


Abbildung C.16: Resultierender Lastansatz (Modell: *KrL-1_S355_C25_N3*)

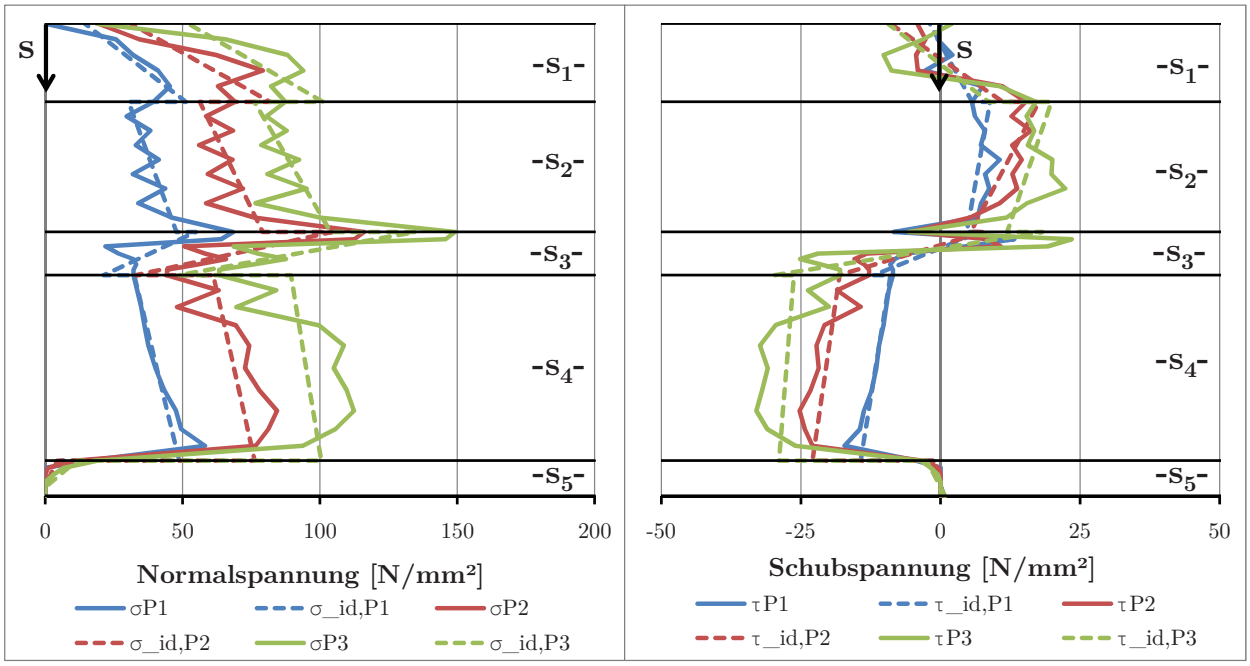


Abbildung C.17: Idealisierung der Kontaktspannungen (Modell: *KrL-1_S355_C25_N3*)

Kontrolle der resultierenden Dübelbeanspruchungen

Die Abweichung zwischen der analytisch ermittelten Querkraft $V_{Ed,LM}$ und der äußeren Schubkraft P beträgt 12%.

Last-stufe j	P_j [kN]	*FE*-Berechnung N_{Ed,NM_j} [kN]	*FE*-Berechnung V_{Ed,NM_j} [kN]	*FE*-Berechnung M_{Ed,NM_j} [kN]	Lastmodell N_{Ed,LM_j} [kN]	Lastmodell V_{Ed,LM_j} [kN]	Lastmodell M_{Ed,LM_j} [kNm]
1	94.4	7.0	90.2	3.6	-8.4	84.4	3.6
2	163.6	11.2	157.8	6.6	-14.5	146.3	6.2
3	223.3	16.0	208.2	8.6	-19.8	199.7	8.5

Tabelle C.17: Resultierende Dübelbeanspruchungen (Modell: *KrL-1_S355_C25_N3*)

Vergleich der Last-Kerbbeanspruchungsbeziehungen

Die Kerbbeanspruchungen die auf Basis des gewählten Lastmodells mit Hilfe von *RFEM* ermittelt wurden sind in Tab. C.18 aufgelistet. Die Gegenüberstellung der analytischen und numerischen Berechnungsergebnisse zeigt Abb. C.18.

Laststufe j	P_j [kN]	σ_{1_j} [N/mm²]	σ_{V_j} [N/mm²]	ε_{1_j} [1]	ε_{V_j} [1]
1	94.4	199	197	$1.04 \cdot 10^{-3}$	$1.02 \cdot 10^{-3}$
2	163.6	288	291	$2.10 \cdot 10^{-3}$	$2.07 \cdot 10^{-3}$
3	223.3	338	332	$3.45 \cdot 10^{-3}$	$3.42 \cdot 10^{-3}$

Tabelle C.18: Kerbbeanspruchungen zufolge von *RFEM* (Modell: *KrL-1_S355_C25_N3*)

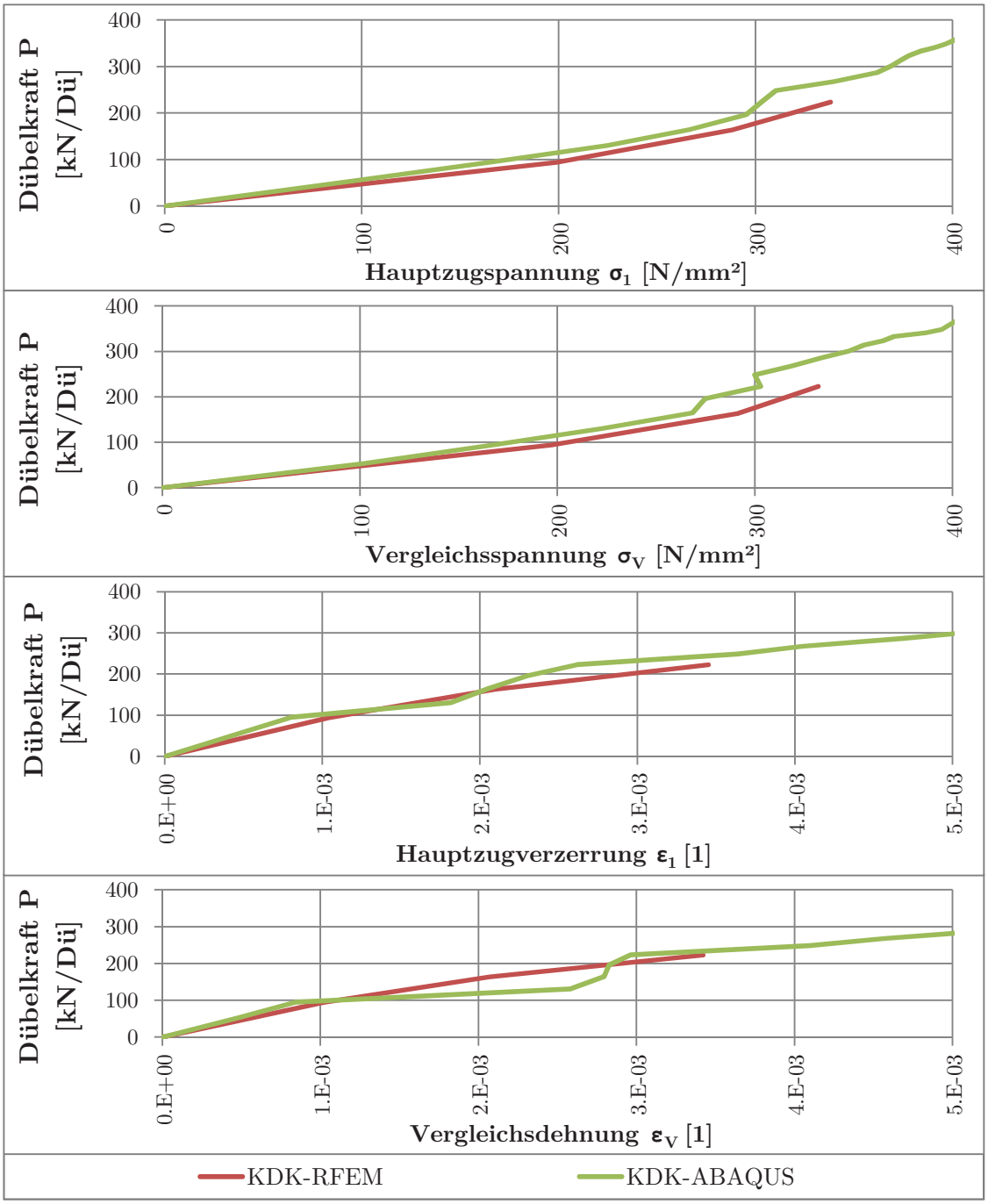


Abbildung C.18: Last-Kerbbeanspruchungsbeziehungen (Modell: *KrL-1_S355_C25_N3*)

C.2.7 Modell KrL – 1_S355_C40_N2

Lastansatz

Pkt.	1a	1b	2a	2b	3a	3b	4a	4b	5a	5b
k_σ	0.15	0.41	0.34	0.45	0.64	0.42	0.32	0.53	0.28	-0.10
k_τ	-0.05	0.06	0.10	0.12	-0.04	-0.16	-0.09	-0.16	-0.08	0.03

Tabelle C.19: Proportionalitätsfaktoren k_σ bzw. k_τ zur Spannungsermittlung

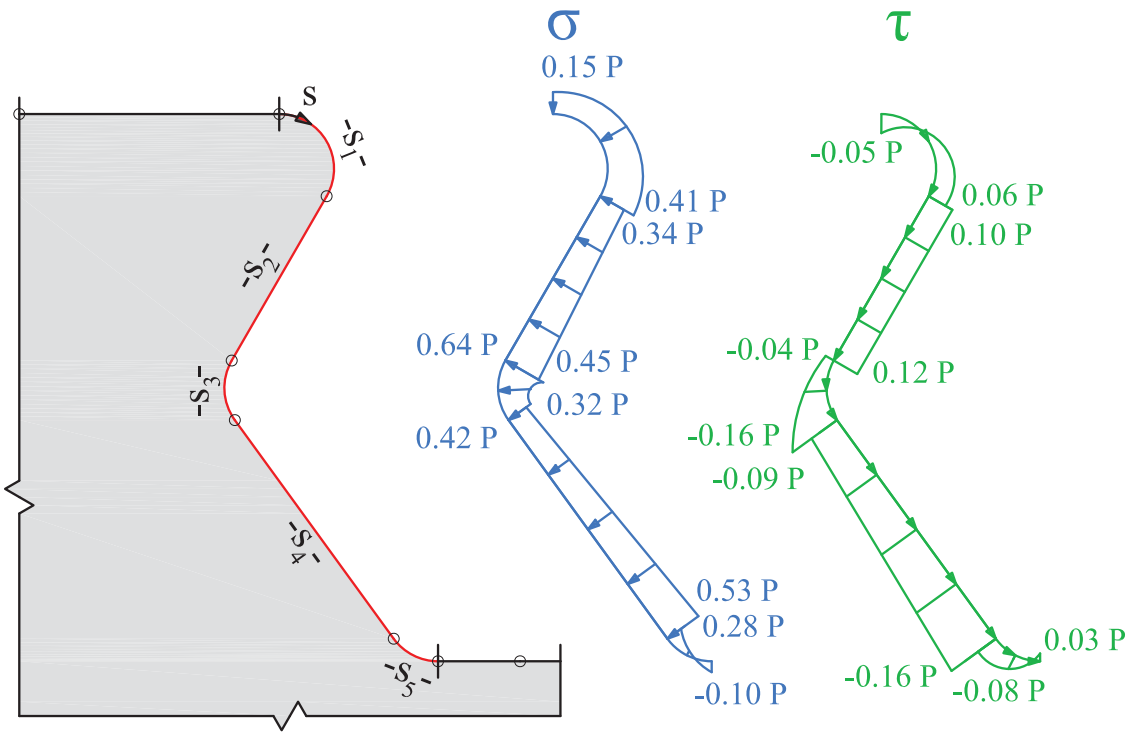


Abbildung C.19: Resultierender Lastansatz (Modell: *KrL-1_S355_C40_N2*)

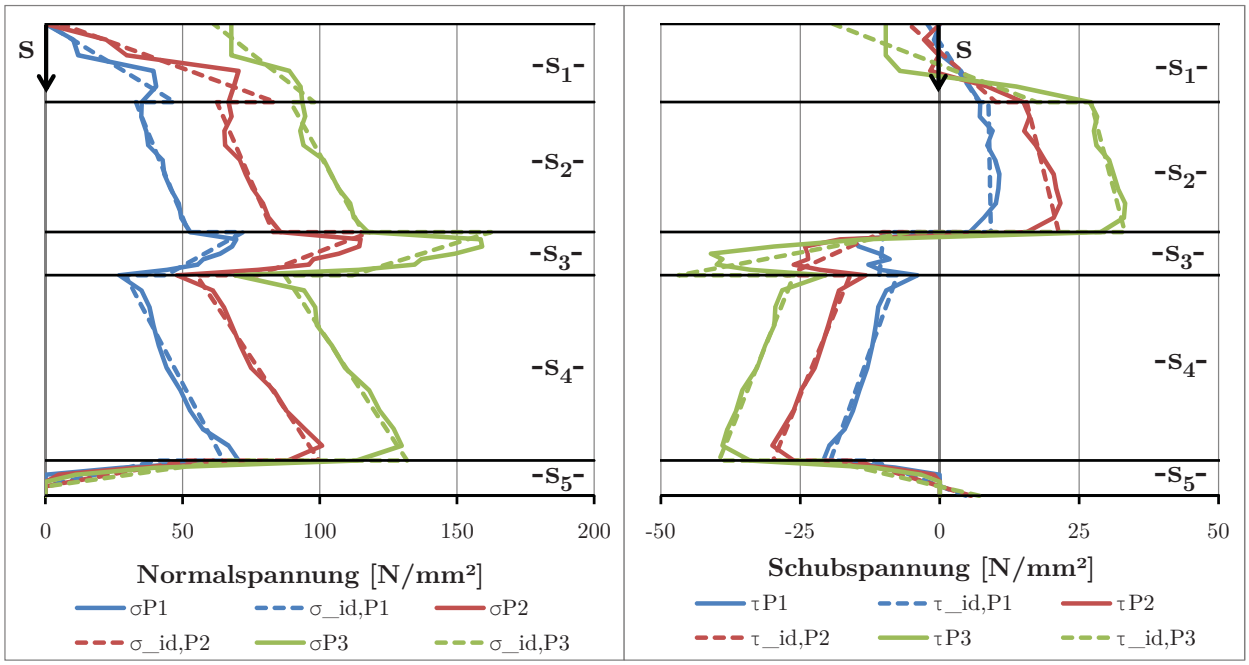


Abbildung C.20: Idealisierung der Kontaktspannungen (Modell: *KrL-1_S355_C40_N2*)

Kontrolle der resultierenden Dübelbeanspruchungen

Die Abweichung zwischen der analytisch ermittelten Querkraft $V_{Ed,LM}$ und der äußeren Schubkraft P beträgt 9%.

Last-stufe j	P_j [kN]	*FE*-Berechnung N_{Ed,NM_j} [kN]	*FE*-Berechnung V_{Ed,NM_j} [kN]	*FE*-Berechnung M_{Ed,NM_j} [kN]	Lastmodell N_{Ed,LM_j} [kN]	Lastmodell V_{Ed,LM_j} [kN]	Lastmodell M_{Ed,LM_j} [kNm]
1	109.1	6.0	105.0	3.9	-10.8	100.2	4.0
2	186.2	13.0	181.0	7.2	-18.5	171.0	6.8
3	257.6	19.2	253.6	10.1	-25.6	236.7	9.5

Tabelle C.20: Resultierende Dübelbeanspruchungen (Modell: *KrL-1_S355_C40_N2*)

Vergleich der Last-Kerbbeanspruchungsbeziehungen

Die Kerbbeanspruchungen die auf Basis des gewählten Lastmodells mit Hilfe von *RFEM* ermittelt wurden sind in Tab. C.21 aufgelistet. Die Gegenüberstellung der analytischen und numerischen Berechnungsergebnisse zeigt Abb. C.21.

Laststufe j	P_j [kN]	σ_{1_j} [N/mm²]	σ_{V_j} [N/mm²]	ε_{1_j} [1]	ε_{V_j} [1]
1	109.1	224	225	$1.22 \cdot 10^{-3}$	$1.20 \cdot 10^{-3}$
2	186.2	319	322	$2.64 \cdot 10^{-3}$	$2.59 \cdot 10^{-3}$
3	257.6	371	369	$4.76 \cdot 10^{-3}$	$4.71 \cdot 10^{-3}$

Tabelle C.21: Kerbbeanspruchungen zufolge von *RFEM* (Modell: *KrL-1_S355_C40_N2*)

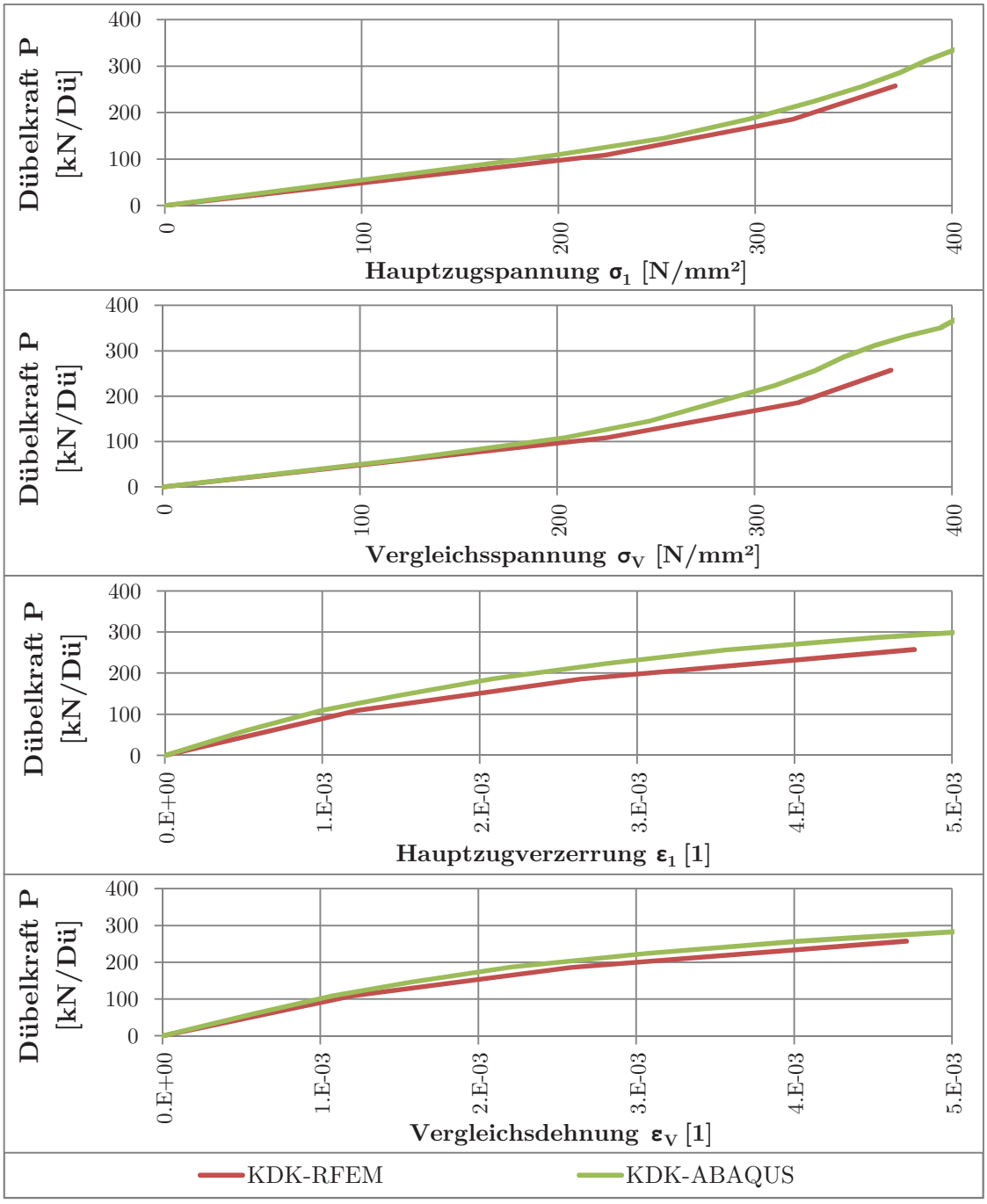


Abbildung C.21: Last-Kerbbeanspruchungsbeziehungen (Modell: *KrL-1_S355_C40_N2*)

C.2.8 Modell KrL – 1_S355_C40_N3

Lastansatz

Pkt.	1a	1b	2a	2b	3a	3b	4a	4b	5a	5b
k_σ	0.13	0.47	0.35	0.50	0.62	0.14	0.39	0.48	0.04	-0.02
k_τ	-0.09	0.09	0.15	0.05	0.09	-0.12	-0.12	-0.14	-0.01	0.00

Tabelle C.22: Proportionalitätsfaktoren k_σ bzw. k_τ zur Spannungsermittlung

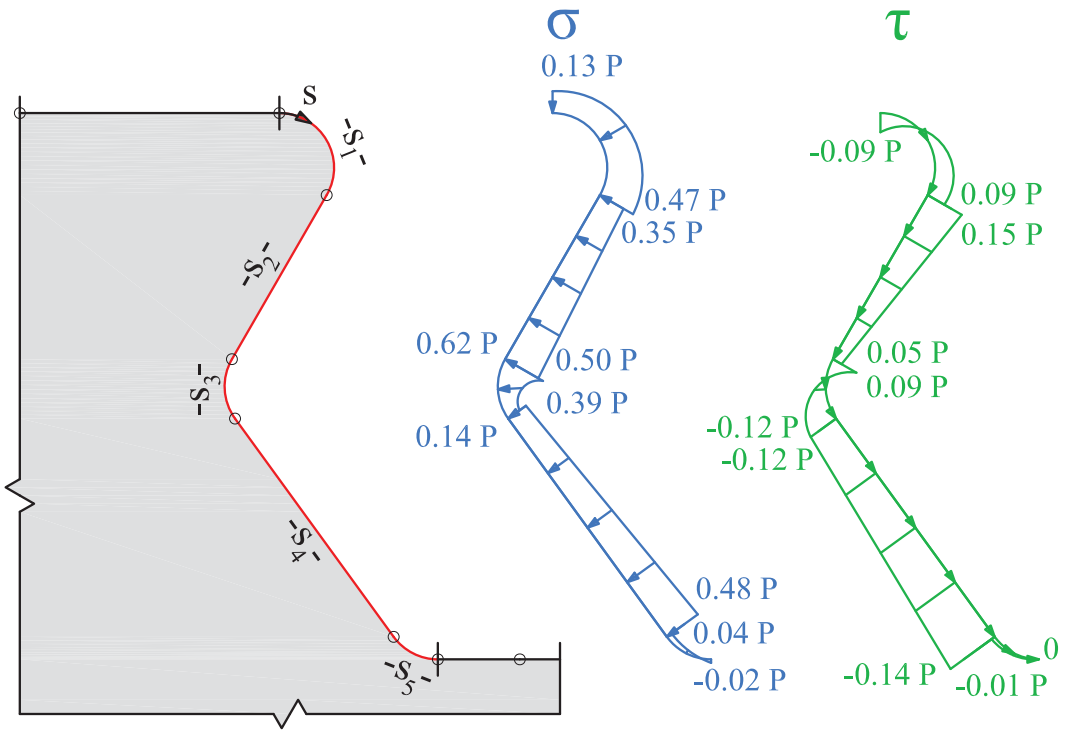


Abbildung C.22: Resultierender Lastansatz (Modell: *KrL-1_S355_C40_N3*)

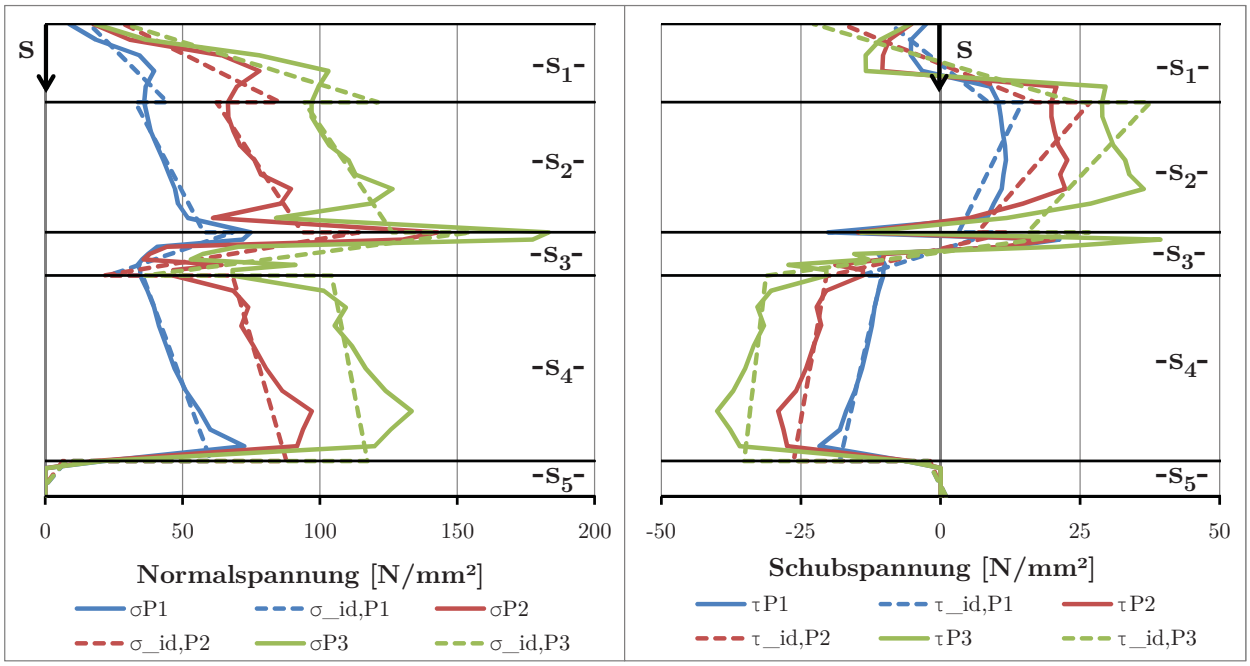


Abbildung C.23: Idealisierung der Kontaktspannungen (Modell: *KrL-1_S355_C40_N3*)

Kontrolle der resultierenden Dübelbeanspruchungen

Die Abweichung zwischen der analytisch ermittelten Querkraft $V_{Ed,LM}$ und der äußeren Schubkraft P beträgt 9%.

Last-stufe j	P_j [kN]	*FE*-Berechnung N_{Ed,NM_j} [kN]	*FE*-Berechnung V_{Ed,NM_j} [kN]	*FE*-Berechnung M_{Ed,NM_j} [kN]	Lastmodell N_{Ed,LM_j} [kN]	Lastmodell V_{Ed,LM_j} [kN]	Lastmodell M_{Ed,LM_j} [kNm]
1	108.2	6.0	105.8	4.0	-9.6	98.8	4.2
2	184.0	13.4	180.4	7.4	-16.3	168.0	7.2
3	253.9	19.2	251.4	10.2	-22.5	231.9	9.9

Tabelle C.23: Resultierende Dübelbeanspruchungen (Modell: *KrL-1_S355_C40_N3*)

Vergleich der Last-Kerbbeanspruchungsbeziehungen

Die Kerbbeanspruchungen die auf Basis des gewählten Lastmodells mit Hilfe von *RFEM* ermittelt wurden sind in Tab. C.24 aufgelistet. Die Gegenüberstellung der analytischen und numerischen Berechnungsergebnisse zeigt Abb. C.24.

Laststufe j	P_j [kN]	σ_{1_j} [N/mm²]	σ_{V_j} [N/mm²]	ε_{1_j} [1]	ε_{V_j} [1]
1	108.2	225	221	$1.25 \cdot 10^{-3}$	$1.23 \cdot 10^{-3}$
2	184.0	314	309	$2.66 \cdot 10^{-3}$	$2.63 \cdot 10^{-3}$
3	253.9	364	342	$4.57 \cdot 10^{-3}$	$4.55 \cdot 10^{-3}$

Tabelle C.24: Kerbbeanspruchungen zufolge von *RFEM* (Modell: *KrL-1_S355_C40_N3*)

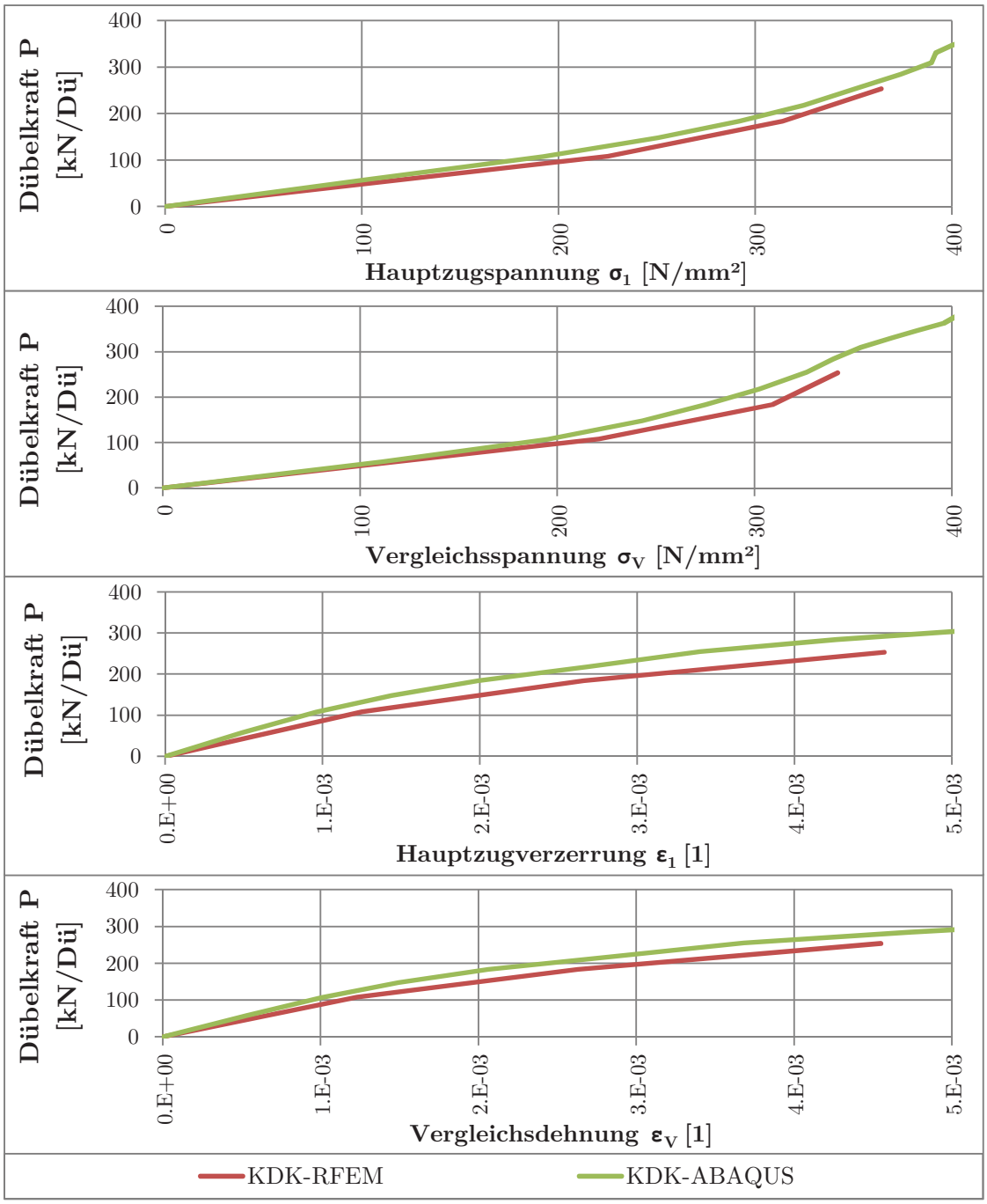


Abbildung C.24: Last-Kerbbeanspruchungsbeziehungen (Modell: *KrL-1_S355_C40_N3*)

C.2.9 Modell KrL – 2_S235_C25_N3

Lastansatz

Pkt.	1a	1b	2a	2b	3a	3b	4a	4b	5a	5b
k_σ	0.01	0.54	0.43	0.45	0.60	0.51	0.33	0.50	0.52	-0.10
k_τ	-0.07	0.08	0.13	0.08	0.00	-0.14	-0.08	-0.15	-0.15	0.03

Tabelle C.25: Proportionalitätsfaktoren k_σ bzw. k_τ zur Spannungsermittlung

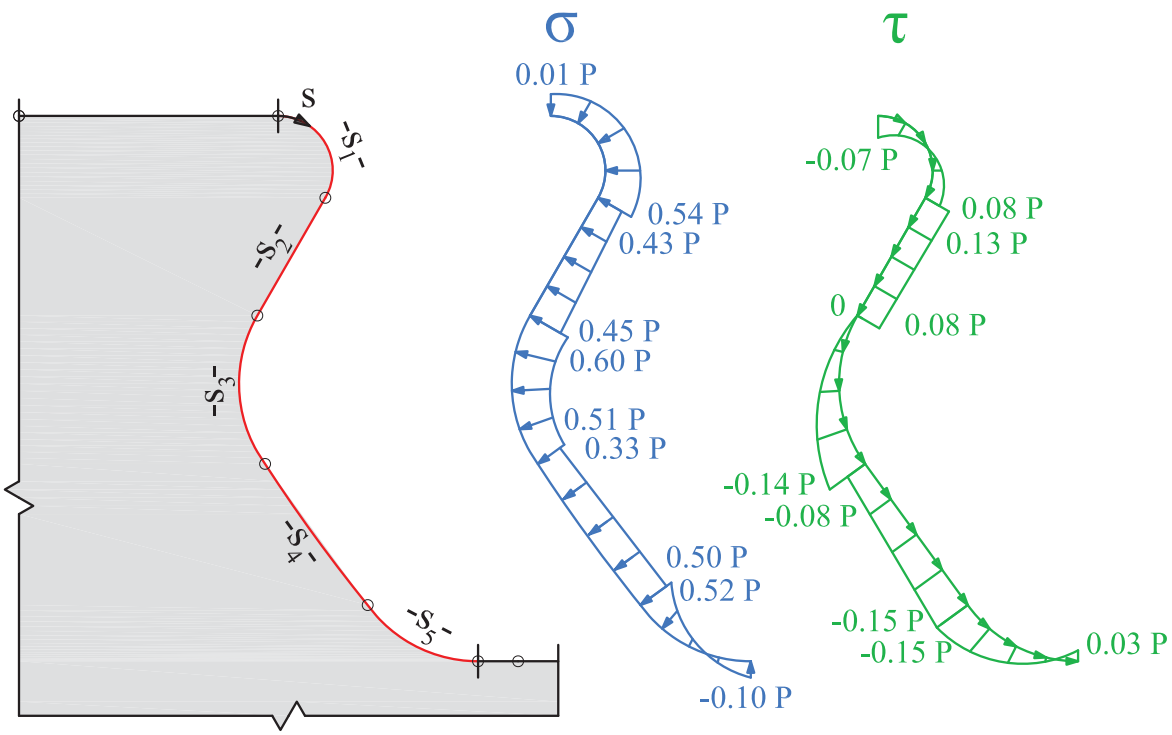


Abbildung C.25: Resultierender Lastansatz (Modell: *KrL-2_S235_C25_N3*)

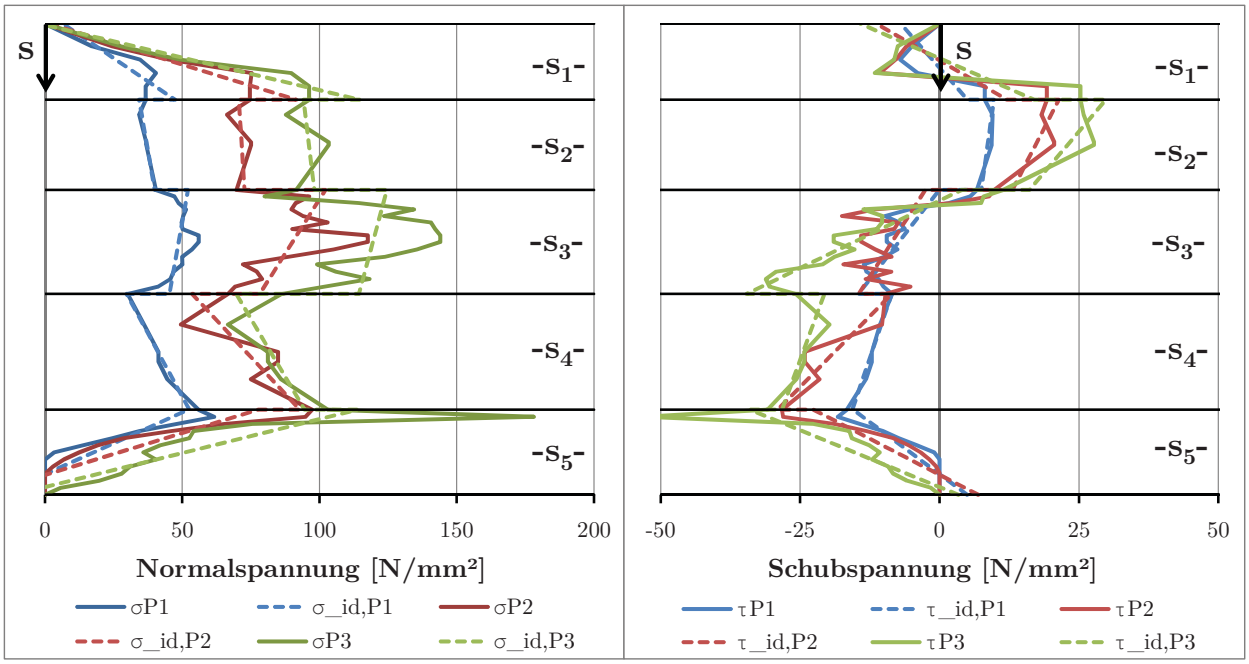


Abbildung C.26: Idealisierung der Kontaktspannungen (Modell: *KrL-2_S235_C25_N3*)

Kontrolle der resultierenden Dübelbeanspruchungen

Die Abweichung zwischen der analytisch ermittelten Querkraft $V_{Ed,LM}$ und der äußeren Schubkraft P beträgt 1%.

Last-stufe j	P_j [kN]	*FE*-Berechnung N_{Ed,NM_j} [kN]	*FE*-Berechnung V_{Ed,NM_j} [kN]	*FE*-Berechnung M_{Ed,NM_j} [kN]	Lastmodell N_{Ed,LM_j} [kN]	Lastmodell V_{Ed,LM_j} [kN]	Lastmodell M_{Ed,LM_j} [kNm]
1	94.9	5.2	96.0	4.0	-8.1	93.1	4.0
2	163.9	12.8	158.4	6.6	-14.0	160.8	6.8
3	210.6	14.4	208.6	8.6	-17.9	206.6	8.8

Tabelle C.26: Resultierende Dübelbeanspruchungen (Modell: *KrL-1_S235_C25_N3*)

Vergleich der Last-Kerbbeanspruchungsbeziehungen

Die Kerbbeanspruchungen die auf Basis des gewählten Lastmodells mit Hilfe von *RFEM* ermittelt wurden sind in Tab. C.27 aufgelistet. Die Gegenüberstellung der analytischen und numerischen Berechnungsergebnisse zeigt Abb. C.27.

Laststufe j	P_j [kN]	σ_{1_j} [N/mm²]	σ_{V_j} [N/mm²]	ε_{1_j} [1]	ε_{V_j} [1]
1	94.9	151	170	$0.87 \cdot 10^{-3}$	$0.85 \cdot 10^{-3}$
2	163.9	202	232	$1.94 \cdot 10^{-3}$	$1.89 \cdot 10^{-3}$
3	210.6	229	251	$3.01 \cdot 10^{-3}$	$2.94 \cdot 10^{-3}$

Tabelle C.27: Kerbbeanspruchungen zufolge von *RFEM* (Modell: *KrL-1_S235_C25_N3*)

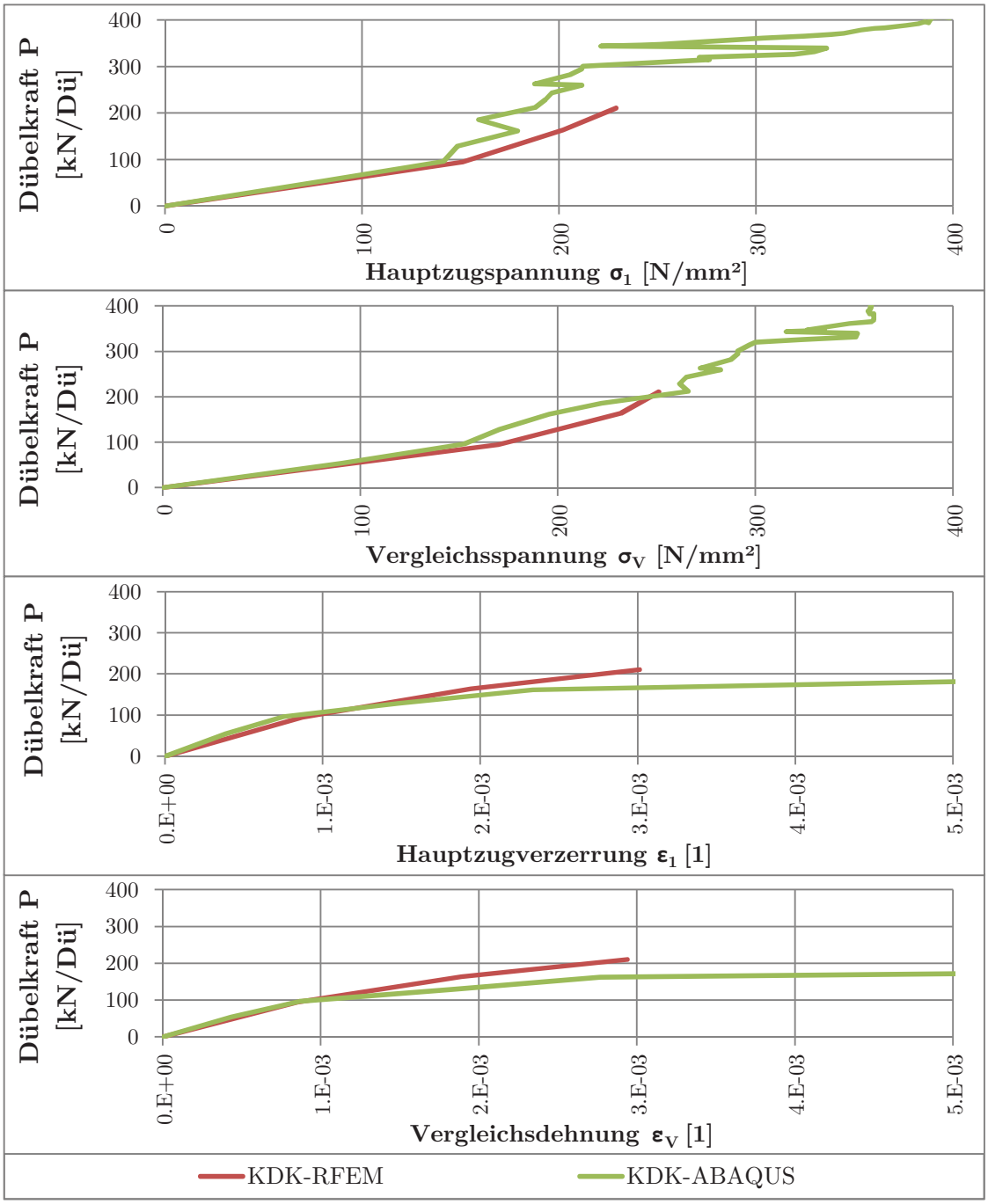


Abbildung C.27: Last-Kerbbeanspruchungsbeziehungen (Modell: *KrL-1_S235_C25_N3*)

C.2.10 Modell KrL – 2_S235_C40_N3

Lastansatz

Pkt.	1a	1b	2a	2b	3a	3b	4a	4b	5a	5b
k_σ	0.05	0.53	0.40	0.47	0.60	0.51	0.34	0.46	0.50	-0.06
k_τ	-0.07	0.07	0.13	0.10	-0.01	-0.13	-0.07	-0.11	-0.07	0.02

Tabelle C.28: Proportionalitätsfaktoren k_σ bzw. k_τ zur Spannungsermittlung

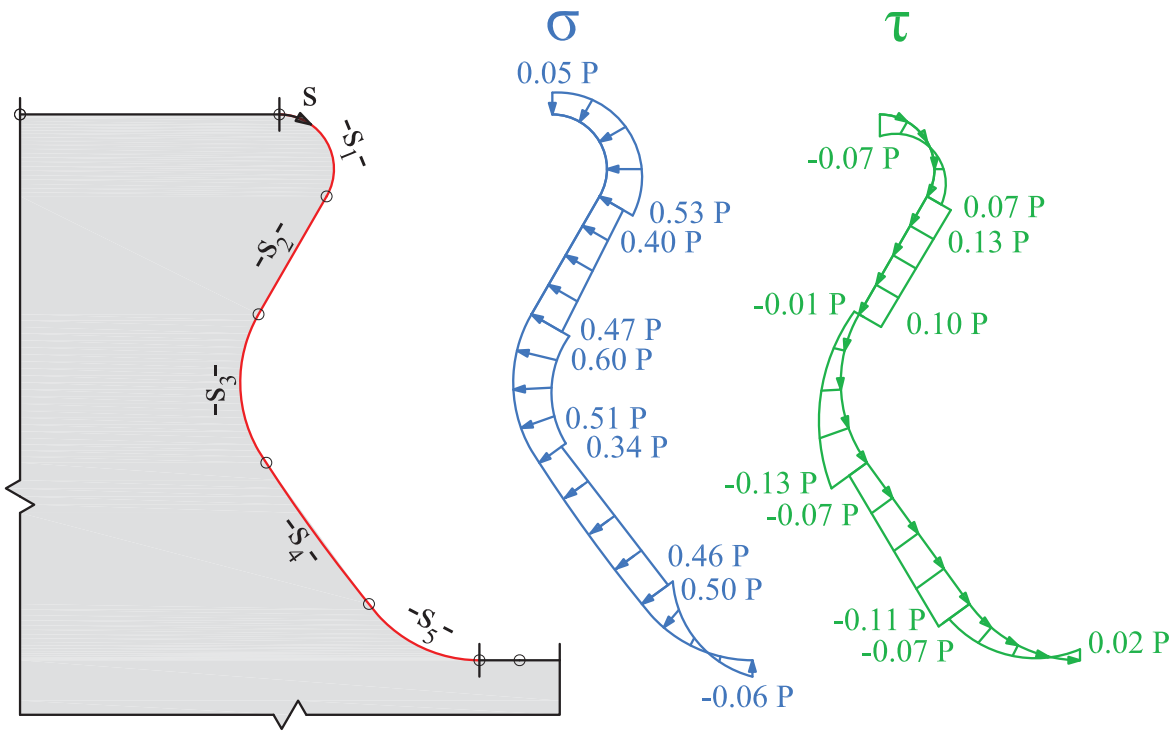


Abbildung C.28: Resultierender Lastansatz (Modell: *KrL-2_S235_C40_N3*)

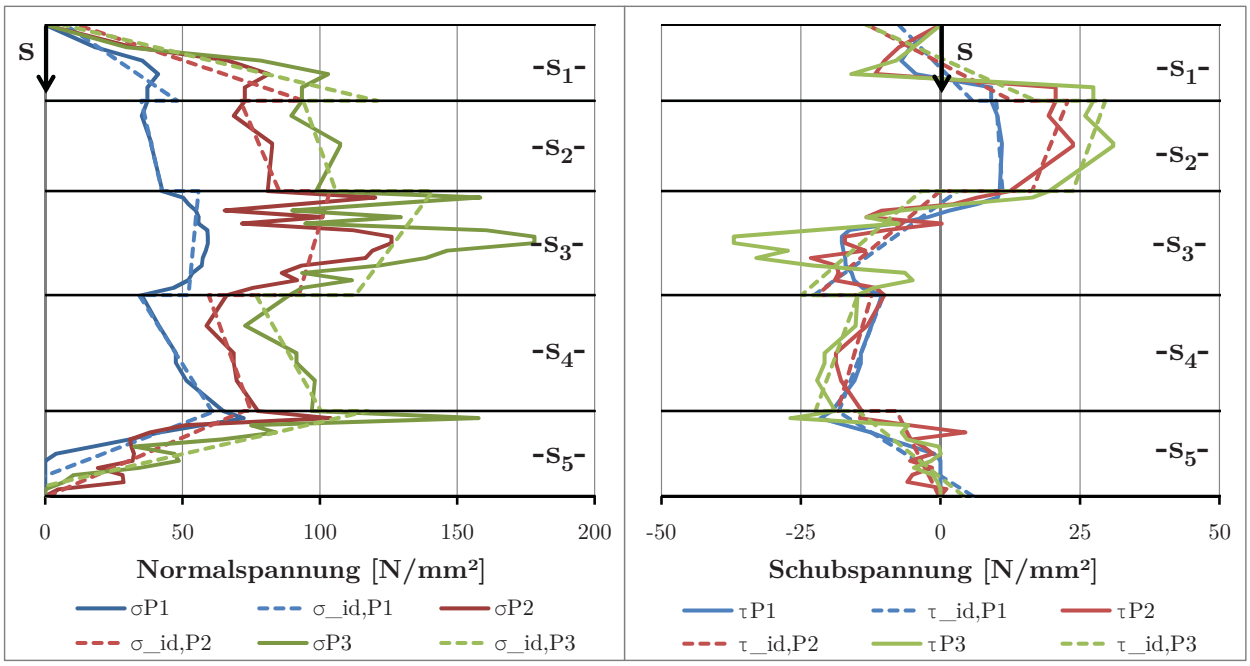


Abbildung C.29: Idealisierung der Kontaktspannungen (Modell: *KrL-2_S235_C40_N3*)

Kontrolle der resultierenden Dübelbeanspruchungen

Die Abweichung zwischen der analytisch ermittelten Querkraft $V_{Ed,LM}$ und der äußeren Schubkraft P liegt unterhalb von 1%.

Last-stufe j	P_j [kN]	*FE*-Berechnung N_{Ed,NM_j} [kN]	*FE*-Berechnung V_{Ed,NM_j} [kN]	*FE*-Berechnung M_{Ed,NM_j} [kN]	Lastmodell N_{Ed,LM_j} [kN]	Lastmodell V_{Ed,LM_j} [kN]	Lastmodell M_{Ed,LM_j} [kNm]
1	106.6	5.4	106.4	4.2	-12.4	101.5	4.2
2	173.0	17.6	163.6	6.6	-20.1	164.7	6.8
3	225.0	24.2	208.0	8.0	-26.1	214.2	8.9

Tabelle C.29: Resultierende Dübelbeanspruchungen (Modell: *KrL-1_S235_C40_N3*)

Vergleich der Last-Kerbbeanspruchungsbeziehungen

Die Kerbbeanspruchungen die auf Basis des gewählten Lastmodells mit Hilfe von *RFEM* ermittelt wurden sind in Tab. C.30 aufgelistet. Die Gegenüberstellung der analytischen und numerischen Berechnungsergebnisse zeigt Abb. C.30.

Laststufe j	P_j [kN]	σ_{1_j} [N/mm²]	σ_{V_j} [N/mm²]	ε_{1_j} [1]	ε_{V_j} [1]
1	106.6	156	183	$0.92 \cdot 10^{-3}$	$0.91 \cdot 10^{-3}$
2	173.0	201	234	$1.93 \cdot 10^{-3}$	$1.88 \cdot 10^{-3}$
3	225.0	234	259	$3.33 \cdot 10^{-3}$	$3.25 \cdot 10^{-3}$

Tabelle C.30: Kerbbeanspruchungen zufolge von *RFEM* (Modell: *KrL-1_S235_C40_N3*)

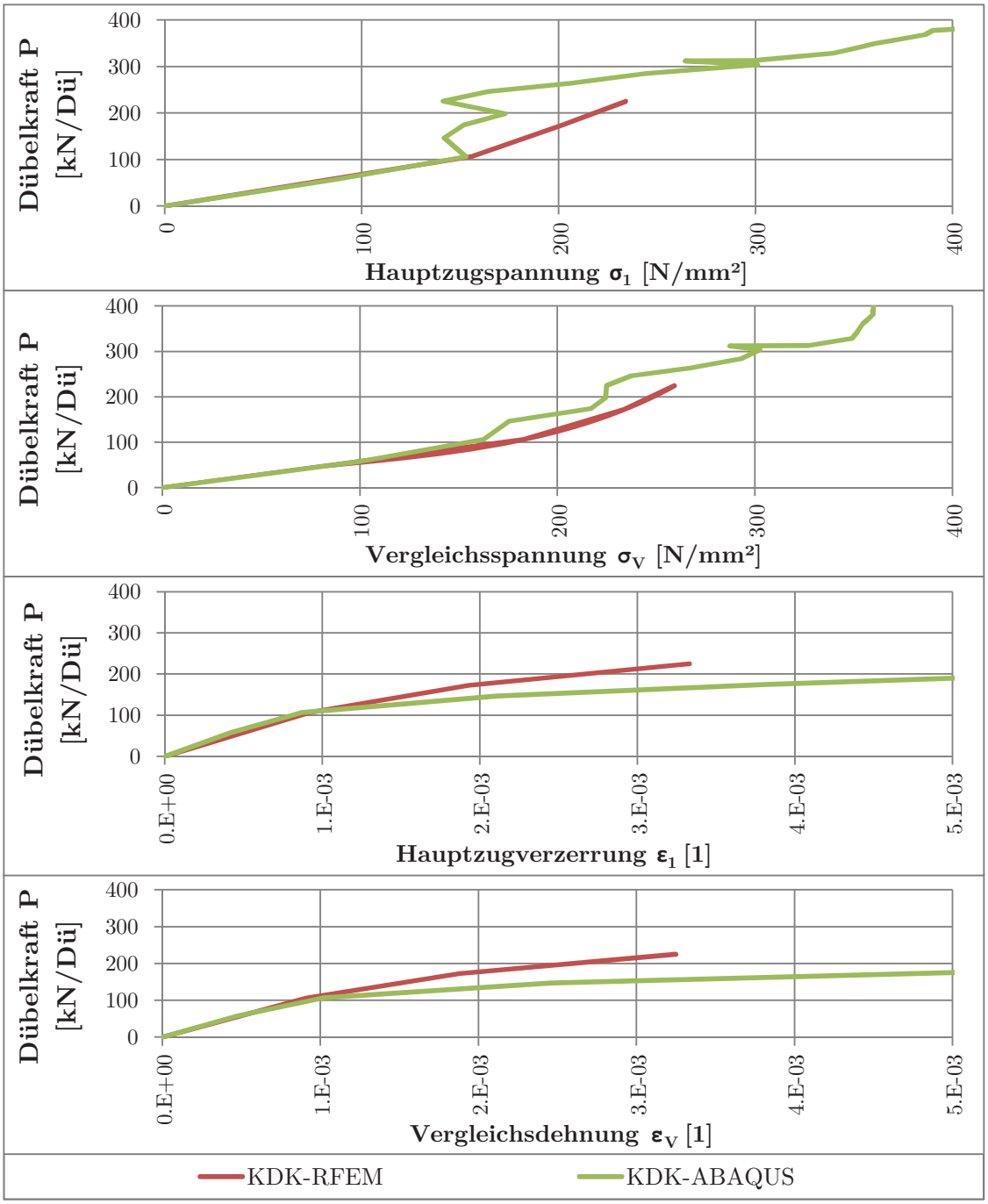


Abbildung C.30: Last-Kerbbeanspruchungsbeziehungen (Modell: *KrL-1_S235_C40_N3*)

C.2.11 Modell KrL – 2_S355_C25_N3

Lastansatz

Pkt.	1a	1b	2a	2b	3a	3b	4a	4b	5a	5b
k_σ	0.01	0.67	0.48	0.32	0.41	0.54	0.32	0.56	0.46	-0.14
k_τ	-0.08	0.07	0.11	0.05	0.00	-0.16	-0.07	-0.18	-0.14	0.04

Tabelle C.31: Proportionalitätsfaktoren k_σ bzw. k_τ zur Spannungsermittlung

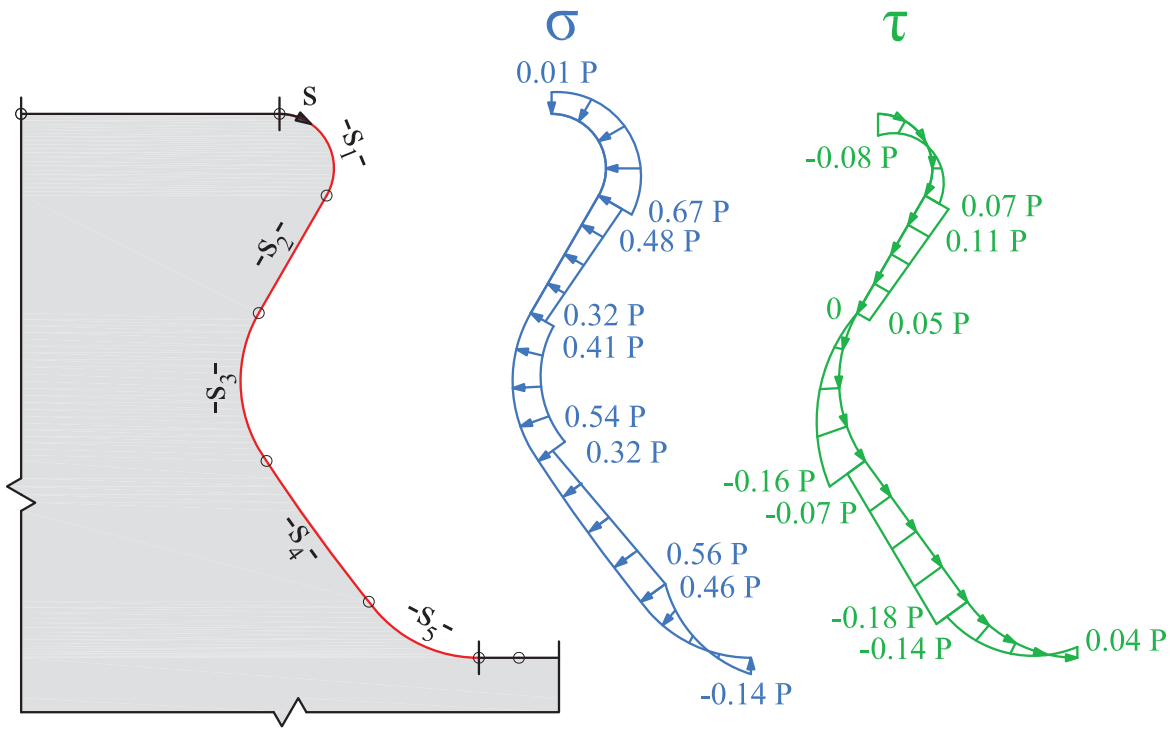


Abbildung C.31: Resultierender Lastansatz (Modell: *KrL-2_S355_C25_N3*)

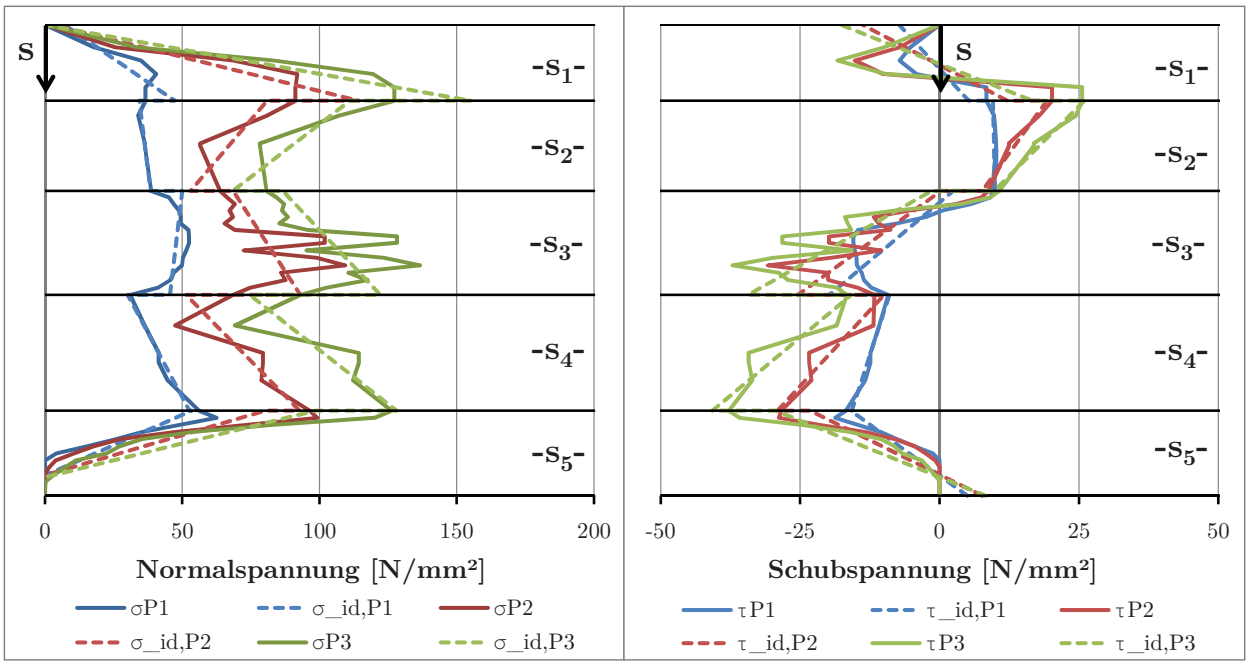


Abbildung C.32: Idealisierung der Kontaktspannungen (Modell: *KrL-2_S355_C25_N3*)

Kontrolle der resultierenden Dübelbeanspruchungen

Die Abweichung zwischen der analytisch ermittelten Querkraft $V_{Ed,LM}$ und der äußeren Schubkraft P beträgt 4%.

Last-stufe j	P_j [kN]	*FE*-Berechnung N_{Ed,NM_j} [kN]	*FE*-Berechnung V_{Ed,NM_j} [kN]	*FE*-Berechnung M_{Ed,NM_j} [kN]	Lastmodell N_{Ed,LM_j} [kN]	Lastmodell V_{Ed,LM_j} [kN]	Lastmodell M_{Ed,LM_j} [kNm]
1	95.6	5.0	97.0	4.0	-7.9	89.9	3.9
2	170.0	12.8	162.6	6.8	-14.1	159.8	6.9
3	221.9	16.6	216.6	9.0	-18.4	208.6	9.0

Tabelle C.32: Resultierende Dübelbeanspruchungen (Modell: *KrL-2_S355_C25_N3*)

Vergleich der Last-Kerbbeanspruchungsbeziehungen

Die Kerbbeanspruchungen die auf Basis des gewählten Lastmodells mit Hilfe von *RFEM* ermittelt wurden sind in Tab. C.33 aufgelistet. Die Gegenüberstellung der analytischen und numerischen Berechnungsergebnisse zeigt Abb. C.33.

Laststufe j	P_j [kN]	σ_{1_j} [N/mm²]	σ_{V_j} [N/mm²]	ε_{1_j} [1]	ε_{V_j} [1]
1	95.6	184	195	$0.94 \cdot 10^{-3}$	$0.91 \cdot 10^{-3}$
2	170.0	274	290	$1.93 \cdot 10^{-3}$	$1.88 \cdot 10^{-3}$
3	221.9	307	331	$2.94 \cdot 10^{-3}$	$2.88 \cdot 10^{-3}$

Tabelle C.33: Kerbbeanspruchungen zufolge von *RFEM* (Modell: *KrL-2_S355_C25_N3*)

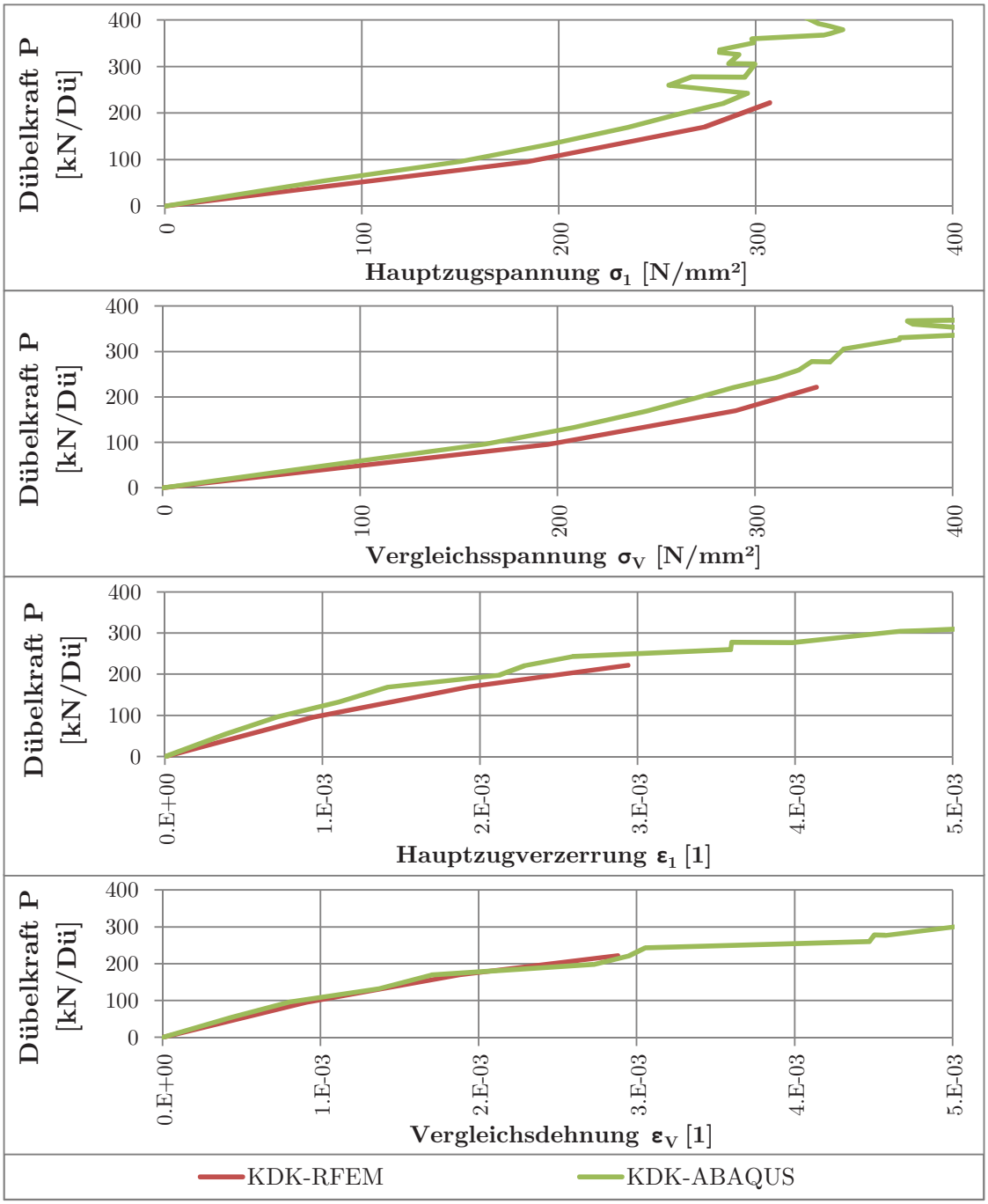


Abbildung C.33: Last-Kerbbeanspruchungsbeziehungen (Modell: *KrL-2_S355_C25_N3*)

C.2.12 Modell KrL – 2_S355_C40_N3

Lastansatz

Pkt.	1a	1b	2a	2b	3a	3b	4a	4b	5a	5b
k_σ	0.03	0.55	0.44	0.36	0.47	0.52	0.35	0.58	0.49	-0.16
k_τ	-0.08	0.07	0.13	0.08	0.02	-0.18	-0.10	-0.17	-0.14	0.05

Tabelle C.34: Proportionalitätsfaktoren k_σ bzw. k_τ zur Spannungsermittlung

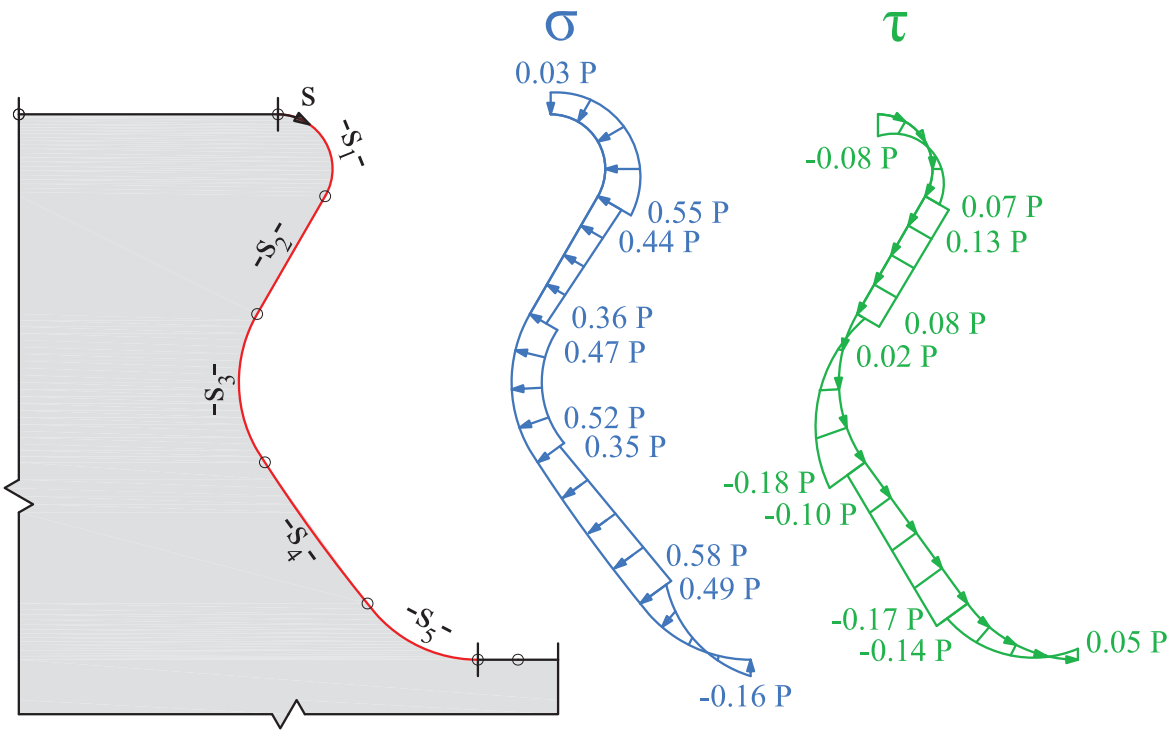


Abbildung C.34: Resultierender Lastansatz (Modell: *KrL-2_S355_C40_N3*)

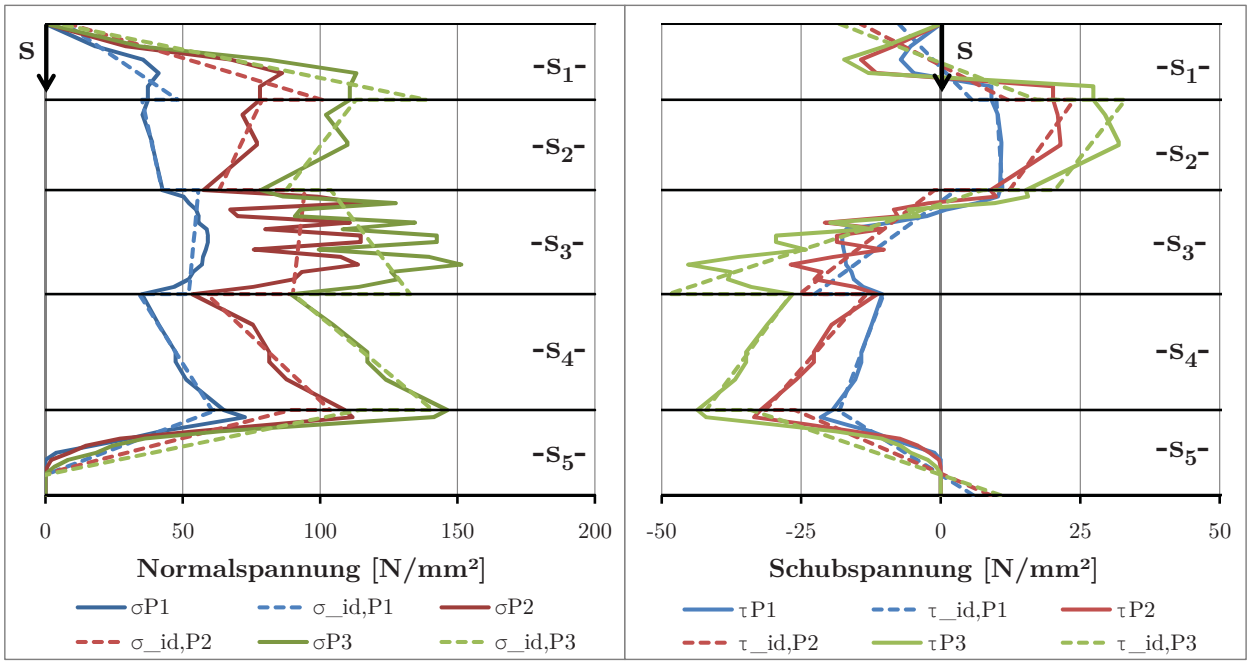


Abbildung C.35: Idealisierung der Kontaktspannungen (Modell: *KrL-2_S355_C40_N3*)

Kontrolle der resultierenden Dübelbeanspruchungen

Die Abweichung zwischen der analytisch ermittelten Querkraft $V_{Ed,LM}$ und der äußeren Schubkraft P beträgt 5%.

Last-stufe j	P_j [kN]	*FE*-Berechnung N_{Ed,NM_j} [kN]	*FE*-Berechnung V_{Ed,NM_j} [kN]	*FE*-Berechnung M_{Ed,NM_j} [kN]	Lastmodell N_{Ed,LM_j} [kN]	Lastmodell V_{Ed,LM_j} [kN]	Lastmodell M_{Ed,LM_j} [kNm]
1	108.1	5.2	106.8	4.2	-9.5	103.5	4.3
2	182.7	13.4	183.0	7.6	-16.1	174.9	7.3
3	241.8	17.0	249.8	10.4	-21.3	231.5	9.7

Tabelle C.35: Resultierende Dübelbeanspruchungen (Modell: *KrL-2_S355_C40_N3*)

Vergleich der Last-Kerbbeanspruchungsbeziehungen

Die Kerbbeanspruchungen die auf Basis des gewählten Lastmodells mit Hilfe von *RFEM* ermittelt wurden sind in Tab. C.36 aufgelistet. Die Gegenüberstellung der analytischen und numerischen Berechnungsergebnisse zeigt Abb. C.36.

Laststufe j	P_j [kN]	σ_{1_j} [N/mm²]	σ_{V_j} [N/mm²]	ε_{1_j} [1]	ε_{V_j} [1]
1	108.1	204	217	$1.09 \cdot 10^{-3}$	$1.07 \cdot 10^{-3}$
2	182.7	283	302	$2.19 \cdot 10^{-3}$	$2.14 \cdot 10^{-3}$
3	241.8	324	337	$3.41 \cdot 10^{-3}$	$3.34 \cdot 10^{-3}$

Tabelle C.36: Kerbbeanspruchungen zufolge von *RFEM* (Modell: *KrL-2_S355_C40_N3*)

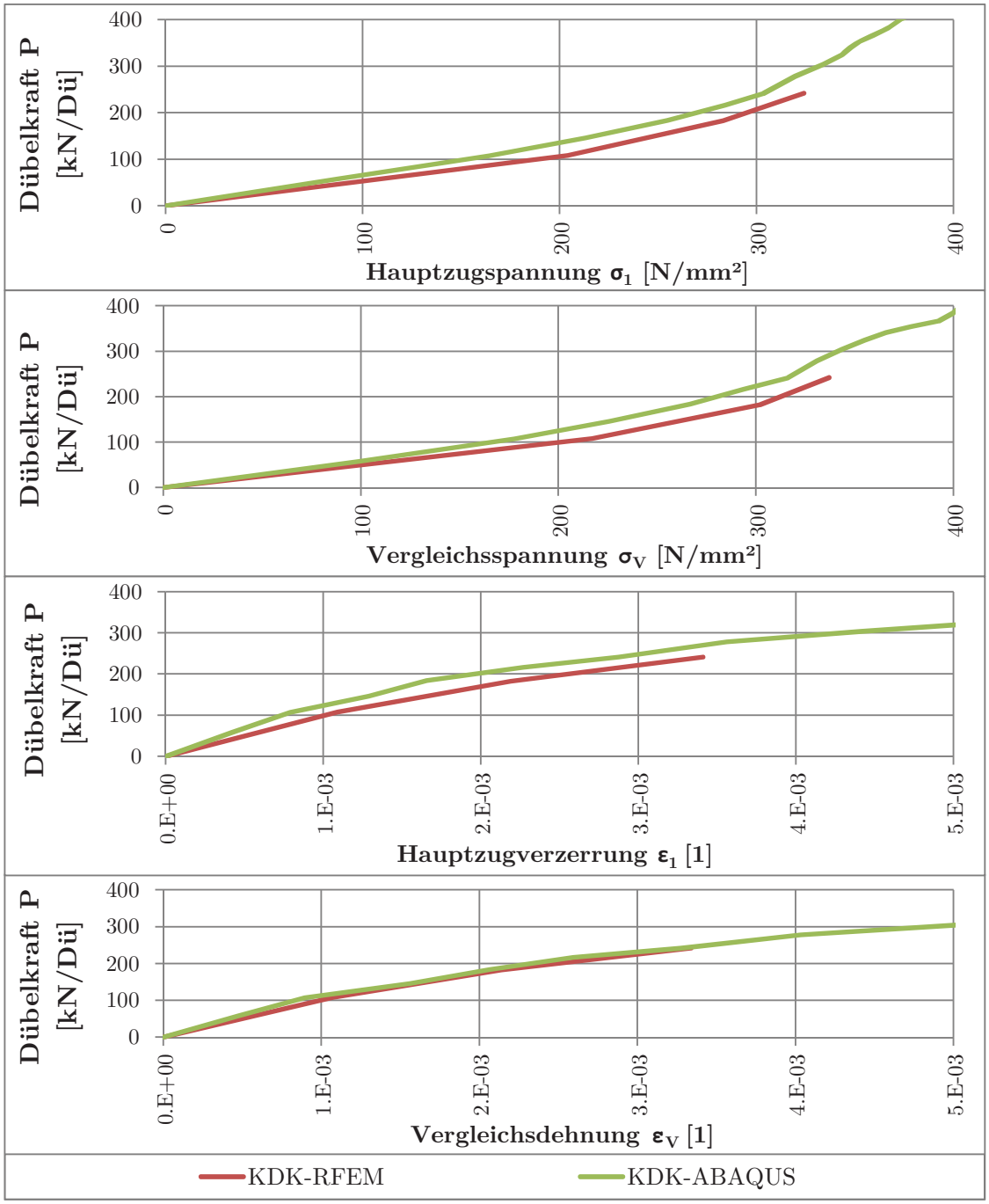


Abbildung C.36: Last-Kerbbeanspruchungsbeziehungen (Modell: *KrL-2_S355_C40_N3*)

C.3 Modelle der Versuchssimulation

C.3.1 Modell Versuchskörper *Typ A*

Lastansatz

Pkt.	1a	1b	2a	2b	3a	3b	4a	4b	5a	5b
k_σ	0.15	0.43	0.35	0.30	0.41	0.51	0.38	0.57	0.63	-0.12
k_τ	-0.09	0.06	0.10	0.09	0.16	-0.20	-0.11	-0.17	-0.19	0.04

Tabelle C.37: Proportionalitätsfaktoren k_σ bzw. k_τ zur Spannungsermittlung

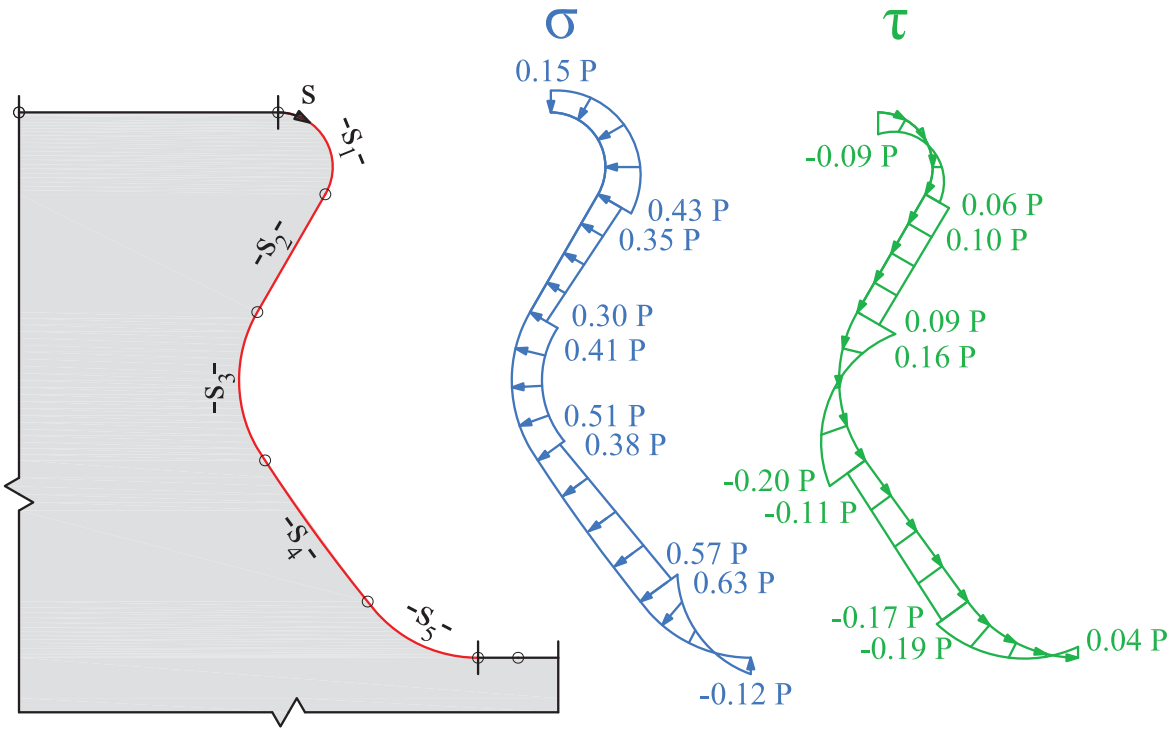


Abbildung C.37: Resultierender Lastansatz (Modell: Versuchskörper *Typ A*)

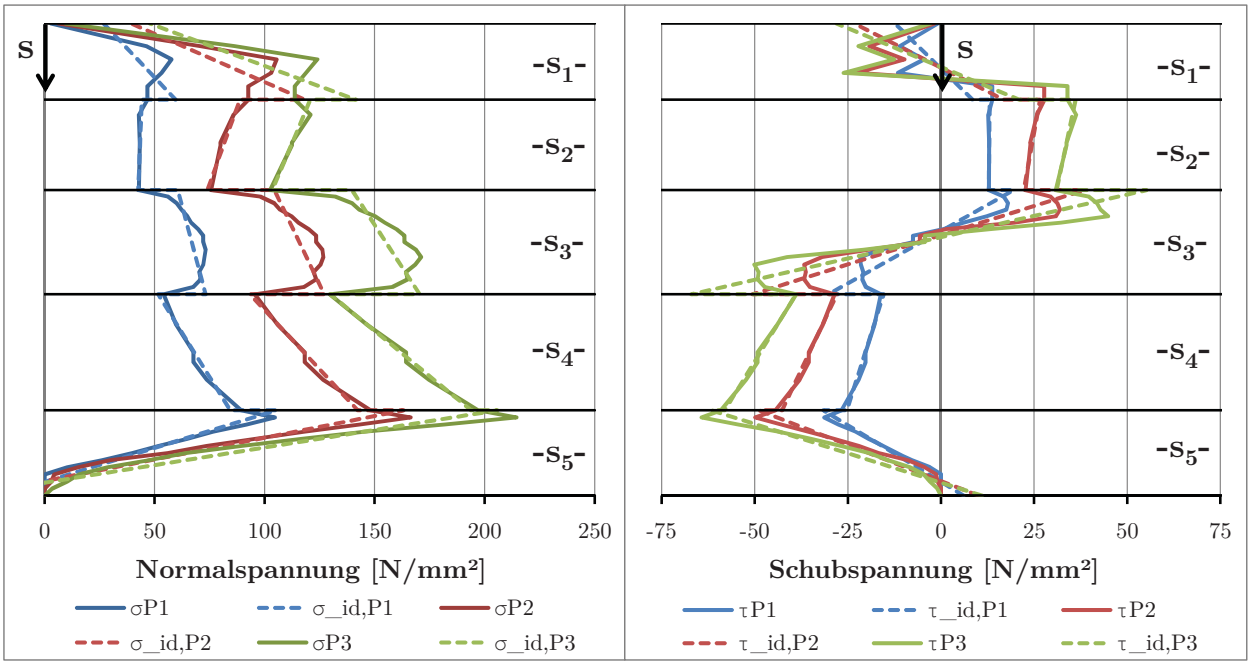


Abbildung C.38: Idealisierung der Kontaktspannungen (Modell: Versuchskörper *Typ A*)

Kontrolle der resultierenden Dübelbeanspruchungen

Die Abweichung zwischen der analytisch ermittelten Querkraft $V_{Ed,LM}$ und der äußeren Schubkraft P beträgt 6%.

Last-stufe j	P_j [kN]	*FE*-Berechnung N_{Ed,NM_j} [kN]	*FE*-Berechnung V_{Ed,NM_j} [kN]	*FE*-Berechnung M_{Ed,NM_j} [kN]	Lastmodell N_{Ed,LM_j} [kN]	Lastmodell V_{Ed,LM_j} [kN]	Lastmodell M_{Ed,LM_j} [kNm]
1	148.5	25.8	150.1	4.9	-26.4	140.6	4.8
2	253.5	44.4	254.9	8.7	-45.0	240.0	8.1
3	334.4	61.2	335.2	11.2	-59.4	316.6	10.7

Tabelle C.38: Resultierende Dübelbeanspruchungen (Modell: Versuchskörper *Typ A*)

Vergleich der Last-Kerbbeanspruchungsbeziehungen

Die Kerbbeanspruchungen die auf Basis des gewählten Lastmodells mit Hilfe von *RFEM* ermittelt wurden sind in Tab. C.39 aufgelistet. Die Gegenüberstellung der analytischen und numerischen Berechnungsergebnisse zeigt Abb. C.39.

Laststufe j	P_j [kN]	σ_{1_j} [N/mm²]	σ_{V_j} [N/mm²]	ε_{1_j} [1]	ε_{V_j} [1]
1	148.5	229	257	$1.17 \cdot 10^{-3}$	$1.15 \cdot 10^{-3}$
2	253.5	324	380	$2.38 \cdot 10^{-3}$	$2.32 \cdot 10^{-3}$
3	334.4	369	430	$3.65 \cdot 10^{-3}$	$3.56 \cdot 10^{-3}$

Tabelle C.39: Kerbbeanspruchungen zufolge von *RFEM* (Modell: Versuchskörper *Typ A*)

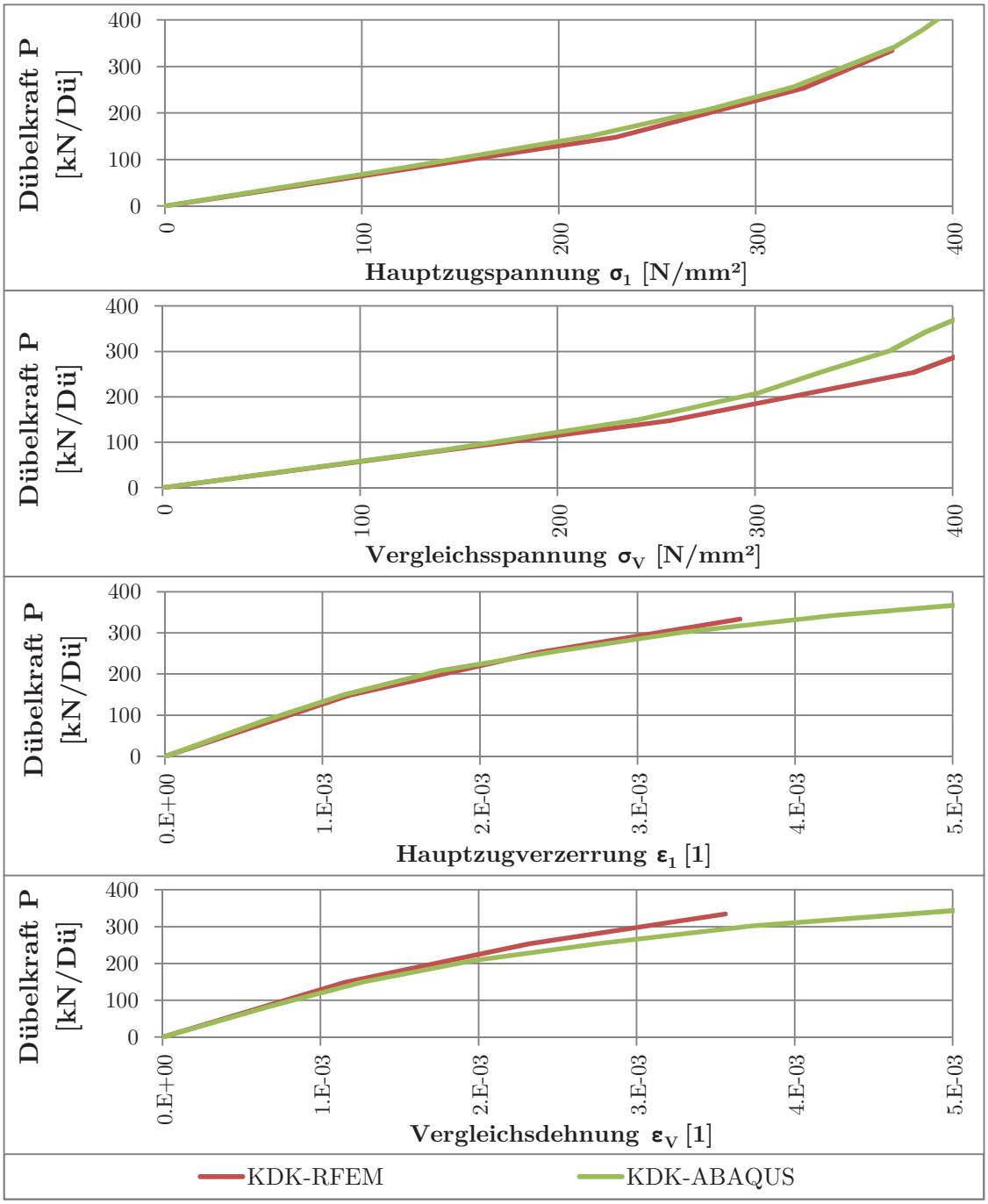


Abbildung C.39: Last-Kerbbeanspruchungsbeziehungen (Modell: Versuchskörper *Typ A*)

C.3.2 Modell Versuchskörper *Typ B*

Lastansatz

Pkt.	1a	1b	2a	2b	3a	3b	4a	4b	5a	5b
k_σ	0.40	0.38	0.34	0.39	0.39	0.58	0.42	0.60	0.58	-0.08
k_τ	-0.10	0.09	0.10	0.11	0.15	-0.22	-0.12	-0.16	-0.13	0.03

Tabelle C.40: Proportionalitätsfaktoren k_σ bzw. k_τ zur Spannungsermittlung

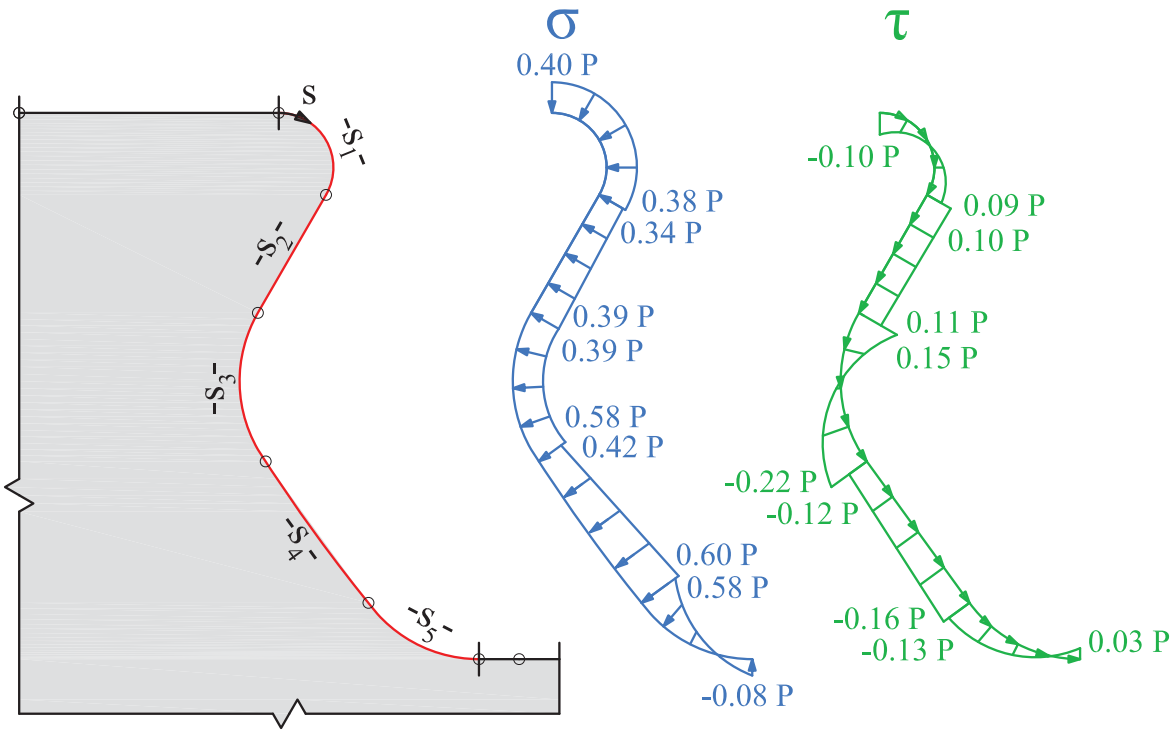


Abbildung C.40: Resultierender Lastansatz (Modell: Versuchskörper *Typ B*)

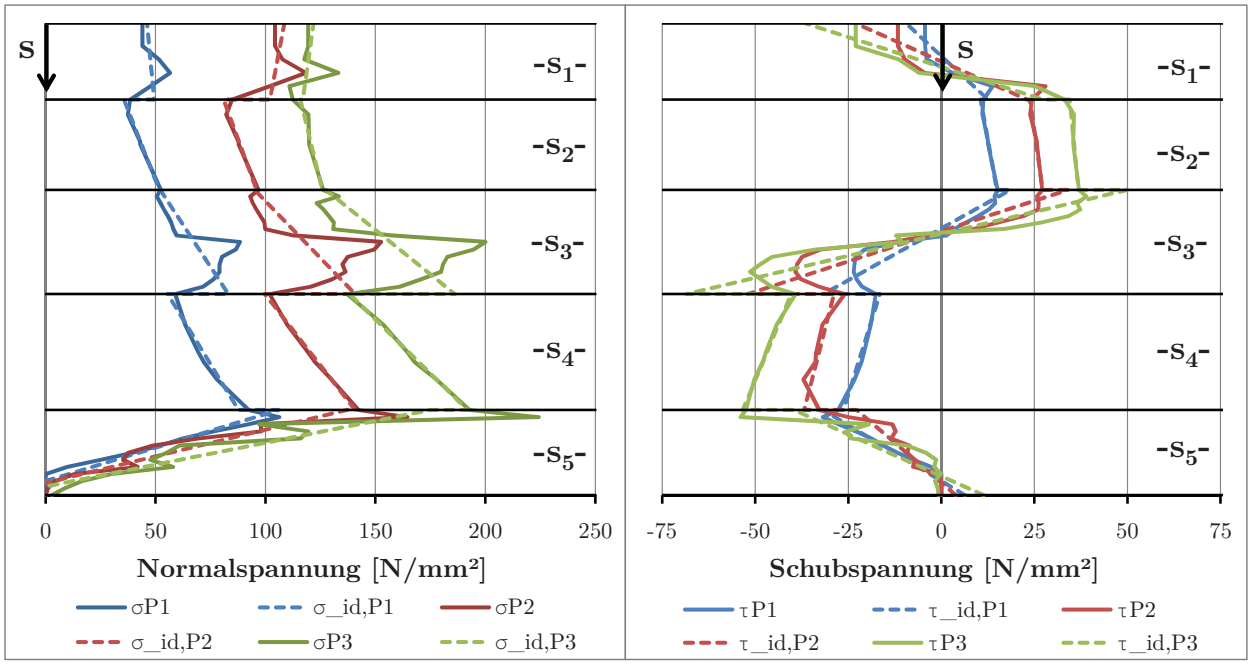


Abbildung C.41: Idealisierung der Kontaktspannungen (Modell: Versuchskörper *Typ B*)

Kontrolle der resultierenden Dübelbeanspruchungen

Die Abweichung zwischen der analytisch ermittelten Querkraft $V_{Ed,LM}$ und der äußeren Schubkraft P beträgt 1%.

Last-stufe j	P_j [kN]	*FE*-Berechnung N_{Ed,NM_j} [kN]	*FE*-Berechnung V_{Ed,NM_j} [kN]	*FE*-Berechnung M_{Ed,NM_j} [kN]	Lastmodell N_{Ed,LM_j} [kN]	Lastmodell V_{Ed,LM_j} [kN]	Lastmodell M_{Ed,LM_j} [kNm]
1	150.0	23.8	152.9	5.1	-33.8	151.0	5.1
2	242.5	42.4	248.7	9.1	-54.7	244.1	8.2
3	314.3	57.4	320.3	11.3	-70.9	316.3	10.6

Tabelle C.41: Resultierende Dübelbeanspruchungen (Modell: Versuchskörper *Typ B*)

Vergleich der Last-Kerbbeanspruchungsbeziehungen

Die Kerbbeanspruchungen die auf Basis des gewählten Lastmodells mit Hilfe von *RFEM* ermittelt wurden sind in Tab. C.42 aufgelistet. Die Gegenüberstellung der analytischen und numerischen Berechnungsergebnisse zeigt Abb. C.42.

Laststufe j	P_j [kN]	σ_{1_j} [N/mm²]	σ_{V_j} [N/mm²]	ε_{1_j} [1]	ε_{V_j} [1]
1	150.0	240	271	$1.25 \cdot 10^{-3}$	$1.22 \cdot 10^{-3}$
2	242.5	323	372	$2.36 \cdot 10^{-3}$	$2.30 \cdot 10^{-3}$
3	314.3	365	407	$3.55 \cdot 10^{-3}$	$3.46 \cdot 10^{-3}$

Tabelle C.42: Kerbbeanspruchungen zufolge von *RFEM* (Modell: Versuchskörper *Typ B*)

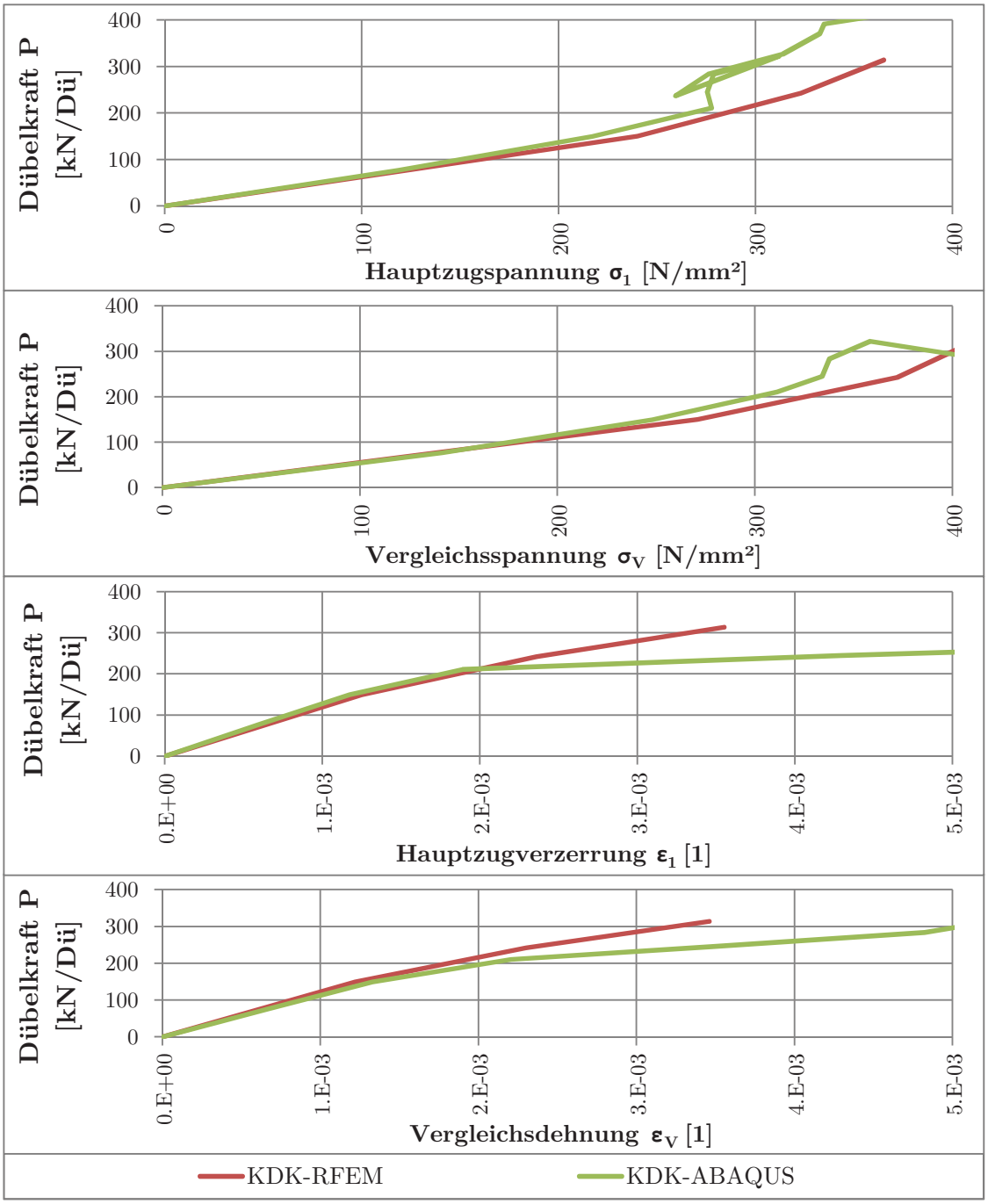


Abbildung C.42: Last-Kerbbeanspruchungsbeziehungen (Modell: Versuchskörper *Typ A*)

Literaturverzeichnis

[Aba10a] Abaqus: *Abaqus Example Problems Manual. Volume I: Static and Dynamic Analyses.* Abaqus 6.10, Dassault Systèmes Simulia Corp., USA, 2010.

[Aba10b] Abaqus: *Abaqus Software, Vers. 6.10-1.* Dassault Systèmes Simulia Corp., USA, 2010.

[Aba10c] Abaqus: *Abaqus Theory Manual.* Abaqus 6.10, Dassault Systèmes Simulia Corp., USA, 2010.

[Ant07] Antesberger, E.: *Weiterführende numerische Untersuchungen zum Tragverhalten von Kronendübeln.* Diplomarbeit, Institut für Tragkonstruktionen - Stahlbau, Technische Universität Wien, Österreich, September 2007.

[Bau06] Baum, C.: *Methode zur Anrisslebensdauervorhersage bei beliebigen mehrachsigen Beanspruchungen (EVICD): Fortschrittliches Werkszeug für die ingenieurmäßige Praxis und Verifikation.* Dissertation, Fakultät für Ingenieurwissenschaften, Abteilung Maschinenbau der Universität Duisburg-Essen, Mai 2006.

[BHR+89] Brozzetti, J. ; Hirt, M. ; Ryan, I. ; Sedlacek, G. ; Smith, I.: *Background informations on Fatigue design rules - Statistical Evaluation, Chapter 9 - Document 9.01.* Centre Technique Industriel de la Construction Métallique, Ecole Polytechnique Fédérale de Lausanne, University of Technology Aachen, Dezember 1989.

[Bur09] Burger, S.: *Untersuchungen zum Ermüdungsverhalten von Betondübeln im Verbundbau.* Dissertation, Fakultät für Bauingenieur- und Vermessungswesen, Universität der Bundeswehr München, Deutschland, August 2009.

[CS86] Clormann, U. H. ; Seeger, T.: *RAINFLOW - HCM, Ein Zählverfahren für Betriebsfestigkeitsnachweise auf werkstoffmechanischer Grundlage.* Ernst & Sohn, Stahlbau 55, Heft 3, S. 65-71, 1986.

[EC003] EC0: *ÖNORM EN 1990: Eurocode 0; Grundlagen der Tragwerksplanung.* ON Österreichisches Normungsinstitut, Heinestraße 38, 1020 Wien, Ausgabe: 1. März 2003.

[EC104] EC1-2: *ÖNORM EN 1991-2: Eurocode 1; Einwirkungen auf Tragwerke; Teil 2: Verkehrslasten auf Brücken.* ON Österreichisches Normungsinstitut, Heinestraße 38, 1020 Wien, Ausgabe: 1. August 2004.

[EC204] EC2-1-1: *ÖNORM EN 1992-1-1: Eurocode 2; Bemessung und Konstruktion von Stahlbeton- und Spannbetontragwerken; Teil 1-1: Allgemeine Bemessungsregeln und Regeln für den Hochbau.* ON Österreichisches Normungsinstitut, Heinestraße 38, 1020 Wien, Ausgabe: 1. Dezember 2004.

[EC207] EC2-2: *ÖNORM EN 1992-2: Eurocode 2; Bemessung und Konstruktion von Stahlbeton- und Spannbetontragwerken; Teil 2: Betonbrücken - Bemessungs- und Konstruktionsregeln.* ON Österreichisches Normungsinstitut, Heinestraße 38, 1020 Wien, Ausgabe: 1. September 2007.

[EC305] EC3-1-9: *ÖNORM EN 1993-1-9: Eurocode 3; Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten; Teil 1-9: Ermüdung.* ON Österreichisches Normungsinstitut, Heinestraße 38, 1020 Wien, Ausgabe: 1. November 2005.

[EC306] EC3-1-1: *ÖNORM EN 1993-1-1: Eurocode 3; Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten; Teil 1-1: Allgemeine Bemessungsregeln und Regeln für den Hochbau.* ON Österreichisches Normungsinstitut, Heinestraße 38, 1020 Wien, Ausgabe: 1. Oktober 2006.

[EC307] EC3-2: *ÖNORM EN 1993-2: Eurocode 3; Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten; Teil 2: Stahlbrücken.* ON Österreichisches Normungsinstitut, Heinestraße 38, 1020 Wien, Ausgabe: 1. April 2007.

[EC407a] EC4-1-1: *ÖNORM EN 1994-1-1: Eurocode 4; Bemessung und Konstruktion von Verbundtragwerken aus Stahl und Beton; Teil 1-1: Allgemeine Bemessungsregeln und Anwendungsregeln für den Hochbau.* ON Österreichisches Normungsinstitut, Heinestraße 38, 1020 Wien, Ausgabe: 1. Februar 2007.

[EC407b] EC4-2: *ÖNORM EN 1994-2: Eurocode 4; Bemessung und Konstruktion von Verbundtragwerken aus Stahl und Beton; Teil 2: Allgemeine Bemessungsregeln und Anwendungsregeln für Brücken.* ON Österreichisches Normungsinstitut, Heinestraße 38, 1020 Wien, Ausgabe: 1. September 2007.

[Ehr10] Ehrmann, M.: *Ausgewählte Untersuchungen zu einer dreizelligen Hohlkastenbrücke.* Diplomarbeit, Institut für Tragkonstruktionen - Stahlbau, Technische Universität Wien, Österreich, Juni 2010.

[EN105] EN10025: *ÖNORM EN 10025-4: Warmgewalzte Erzeugnisse aus Baustählen; Teil 4: Technische Lieferbedingungen für thermomechanisch gewalzte schweißgeeignete Feinkornbaustähle.* ON Österreichisches Normungsinstitut, Heinestraße 38, 1020 Wien, Ausgabe: 1. Februar 2005.

[EN109] EN12390-2: *ÖNORM EN 12390-2: Prüfung von Festbeton - Teil 2: Herstellung und Lagerung von Probekörpern für Festigkeitsprüfungen.* ON Österreichisches Normungsinstitut, Heinestraße 38, 1020 Wien, Ausgabe: 1. Juli 2009.

[EN112] EN1090: *ÖNORM EN 1090-2: Ausführung von Stahltragwerken und Aluminiumtragwerken - Teil 2: Technische Regeln für die Ausführung von Stahltragwerken.* ON Österreichisches Normungsinstitut, Heinestraße 38, 1020 Wien, Ausgabe: 1. Jänner 2012.

[EN904] EN9013: *ÖNORM EN ISO 9013, Thermisches Schneiden - Einteilung thermischer Schnitte - Geometrische Produktspezifikation und Qualität.* ON Österreichisches Normungsinstitut, Heinestraße 38, 1020 Wien, Ausgabe: 1. Apri 2004.

[FG05] Feldmann, M. ; Gesella, H.: *Zur Vorhersage des Rissfortschritts bei einbetonierten Kopfbolzendübeln in Verbundträgern unter nicht ruhender Belastung.* Ernst & Sohn, Stahlbau 74, Heft 10, S.767-779, 2005.

[FHHR07] Feldmann, M. ; Hegger, J. ; Hechler, O. ; Rauscher, S.: *Untersuchungen zum Trag- und Verformungsverhalten von Verbundmitteln unter ruhender und nichtruhender Belastung bei Verwendung hochfester Werkstoffe.* Forschung für die Praxis P 621, Forschungsvereinigung Stahlanwendung e.V. im Stahl Zentrum, Forschungsvorhaben der RWTH Aachen, Verlag und Vertriebgesellschaft mbH, Düsseldorf, 2007.

[Fin06] Fink, J.: *Stahlbau 1 - Studienblätter zur Vorlesung.* Institut für Tragkonstruktionen - Stahlbau, Technische Universität Wien, Österreich, 2006.

[Fin07] Fink, J.: *Stahlbau 2 - Stahl- und Verbundhochbau. Studienblätter zur Vorlesung.* Institut für Tragkonstruktionen - Stahlbau, Technische Universität Wien, Österreich, März 2007.

[Fra12] Frank, N.: *Finite Elemente-Untersuchungen zum Tragverhalten einer neuartigen Sandwichfahrbahnplatte für Eisenbahnbrücken.* Diplomarbeit, Institut für Tragkonstruktionen - Stahlbau, Technische Universität Wien, Österreich, Jänner 2012.

[Ges06] Gesella, H.: *Realistisches Modell zur Beschreibung des zyklischen Kraft-, Verformungs- und Schädigungsverhaltens von Trägerverbundfugen mit Kopfbolzendübeln auf Grundlage des Rissfortschritts.* Dissertation, Technische Universität Kaiserslautern, 2006.

[Hai02] Haibach, E.: *Betriebsfestigkeit.* Springer Verlag, 2. Auflage, 2002.

[HHS+03] Hänel, B. ; Haibach, E. ; Seeger, T. ; Wirthgen, G. ; Zenner, H.: *Rechnerischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile aus Stahl, Eisenguss- und Aluminiumwerkstoffen.* FKM Forschungskuratorium Maschinenbau, VDMA Verlag, 5. Ausgabe, 2003.

[Hob97] Hobbacher, A.: *Empfehlungen zur Schwingfestigkeit geschweißter Verbindungen und Bauteile.* IIW International Institute of Welding;, 1997.

[Hof75] Hoffmann, E.: *Dauerfestigkeitsversuche mit brenngeschnittenen Pruefkoerpern aus St 52-3.* Bauforschungsprojekt, Förderer: Deutscher Ausschuss für Stahlbau, Arbeitsgemeinschaft Industrieller Forschungsvereinigungen e.V., Köln, 1975.

[Hoh04] Hohberg, R.: *Zum Ermüdungsverhalten von Beton.* Dissertation, Fakultät VI, Bauingenieurwesen u. Angewandte Geowissenschaften, Technische Universität Berlin, 2004.

[HPs06a] Hanswille, G. ; Porsch, M. ; Üstündag, C.: *Neue Untersuchungen zum Ermüdungsverhalten von Kopfbolzendübeln.* Ernst & Sohn, Stahlbau 75, Heft 4, S.303-316, 2006.

[HPs06b] Hanswille, G. ; Porsch, M. ; Üstündag, C.: *Versuchsbericht über die Durchführung von 77 Push-Out-Versuchen (Förderzeitraum 2002-2004). Forschungsprojekt: Modellierung von Schädigungsmechanismen zur Beurteilung der Lebensdauer von Verbundkonstruktionen aus Stahl und Beton.* Institut für Konstruktiven Ingenieurbau, Heft 7, Bergische Universität Wuppertal, April 2006.

[Iss02] Issler, S.: *Entwicklung eines Verfahrens zur Lebensdauervorhersage für Schaufel-Scheibe-Verbindungen bei Gasturbinen.* Dissertation, Fakultät für Energietechnik, Universität Stuttgart, 2002.

[Iss10] Issler, L.: *Betriebsfeste Auslegung von zeitlich veränderlich beanspruchten Stahltragwerken, Teil 1: Grundlagen und Konzepte.* Bauakademie Biberach, 32. Stahlbauseminar 2010, Tagungsband Nr. 158, 2010.

[Iwa07] Iwancsics, M.: *Numerische Untersuchungen zu neuartigen Schubverbindern.* Diplomarbeit, Institut für Tragkonstruktionen - Stahlbau, Technische Universität Wien, Österreich, Mai 2007.

[KM11] Kmiecik, P. ; M., Kaminski: *Modelling of reinforced concrete structures and composite structures with concrete strength degradation taken into consideration.* Archives of civil and mechanical engineering; Vol. XI, 2011.

[Kre92] Kreissig, R.: *Einführung in die Plastizitätstheorie.* Fachbuchverlag Leipzig - Köln, 1992.

[LAA+87] Leonhardt, F. ; Andrä, W. ; Andrä, H.-P. ; Saul, R. ; Harre, W.: *Zur Bemessung durchlaufender Verbundträger bei dynamischer Belastung.* Bauingenieur 62, S.311-324, Spinger-Verlag, 1987.

[LAAH87] Leonhardt, F. ; Andrä, W. ; Andrä, H.P. ; Harre, W.: *Neues vorteilhaftes Verbundmittel für Stahlverbundtragwerke mit hoher Dauerfestigkeit.* Beton- und Stahlbetonbau, Bd. 82, S.325-331, 1987

[Lef02] Leffer, A.: *Zum Ermüdungsverhalten einbetonierter Kopfbolzendübel,.* Dissertation, Technische Universität Kaiserslautern, 2002.

[Leo88] Leonhardt, F.: *Kritische Bemerkungen zur Prüfung der Dauerfestigkeit von Kopfbolzendübeln für Verbundträger.* Bauingenieur 63, S.307-310, Spinger-Verlag, 1988.

[Mas26] Masing, G.: *Eigenspannungen und Verfestigung beim Messing.* Proc. 2nd Int. Conf. Applied Mech., Zürich, 1926.

[MH04] Mang, H. ; Hofstetter, G.: *Festigkeitslehre.* Springer Verlag, 2. Auflage, 2004.

[MKC76] Müller, F.P. ; Keintzel, E. ; Charlier, H.: *Dynamische Probleme im Stahlbetonbau.* Schriftenreihe des DAfStb., Heft 342, Ernst & Sohn, 1976.

[MWB+12] Mangerig, I. ; Wagner, R. ; Burger, S. ; Wurzer, O. ; Zapfe, C.: *Zum Einsatz von Betondübeln im Verbundbau (Teil 2) - Nichtruhende Beanspruchung.* Ernst & Sohn, Stahlbau 81, Heft 1, S. 26 - 31, Jänner 2012.

[Neu85] Neuber, H.: *Kerbspannungslehre.* 3.Auflage, Spinger-Verlag, 1985.

[NG12] Nussbaumer, A. ; Günther, H.: *Kommentar zu DIN EN 1993-1-9: Ermüdung; Grundlagen und Erläuterungen.* Ernst & Sohn, Stahlbau Kalender, S. 255 - 352, 2012.

[Oeh90] Oehlers, D.J.: *Deterioration in strength of stud connectors in composite bridge beams.* Journal of Structural Engineering, Vol. 116, No. 12, Dec. 1990.

[Oeh95] Oehlers, D.J.: *Design and assessment of shear connectors in composite bridge beams.* Journal of Structural Engineering, Vol. 121, No. 2, Feb. 1995.

[Pav11] Pavlicek, S.: *Numerische Untersuchungen und Modellbildung zur Beschreibung der Spannungszustände innerhalb des Kronendübels.* Diplomarbeit, Institut für Tragkonstruktionen - Stahlbau, Technische Universität Wien, Österreich, November 2011.

[Pet88] Petersen, C.: *Stahlbau.* Friedr. Vieweg & Sohn Verlag, Braunschweig, 1988.

[Pet08] Petraschek, T.: *Modelle zur Vorhersage des Tragvermögens eines Kronendübels als alternativer Schubverbinder.* Dissertation, Institut für Tragkonstruktionen - Stahlbau, Technische Universität Wien, Österreich, Mai 2008.

[Rei05] Reinhardt, H.W.: *Betonkalender 2005, S. 1 - 141.* Ernst & Sohn, 2005.

[Rfe09] Rfem: *Rfem Software, Vers. 4.02.0461.* Ingenieur-Software Dlubal GmbH, Deutschland, 2009.

[RH86] Roik, K. ; Holtkamp, H. J.: *Untersuchungen zur Dauer- und Betriebsfestigkeit der Verdübelung von Verbundträgern mit Hilfe von Kopfbolzendübeln.* Studiengesellschaft für Anwendungstechnik von Eisen und Stahl e.V., Projekt 191, Düsseldorf, September 1986.

[RH87] Roik, K. ; Hanswille, G.: *Zur Dauerfestigkeit von Kopfbolzendübeln bei Verbundträgern.* Bauingenieur 62, S.273-285, Spinger-Verlag, Berlin, 1987.

[RH89] Roik, K. ; Holtkamp, H. J.: *Untersuchungen zur Dauer- und Betriebsfestigkeit von Verbundträgern mit Kopfbolzendübeln.* Ernst & Sohn, Stahlbau 58, Heft 2, S.53-62, 1989.

[RS00] Radaj, D. ; Sonsino, C.M.: *Ermüdungsfestigkeit von Schweißverbindungen nach lokalen Konzepten.* Fachbuchreihe Schweißtechnik, Band 142, DVS Verlag, Düsseldorf, 2000.

[RV07] Radaj, D. ; Vormwald, M.: *Ermüdungsfestigkeit, Grundlagen für Ingenieure.* Springer Verlag, 3. Auflage, 2007.

[RVS06] RVS15: *RVS 15.05.11, Stahlkonstruktionen.* FSV Österreichische Forschungsgesellschaft Straße, Schiene & Verkehr, Ausgabe: 1.März 2006.

[Sch08] Schneider, K.: *Bautabellen für Ingenieure mit Berechnungsbeispielen und Hinweisen.* Werner Verlag, 18. Auflage, Köln, Deutschland, 2008.

[See96] Seeger, T.: *Grundlagen für Betriebsfestigkeitsnachweise, Kap. 12, Stahlbau Handbuch, Bd. 1, Teil B.* Stahlbau-Verlagsgesellschaft, Köln, 1996.

[SG56] Siebel, E. ; Gaier, M.: *Untersuchungen über den Einfluss der Oberflächenbeschaffenheit auf die Dauerfestigkeit metallischer Bauteile.* VDI-Z. 98, S. 1715-1723, 1956.

[SKMB92] Sonsino, C. ; Kaufmann, H. ; Müller, F. ; Berghöfer, U.: *Schwingfestigkeit von hochfesten Feinkornbaustählen im brenngeschnittenen Zustand.* Studiengesellschaft Stahlanwendung e.V, Projekt 185, Frauenhofer-Institut für Betriebsfestigkeit (LBF), Darmstadt, Juni 1992.

[Son02] Song, J.: *Untersuchung der Anrisslebensdauer von Betondübeln mit Hilfe des Örtlichen Konzepts.* Veröffentlichung des Instituts für Stahlbau und Werkstoffmechanik, Technische Universität Darmstadt, Heft 67, 2002.

[SS87] Spur, G. ; Stöferle, T.: *Handbuch der Fertigungstechnik, Band 4/1, Abtragen und Beschichten.* Carl Hanser Verlag, München, 1987.

[Wei05] Weick, M.: *Untersuchung und Modellierung der Lebensdauer unter nichtproportionaler mehrachsiger Wechselbeanspruchung.* Forschungszentrum Karlsruhe, Institut für Materialforschung, Wissenschaftliche Berichte FZKA 7162, August 2005.

[Zap01] Zapfe, C.: *Trag- und Verformungsverhalten von Verbundträgern mit Betondübeln zur Übertragung der Längsschubkräfte.* Dissertation, Institut für Konstruktiven Ingenieurbau, Universität der Bundeswehr, München, 2001.