



Diplomarbeit

Bewertung des Potentials von einseitigen Kehlnähten mit erhöhtem a-Maß

ausgeführt zum Zwecke der Erlangung des akademischen Grades eines Diplom-
Ingenieurs (Dipl.-Ing.) unter Leitung von

Univ. Prof. Dipl.-Ing. Dr. techn. Ernst Kozeschnik

Institut für Werkstoffwissenschaft und Werkstofftechnologie

eingereicht an der Technischen Universität Wien

Fakultät für Maschinenwesen und Betriebswissenschaften

von

Miroslav ADAMOVIC, BSc

Matrikelnummer: 01225283

Wien, November 2022

Vorname Name

In Kooperation mit:

Siemens Mobility Austria GmbH

SIEMENS

Vorwort

Die vorliegende Diplomarbeit ist während meiner Tätigkeit als Werkstudent bei Firma Siemens Mobility Austria GmbH am Standort Leberstraße 34, 1110 in Wien entstanden. Zum Gelingen dieser Arbeit haben zahlreiche Personen beigetragen, denen ich zu besonderen Dank verpflichtet bin und die ich an dieser Stelle erwähnen möchte.

Herrn Univ.Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. Ernst Kozeschnik gebührt mein ganz besonderer Dank, der schon zum zweiten Mal die Betreuung einer von mir verfassten, wissenschaftlichen Arbeit übernommen hat. Für tatkräftige Unterstützung, hervorragende Betreuung und vor allem die Motivation für die Werkstoffwissenschaft während meines gesamten Studiums, möchte ich mich an dieser Stelle recht herzlich bedanken.

Bei meinen beiden Mentoren, Dipl.-Ing. Andreas Ruthmeier und Dipl.-Ing. Dr.techn. Herbert Rattensperger, möchte ich mich für die konstruktive und freundliche Unterstützung, die übermittelten Fachkenntnisse, großzügige Förderung, hervorragende Betreuung während meiner gesamten Tätigkeit als Diplomand sowie für all die wertvollen Lebensratschläge und Anregungen bedanken, die dazu beigetragen haben, dass ich mich als Ingenieur und als Mensch weiterentwickle.

Meinen besonderen Dank möchte ich der Festigkeitsabteilung der Firma Siemens Mobility in Wien aussprechen, die mir mit Bereitstellung dieses Themas das Vertrauen schenkte und die Gelegenheit gab, die ersten Einblicke in die Welt der Schienenfahrzeugindustrie zu bekommen und die ersten Erfahrungen in der Festigkeitsberechnung zu sammeln. Besonders hervorheben möchte ich dabei meine Vorgesetzten Dipl.-Ing. Thomas Platter, Dipl.-Ing. Michael Weiss und Dipl.-Ing. Dr.techn. Markus Seitzberger, ohne deren Zustimmung diese Diplomarbeit gar nicht möglich gewesen wäre. Weiterhin gilt mein Dank allen Mitarbeitern und Berechnungskollegen, die mir stets bei vorhandenen Problemen mit Rat zur Seite standen, mich an Ihren Fachkenntnissen teilhaben ließen und für das angenehme Arbeitsklima sorgten.

Bei Herrn Ing. Christian Zaruba und Frau Edith Asiemo vom Institut der Werkstoffwissenschaften und Werkstofftechnologie möchte ich mich für die Unterstützung und zahlreiche fachliche Ratschläge während meiner Untersuchungen bedanken.

Abschließend möchte ich mich bei meiner Familie und meiner Freundin Katarina Pajkic bedanken, die mich während meines Studiums begleitet, immer wieder bestärkt und mich stets in meinem Vorhaben unterstützt haben.

Ich nehme zur Kenntnis, dass ich zur Drucklegung dieser Arbeit nur mit Bewilligung der Prüfungskommission berechtigt bin.

EIDESSTAATLICHE ERKLÄRUNG

Ich erkläre an Eides statt, dass ich die vorliegende Arbeit nach den anerkannten Grundsätzen für wissenschaftliche Abhandlungen von mir selbstständig erstellt wurde. Alle verwendeten Hilfsmittel, insbesondere die zugrunde gelegte Literatur, sind in dieser Arbeit genannt und aufgelistet. Die aus den Quellen wörtlich entnommenen Stellen, sind als solche kenntlich gemacht.

Das Thema dieser Arbeit wurde von mir bisher weder im In- noch Ausland einer Beurteilerin/ einem Beurteiler zur Begutachtung in irgendeiner Form als Prüfungsarbeit vorgelegt. Diese Arbeit stimmt mit der von den Begutachterinnen/Begutachtern beurteilten Arbeit überein.

Ich nehme zur Kenntnis, dass die vorgelegte Arbeit mit geeigneten und dem derzeitigen Stand der Technik entsprechenden Mitteln (Plagiat-Erkennungssoftware) elektronisch technisch überprüft wird. Dies stellt einerseits sicher, dass bei der Erstellung der vorgelegten Arbeit die hohen Qualitätsvorgaben im Rahmen der geltenden Regeln zur Sicherung guter wissenschaftlicher Praxis „Code of Conduct“ an der TU Wien eingehalten wurden. Zum anderen werden durch einen Abgleich mit anderen studentischen Abschlussarbeiten Verletzungen meines persönlichen Urheberrechts vermieden.

Ort und Datum:

Name und Unterschrift:

Adamovic Miroslav

Kurzfassung

In verschiedenen Bereichen der Schienenfahrzeugindustrie und im Besonderen in der Fertigung eines Wagenkastens wird das Schweißen als primäre Fügetechnik eingesetzt. Somit besteht ein typischer Wagenkasten aus einer Vielzahl verschweißter Bleche und Profile, die meistens aus Stahl oder Aluminiumlegierungen produziert werden. Dabei kommen je nach Zweck und Art der Verbindung der einzelnen Profile oder Baugruppen verschiedene Arten von Schweißnähten zustande. Das Schweißen gehört aber auch zu den Verfahren, die aufgrund verschiedenartiger Ausführungen und Einflüsse wie z.B. Schweißparameter oder Gravitationsrichtung eine sehr aufwendige Festigkeitsbewertung erfordert und dadurch die Schweißnähte relativ stark in ihren Nahtformen abweichen können.

Für die Berechnung der Ermüdungsfestigkeit ist die Charakterisierung der zu realisierenden Schweißnähte von besonderer Bedeutung, weil die Kosten- und Gewichtsreduktion direkt mit den Ergebnissen der Berechnung zusammenhängen. Realitätsnahe Festigkeitsergebnisse sind bei manchen Schweißnahtformen sehr herausfordernd zu ermitteln und verlangen beim Vorhandensein von markanten Abweichungen von idealisierter Form*¹ meistens zusätzliche experimentelle Untersuchungen als Nachweis.

Die einseitige Kehlnaht, bei dünnen Blechen bis einer Blechdicke von 5 mm, gehört zu den am häufigsten vorkommenden Schweißnähten, die bei Überlappstößen zu Abweichungen zwischen den normativen bzw. empirisch ermittelten Festigkeitswerten tendiert. Der vermutete Grund für diese Festigkeitsabweichungen liegt genau darin, dass unterschiedliche Schweißverfahren zu verschiedenartigen Kehlnahtformen führen. Laut aktuellen Normen und Richtlinien wird aber für alle darin geltenden Schweißverfahren die Ermüdungsfestigkeit nach dem gleichen Berechnungsschema ermittelt, obwohl einzelne Schweißverfahren zu völlig unterschiedlichen Kehlnahtformen führen.

Mit dem Ziel mehr Kenntnis über die Festigkeit der einseitigen Kehlnaht bei Überlappstößen zu gewinnen, wurde diese Schweißnahtform im Rahmen dieser Diplomarbeit mit Hilfe von Dauerschwingversuchen und Computersimulationen mit Nenn- und Kerbspannungsbetrachtung gründlich untersucht. Dabei ging es unter anderem um den Einfluss der asymmetrischen Form der Naht bei dünnen Blechen, charakterisiert durch das erhöhte a-Maß (siehe *Abbildung 1-1*).

Im experimentellen Teil der Arbeit wurden vier verschiedene Überlappstöße mit zwei üblichen Schweißverfahren, MAG- und WIG-Schweißen, geschweißt und in weiterer Folge auf Ermüdungsfestigkeit mit Hilfe von Schwingversuchen getestet. Die getesteten Überlappproben wurden mit aktueller Simulations-Software nachmodelliert, gerechnet und mit Versuchsergebnissen verglichen. Zusätzlich wurde eine Analyse der gerissenen, geschwungenen Bauteilproben durchgeführt, um die Schweißnahtqualität und die Risslage eindeutig zu beurteilen.

Alle getesteten Proben haben die vorausgelegte Ermüdungsfestigkeit nach der aktuellen Berechnungsmethode laut Richtlinie *DVS 1612**² unter Berücksichtigung von idealisiertem a-Maß*³ sowie nach derselben Berechnungsmethode unter Berücksichtigung von real vorkommendem (erhöhtem) a-Maß eingehalten bzw. deutlich übertroffen. Dabei wurde bestätigt, dass die Berechnungsmethode mit erhöhtem a-Maß eine stets präzisere Festigkeitsvorauslegung liefert als die bestehende Methode mit dem idealisierten a-Maß. Außerdem konnte man deutlich sehen, dass die

¹ Bei den Kehlnähten wird von einem gleichschenkeligen Dreieck ausgegangen, welches in solcher Form selten auftritt.

² DVS 1612 stellt eine Richtlinie für die Dauerfestigkeitsbewertung von Schweißverbindungen aus Stahl im Schienenfahrzeugbau dar.

³ Bei einer Kehlnaht wird in der Konstruktionslehre das idealisierte a-Maß als $\frac{t_1}{\sqrt{2}}$ angenommen. Dabei steht t_1 für die Dicke des angeschweißten Blechs im Falle einer Überlappverbindung.

Kerbspannungsmethode eine ziemlich präzise Ermüdungsvorauslegung im Vergleich zur häufig angewendeten Schalenmodellberechnung liefert, die deutlich konservativere Ergebnisse zeigte.

Weiters führten die Versuchsergebnisse zu den Erkenntnissen, die einen eindeutigen Unterschied in der Ermüdungsfestigkeit zwischen den zwei Kehlnahtformen (WIG- und MAG-geschweißt) aufweisen, was durch die Simulationen teilweise bestätigt werden konnte. Bei beiden Schweißverfahren hielten die gestützten*⁴ gegenüber den ungestützten Proben deutlich höhere Lastniveaus aus.

Eine weitere interessante Erkenntnis aus den Versuchen ist, dass alle WIG-geschweißten Proben einen Riss an der Nahtwurzel aufwiesen, während alle MAG-geschweißten Proben am Nahtübergang rissen. Dieser Festigkeitsunterschied und die unterschiedliche Risslage der beiden unterschiedlich geschweißten Probenformen sind auf die Unterschiede in der asymmetrischen Nahtform bzw. in der unterschiedlichen Steigung des Nahtübergangswinkels zurückzuführen.

⁴ Als gestützt sind die Überlappproben gemeint, bei denen die Biegung quer zur Nahtlängsrichtung durch die Stützwirkung des dickeren Blechs ausgeschlossen wird wie z.B. Überlappprobe 1,5 auf 6 mm. Analog wäre ein Beispiel für die eine ungestützte Probe 1,5 auf 1,5 mm.

Abstract

Welding is used as the primary joining technique in various areas of the rail vehicle industry, especially in the production of a car body. A typical car body of a rail vehicle consists of many profiles and sheets which are welded together and mostly made of steel and aluminum alloys. Depending on the purpose and type of connection of the individual profiles or assemblies, different types of weld seams can be distinguished. Unfortunately, welding is also one of the joining techniques that requires very complex strength assessment. It can deviate significantly in the weld seam form due to various welding techniques and influences such as welding parameters or direction of gravity.

The characterization of these weld seams is of main importance for the calculation of the fatigue strength because most material savings are directly related to the results of the calculation. Therefore, realistic strength results are sometimes very challenging to determine and usually require additional experimental investigations if there are significant deviations in the weld geometry from the idealized one⁵.

The one-sided fillet weld at overlapping joints is one of the most common welds which empirically tends to show deviations in strength values. The reason for these strength deviations are exactly those different welding processes, which can lead to various fillet weld shapes. According to common calculation standards the fatigue strength is determined using the same calculation procedure without distinguishing individual welding processes.

By aiming to gain more knowledge about the strength of the one-sided fillet weld at overlapping joints, the fillet weld was thoroughly examined within the scope of this diploma thesis using fatigue tests and computer simulations with nominal and notch stress consideration. The focus was primarily on the influence of the asymmetrical shape of the weld seam, characterized by the increased value of a-parameter (see *Abbildung 1-1*).

In the practical part of this thesis, four different lap joints were welded using two common welding processes MAG and TIG welding and subsequently tested using fatigue cycle tests. The lap joints were modeled using latest FEA methods and compared with fatigue test results. In addition, an analysis of the used tested samples was carried out to assess the weld quality and position of the crack.

All tested specimens complied with the anticipated fatigue strength calculation based on current calculation methods according to guideline *DVS 1612*⁶ using the idealized a-parameter⁷ as also the same calculation method but using the real (increased) a-parameter. It was confirmed that the calculation method with increased a-parameter delivers a more precise calculation results than the current used method using the idealized a-parameter. The notch stress method provides clearly more accurate fatigue calculations compared to the shell model calculation, which shows more conservative results.

Experimental results also led to the new knowledge showing the clear difference in fatigue strength between the two fillet weld shapes (MAG and TIG welded), which are partly confirmed by the

⁵ The idealized form of fillet welds is based on an isosceles triangle, which rarely occurs in that form.

⁶ *DVS 1612* represents the guideline for evaluating the fatigue strength of steel welded joints used in the rail vehicle industry.

⁷ In case of a fillet weld, the idealized a-parameter is assumed to be $\frac{t_1}{\sqrt{2}}$, where t_1 stands for the thickness of the thinner sheet in the overlap joint.

simulations. For both welding processes, the supported*⁸ specimens withstood significantly higher load levels than the unsupported ones.

An interesting finding from the fatigue tests shows that all of TIG welded specimens cracked at notch root, while all MAG welded specimens cracked at weld toe. The difference in strength and in the crack initial position between these two welding techniques can be attributed to the difference in the asymmetric shape of the weld seams or more precisely to the different slope of flank angle of the seam.

⁸ Supported are those overlap specimens in which the inflection perpendicular to the longitudinal direction of the seam is excluded by the supporting effect of the thicker sheet like overlap specimen of 1.5 on 6 mm. An example for the unsupported specimen would be a 1.5 on 1.5 mm overlap.

Glossar

ξ_p	Quantil-Wert der Normalverteilung
$\Delta\sigma$	Spannungsschwingbreite
A	Auslastung $\frac{\sigma_e}{\sigma_{zul}}$
BS	British Standards
DIN	Deutsches Institut für Normung
DVS	Deutsches Verband für Schweißen und verwandte Verfahren
ERRI	European Rail Research Institute
FAT	Fatigue Class
FEM	Finite-Elemente-Methode
FKM	Forschungskuratorium Maschinenbau
FSW	Friction Stir Welding
HFP	High Frequency Pulsator
HNS	Hauptnormalspannung
IIW	International Institute of Welding
ISO	International Organization for Standardization
k	Steigung der Wöhlerlinie
K_f	Kerbformzahl
MAG	Metall-Aktiv-Gas
MIG	Metall-Inert-Gas
MSG	Metall-Schutzgas
NÜ	Nahtübergang
NW	Nahtwurzel
$P_{\bar{u}}$	Überlebenswahrscheinlichkeit
R	Spannungsverhältnis $\frac{\sigma_u}{\sigma_o}$
SL	Schlüsselloch

t_1	Dicke des angeschweißten Blechs
t_2	Dicke des Stützelements
T_s	Streuspanne
WEZ	Wärmeeinflusszone
WIG	Wolfram-Inert-Gas
ZTU	Zeit-Temperatur-Umwandlung
σ_a	Amplitudenspannung
σ_m	Mittelspannung
σ_o	Oberspannung
σ_u	Unterspannung
MKJ	Moore-Kommers-Jasper
ΔF	Kraftschwingbreite
$\Delta \tau$	Schubspannungsschwingbreite
T_{A1}	Umwandlungstemperatur von Perlit
$\Delta \sigma_e$	maximale Spannungsschwingbreite an der kritischen Kerbstelle
N	Lastwechsel/Spielzahl

Inhaltsverzeichnis

Vorwort.....	i
EIDESSTAATLICHE ERKLÄRUNG.....	ii
Kurzfassung.....	iii
Abstract.....	v
Glossar.....	vii
1 Einleitung.....	1
1.1 Motivation.....	1
1.2 Zielsetzung und Vorgaben.....	2
2 Stand der Technik.....	3
2.1 Schweißen.....	3
2.1.1 Verfahrensablauf eines Schutzgasschweißens mittels Zusatzwerkstoff.....	4
2.1.1.1 Metall-Schutzgasschweißen (MSG-Schweißen).....	6
2.1.1.2 Wolfram-Inertgasschweißen (WIG-Schweißen).....	7
2.1.2 Mikrostruktur und Umwandlungsprozesse beim Schweißen.....	7
2.1.3 Metallurgische Probleme beim Schweißen.....	8
2.2 Festigkeitsberechnung von Schweißverbindungen.....	9
2.2.1 Linear-elastische Festigkeitsnachweiskonzepte.....	10
2.2.2 Dauerschwingversuch.....	10
2.2.2.1 Grundlagen der Ermüdung.....	10
2.2.2.2 Wöhlerdiagramm.....	12
2.2.2.3 Statistische Auswertung von Versuchsdaten im Nennspannungskonzept.....	13
2.2.2.4 Statistische Auswertung von Versuchsdaten im Kerbspannungskonzept.....	16
2.2.2.5 Verbesserung der Schwingfestigkeit.....	17
2.2.3 Wichtige Normen und Richtlinien.....	17
2.2.3.1 DIN EN 15085: Bahnanwendungen - Schweißen von Schienenfahrzeugen und -	
fahrzeugteilen [25].....	17
2.2.3.2 DVS 1612: Gestaltung und Dauerfestigkeitsbewertung von Schweißverbindungen	
mit Stählen im Schienenfahrzeugbau [26].....	20
2.2.3.3 Merkblatt DVS 0905: Industrielle Anwendung des Kerbspannungskonzeptes für den	
Ermüdungsfestigkeitsnachweis von Schweißverbindungen [27].....	22
2.2.3.4 IIW Richtlinie-„Recommendations for fatigue design of welded joints and	
components“.....	26
2.2.3.5 Andere wichtige Normen und Richtlinien.....	26

3	Numerische Simulation	27
3.1	Verwendete Software	27
3.2	Problemstellung	28
3.2.1	Randbedingungen	28
3.2.2	Beanspruchungsart	28
3.2.2.1	Zugbeanspruchung.....	29
3.2.2.2	Druckbeanspruchung	29
3.2.2.3	Biegebeanspruchung.....	30
3.3	Schalenmodelle.....	31
3.4	Modellaufbau nach dem Kerbspannungskonzept	33
3.4.1	Annahmen und Idealisierungen	33
3.4.2	Bestimmung der kritischen Beanspruchungsart	34
3.4.3	Konvergenzstudie.....	34
3.4.4	Einflussgrößen.....	36
3.4.4.1	Einfluss der Nahtgeometrie	36
3.4.4.2	Festigkeitsunterschied der Kerbspannungsmodelle mit unterschiedlicher Darstellung der fiktiven Ersatzradien (U- und SL-Kerbe)	39
3.4.4.3	Größen- und Dickeneinfluss der Proben	39
3.4.4.4	Einfluss des Winkelverzugs	40
3.4.4.5	Einfluss des Abstands der Schweißnahtwurzel von der Einspannung	41
3.4.5	Kerbspannungsmodelle in Originalgröße der Versuchsproben	42
4	Durchführung der experimentellen Untersuchungen	43
4.1	Experimentelle Schwingfestigkeitsuntersuchungen	43
4.1.1	Beschaffung und Schweißen von Stahlblechen	43
4.1.2	Makroschliff	44
4.1.3	Probenzuschnitt und Winkelfehlermessung.....	45
4.1.4	Prüfstrategie bei der Durchführung von Dauerschwingversuchen	47
4.2	Versuchsaufbau.....	48
4.3	Analyse der Bruchflächen gerissener Proben	49

5	Ergebnisse	49
5.1	Schalenmodelle	49
5.2	Kerbspannungsmodelle	50
5.3	Auswertung von Ermüdungsversuchen	52
5.3.1	Statistischer Ansatz der Auswertung	52
5.3.2	Nennspannungskonzept	52
5.3.2.1	Versuchsreihe 1 (ungestützt)	53
5.3.2.2	Versuchsreihe 2 (gestützt)	54
5.3.2.3	Versuchsreihe 3 (ungestützt)	56
5.3.2.4	Versuchsreihe 4 (gestützt)	57
5.3.3	Kerbspannungskonzept.....	59
6	Diskussion	60
7	Zusammenfassung und Ausblick.....	65
	Tabellenverzeichnis.....	66
	Abbildungsverzeichnis	68
	Literaturverzeichnis	71
	Anhang	I
A.	Ausschnitte aus den relevanten Richtlinien.....	I
1.	Ausschnitt aus der Richtlinie <i>DVS 1612</i> / Seiten 5, 6 und 33	I
2.	Ausschnitt aus der Richtlinie <i>DVS 0905</i> (Anhang C: Experimentelle Ermittlung von Schwingfestigkeitswerten für das Kerbspannungskonzept)	IV
B.	Technische Materialdaten von verwendeten Stählen	V
C.	Zusätzliche experimentelle Untersuchungen	VIII
1.	Vorgehensweise bei der Winkelfehlermessung	VIII
2.	Ergebnisse aus dem Zugversuch	XI
3.	Makroschliffe	XIV
4.	Analyse der gerissenen Versuchsproben mit Hilfe eines digitalen Lichtmikroskops.....	XVI
D.	Simulationsergebnisse	XVIII
1.	Kerbspannungsmodelle mit abgetragener Nahtüberhöhung ($a\text{-Maß} \leq t_1$)	XVIII
2.	Kerbspannungsmodelle mit Nahtüberhöhung ($a\text{-Maß} \geq t_1/\sqrt{2}$)	XXI
3.	Bestimmung der Einspannposition von Versuchsproben	XXII

1 Einleitung

1.1 Motivation

Um mit konkurrierenden Firmen mithalten und den Marktanforderungen gerecht zu werden, spielt das Zeitmanagement in der Schienenfahrzeugbranche bei allen Herstellern eine wesentliche Rolle. In gewissen Situationen beginnt aus Zeitgründen die Produktion, bevor alle notwendigen Festigkeitsuntersuchungen abgeschlossen vorliegen. Wenn bei den zulassungsrelevanten Festigkeitsuntersuchungen einer der Tests versagt, muss der Hersteller mit hohen Änderungs- bzw. Anpassungskosten rechnen. Damit solche kostspieligen Szenarien vermieden werden, sind Berechnungsingenieure stets bestrebt, treffsichere Festigkeitsnachweise möglichst rechtzeitig zu Verfügung zu stellen.

Besonders die Festigkeitsberechnung von geschweißten Bauteilkonstruktionen, wie sie unter anderem im Schienenfahrzeugbau vorkommen, stellt aufgrund der großen Abweichungen in Schweißnahtform und -geometrie ein heikles Thema für Berechnungsingenieure dar. Die Schweißnähte sind häufig „das schwächste Glied in der Kette“ und daher besteht genau an diesen Stellen ein großer Präzisionsbedarf bei der Dimensionierung. Obwohl mittlerweile detaillierte Berechnungsmethoden existieren, werden in erster Linie aufgrund des Rechenaufwands in den meisten Fällen zur Berechnung des Wagenkastens Schalenmodelle herangezogen, welche nur die Nennspannungen am Bauteil berücksichtigen sollen. Aus diesen rechnerisch ermittelten Vorauslegungen der Spannungsmaxima mittels Schalenmodelle können hohe Auslastungswerte implizieren für Überlappstöße, die sich aus dem Verhältnis der berechneten zu den zulässigen Spannungswerten ergeben. Somit besteht stets das Risiko, dass die Vorauslegung der Ermüdungsfestigkeit wegen vorhandener Unschärfen sehr konservativ erfolgt und das Potential der Gesamtkonstruktion angesichts des Leichtbaus nicht vollkommen ausgenutzt wird.

Um diesem Problem entgegenzuwirken bzw. die höchst belasteten Stellen näher zu untersuchen, gewinnt aufgrund seiner Detailgestaltung der Schweißnähte das Kerbspannungskonzept in den letzten Jahren immer mehr an Aufmerksamkeit. Bei diesem Spannungsnachweiskonzept werden die lokalen Spannungsspitzen in den Kerben auch in der Berechnung mitberücksichtigt. Mit Hilfe von ausgereiften Finite-Elementen-Analysen, Modellbildungsansätzen und Vergleichswerten aus zahlreichen experimentellen Forschungsvorhaben gelingt es der Berechnung genauere Ergebnisse zu liefern.

Da Überlappstöße nicht in Hauptlastpfaden verwendet werden, richtete die Forschung bisher kein besonderes Augenmerk auf diese Schweißnahtverbindung. Bei der Festigkeitsberechnung werden diese Schweißnähte laut Norm mit dem schlechtesten Kerbfall (d.h. zugeordnetem Referenzwert für die Ermittlung der Ermüdungsfestigkeit einer bestimmten Schweißnahtverbindungsgeometrie) bewertet. Problematisch wird die Vorgehensweise bei der Berechnung einer Kehlnaht betrachtet, da hierbei die theoretische Schweißnaht in Form eines gleichschenkeligen Dreiecks mit dem Anstiegswinkel von 45° für alle Kehlnähte generell gerechnet wird, was wiederum nicht immer der realen Kehlnahtform entspricht. In der Praxis liegt der reale Wert für das a -Maß bei dünnen Blechen (a -Maß ≤ 5 mm) deutlich oberhalb des theoretischen Wertes (siehe den Vergleich in *Abbildung 1-1*). Aus diesem Gedanken heraus ist die Idee entstanden, das Potential der einseitigen Kehlnaht durch gründliche rechnerische und experimentelle Festigkeitsuntersuchungen unter die Lupe zu nehmen und somit offenen Fragen nachzugehen.

Falls sich die Berechnung mit idealisiertem a-Maß, das durch $\frac{t_1^{*9}}{\sqrt{2}}$ definiert wird, gegenüber dem real vorkommenden bzw. erhöhtem a-Maß als zu konservativ herausstellt, könnte man die Berechnungsmethode mit erhöhtem a-Maß für zukünftigen Berechnungen heranziehen oder im Nennspannungskonzept bessere Kerbfälle verwenden. Außerdem besteht die Möglichkeit, dass bei einem eminenten Unterschied im Vergleich zur bisherigen Berechnungsmethode mit Schalenmodellen, das Kerbspannungskonzept in Zukunft das Nennspannungskonzept an bestimmten Stellen im Modell ersetzt und somit eine sicherere und wirtschaftlichere Auslegung gewährleistet wird.

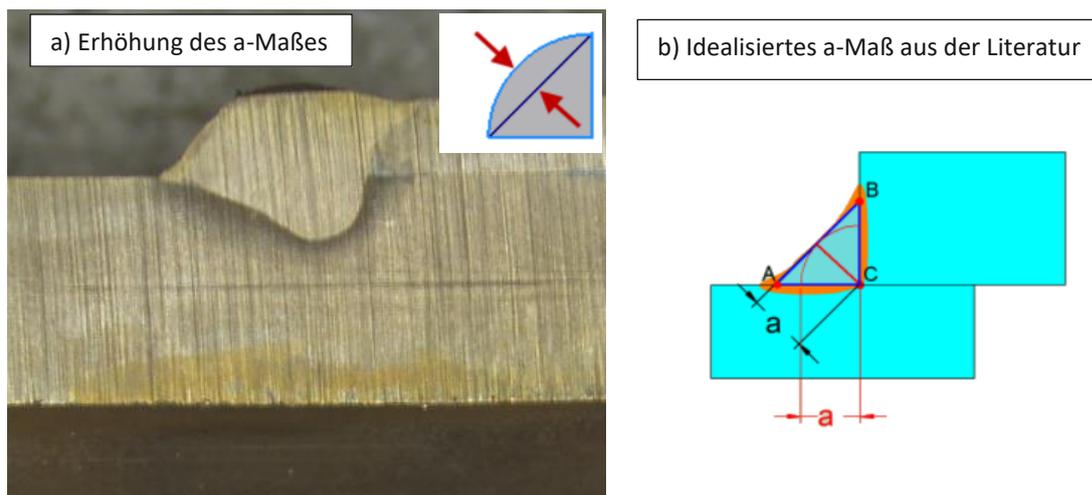


Abbildung 1-1: **Der Unterschied zwischen idealisiertem und realem a-Maß bei dünnen Blechen.** In der Abbildung links a) eine reale Kehlnaht mit erhöhtem a-Maß und rechts b) ein idealisiertes a-Maß [1], [2].

1.2 Zielsetzung und Vorgaben

In der vorliegenden Diplomarbeit wird versucht, dem der einseitigen Kehlnaht zugeordneten Kerbfall laut Richtlinie *DVS 1612*, durch Simulation und dynamische Ermüdungsversuche auf den Grund zu gehen und damit in erster Linie mehr Kenntnis über diese häufig vorkommende Schweißnahtform zu sammeln. Dabei wird das Augenmerk besonders auf das erhöhte a-Maß gerichtet und dessen Einfluss auf die Spannungsermittlung. Außerdem werden andere Festigkeitseinflussparameter wie Schweißnahtübergangs- oder Kerböffnungswinkel, Verzugswinkelfehler und Einspannposition der Testproben mittels Simulation genauer untersucht. Dabei werden das Nenn- und das Kerbspannungskonzept zur rechnerischen Bewertung der Festigkeit eingesetzt und schließlich miteinander verglichen.

⁹ t_1 steht für die Dicke des dünneren Blechs beim Überlapstoß.

2 Stand der Technik

2.1 Schweißen

Beim Schweißen handelt sich um eine Fügetechnik, eine der sechs Hauptgruppen des Fertigungsverfahrens laut *DIN 8580*. Per Definition steht das Fügen durch Schweißen für stoffschlüssiges Verbinden von gleichen oder artfremden Grundwerkstoffen zu einer unlösbaren Verbindung [3].

Im Vergleich zu den anderen Fügetechniken wie z.B. Kleben oder Löten zeichnet sich das Schweißen in vielen Aspekten eindeutig heraus. Neben den Vorteilen in der Festigkeit der Fügeverbindung, bietet das Schweißen eine wirtschaftliche Herstellung von Konstruktionen durch z.B. automatisierte Schweißverfahren, eine Leichtbauweise durch Blechkonstruktionen geringer Wandstärke sowie die Möglichkeit der nachträglichen Versteifung bei Belastungserhöhung. Nachteilig sind dabei die mechanischen Spannungen im Bauteil, die thermisch bedingt beim Schweißen entstehen können; die erhöhte Korrosionsanfälligkeit; Verzug- und Spröbruchgefahr.

Schweißverfahren kann man unterschiedlich klassifizieren und nach verschiedenen Kriterien unterteilen. Laut [3] kann die Einteilung beim Schweißen nach den folgenden Parametern erfolgen:

- Grundwerkstoff (z.B. Metall oder Kunststoff),
- Zweck des Schweißens (z.B. Verbinden oder Auftragen),
- Schweißverfahrensgruppe (z.B. Schmelz- oder Pressverfahren),
- Art des Energieträgers (z.B. Plasma, Gas oder elektrischer Lichtbogen) oder
- Art der Fertigung (z.B. mechanisch oder teilmechanisch).

Die Pressschweißverfahren werden durch Kraftausübung während des Schweißens durchgeführt und werden in der Schienenfahrzeugindustrie beim Stahlschweißen im Gegensatz zu den Schmelzschweißverfahren seltener eingesetzt. Z.B. wird häufig ein Seitenwandgerippe mit Widerstands-(Punkt-)schweißen an eine Seitenwand angebunden.

Eine Art des Pressschweißverfahrens, die für die vorliegende Arbeit nicht relevant ist aber dennoch häufig in der Fertigung von Schienenfahrzeugen, insbesondere beim Aluminiumschweißen, verwendet wird, ist das Rührreibschweißen oder besser bekannt als FSW^{*10}-Schweißen. Bei diesem nicht schmelzenden Verfahren wird die Reibenergie nicht durch die Relativbewegung der beiden Fügekomponenten erzeugt, sondern durch ein verschleißfestes Drehwerkzeug [4]. Für mehr Details zu diesem Schweißverfahren und dem Pressschweißen allgemein wird an dieser Stelle auf die entsprechende Fachliteratur verwiesen ([5]–[7]).

Nicht alle Werkstoffe sind schweißbar. In Abhängigkeit von der chemischen Zusammensetzung, physikalischen und metallurgischen Eigenschaften der zu verbindenden Werkstoffe unterscheidet man bei den Werkstoffen mehrere Stufen der Schweißbarkeit. Bei den Schmelzschweißverfahren werden primär Metalle wie Stahl- und Aluminiumlegierungen zum Zwecke des Verbindens geschweißt. Am häufigsten finden in der Praxis Lichtbogenschweißverfahren wie Lichtbogen-Handschweißen und das Schutzgasschweißen Anwendung. *Abbildung 2-1* bietet eine Übersicht über verschiedene Schmelzschweißverfahren.

¹⁰ FSW ist die Abkürzung für *Friction Stir Welding*, was der engl. Begriff für Rührreibschweißen ist.

Die folgenden Unterkapiteln fassen die wesentlichen Aspekte des Schutzgasschweißens von Stahl zusammen, die für das Verständnis angewandter Methoden in dieser Diplomarbeit von entscheidender Bedeutung sind.

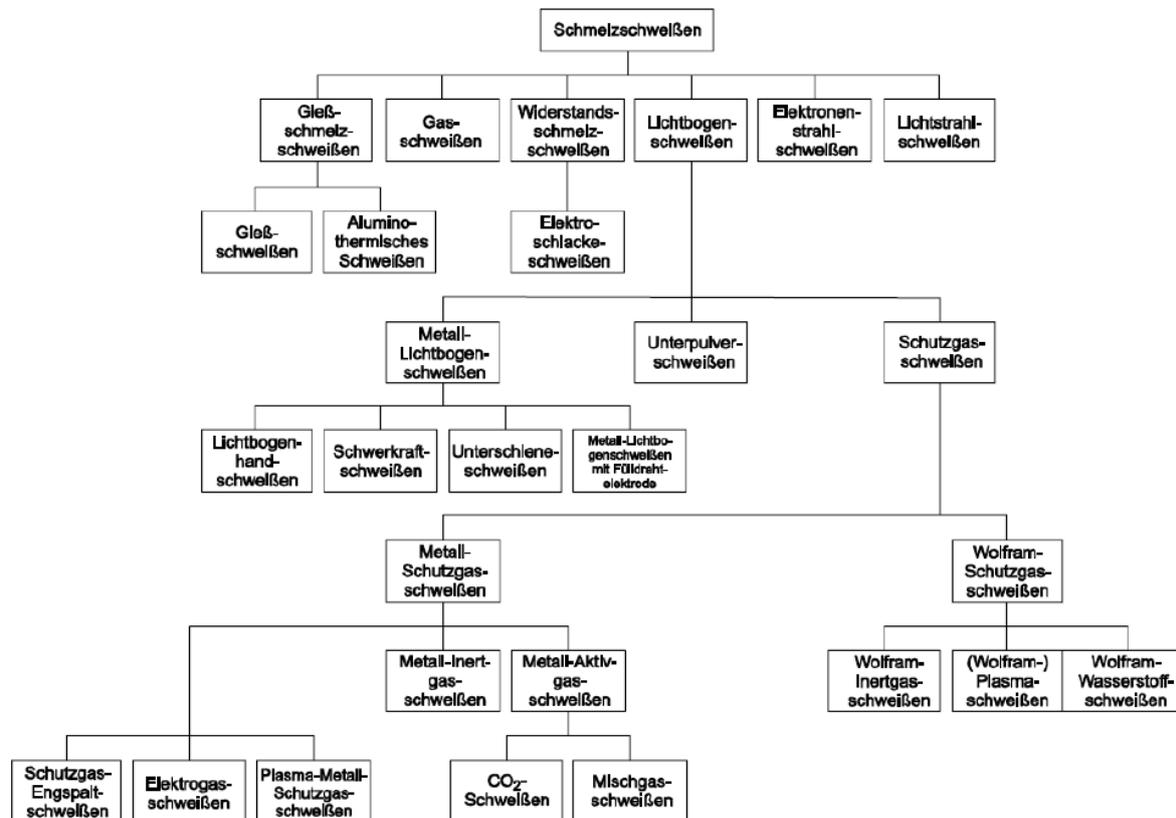


Abbildung 2-1: **Schmelzschweißverfahren.** Übersicht über die Einteilung der gängigen Schmelzschweißverfahren [8].

2.1.1 Verfahrensablauf eines Schutzgasschweißens mittels Zusatzwerkstoff

Bei einem typischen Lichtbogenschweißen wie z.B. Metall-Schutzgasschweißen wird meistens mittels einer stromleitenden Stab- oder Drahtelektrode, bestehend aus einem Kerndraht und einer Umhüllung, geschweißt. Der Kerndraht enthält einen Zusatzwerkstoff, um bestimmte mechanische Eigenschaften des Schweißguts gezielt zu beeinflussen und wird dabei auf den Grundwerkstoff abgestimmt, damit negative Einflüsse wie z.B. Aufhärtung nicht zustande kommen. Die Umhüllung der Elektrode übernimmt mehrere Aufgaben im Schweißprozess. Sie sorgt für das Stabilisieren des Lichtbogens durch leicht ionisierbare Alkali- und Erdalkaliverbindungen in ihrer Zusammensetzung, die Ladungsträgeranzahl im Lichtbogen erhöhen, was wiederum die Leit- und Zündfähigkeit deutlich verbessert. Oxide geringer Dichte in der Umhüllung wie unter anderem SiO_2 oder MnO_2 sorgen für die Bildung einer metallurgisch wirksamen Schlacke. Je nach chemischem Verhalten dieser Schlacke unterscheidet man den A-Typ (chemisch sauer, oxidierend im Lichtbogenraum), den B-Typ (chemisch basisch, desoxidierend im Lichtbogenraum), den C-Typ (chemisch neutral, verbrennt im Lichtbogenraum) und verschiedene Varianten der Rutil-umhüllten Stabelektrode (R-Typ, chemisch sauer, neutral im Lichtbogenraum). Außerdem enthält die Umhüllung organische und anorganische Stoffe wie Dextrin und Zellulose, die eine Schutzglocke bilden, um das flüssige Metall vor der

Luftatmosphäre während des Übergangs zwischen der Elektrode und dem Schweißwerkstück zu schützen. *Abbildung 2-2* veranschaulicht den Verfahrensablauf beim Schutzgasschweißen mit einer abschmelzenden Elektrode.

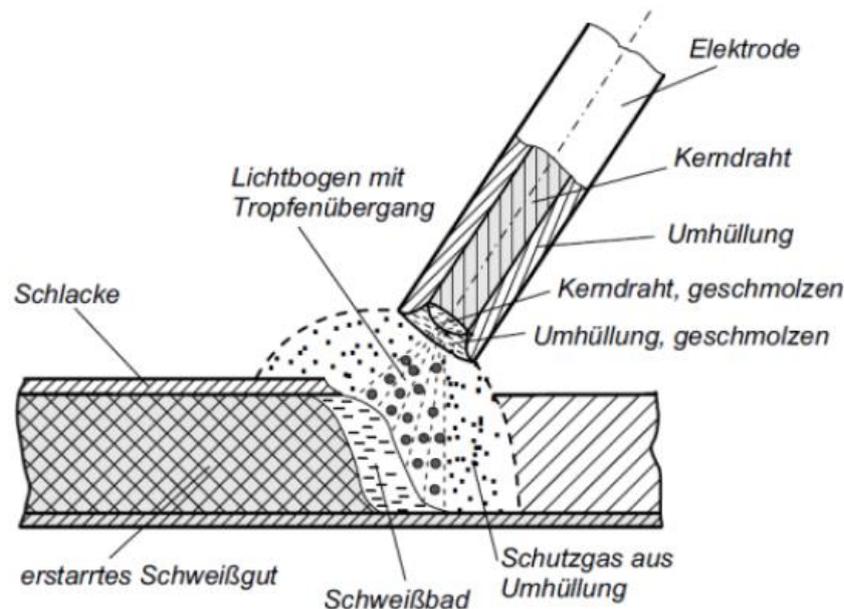


Abbildung 2-2: **Schutzgasschweißen**. Die charakteristischen Komponenten und Begriffe in einem Schutzgasschweißverfahren [3].

Als Energieträger dient ein elektrischer Lichtbogen, der durch die elektrische Gasentladung entsteht und die Elektrode (im Falle der abschmelzenden Elektroden) sowie das Werkstück aufschmilzt. Diesen Lichtbogen kann man sich als einen stromdurchflossenen Leiter vorstellen. Die Elektrode und das Werkstück können dabei als Pole angesehen werden [9]. Zwischen der Elektrode (Kathode) und dem Werkstück (Anode) wird das Gas ionisiert, wodurch der Lichtbogen entsteht.

An den Enden der Elektrode im abgeschmolzenen Bereich kommt es zu einer magnetischen Kontraktion mit anschließender Bildung eines Tropfenhalses. In weiterer Folge entsteht nach der Abschnürung der Elektrodenschmelze aufgrund der erzeugten Lorentzkraft ein niederviskoser Tropfen mit hoher Oberflächenspannung, welcher nach dem Ablösen von der Elektrode durch den Verdampfungsdruck in Richtung Schmelzbad geschleudert wird. Man nennt diesen Effekt, der sehr häufig in der Elektrodynamik vorkommt, den Pinch-Effekt^{*11} bzw. die zugehörige Lorentzkraft, die Pinch-Kraft.

Den Bereich des Aufmischens von Grundwerkstoff und Elektrodenschmelze zum Schweißgut nennt man Mischzone. Hierbei ist erwünscht, ein Legierungssystem mit vollständiger Löslichkeit zu bilden, da solche Legierungssysteme hohe Schweißbarkeit aufweisen. Ein Zusatzwerkstoff mit Ni-Gehalt begünstigt in der Regel die Bildung eines einphasigen Mischkristalls ohne versprödende intermediäre Phasen [3].

Den Gefügebereich im Grundwerkstoff, welcher von der Wärmequelle beeinflusst wird, nennt man die Wärmeeinflusszone (WEZ). Bei umwandlungsfähigen Stählen stellt die Umwandlungstemperatur von Perlit (Phasengemisch aus Ferrit und Zementit) T_{A1} bei 723°C die Untergrenze der WEZ. Das

¹¹ von engl. „to pinch“, was quetschen bedeutet [44].

Ausmaß der Wärmeeinflusszone ist von mehreren Faktoren wie z.B. Leistungsdichte der Wärmequelle, Blechdicke oder Wärmeleitfähigkeit des Werkstoffs abhängig. Somit erzeugen beispielweise Lichtbogenschweißverfahren aufgrund ihrer hohen Leistungsdichte im Vergleich zu den Gasschweißverfahren einen kleineren Brennfleck und führen damit zur Ausbildung einer schmäleren WEZ. Gleichzeitig gilt, dass bei Lichtbogenschweißverfahren die Abkühlgeschwindigkeit sehr kurz sein könnte, was wiederum die Gefahr der Versprödung durch Martensitbildung erhöht. Auch die Blechdicke kann einen wesentlichen Einfluss auf die Abkühlgeschwindigkeit haben. Ein dickeres Blech begünstigt in diesem Fall die Versprödung zusätzlich durch die dreidimensionale Wärmeabfuhr. D.h. die Wärmeleitfähigkeit steht auch in direktem Zusammenhang mit den genannten Einflussfaktoren. Bei einer sehr hohen Wärmeleitfähigkeit des Metalls wie z.B. bei Kupfer, würde beim Lichtbogenschweißen ein großes Versprödungsrisiko aufgrund der abrupten Abkühlung bestehen.

Nachdem sich die Wärmequelle weiterbewegt, tritt zuerst die thermische Unterkühlung der Schmelze ein. Es kommt beim Erreichen der Liquidus-Temperatur zum Erstarren der Schmelze in Richtung der Wärmeleitung bzw. normal zur Schmelzlinie. Mit fortschreitender Erstarrung werden immer mehr Legierungselemente bzw. Verunreinigungen in der reaktiven Schmelze angesammelt, was zu einem sinkenden Temperaturprofil der Schmelzlinie im Phasendiagramm der Legierung führt und in weiterer Folge zu geänderten Gefüge-Erstarrungsfronten [3]. Man nennt dieses Phänomen beim Schweißen, das in Wesentlichem von der Legierungszusammensetzung und den thermischen Bedingungen abhängt, die konstitutionelle Unterkühlung. Bei niedriglegierten Werkstoffen erwartet man keine konstitutionelle Unterkühlung und damit eine ebene Erstarrungsfront mit grober (globularer) Struktur, weil die Erstarrungswärme sehr rasch abgeführt wird. Bei den typischen metallischen Schmelzen und hochlegierten Stählen erfolgt das Kristallwachstum schneller und deswegen ist hierbei eine ausgeprägte konstitutionelle Unterkühlung zu erwarten ist. Dies führt zur Bildung von feinen (dendritischen oder zellularen) Strukturen. Die genaue Mikrostruktur mit dazugehörigen Umwandlungsprozessen wird in nachfolgendem Kapitel detaillierter beschrieben.

2.1.1.1 Metall-Schutzgasschweißen (MSG-Schweißen)

Wie in *Abbildung 2-1* angedeutet, unterscheidet man beim MSG-Schweißen nach Art des verwendeten Schutzgases zwei Varianten.

Die erste Variante bzw. das MIG – Schweißen (Metall-Inertgas-Schweißen), welche typischerweise beim Aluminiumschweißen zum Einsatz kommt, beschreibt ein Schweißen mit inerten Gasen, welche mit der Schmelze keinerlei Reaktionen eingehen. Hierbei werden Edelgase oder Gasgemische als Schutzgas verwendet. Aus wirtschaftlichen Gründen wird typischerweise Argon gegenüber Helium bevorzugt, da Helium ca. um einen Faktor fünf teurerer ausfällt. Helium zeigt seine Vorteile in besserer Wärmeleitfähigkeit, welche für eine hohe Wärmeeinbringung sorgt. Trotzdem kann man mit einem Gasgemisch aus den beiden Gasen den Synergieeffekt ausnützen, der in gewissen Situationen die effizienteste Lösung für den Schweißprozess darstellt. Zu den Nachteilen des Schweißverfahrens zählen hohe Hitze und flüssiger Charakter des Schweißbades, welche eine Überkopfposition besonders schwer machen [10].

Die zweite Variante bzw. das MAG-Schweißen (Metall-Aktivgas-Schweißen) beschreibt dagegen ein Schweißen mit aktiven Gasen, die reaktionsfreudig sind. Dieses schnelle Schweißverfahren wird in erster Linie beim Stahlschweißen verwendet und zählt damit zu den am weitesten verbreiteten Schweißverfahren. Dabei kommen je nach Anwendungsfall Schutzgase wie Kohlendioxid, Argon und Sauerstoff in verschiedenen Gaszusammensetzungsanteilen zum Einsatz. Die Zusammensetzung hat einen wesentlichen Einfluss auf die Stabilität des Lichtbogens, das Verhalten des Schmelzbades und anderen metallurgischen Vorgängen. Da beim Schweißen eine geringere Wärmeeinwirkung auf das

umgebende Material benötigt wird kann in allen Positionen geschweißt werden. Jedoch ist die richtige Schweißdurchführung erforderlich, die meistens mit viel Erfahrung verbunden ist. Außerdem muss das Schweißen windgeschützt erfolgen und ist deswegen im Freien oder unter Wasser nicht realisierbar [10].

2.1.1.2 Wolfram-Inertgasschweißen (WIG-Schweißen)

Bei diesem, etwas langsameren, aber dafür präziseren Schweißverfahren, wird, wie die Bezeichnung schon verrät, eine spezielle, nicht abschmelzende Elektrode aus reinem oder legiertem Wolfram verwendet. Der Grund für diese Temperaturbeständigkeit ist der höchste Schmelzpunkt aller Metalle des Wolframs, welcher bei 3380° Celsius liegt [11]. Falls ein Zusatzwerkstoff verwendet wird, wird dieser beim WIG-Schweißen in Form eines stromlosen Drahtes/Stabes unter einem bestimmten Winkel zum Lichtbogen geführt. Bei manuellem Einsatz verwendet man einen Elektrodenstab und bei automatisiertem einen Elektrodendraht. Diese Entkoppelung von Stromstärke und Zugabe des Schweißzusatzes ist ein zusätzlicher Vorteil gegenüber anderen Verfahren mit einer abschmelzenden Elektrode, der dem Schweißer eine Optimierung des gesamten Schweißprozesses erleichtert [12].

Das WIG-Schweißverfahren bietet variable Schweißpositionen und damit einen universellen Einsatz, sowie keine Bildung von Schweißspritzern und damit die bestmögliche optische Nahtqualität.

Als Schutzgase kommen wie beim MIG-Schweißen Inertgase Argon bzw. Helium zum Einsatz, welchen sehr oft Sauerstoff oder Stickstoffmonoxid beigemischt werden. Man unterscheidet Gleich- und Wechselstrom-WIG-Schweißen. Besonders geeignet ist das Wechselstromschweißen für Leichtmetalle wie Aluminiumlegierungen und dünne, legierte Stähle, bei welchen eine hohe Nahtqualität erforderlich ist, während das Gleichstromschweißen eher für alle Stahlsorten eingesetzt wird.

2.1.2 Mikrostruktur und Umwandlungsprozesse beim Schweißen

Die thermische Behandlung beim Schweißprozess ähnelt in vielen Punkten einer typischen technischen Wärmebehandlung. Den Gesamtvorgang bei umwandlungsfähigen Stählen kann man in zwei Schritte unterteilen, in den Erwärmungs- und Abkühlungsvorgang.

Beim Erwärmen passiert je nach Temperatur, Werkstoffzusammensetzung und Erwärmungsbedingungen eine mehrstufige Umwandlung des Gefüges in der thermisch beeinflussten WEZ. Der gesamte Erwärmungsvorgang mit den jeweiligen Gefüge-Stufen wird in *Abbildung 2-3* zur besseren Veranschaulichung graphisch dargestellt.

Der Erwärmungsvorgang beginnt mit einem ferritisch-perlitischen Mischgefüge. Der meiste Kohlenstoff-Gehalt ist in Form von Zementit im perlitischen Teil des Gefüges konzentriert und wird bei Temperatursteigerung zuerst in Austenit umgewandelt. Folgend wandelt sich bei höheren Temperaturen auch das ferritische Gefüge in den feinkörnigen und inhomogenen (aufgrund des Vorhandenseins von Carbid-Resten) Austenit um. Schließlich kommt es zu einer kurzen Homogenisierung des Austenits und damit gleichzeitigen Vergrößerung des Austenit-Gefüges.

Die Schweißseignung beim Stahl wird im Wesentlichen durch Aufhärtung bzw. Martensitbildung beim Erstarren bestimmt. Dabei spielt die chemische Zusammensetzung die wichtigste Rolle und vor allem der Kohlenstoff-Gehalt, der bei schweißgeeigneten unlegierten Stählen i.d.R. unter 0,22% liegen muss [3]. Bei nieder- und hochlegierten Stählen muss man auch die Einflüsse anderer Zusätze in speziell definierten Schweißseignungsäquivalenten oder -diagrammen berücksichtigen, um eine präzise Aussage über die Schweißseignung der Legierung zu treffen. Bei hochlegierten Stählen, die einen hohen Kohlenstoff-Gehalt aufweisen und deswegen nur bedingt schweißbar sind, kann man nach dem Schweißen Nachbehandlungstechniken wie z.B. Anlassen durchführen, um somit das Gefüge noch einmal zu homogenisieren bzw. den Martensitgehalt zu reduzieren.

Ein charakteristisches Problem geschweißter Bauteile stellt das Spröbruchverhalten dar. Oft kann es durch eine Kombination aus den hohen Eigenspannungen in der Schweißverbindung und den äußeren Belastungen zu einem verformungslosen Spröbruch kommen. Dieses Phänomen wird zusätzlich durch metallurgische Fehlstellen, die in verschiedenen Formen im Werkstoff entstehen können, begünstigt. Typischerweise sind das Einschlüsse, die bei der Erstarrung beim Ausgasen entstehen (Poren); Lunker, die aufgrund der Volumenschrumpfung zustande kommen oder andere Feststoffeinschlüsse im Schweißgut metallischer und nichtmetallischer Natur, die eine Rissausbreitung in trans- oder interkristalliner Form begünstigen. Je nachdem in welchem thermodynamischen Zustand sich die Schweißverbindung beim Rissausbruch befindet, unterscheidet man Kaltrisse, die im festen Zustand entstehen; Heißrisse, die im flüssigen Zustand entstehen und Relaxationsrisse, die beim Spannungsarmglühen nach der Erstarrung zustande kommen.

Werkstoffe werden durch sog. passive Deck- bzw. Grenzschichten gegen Korrosion und äußere Einflüsse geschützt. Dies sind im Wesentlichen bei den technischen Werkstoffen Oxidbeläge. Beim Aluminium spricht man von einer Al_2O_3 -Schicht, während bei Stählen mit einem Chromgehalt über 12% eine CrO_2 -Schicht gebildet wird. Korrosion bzw. Rostbildung tritt beim Stahl bei über 60% rel. Luftfeuchte auf [13]. Es gibt auch hier Luftkomponenten wie z.B. hygroskopische Stäube mit hohem SO_2 -Gehalt die Rostbildung schon bei 10-20% Luftfeuchte initiieren und Legierungselemente wie P, Cu, Cr, Ni, Mo, Al und Si die Korrosionsgeschwindigkeit erheblich vermindern [13]. Je nach Einflüssen wie Fertigungshilfsstoffen, Verunreinigungsgrad, Reinigungsmittel, Oberflächenrauheit etc. kommt es zu verschiedenartigen Korrosionsangriffen. Meistens sind das lokale Korrosionsarten wie Kontakt, Mulden- oder Lochkorrosion, die bei einer beschädigten Deckschicht durch Chloride angegriffen werden und damit zu einem lokalen Anodisieren der Oberfläche führen [14]. Die wichtigsten Quellen hierbei sind Meeres- oder Streusalz, die als Elektrolyte wirken und die chemische Oxidation des Stahls beschleunigen. Korrosionsempfindliche Werkstoffe wie Gusseisen sind bekannt für homogen verteilte Rostschichten, die man als Flächenkorrosion bezeichnet. Auch auf mikroskopischer Ebene, begrenzt durch Korngrenzen des Metalls, kann die sog. Interkristalline Korrosion zur signifikanten Absenkung von Festigkeitseigenschaften führen.

2.2 Festigkeitsberechnung von Schweißverbindungen

Für die Auslegung von Schweißverbindungen wurden in den letzten Jahrzehnten unterschiedliche Festigkeitsauslegungskonzepte definiert. Diese kann man im Wesentlichen in linear-elastische Spannungskonzepte und linear-plastische Dehnungskonzepte unterteilen [15]. In der Praxis finden bis auf die wenigen Spezialfällen ausschließlich die Spannungskonzepte Anwendung. Dies ist deren zerstörungsfreien und einfachen Anwendung geschuldet.

2.2.1 Linear-elastische Festigkeitsnachweiskonzepte

Mit Hilfe von linear-elastischen Spannungskonzepten wird versucht die auftretenden Spannungswerte für bestimmte Konstruktionsfälle und Beanspruchungsarten rechnerisch zu ermitteln. Im Laufe der Jahre stieg immer wieder der Bedarf nach detaillierten Modellen von Schweißkonstruktionen an, weil die maximalen Lasten meistens in den Kerben auftreten. Je nach Komplexität des Bauteildetails, unterscheidet man globale und lokale Spannungskonzepte. In Folge werden die wichtigsten Vertreter vorgestellt.

Das Nennspannungskonzept stellt das einfachste globale Spannungsbewertungskonzept dar, bei welchem die Spannungen auf einen definierten Querschnitt bezogen und mit den klassischen linearelastischen Gesetzen der technischen Mechanik ermittelt werden. Im Allgemeinen wird das Konzept an den Bauteilen einfacher Geometrie (Stäbe, Platten) ohne eine direkte Berücksichtigung von örtlichen Spannungsüberhöhungen wie z.B. Spannungsspitzen in den Kerben angewandt. Um diese zu berücksichtigen, verwendet man verschiedene Einflussfaktoren oder Spannungszuschläge, die ebenfalls empirisch eruiert wurden. Alternativ für komplexere Geometrien stellen verschiedene FE^{*12}-basierte Programme eine Unterstützung dar. Die maximal zulässige Schwingfestigkeitswerte für das Nennspannungskonzept sind dabei statistisch rückgerechnete Werte in gleicher Weise durchgeführter Versuche. Dieses Konzept wird immer noch von allen am häufigsten bei der Ermüdungsbewertung eingesetzt.

Das Strukturspannungskonzept ist ein genaueres Konzept, das im Gegensatz zum Nennspannungskonzept alle makrogeometrischen Effekte bzw. alle spannungserhöhenden Effekte des konstruktiven Details berücksichtigt [16]. Dabei bleiben die Spannungsspitzen innerhalb der Schweißnaht weiterhin unbeachtet. Normalerweise sind mehrere Wöhlerlinien für unterschiedliche Schweißnähte erforderlich, um den Strukturspannungsnachweis durchzuführen. Außerdem ist das Strukturspannungskonzept nur auf die Schweißnähte begrenzt, bei denen der Rissausgang vom Nahtübergang ausgeht [17],[18]. Da dieses Konzept für die vorliegende Diplomarbeit nicht relevant ist, wird auf das Thema nicht genauer eingegangen.

Beim *Kerbspannungskonzept* wird die durch die Kerbwirkung der Schweißnaht verursachte Spannungserhöhung bei der Beanspruchungsermittlung im Berechnungsmodell miteinberechnet. Anhand einer linear-elastischen FE-Berechnung werden die Spannungen an kritischen Stellen (am Schweißnahtübergang sowie in der Schweißnahtwurzel) unter Annahme idealisierter Kerbradien ermittelt und einer empirisch bestimmten Wöhlerlinie gegenübergestellt. Diese Methode mit den Ersatzradien geht auf die Untersuchungen nach Neuber zurück [19]. Das Kerbspannungskonzept ist für alle Schweißnahtformen und alle metallischen Werkstoffe universell einsetzbar und deswegen bereits ein Teil mehrerer Regelwerke. Im Kapitel 2.2.3.3 wird das Kerbspannungsmodell im Detail beschrieben.

2.2.2 Dauerschwingversuch

2.2.2.1 Grundlagen der Ermüdung

Wie schon in der Einleitung kurz angemerkt, werden in der Fertigung von Wagenkasten beim Zusammenbau Profile miteinander verschweißt. Dabei sollten diese Schweißverbindungen gezielt

¹² Finite-Elementen-Methode ist eine sehr wichtige und weit verbreitete numerische Berechnungsmethode.

dauerfest bzw. i.d.R. für eine Zeit von mindestens 30 Jahren ausgeführt werden, um somit einen langen und reibungslosen Betrieb zu gewährleisten.

Eine sehr effiziente Methode, die im Maschinenbau häufig angewandt wird, um Schwachstellen in den Werkstoffen bzw. Bauteilen zu entdecken oder vor der Inbetriebnahme zu testen, ist der Dauerschwing- oder besser bekannt als Ermüdungsversuch. Nach *DIN 50100* wird im Dauerschwingversuch ein Bauteil mit einer sich periodisch-ändernden (zyklischen) Last beansprucht, um das Verformungs- bzw. Versagensverhalten des Bauteils zu untersuchen und damit die Situation im Betrieb in gewisser Weise nachzubilden. Die Fähigkeit des Bauteils, diesen wirkenden Lasten zu widerstehen, nennt man fachlich die Schwing- oder Ermüdungsfestigkeit. Diese ist von Material, Fertigungseinflüssen, Beanspruchungsart und Geometrie abhängig. Der zweite Begriff, der in Bezug auf Ermüdungsfestigkeit vorkommt, ist die Lebensdauer eines gewissen Bauteils bzw. die Anzahl der ertragbaren Lastzyklen bis zum Versagen oder besser bekannt als Lastwechsel- oder Schwingspielzahl.

Ab einem gewissen Niveau zyklischer Beanspruchung (Lastniveau) kommt es nach einiger Zeit zum Versagen des Bauteils, was sich durch einen Ermüdungsrisss bemerkbar macht. Den gesamten Ermüdungsprozess kann man in zwei wesentliche Schritte unterteilen: Rissentstehung und -wachstum. In der ersten Phase erkennt man am Bauteil keine Risspuren. Der Anriss entsteht an den mikroskopisch kleinen Fehlstellen in der Kristallgitterstruktur des Bauteils. Sobald sich der Riss makroskopisch erkennbar macht, kann man von plastischen Dehnungen im Bauteil ausgehen, welche die Phase des Risswachstums kennzeichnen.

Aus vielen durchgeführten Ermüdungsversuchen folgt, dass die wesentliche Einflussgröße für die geschweißten Konstruktionen die Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma$ darstellt. Diese ergibt sich als Differenz der maximal und minimal auftretenden Spannung bzw. Ober- und Unterspannung. Eine weitere Größe, die bei der Ermüdung eine wesentliche Rolle spielt, ist das Verhältnis der Unter- zur Oberspannung oder kürzer bekannt als Spannungsverhältnis R . Zum besseren Verständnis werden die genannten Größen in *Abbildung 2-4* graphisch dargestellt.

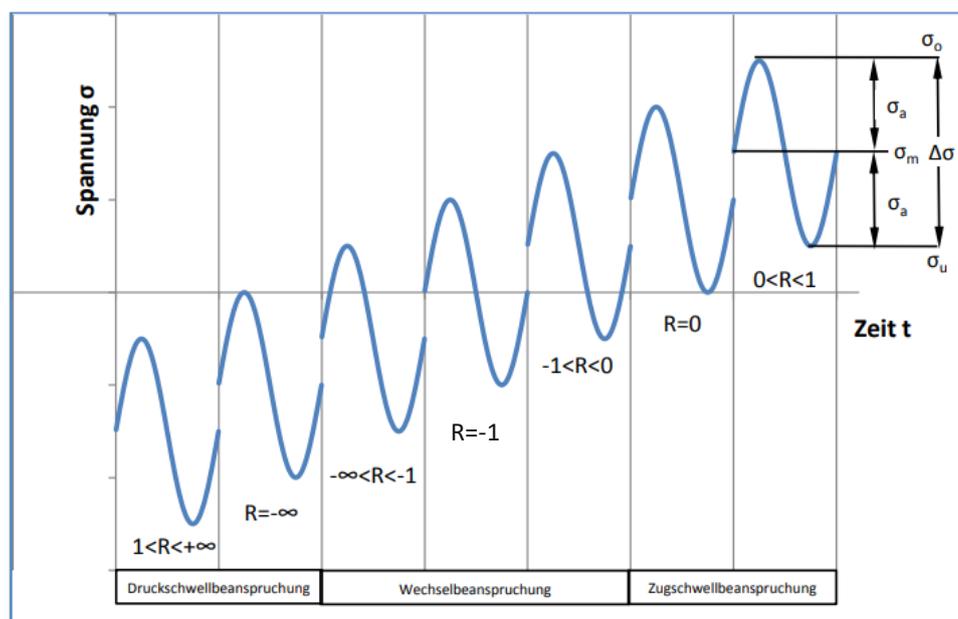


Abbildung 2-4: Spannungsverlauf in Abhängigkeit vom Spannungsverhältnis R . Im (Zug-)Schwellbereich des Diagramms sind die wichtigsten Spannungsgrößen dargestellt [20].

2.2.2.2 Wöhlerdiagramm

Im Versuch wird anhand mehrerer Proben die sog. Wöhlerlinie*¹³ in einem Ermüdungsdiagramm ermittelt, die die Zeit- und Dauerfestigkeit der Proben darstellt. Dabei stehen im Diagramm auf der vertikalen Achse Messwerte der definierten Ausschlagsspannung bzw. Spannungsschwingbreite über die Schwingzahl auf der horizontalen Achse. Zur besseren Übersicht werden die Achsenwerte üblicherweise doppellogarithmisch dargestellt. Je nach Werkstoff- und Verbindungseigenschaften des Bauteils, bekommt man aus den statistisch ausgewerteten Versuchsmesswerten andere Steigungen der Wöhlerlinie mit einem oder zwei Knickpunkten. Den ersten Bereich bis zum ersten Knickpunkt im Wöhlerdiagramm nennt man den Kurzzeitfestigkeitsbereich. Dieser endet üblicherweise bei 10^4 Lastwechseln. Den anschließenden Bereich, der bei ca. 10^7 Lastwechseln endet, nennt man den Zeitfestigkeitsbereich. Dieser gilt als der wichtigste Bereich für eine Dimensionierung der Bauteile auf Zeitfestigkeit. Ab dem zweiten Knick der Wöhlerkurve ist die Steigung sehr flach. Ab hier gelten die Bauteilproben als dauerhaft. *Abbildung 2-5* zeigt ein typisches Wöhlerdiagramm mit den drei Festigkeitsbereichen.

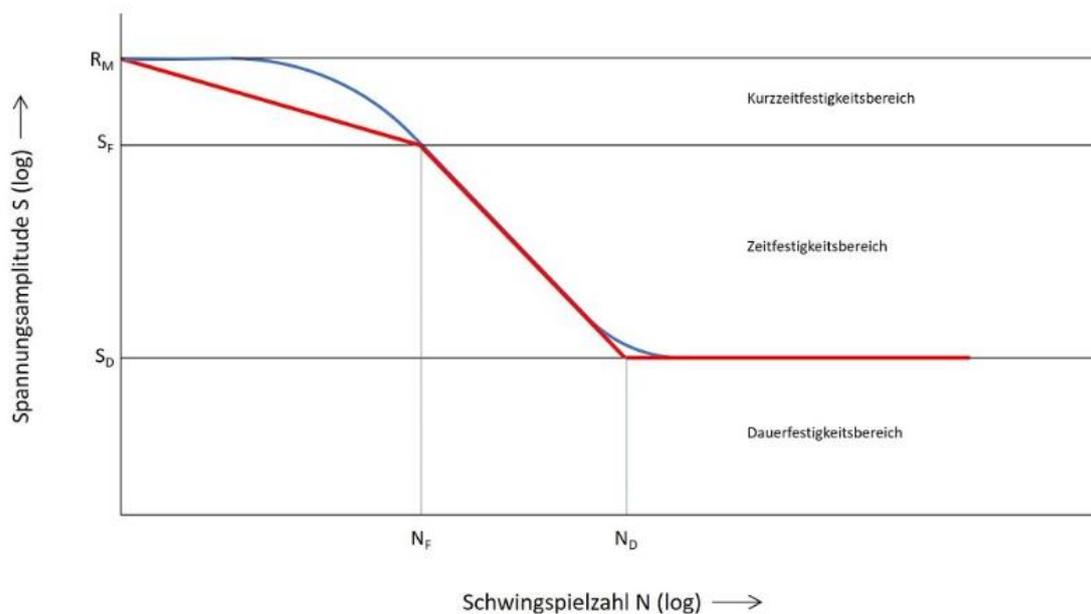


Abbildung 2-5: **Dauerfestigkeitsdiagramm nach Wöhler.** Das Wöhlerdiagramm mit eingezeichneten Festigkeitsbereichen [21].

Die Gerade, die die doppeltlogarithmische Wöhlerlinie im Diagramm bis zum Knickpunkt zum Dauerfestigkeitsbereich beschreibt, kann in folgenden zwei Schritten herleiten werden:

$$\Delta\sigma_{i,N}^k \cdot N_i = C = \Delta\sigma_{i,2 \cdot 10^6}^k \cdot 2 \cdot 10^6$$

$$k \cdot \log \Delta\sigma_{i,N} = \log C - \log N_i$$

¹³ benannt nach deutschem Eisenbahn-Ingenieur August Wöhler [45].

wobei N_i eine beliebige Lastwechselzahl, $\Delta\sigma_i$ das dazugehörige Spannungsniveau, C ein konstanter Wert und $\hat{k} = \frac{1}{k}$ die Steigung der Gerade darstellt.

Es können alle Beanspruchungsarten (Zug-, Druck-, Biege-, Querschub- und Torsionsbeanspruchung) angewandt werden. Dabei gilt der Dauerschwingversuch gemäß Norm nur für hochzyklische Beanspruchungen mit einer Spielzahl ab zehn Tausend ($N > 10^4$). Als Bezugswerte in den Spannungskonzepten werden *FAT*-Klassen*¹⁴ verwendet. Die *FAT*- oder Kerbfallklasse stellt den charakteristischen Wert der Spannungsschwingbreite, der oft bei $2 \cdot 10^6$ Schwingspielen und einem Spannungsverhältnis von $R = 0,5$ ermittelt wurde. Dabei sind die Werte meistens auf eine Überlebenswahrscheinlichkeit von 95% sowie einen Vertrauensbereichs des Mittels von 75% bezogen [22]. In dieser Arbeit wurde zur Vereinfachung der Auswertung der Versuche der Vertrauensbereich des Mittels auf den 50%-Wert und im Gegenzug die Überlebenswahrscheinlichkeit auf 97,5% erhöht. Zusätzlich wurde die Streuspanne konservativ angesetzt.

Man unterscheidet verschiedene Untersuchungsstrategien zur Ermittlung der Wöhlerkurven. Dabei werden die Proben auf verschiedene Lastniveaus bis zu einem definierten Versagensanzeichen (Bruch oder Anriss) oder einer definierten Schwinggrenzanzahl getestet. Als Durchläufer bezeichnet man Proben, die die Grenzschiwinganzahl zum Dauerfestigkeitsbereich ohne erkennbare Versagensanzeichen überstehen. Falls der Durchläufer nach dem Überschreiten der Dauerfestigkeitsgrenze wieder auf einem höheren Lastniveau getestet wird, bezeichnet man ihn als hochgesetzten oder hochtrainierten Durchläufer. Man geht meistens bei den Stahlproben von einem Knick zum Dauerfestigkeitsbereich zwischen $2 \cdot 10^6$ und $1 \cdot 10^7$ Zyklen aus.

Die experimentell ermittelten Spannungswerte können unterschiedlich stark über mehrere Lasthorizonten streuen. Um sie mit anderen Wöhlerlinien zu vergleichen, muss man diese statistisch entsprechend auswerten. In Folge werden die, in dieser Arbeit verwendeten Methoden kurz erklärt.

2.2.2.3 Statistische Auswertung von Versuchsdaten im Nennspannungskonzept

Bevor man mit der statischen Auswertung beginnt, bestimmt man ein paar Verfahrensparameter und Annahmen im Voraus. Dazu zählen folgende Punkte:

- 1) *Anzahl der Messpunkte.* Um eine verwendbare Wöhlerkurve zu bekommen, müssen genug Versuchsergebnisse vorliegen, die verteilt über den zu untersuchenden Lastwechselbereich liegen. Eine typische Anzahl liegt zwischen 12 und 15 Proben.
- 2) *Wahl der Verteilungsfunktion.* Eine geeignete Verteilungsfunktion für die Auswertung muss gewählt werden. Das kann z.B. eine Normal-, F- oder t-Verteilung sein.
- 3) *Bestimmung der Überlebenswahrscheinlichkeit.* Je nachdem, wie konservativ die Messdaten ausgewertet werden sollen, ist eine entsprechende Überlebenswahrscheinlichkeit zu wählen. Laut Literatur wird eine 95%-ige Überlebenswahrscheinlichkeit, unter Berücksichtigung eines Vertrauensbereichs des Mittels, vorgeschlagen.
- 4) *Bestimmung des Vertrauensbereichs des Mittels* (laut Literatur 75%, in der Praxis wird meist vereinfacht das Mittel herangezogen). Als Ausgleich wird die Überlebenswahrscheinlichkeit auf 97,5% erhöht.
- 5) *Streuung der Versuchsergebnisse.* Die Streuspanne wird entweder als fix vorausgesetzt und aus der Literatur entnommen oder aus den Versuchsergebnissen (nur bei genügend vorliegender Probenanzahl) ermittelt.

¹⁴ *FAT* kommt von engl. „Fatigue class“ [46]

Im ersten Schritt wird die Steigung der Wöhlerlinie im Zeitfestigkeitsbereich bestimmt. Dies geschieht, indem man eine Regressionsgerade aus den Versuchsergebnissen mittels der Methode der kleinsten Quadrate bestimmt. Dabei ist zu beachten, dass bei doppeltlogarithmischer Darstellung alle Werte zuerst in den logarithmischen Maßstab umgerechnet werden müssen. Die Steigung \hat{k} wird nach der folgenden Formel berechnet:

$$\bar{k} = \frac{\sum_{i=1}^n [(\log x_i - \log x_m)(\log y_i - \log y_m)]}{\sum_{i=1}^n (\log x_i - \log x_m)^2};$$

wobei die eingesetzten Größen für Folgendes stehen:

$\log x...$ log der Lastwechselzahl aus den Versuchen;

$\log x_m...$ log Mittelwert aus allen ermittelten Lastwechselzahlen;

$\log y...$ log der Spannungsschwingbreite aus den Versuchen;

$\log y_m...$ log Mittelwert aus allen ermittelten Spannungsschwingbreiten.

Die log. Mittelwerte werden wie folgt ermittelt:

$$\log x_m = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \log x_i \quad \text{und} \quad \log y_m = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \log y_i;$$

Um die Regressionsgerade zu vervollständigen, braucht man noch den Achsenschnitt d mit der y -Achse. Diesen berechnet man durch Umformung der standardisierten Geradengleichung $y = \hat{k}x + d$ und Transformation in den logarithmischen Maßstab folgendermaßen:

$$\log d = \log y_m - \log x_m \bar{k}.$$

Im konkreten Fall geht man von einer Gauß- oder Normalverteilung im logarithmischen Maßstab aus. Dabei kann man die Überlebenswahrscheinlichkeiten $P_{\bar{u}}$ und Streuspannen T_s (Verhältnis von Wert mit $P_{\bar{u}} = 90\%$ zum Wert mit $P_{\bar{u}} = 10\%$) je nach Fall (abhängig von der Kerbwirkung) variieren. Der Festigkeitsnachweis wird mit Ermüdungsfestigkeitswerten basierend auf einer Überlebenswahrscheinlichkeit von 97,5% durchgeführt. Aus der standardisierten Tabelle für die Normalverteilung kann man den erforderlichen Quantil-Wert ξ_p der Verteilungsfunktion ablesen. Die Streuspanne bezieht sich auf eine Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_{\bar{u}} = 90\%$ bzw. $P_{\bar{u}} = 10\%$ wodurch sich ein Quantil ξ_{90} von 1,282 ergibt [23]. Basierend auf diesen Vorgaben wird die Standardabweichung σ im logarithmischen Maßstab ermittelt. Folgende Beziehungen lassen sich daraus ableiten:

$$\log x_p = \log x_m \pm \xi_p \sigma ; \quad (1)$$

$$\xi_{10} = \xi_{90} ; \quad (2)$$

$$T_s = \frac{x_{90}}{x_{10}} ; \quad (3)$$

Mithilfe von diesen Zusammenhängen und vorher festgelegten Überlebenswahrscheinlichkeit $P_{\bar{u}}$ lässt sich eine Standardabweichung σ folgendermaßen ableiten:

$$\log x_{10} = \log x_m + \xi_{10} \sigma ;$$

$$\log x_{90} = \log x_m - \xi_{90} \sigma ;$$

$$\log x_{10} - \log x_{90} = 2\xi_{10} \sigma ;$$

umgeformt kommt man auf den folgenden Ausdruck für die Standardabweichung σ :

$$\sigma = \frac{\log\left(\frac{1}{T_s}\right)}{2\xi_{10}} .$$

Mithilfe der ermittelten Standardabweichung σ , eines festgelegten Quantils ξ_p und des aus den Versuchen gewonnenen Mittelwerts x_m lassen sich die Grenzwerte des entsprechenden Konfidenzintervalls im Wöhlerdiagramm festlegen. In *Abbildung 2-6* wird ein Wöhlerdiagramm mit einer Überlebenswahrscheinlichkeit von 97,5% graphisch dargestellt, welche auch später für die Auswertung der gewonnenen Versuchsergebnissen angewandt wird.

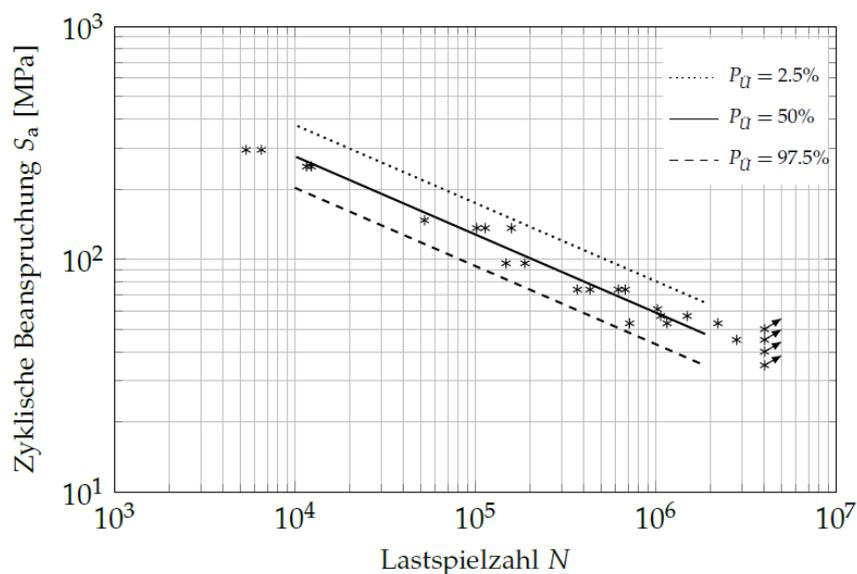


Abbildung 2-6: **Statistische Auswertung von Messdaten.** Wöhlerdiagramm mit drei verschiedenen Überlebenswahrscheinlichkeiten [15].

2.2.2.4 Statistische Auswertung von Versuchsdaten im Kerbspannungskonzept

Für die Auswertung nach dem Kerbspannungskonzept braucht man am Beginn für jede Probenform einen durchgeführten Simulationsvorgang. Hierbei wird eine bestimmte Kraftschwingbreite ΔF_x als Input angegeben und analog eine Spannungsschwingbreite $\Delta \sigma_{e,x}$ an der kritischen Kerbstelle ermittelt. Zwischen den beiden Größen lässt sich ein linearer Zusammenhang aufstellen, da wir hierbei lineare FE-Modelle verwenden. Diesen linearen Faktor werden wir an dieser Stelle als die fiktive Querschnittsfläche A_{fik} definieren ($A_{fik} = \frac{\Delta F_x}{\Delta \sigma_{e,x}}$). D.h. bei einer Variation von Kraftschwingbreite ΔF (oder Lastniveaus bei den Schwingversuchen) bekommt man linear skalierte Spannungsschwingbreiten $\Delta \sigma_e$, welche die Simulation liefern würde.

Eine ähnliche Vorgehensweise liefert die Richtlinie *DVS 0905*. Hierbei wird eine Kerbformzahl K_f definiert, die folgendermaßen mit der oben definierten fiktiven Querschnittsfläche A_{fik} in Zusammenhang steht:

$$\Delta \sigma_{e,x} = \frac{\Delta F_x}{A_{fik}} = \frac{\Delta F_x}{\underbrace{A}_{\Delta \sigma_x}} \cdot \frac{A}{\underbrace{A_{fik}}_{K_f}} = \Delta \sigma_x \cdot K_f$$

Dabei steht A für die Querschnittsfläche des angeschweißten Blechs, die sich, wie aus der obigen Gleichung ersichtlich, sowieso weg kürzt.

Weitere Details bei der Auswertung von Versuchsdaten bei Verwendung des Kerbspannungskonzeptes gibt der Anhang C der Richtlinie *DVS 0905*. Diese Richtlinie wird in einem eigenen Unterkapitel dieser Diplomarbeit genauer erklärt. Der gesamte Anhang C der Richtlinie mit der genauen Vorgehensweise bei der Auswertung ist im Anhang A/2 dieser Diplomarbeit zu finden.

2.2.2.5 Verbesserung der Schwingfestigkeit

Die Ermüdungsfestigkeit kann zusätzlich durch verschiedene Nachbehandlungsverfahren positiv beeinflusst werden. Im Wesentlichen unterscheidet man mechanische und thermische Nachbehandlungsverfahren. Bei den thermischen werden Eigenspannungen durch thermische Behandlung wie z.B. Spannungsarmglühen abgebaut. Bei mechanischen Nachbehandlungsverfahren wie Hämmern, Ausschleifen oder Nadeln werden Druckeigenspannungen geschaffen [24]. Dadurch kommt es z.B. zu einer signifikanten Vergrößerung des Kerbradius an Nahtübergang. Die IIV-Richtlinie, die im nächsten Kapitel kurz beschrieben wird, beinhaltet Informationen und Empfehlungen zur Anwendung von Nachbehandlungstechniken bei Aluminium- und Stahlkonstruktionen.

Schweißtechniken, die mit einer Erhöhung des Schweißguts verbunden sind wie z.B. MAG-Schweißen, wirken sich positiv auf die Schwingfestigkeit aus im Gegensatz zu den präziseren Schweißverfahren, die wenig Schweißgut in der Schweißverbindung hinterlassen. Seltener wird eine Kombination mehrerer Schweißverfahren durch hybride Techniken verwendet, um somit einen mildereren Nahtübergang zu erzeugen [18].

2.2.3 Wichtige Normen und Richtlinien

Für die Bewertung der Ermüdungsfestigkeit gibt es verschiedene Normen und Richtlinien, die alle paar Jahre aktualisiert werden. Manche davon, die das Thema der Diplomarbeit betreffen, werden in diesem Kapitel genauer erklärt.

Diese decken nicht unbedingt alle möglichen Schweißnahtarten oder -szenarien ab. Manchmal ist man, wie wir auch bei hier durchgeführten Untersuchungen sehen werden, aufgrund mangelnder Informationen auf Werte möglichst ähnlicher Schweißnähte angewiesen, die dann nur eine bedingte Zuverlässigkeit in der Berechnung liefern. Um die genauen höchstzulässigen Spannungswerte einer bestimmten Schweißnaht zu ermitteln, ist man auf kosten- und zeitintensive Dauerschwingversuche angewiesen.

2.2.3.1 DIN EN 15085: Bahnanwendungen - Schweißen von Schienenfahrzeugen und -fahrzeugteilen [25]

Hierbei handelt sich um eine Norm, die aufbauend auf der allgemeinen Version der Norm EN ISO 3834 das Schweißen speziell für den Schienenfahrzeugbau regelt. Sie verbindet die Güteanforderungen der Konstruktion, Erzielung dieser Güteanforderungen in der Fertigung und schließlich die Prüfung zum Nachweis der geforderten Güte. Die Norm *DIN EN 15085* besteht aus den folgenden fünf Teilen:

- 1) Allgemeines,
- 2) Qualitätsanforderungen und Zertifizierung,
- 3) Konstruktionsvorgaben,
- 4) Fertigungsanforderungen und
- 5) Prüfung und Dokumentation.

Besonders von Interesse für die vorliegende Diplomarbeit sind die Konstruktionsvorgaben der *DIN EN 15085* aus dem Teil 3 zu erläutern. Die wichtigsten Anforderungen und Begriffe werden hier kurz zusammengefasst.

- Die statische Festigkeit ist nur dann gewährleistet, wenn die berechneten Spannungen gleich oder kleiner als die zulässigen Spannungswerte sind.
- Die zulässigen Spannungswerte der Ermüdungsfestigkeit, die durch Normen, Vorschriften, sonstige Richtlinien oder experimentelle Untersuchungen festgelegt wurden, müssen durch die zuständige nationale Sicherheitsbehörde akzeptiert werden.
- Ein wichtiger Begriff ist der des Beanspruchungszustandes. Der Beanspruchungszustand ist durch das Verhältnis der vorhandenen zur zulässigen Spannung (Ausnutzung der Beanspruchbarkeit oder Auslastungsgrad) beschrieben und für den entsprechenden Verbindungstyp unter Berücksichtigung sämtlicher Korrekturfaktoren aus der **Tabelle 2-1** zu entnehmen.

Tabelle 2-1: Beanspruchungszustände

Beanspruchungszustand	Ausnutzung der Beanspruchbarkeit (A)		
	Ermüdungsfestigkeitswerte aus Norm	Ermüdungsfestigkeitswerte aus Schwingversuch von repräsentativen Proben	
		Option 1	Option 2 ^a
Hoch	$\geq 0,9$	$\geq 0,8$	$\geq 0,9$
Mittel	$0,75 \leq A \leq 0,9$	$0,5 \leq A \leq 0,8$	$0,75 \leq A < 0,9$
Niedrig	$< 0,75$	$< 0,5$	$< 0,75$

^a Der entscheidende Grenzwert ist mit dem Kunden oder der vereinbarten Stelle abzustimmen

- Unter dem Begriff Sicherheitsbedürfnis versteht man die Auswirkungen des Versagens einer einzelnen Schweißnaht im Hinblick auf die Folgen für Personen, Einrichtungen und die Umwelt. Dabei unterscheidet man drei Stufen: Stufe niedrig - das Versagen beeinträchtigt nicht direkt die Gesamtfunktion; Stufe mittel – das Versagen beeinträchtigt die Gesamtfunktion und kann zu den Personenschäden führen; Stufe hoch – das Versagen führt zu einem Versagen der Gesamtfunktion und Personenschäden.
- Jeder Schweißnaht muss eine zugehörige Schweißnahtgüteklasse zugeordnet werden, die gewisse Anforderungen an die Schweißnaht gewährleisten muss.
- Zur jeder Schweißnahtgüteklasse gibt es eine Schweißnahtprüfklasse, die angibt, welche Prüfungen (z.B. volumetrische, Oberflächen- oder Sichtprüfungen) mindestens bei der Schweißnaht durchgeführt werden müssen. In **Tabelle 2-2** wird diese Zuordnung der Schweißnahtgüteklasse und - prüfklasse in Verbindung mit dem Beanspruchungszustand und dem Sicherheitsbedürfnis zum besseren Verständnis dargestellt. Alle Unregelmäßigkeiten und Abweichungen hiervon sind entsprechend dem Kapitel 5 der *DIN EN 15085-3* zu berücksichtigen.

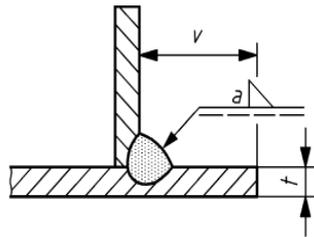
Tabelle 2-2: Beziehung zwischen Beanspruchungszustand, Sicherheitsbedürfnis, Schweißnahtgüteklasse, Gütegruppe für Unregelmäßigkeiten, Schweißnahtprüfklassen und Prüfung

Beanspruchungszustand	Sicherheitsbedürfnis	Schweißnahtgüteklasse	Bewertungsgruppe für Unregelmäßigkeiten EN ISO 5817 EN ISO 10042	Schweißnahtprüfklasse	Volumetrische Prüfungen	Oberflächenprüfungen MT und PT	Sichtprüfung VT
Hoch	Hoch	CP A	Siehe Kap. 5.2.1.1	CT 1	100%	100%	100%
Hoch	Mittel	CP B	B	CT 2	10%	10%	100%
Hoch	Niedrig	CP C2	C	CT 3	Nicht erforderlich	Nicht erforderlich	100%
Mittel	Hoch	CP B	B	CT 2	10%	10%	100%
Mittel	Mittel	CP C2	C	CT 3	Nicht erforderlich	Nicht erforderlich	100%
Mittel	Niedrig	CP C3	C	CT 4	Nicht erforderlich	Nicht erforderlich	100%
Niedrig	Hoch	CP C1	C	CT 2	10%	10%	100%
Niedrig	Mittel	CP C3	C	CT 4	Nicht erforderlich	Nicht erforderlich	100%
Niedrig	Niedrig	CP D	D	CT 4	Nicht erforderlich	Nicht erforderlich	100%

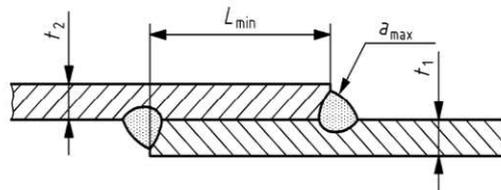
- Bezüglich Anordnung und Form der Schweißnähte sollte man scharfe Ecken und schroffe Querschnittsänderungen meiden. Der Kraftfluss sollte ungestört bleiben. Gemischte Verbindungsarten sollten vermieden werden.
- Das Kapitel 6 der Norm *DIN EN 15805-3* verweist auf die Anforderungen an Grundwerkstoffe und Schweißzusätze.

Die Norm enthält konstruktive Vorgaben verschiedener Schweißnahtarten. Da im Rahmen dieser Diplomarbeit speziell die einseitige Kehlnaht bei einem Überlappstoß untersucht wurde, sind nur die Konstruktionsvorgaben betreffend Kehlnähte in weiterer Folge näher beschrieben. Diese umfassen folgende Aussagen:

- Alle Kehlnähte sollten möglichst gleichschenkelig ausgeführt werden. Bei speziellen Vorgaben und Abweichungen von diesen Anforderungen muss zusätzlich die Kehlnahtschenkellänge z zum a -Maß in der Zeichnung dokumentiert werden.
- Der Abstand vom Rand sollte dem Zusammenhang $v > 1,5 \cdot a + t$ entsprechen. Die Darstellung in der Zeichnung wird in *Abbildung 2-7* graphisch gezeigt.
- Bei Überlappstoßen größerer Blechdicke muss eine Mindestüberlappung eingehalten werden. *Abbildung 2-7* gibt die Grenzwerte explizit an.



$$v \geq 1,5a + t.$$



$$t_2 \leq t_1$$

$$l_{\min} = 3 \times t_2 \quad (\text{min } 50 \text{ mm für } 5 \text{ mm} \leq t_2 \leq 20 \text{ mm})$$

$$a_{\max} = \frac{t}{\sqrt{2}} - \frac{t}{10}$$

Abbildung 2-7: **Konstruktive Vorgaben.** Die konstruktiven Vorgaben für Kehlnähte aus *DIN EN 15085* [25].

2.2.3.2 DVS 1612: Gestaltung und Dauerfestigkeitsbewertung von Schweißverbindungen mit Stählen im Schienenfahrzeugbau [26]

Die Richtlinie *DVS 1612* unterstützt Berechnungsingenieure und Konstrukteure durch Hinweise und Vorgaben zu beanspruchungsgerechter Gestaltung und Auslegung von Stahlschweißverbindungen in der Schienenfahrzeugbau-Branche. Sie enthält einen Bauformen-Katalog im Anhang, welcher je Beanspruchungsart den wesentlichen bzw. meist vorkommenden Schweißnähten entsprechende Kerbfalllinien und Schweißnahtgüteklassen zuordnet.

Den Geltungsbereich umfassen im Wesentlichen folgende Aussagen:

- *DVS 1612* ist für alle Lichtbogen-geschweißten Stähle mit einer Blechdicke $t \geq 2$ mm und für einige Stähle mit Blechdicke $t \geq 1,5$ mm anwendbar.
- Die Anforderungen der Norm *DIN EN 15085* werden als erfüllt vorausgesetzt.
- Die Dauerfestigkeitswerte dieser Richtlinie können auch für laser- und elektronenstrahlgeschweißten Verbindungen herangezogen werden.

Der Dauerfestigkeitsnachweis ist mit Nennspannungen durchzuführen. Er umfasst die Normalspannungen längs und quer zur Nahrichtung sowie Schubspannungen längs zur Nahrichtung. Alle spannungserhöhenden Effekte sind dabei in der Kerbfalllinie schon berücksichtigt.

Die zulässigen Dauerfestigkeitswerte sind aus den MKJ-Diagrammen (siehe Anhang A/1) als Oberspannungen auszulesen. Diese sind für Schweißverbindungen mit den Grundwerkstoffen aus

Stahl (S355 und S235) in Abhängigkeit vom Spannungsverhältnis und der Kerbfalllinie in der Norm gegeben. Sie können aber auch für andere im Schienenfahrzeugbau eingesetzten Stähle verwendet werden. Die zulässigen Werte aus den MKJ-Diagrammen enthalten einen Sicherheitsfaktor von 1,5 bzw. entsprechen einer Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_0 = 99,5\%$ und gelten als Referenz bei $2 \cdot 10^6$ Lastwechsel. Die Festlegung zulässiger Spannungswerte ist getrennt für Nennspannungen im Zugschwell- und Wechselbereich, Druckschwell- und Druckwechselbereich und Schubspannungen im Schwell- und Wechselbereich zu berechnen.

Um den richtigen zulässigen Wert auszuwählen, muss zuerst das Spannungsverhältnis R bzw. sein Kehrwert $k = R^{-1}$ bekannt sein. Dieser ist, wie im Kapitel 2.2.2.1 erklärt, als das Verhältnis der min. zur max. Spannung definiert. Die Kurven aus dem MKJ-Diagramm können als Gleichungen für den jeweiligen Spannungsbereich folgendermaßen angeschrieben werden:

- 1) Normalspannungen im Zugschwell- und Zug-Wechselbereich mit $1 > R \geq -1$

$$\sigma_{zul}(R) = 150 \text{ MPa} \cdot 1,04^{-x} \frac{2 \cdot (1 - 0,3 \cdot R)}{1,3 \cdot (1 - R)};$$

- 2) Normalspannungen im Druckschwell- und Druckwechselbereich mit $1 > k > -1$

$$\sigma_{zul}(k) = 150 \text{ MPa} \cdot 1,04^{-x} \frac{2}{(1 - k)};$$

- 3) Schubspannungen im Schwell- und Wechselbereich mit $1 > R \geq -1$

$$\tau_{zul}(R) = \tau_{zul,R=-1} \frac{2 \cdot (1 - 0,17 \cdot R)}{1,17 \cdot (1 - R)};$$

wobei für den, in den Formeln verwendeten Exponenten x je nach Kerblinie und Werkstoff **Tabelle 2-3** und **Tabelle 2-4** gelten. Für den maximalen Schubspannungswert bei einem Spannungsverhältnis von -1 ($\tau_{zul,R=-1}$) gilt je nach Kerbfalllinie **Tabelle 2-5**.

Tabelle 2-3: Exponent x für die Kerbfalllinien A bis D

Linie	A+	A	A-	AB+	AB	AB-	B+	B	B-	C+	C	C-	D+	D	D-
S355	-1	0	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13
S235	4,3	5	5,67	6,33	7	7,67	8,33	9	9,67	10,33	11	11,67	12,3	13	13,67

Tabelle 2-4: Exponent x für die Kerbfalllinien E+1 bis F3

Linie	E+1	E1	E1-	E4+	E4	E4-	E5+	E5	E5-	E6+	E6	E6-	F1+	F1	F1-	F2	F3
S235/S355	14	15	16	17	18	19	20	21	22	23	24	25	26	27	28	33,7	41

Tabelle 2-5: Maximale Schubspannungswerte bei $R = -1$

Linie	G+	G	G-	H+	H	H-
$\tau_{max,R=-1}$ [MPa]	93	82	73	65	59	53

2.2.3.3 Merkblatt DVS 0905: Industrielle Anwendung des Kerbspannungskonzeptes für den Ermüdungsfestigkeitsnachweis von Schweißverbindungen [27]

Das Merkblatt *DVS 0905* gibt einen umfassenden Überblick über die Anwendung des Kerbspannungskonzeptes für den Ermüdungsfestigkeitsnachweis von verschiedenartigen Schweißkonstruktionen, welche vorwiegend in Automobil-, Schiff-, Schienenfahrzeug- oder allgemeinem Maschinenbau vorkommen. Im Anhang des Merkblatts sind verschiedene Anwendungsbeispiele als Hilfestellung zur richtigen Anwendung angegeben.

Folgende Aussagen gehören zum Anwendungs- und Geltungsbereich:

- Die Vorgaben des Merkblatts *DVS 0905* gelten für alle Lichtbogen-, Stahl-, Widerstandspunkt- und Widerstandsrollennahtschweißverfahren.
- Es werden alle Verbindungen mit einer Bauteildicke $t \geq 1$ mm umfasst.
- Mit dem Merkblatt lassen sich alle schmelz- und widerstandsgeschweißten Aluminium- und Stahlkonstruktionen auf Ermüdung mit hohen Schwingspielen ($N \geq 10^4$) bewerten (niederzyklischer Ermüdungsnachweis wird ausgeschlossen).
- Es wird eine bestimmte Größe der Kerbwirkung am Nachweisort vorausgesetzt und berücksichtigt.

Wie schon im Kapitel 2.2.1 kurz angemerkt, liegt die Idee hinter dem Kerbspannungskonzept in der Bewertung der Schwingfestigkeit durch Berechnung der bereits definierten Auslastung bezogen auf die Kerbspannungsmaxima. Dabei ist immer zu beachten, dass man die Berechnung konzeptkonform durchführt. Das Modell ist so konzipiert und optimiert, dass man mithilfe der fiktiven Modellierung kritischer Bereiche im Bauteil erfahrungsgemäß plausible Ergebnisse bekommt als mit einem Modell realer Nahtgeometrie. Zu den wichtigsten Idealisierungen des Nahtmodells zählen folgende:

- Idealisierter Kerbradius in der Nahtwurzel und am Nahtübergang;
- meistens ebene Flanke in der Naht bei Kehlnähten, jedoch kann man auch die tatsächliche Nahtgeometrie heranziehen;
- Anwendung eines linear-elastischen Werkstoffmodells;
- Auswertung entweder durch die betragsmäßig größte Hauptnormalspannung (HNS) oder der von Mises – Vergleichsspannung.

Die max. ertragbaren Schwingfestigkeitsamplituden bzw. -breiten (charakteristische Ermüdungsfestigkeitswerte), die als Referenzwerte in der Richtlinie angegeben sind, sind aus durchgeführten Schwingfestigkeitsversuchen mit Hilfe von Kleinproben ermittelt worden. Dabei geht man davon aus, dass die maximal ertragbare Ermüdungsfestigkeit beim Probenanriss liegt. Aus den Kerbspannungswerten sind i.A. *FAT*-Klassen abgeleitet worden.

Es ist davon auszugehen, dass bis auf Proben mit hohen sekundären Zusatzspannungen infolge eines gravierenden Kanten- und Winkelversatzes alle typisch auftretenden fertigungs- und werkstoffbedingten Imperfektionen wie Geometriestreuungen, Winkelversatz, Nahtüberhöhungen, usw. schon in den charakteristischen Schwingfestigkeitswerten enthalten sind, da diese Werte aus ähnlichen Versuchen davor gewonnen wurden. Mit einer geeigneten Wahl des Spannungsverhältnisses R im Schwellbereich ($R \geq 0,5$) kann man die Schweißeigenstressungen in der Simulation analog mitberücksichtigen. Für Spannungsverhältnisse $R < 0,5$, die für die Arbeit nicht relevant sind, gibt das Merkblatt *DVS 0905* entsprechende Faktorberechnung, um je nach Mittelspannungsempfindlichkeit die Schweißeigenstressungen zu berücksichtigen. Für nachbehandelte Schweißnähte gibt es nach *IIV-Richtlinie*, die folgend in 2.2.3.4 vorgestellt wird, empfohlene Faktoren, um entsprechendes Verfahren in der Berechnung zu berücksichtigen.

Im Merkblatt *DVS 0905* sind Empfehlungen für den fiktiven Radius an kritischen Stellen (NW*¹⁵, NÜ*¹⁶) in Abhängigkeit von der Blechdicke angegeben. Diese Einschränkungen sind besonders bei dünnen Proben zu beachten, da es hier zu einer signifikanten Änderung der Schweißnahtsteifigkeit und des Kraftflusses kommen kann. Bei dickeren Blechen sind Referenzradien entsprechend größer zu wählen. Hierbei basieren die empfohlenen Einschränkungen eher auf den Berechnungs- und Modellierungsaufwand, der bei kleineren Radien höher liegen würde. Die Tabelle mit Empfehlungen wird in der *Abbildung 2-8* graphisch dargestellt.

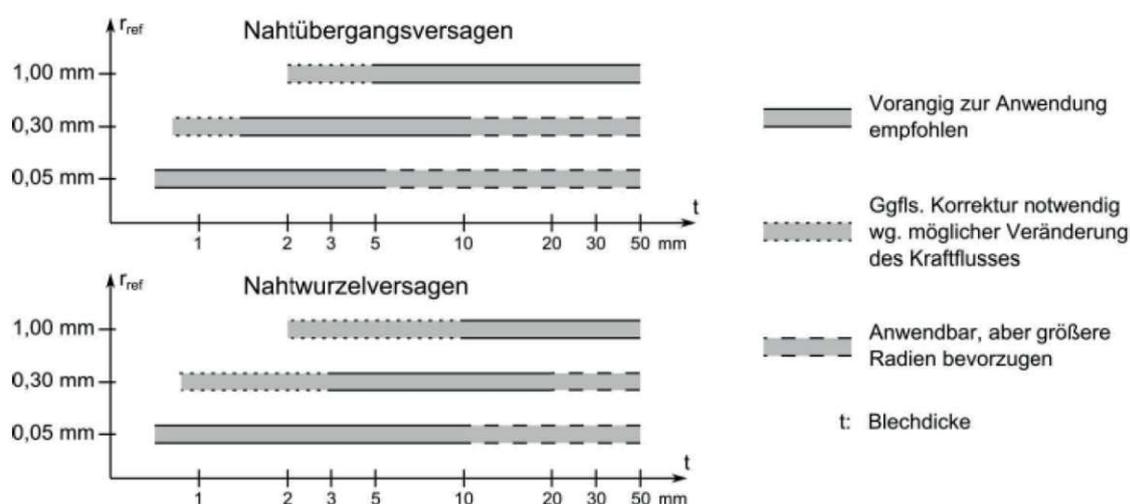


Abbildung 2-8: **Empfehlungen für die Auswahl von fiktiven Referenzradien im Kerbspannungsmodell.** Die Wahl der fiktiven Radien in der Wurzel bzw. am Nahtübergang in Abhängigkeit von der Blechdicke [25].

Die Modellierung der idealisierten Nahtform kann laut dieser Richtlinie unterschiedlich erfolgen. *Abbildung 2-9* zeigt verschiedene Möglichkeiten, die das Merkblatt *DVS 0905* empfiehlt. Beim Nahtübergang kann man die Kerbe entweder mit oder ohne den sog. Hinterschnitt realisieren. Dabei sollte der Mittelpunkt des hinterschneidenden Kreisbogens auf der Winkelhalbierenden der Kerbe im Abstand des Referenzradius liegen (wie *Abbildung 2-9* gezeigt). Auch bei der Nahtwurzel gibt es zwei Möglichkeiten zur Modellierung, die sog. Schlüsselockkerbe (SL-Kerbe) und U-Kerbe. Bei der SL-Kerbe ist die sich ergebende Spalttiefe im Modell laut dem Merkblatt *DVS 0905* frei zu wählen.

¹⁵ NW steht für Nahtwurzel

¹⁶ NÜ steht für Nahtübergang

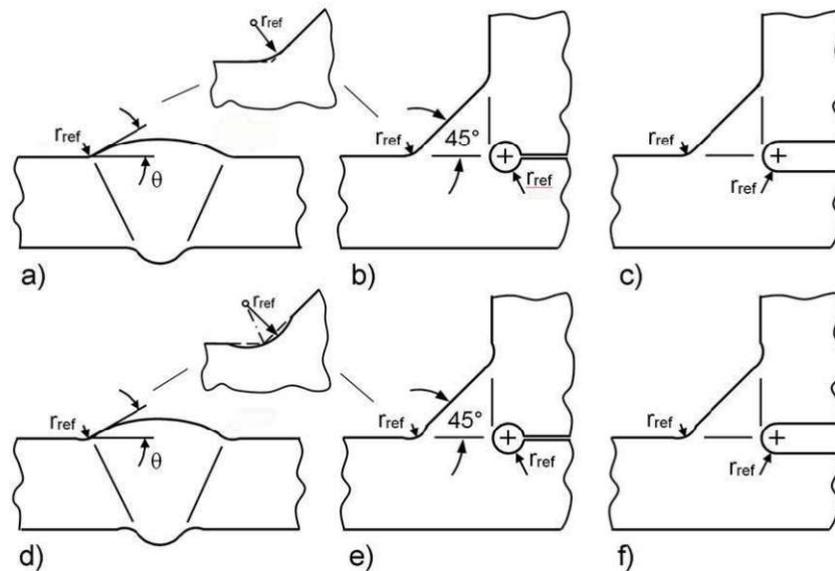


Abbildung 2-9: **Empirisch bewährte Modellbildungsempfehlungen für das Kerbspannungsmodell.** Die beiden Modellierungsmöglichkeiten der Referenzradien in der Wurzelkerbe (U- und SL-Modell) und am Nahtübergang (mit oder ohne Hinterschnitt) dargestellt im Falle einer Stumpf- und Kehlnaht [25].

Im Allgemeinen werden für die Berechnung der Kerbspannungen numerische Methoden eingesetzt. Dabei ist die bekannteste und weitverbreitetste Methode die Methode der Finiten Elemente. Aufgrund dessen enthält auch dieses Merkblatt Empfehlungen zu einer leichteren Handhabung und einer präziseren Berechnung der Kerbspannungen mittels FE-konzipierten Software. Mehr über das Thema wird später im Kapitel 3 erzählt.

Die Netzfeinheit ist ein wesentlicher Aspekt bei der Berechnung mit FE-basierten Programmen. Die wichtigsten Tipps aus dem Merkblatt werden im Folgendem erläutert:

- Global sollte ein gröberes Netz verwendet werden, welches lokal im Kerbbereich systematisch und stetig verfeinert werden sollte.
- Zu große Schritte bei den Elementgrößen und stark verzerrte Elemente sollte man vermeiden.
- Bei der Vernetzung sollte man sich an die Werte und Empfehlungen aus **Tabelle 2-6** und **Abbildung 2-10** orientieren.
- Um die Kontrolle über die Vernetzung zu behalten, sollte man lokal Submodelle modellieren.
- Die Mindestkerbwirkung sollte beachtet werden.

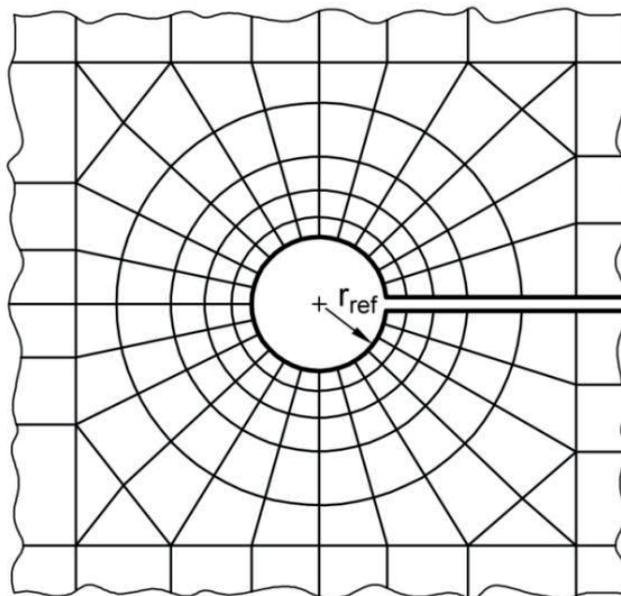


Abbildung 2-10: **Empfohlenes FE-Netz zur Simulation der Nahtwurzel.** Typisches Netzmodell mit einer Schlüssellochkerbe in der Nahtwurzel [25].

Tabelle 2-6: Empfehlungen zu Elementlängen (entlang und normal zur Kerboberfläche)

Elementtyp	Relative Länge	Elementlänge bei $r_{ref} = 1 \text{ mm}$	Elementlänge bei $r_{ref} = 0,5 \text{ mm}$	Elementzahl entlang eines 45° -Bogens	Elementzahl entlang eines 360° -Bogens	Geschätzter Fehler
quadratisch	$\leq \frac{r_{ref}}{4}$	$\leq 0,25 \text{ mm}$	$\leq 0,012 \text{ mm}$	≥ 3	≥ 24	$\approx 2 \%$
linear	$\leq \frac{r_{ref}}{6}$	$\leq 0,15 \text{ mm}$	$\leq 0,008 \text{ mm}$	≥ 5	≥ 40	$\approx 10 \%$

Die charakteristischen Werte sind also von mehreren Faktoren wie z.B. vom Referenzradius, der Beanspruchungsart oder der Werkstoffgruppe abhängig. Bezüglich der Beanspruchbarkeit und Qualitätsanforderungen sind folgende wichtigen Aussage aus dem Merkblatt entnommen:

- Die charakteristischen Schwingfestigkeitswerte sind für Stahl in **Tabelle 2-7** zusammengefasst.
- Vereinfachend kann für den Neigungsexponent der Wöhlerlinie bei Blechen mit Wandstärke $t < 5 \text{ mm}$ für Normalspannungen ein Wert von $k = 5$ und für Schubspannungen ein Wert von $k = 7$ angenommen werden.
- Der Knickpunkt zur Dauerfestigkeit ist bei Normalspannungen ca. bei 10^7 und bei Schubspannungen bei ca. 10^8 laut *IIV-Richtlinie* zu erwarten.
- Es gibt viele Ausnahmen, bei welchen erheblich höhere Schwingfestigkeit auftreten kann als mit dem Modell berechnet. Z.B. komplexe, abgestützte Bauteile oder Widerstandspunktschweißverbindungen können höhere Schwingfestigkeiten aufweisen.
- Bei durchgeführten Nachbehandlungsmethoden wird im Merkblatt auf die Empfehlungen der *IIV-Richtlinie* verwiesen. Wanddicken- und Größeneinfluss ist schon im Kerbspannungskonzept inbegriffen.
- Der Eigenspannungseinfluss kann je nach Mittelspannungsempfindlichkeit berücksichtigt werden.

- Bei den aus **Tabelle 2-7** charakteristischen Schwingfestigkeitswerten wurde ein Kanten- und Winkelversatz mit dem Faktor $k = 1,05$ berücksichtigt.

Tabelle 2-7: Charakteristische Schwingfestigkeitswerte für den Kerbspannungskonzept mit Normal- und Schubspannungen aus Stahl

Referenzradius in mm	Ort maximaler Beanspruchung	Normalspannung			Schubspannung		
		$\Delta\sigma$ [MPa] bei $2 \cdot 10^6$ Schwing-spielen (FAT)	$\Delta\sigma$ [MPa] bei $1 \cdot 10^7$ Schwing-spielen		$\Delta\tau$ [MPa] bei $2 \cdot 10^6$ Schwing-spielen (FAT)	$\Delta\tau$ [MPa] bei $2 \cdot 10^8$ Schwing-spielen	
			k = 3 t \geq 5 mm	k = 5 t < 5 mm		k = 5 t \geq 5 mm	k = 7 t < 5 mm
0,3	NÜ und NW	225	131,6	163,1	160	73,2	91,5
	NÜ	300	175,4	217,4	180	82,3	102,9
	NW	340	198,8	246,4	210	96,0	120,1
0,05	NÜ	500	292,4	362,4	240	109,8	137,2
	NW	630	368,4	456,6	320	146,3	183,0
Neigungsexponent k der Wöhlerlinie für							
-Normalspannungen: k = 3 bei Wanddicken t \geq 5 mm und k = 5 bei t < 5							
-Schubspannungen: k = 5 bei Wanddicken t \geq 5 mm und k = 7 bei t < 5							
NÜ: Nahtübergang; NW: Nahtwurzel							

2.2.3.4 IIW Richtlinie-„Recommendations for fatigue design of welded joints and components“

Die Abkürzung IIW steht für International Institute of Welding, das im Jahr 2016 eine Richtlinie zum Thema Empfehlungen- bzw. Verbesserungsmethoden in Bezug auf Ermüdungsfestigkeit der Schweißnähte veröffentlichte. Die Richtlinie beinhaltet Informationen zu Nenn-, Struktur- und Kerbspannungskonzepten. Nachteilig bei dieser Richtlinie ist, dass sie für Schienenfahrzeugindustrie keine allzu hohen Anforderungen an die Fertigungsqualität stellt, was sie in gewissen Fällen zu konservativ für die Bewertung macht. Aus diesem Grund ist diese Richtlinie für die vorliegende Diplomarbeit von sekundärer Bedeutung. Für die Auswertung der durchgeführten Schwingversuche und damit vergleichbare FE-Berechnungsergebnissen wurde die *DVS 1612* - Richtlinie als Referenz genommen.

2.2.3.5 Andere wichtige Normen und Richtlinien

Die anderen Normen und Richtlinien, die nur teilweise oder indirekt das Thema betreffen, werden im Folgendem ohne eine ausführliche Erklärung kurz angeführt:

- 1) *DIN EN ISO 3834:2021 - Qualitätsanforderungen für das Schmelzschweißen von metallischen Werkstoffen* [28]
- 2) *DIN EN 12663:2015- Bahnanwendungen - Festigkeitsanforderungen an Wagenkästen von Schienenfahrzeugen* [29]
- 3) *Forschungskuratorium Maschinenbau (FKM)-Richtlinie: 2020 - Rechnerischer Festigkeitsnachweis von Maschinenbauteilen* [30]
- 4) *DIN EN 1993-1-1 Eurocode 3:2010 - Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten* [31]
- 5) *BS 7608:2014 - Guide to fatigue design and assessment of steel products* [32]
- 6) *ERRI B 12/RP60:2000- Regulation for proof tests and maximum permissible stresses* [33]

3 Numerische Simulation

Die Ermüdungsfestigkeit von den komplexen Bauteilkonstruktionen wird heutzutage ausschließlich mittels numerischer Methoden berechnet. Diese verwenden mathematische Lösungsgleichungen oder Algorithmen, die entweder nach unendlicher Zeit eine exakte Lösung oder nach einer bestimmten Anzahl von Rechenschritten eine Näherungslösung berechnen. Bei den Simulationen, die mit Hilfe von numerischen Methoden durchgeführt werden, liegt die größte Herausforderung darin, die richtigen Annahmen und Vereinfachungen so zu treffen, dass das vereinfachte Modell dennoch brauchbare Ergebnisse liefert, ohne dabei allzu viel Rechenzeit aufzuwenden. Auch wenn Simulationsmodelle manchmal sehr aufwendig aufzubauen sind, bleiben dadurch hohe Versuchskosten an realen Konstruktionen erspart.

Viele Erkenntnisse aus dieser Diplomarbeit wurden anhand von sehr einfachen Simulationsmodellen gewonnen. Um die Aussagekraft dieser einschätzen und validieren zu können, wurden experimentelle Schwingfestigkeitsuntersuchungen an realen Probengeometrien durchgeführt. Im experimentellen Teil der Arbeit (Kapitel 4) wird auf dieses Thema näher eingegangen.

3.1 Verwendete Software

Die Basis einer numerischen Modellberechnung stellt ein mathematisches Problem dar, das in erster Linie auf endlich viele Variablen bzw. Freiheitsgrade zurückgeführt werden muss. Nach dieser sog. *Diskretisierung* folgt im nächsten Schritt eine *Algebraisierung*, bei welcher algebraische Gleichungen aufgestellt werden, die zur Berechnung der genannten Freiheitsgrade notwendig sind [34]. Eine sehr effiziente und weit verbreitete Methode dazu ist die Methode der *Finiten Elemente*. Hierbei werden Quader- oder Tetraeder-förmige (Finite) Elemente (im 2D Fall Vier- oder Dreieckselemente), durch Knoten miteinander an ihren Ecken zu einem Netz verbunden, welches das gesamte Modell decken sollte. Aufgrund der einfachen Geometrie der *Finiten Elemente*, kann durch bekannte Ansatzfunktionen das physikalische Verhalten des komplexen Gesamtmodells schrittweise beschrieben werden. Für mehr Informationen und Details zu der Methode der *Finiten Elemente* sei an dieser Stelle auf die entsprechende Fachliteratur verwiesen ([34], [35]).

Die für die Erstellung der Eingangsdaten notwendige Software wird in Folge kurz *Pre Processor* genannt. Jene Software, die für die Darstellung der mit *Pre Processor* (und *Solver*) gewonnen Resultate verwendet wird, wird *Post Processor* genannt. Die, im Rahmen dieser Arbeit verwendeten Software werden in diesem Kapitel kurz vorgestellt.

Zur Modellerstellung wurde *HyperMesh* (Version 2017), ein bekanntes Preprocessing-Tool aus der Hyperworks-Serie der Firma Altair Inc., Troy, Michigan, USA verwendet. *HyperMesh* unterstützt viele aktuellen FE-Solver, unter anderem auch *ABAQUS* (Version 2017) der Firma *Dassault Systems, SIMULIA Corp., Johnston, RI 02919, USA*, das für die Berechnung der, in dieser Arbeit untersuchten Simulationsmodelle verwendet wurde. Dabei handelt sich um ein bekanntes Rechenprogramm, das für lineare und nicht-lineare Randwertaufgaben eingesetzt wird.

Zur Auswertung und Darstellung der berechneten Ergebnisse wurde *HyperView* (Version 2017) verwendet, ein *Post Processor* ebenfalls aus der Hyperworks-Serie. Das Programm bietet eine Visualisierung-, Animation- und Ausgabemöglichkeit von Ergebnissen im Simulationsmodell. Die Spannungsberechnung kann dabei nach bekannten Vergleichsspannungsmodellen an jedem Knoten im Modell ausgegeben werden. Um Konsistenz zu bewahren, werden die Spannungsergebnisse in dieser Diplomarbeit ausschließlich an den kritischen Stellen im Modell und nach der größten Hauptnormalspannung (Abk. HNS) ausgegeben.

3.2 Problemstellung

3.2.1 Randbedingungen

Die Problemstellung umfasst ein recht simples Simulationsmodell eines Überlappstoßes zweier Platten, die mit einer einseitigen Kehlnaht miteinander verbunden sind. Die Randbedingungen sollten die reale Situation bei der Einspannung in einer Resonanzmaschine abbilden. Das obere (dünnere oder gleich dünne) Blech wird horizontal mit einer definierten Last gezogen, wobei das untere (dickere oder gleich dicke) Blech in allen Richtungen eingespannt wird. In *Abbildung 3-1* wird exemplarisch das 3D-Modell einer typischen Probe dargestellt.

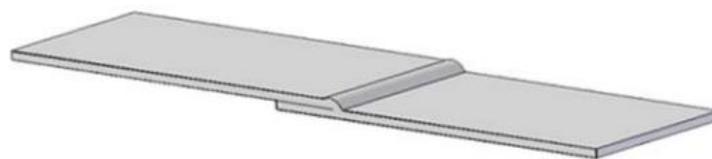


Abbildung 3-1: **Modell einer Versuchsprobe.** Ein typisches 3D-Modell eines Überlappstoßes mit einer einseitigen Kehlnaht [18].

3.2.2 Beanspruchungsart

Die Scherbeanspruchung kann man experimentell sehr schwer testen. Diese Art der Beanspruchung ist eher ein Thema bei den Klebeverbindungen und wird i.d.R. durch spezielle Zug-Scherversuche

ermittelt, die für vorliegende Arbeit nur von sekundärer Bedeutung sind. Biege-, Druck- und Zugbeanspruchung wurden im Rahmen der Arbeit numerisch genauer untersucht. Die in den Simulationsmodellen definierten Lasten werden folgend je Beanspruchungsart im Detail erklärt.

3.2.2.1 Zugbeanspruchung

Die definierte Zugausschlagkraft bzw. Kraftschwingbreite $\Delta F_{Z,\Delta\sigma}$, die in den Simulationen auf das dünnere (angeschweißte) Blech gleichmäßig aufgebracht wird, wird nach *DVS 1612* berechnet. Der Fall der einseitigen Kehlnaht am Überlappstoß liegt als solcher im Bauteilkatalog nicht vor. Aus dem Bauteilkatalog im Anhang der Richtlinie (siehe Anhang A/1, Seite 3) entspricht das Modell 7.2.6. der außen durchgehenden und ihnen unterbrochenen Kehlnaht beim Überlappstoß dem ähnlichsten Fall der Problemstellung. Dieser Schweißnaht wird demnach eine Kerbfalllinie F3 zugeordnet. Mit dieser Information und wie in den meisten Richtlinien gewähltem Spannungsverhältnis von $R = 0,5$, bei welchem wie in 2.2.3.3. schon erklärt die Schweißspannungen mitberücksichtigt werden, lässt sich aus dem MKJ-Diagramm (siehe Anhang A/1, Seite 1) oder nach den im Kapitel 2.2.3.2 angeführten Gleichungen die gesuchte Schwingspannungsbreite $\Delta\sigma$ berechnen. Für die maximal zulässige Zugspannungsschwingbreite bei einem Spannungsverhältnis von $R = 0,5$ und einer Kerbfalllinie F3 ergibt sich daher ein Wert von ca. $\Delta\sigma_Z = 39,3$ MPa. D.h. dieser Wert führt laut *DVS 1612* bei 2 Millionen Zyklen mit einer Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_i = 99,5\%$ zu einer Auslastung von genau 1,0. Anhand dieses Wertes wird nach der allgemeinen Zugspannungsformel bezogen auf den reduzierten Querschnitt unter Berücksichtigung des idealisierten a-Maßes ($\frac{t_1}{\sqrt{2}}$) die notwendige Zugkraftschwingbreite, mit der die Proben gezogen werden, rückgerechnet. Man kann sich diese Kraftschwingbreite als eine dynamisch äquivalente Last vorstellen, die bei 2 Millionen Zyklen mit der genannten Überlebenswahrscheinlichkeit zum Riss der Probe führt. Folgender Ausdruck soll die Vorgehensweise verdeutlichen:

$$\Delta F_{Z,\Delta\sigma} = \Delta\sigma_Z \cdot A_{QS} = 39,3 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \cdot b \cdot \frac{t_1}{\sqrt{2}};$$

wobei A_{QS} für reduzierte Querschnittsfläche in mm^2 , b für Probenbreite in mm und t_1 für Probendicke des angeschweißten Blechs in mm stehen.

3.2.2.2 Druckbeanspruchung

Für den Druckbereich wurde das Spannungsverhältnis mit $R = -1$ festgelegt, da im Druckschwell- und -wechselbereich die maximale Spannungsamplitude konstant bleibt unabhängig vom gewählten R [26]. Nach der, im Kapitel 3.3.2 angeführten Gleichung für den Druckbereich, ergibt sich somit die maximal zulässige Druckschwingbreite von $\Delta\sigma_D = 60,08$ MPa. Auch hier gelten dieselben Bedingungen laut *DVS 1612* bei 2 Millionen Zyklen und derselben Überlebenswahrscheinlichkeit. Aus der allgemeinen Druckspannungsgleichung lässt sich folgendermaßen die maximal zulässige Druckauschlagkraft bzw. Druckschwingbreite $\Delta F_{D,\Delta\sigma}$ berechnen:

$$\Delta F_{D,\Delta\sigma} = \Delta\sigma_D \cdot A_{QS} = 60,08 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \cdot b \cdot \frac{t_1}{\sqrt{2}};$$

wobei die Parameter dieselbe Bedeutung wie bei der Zugspannung haben.

Hierbei erwartet man immer einen höheren Wert der max. zul. Kraftschwingbreite als bei der Zugbeanspruchung ($\Delta F_{D,\Delta\sigma} > \Delta F_{Z,\Delta\sigma}$). Dies ist auch der Grund, wieso man intuitiv von Anfang an schon davon ausging, dass die Zugbeanspruchung kritischer sein muss. Zum Vergleich werden im Kapitel 3.4.2 alle drei untersuchten Beanspruchungen miteinander verglichen.

3.2.2.3 Biegebeanspruchung

Um die Proben auf Biegebeanspruchung zu untersuchen, wurden die Proben gelenkig gelagert und auf reine Biegung beansprucht. Das Biegemoment wurde dabei über die allgemeine Biegespannungsformel berechnet. Als Referenzwert für die maximal auftretende Biegespannung wurde die bei der Zugbeanspruchung laut *DVS 1612* berechnete Zugspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_Z$ herangezogen, da diese die maximal mögliche auftretende Spannungsamplitude darstellt. Die Berechnungsformel für das aufzubringende Moment M_B wird folgend beschrieben:

$$M_B = \Delta\sigma_Z \cdot W = 39,3 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \cdot \frac{b \cdot t^2}{6};$$

wobei W für das Widerstandsmoment in mm^3 und t für die jeweilige Blechdicke in mm steht. Die folgende Abbildung illustriert alle drei untersuchten Beanspruchungsarten mit dazugehörigen Randbedingungen.

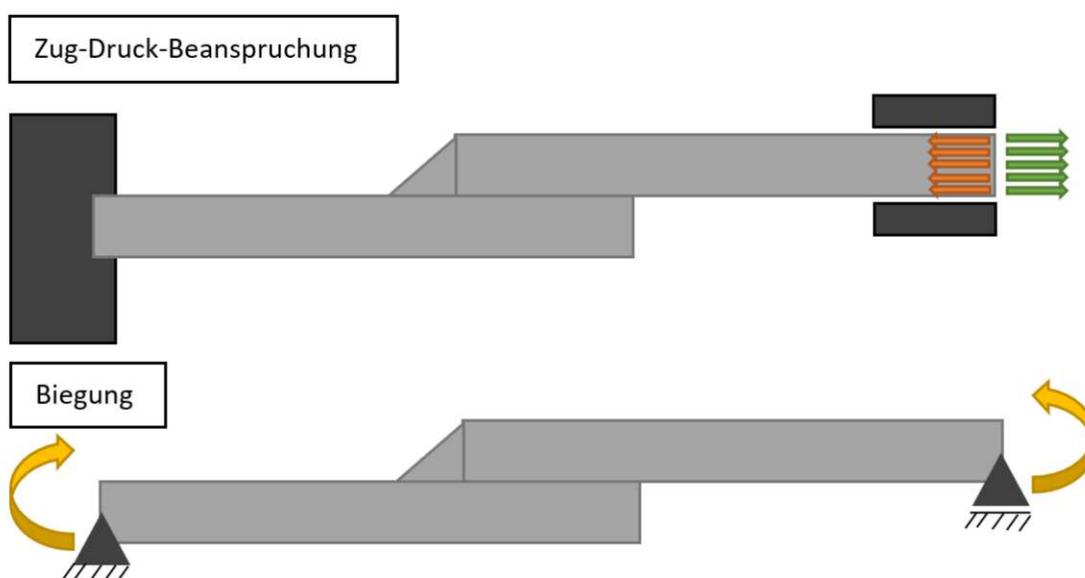


Abbildung 3-2: **Beanspruchungsarten mit dazugehörigen Randbedingungen.** Die Pfeile in der Abbildung stehen für die jeweiligen Zug-Druck-Kraftschwingbreiten $\Delta F_{Z,\Delta\sigma}$ (grün), $\Delta F_{D,\Delta\sigma}$ (orange) und das Biegemoment M_B (gelb).

Wie die Erfahrung bereits oft zeigte, ergab sich aus den numerischen Simulationen an Proben gleicher Geometrie die Zugbeanspruchung als die kritische. Dies wird später in diesem Kapitel mit Kerbmodellbetrachtung unter 3.4.2 ausführlich behandelt und bestätigt. Daher werden alle im

Rahmen dieser Diplomarbeit gerechneten Modelle nur noch auf Zugbeanspruchung untersucht. Außerdem werden die Schwingversuche im experimentellen Teil der Arbeit im Zugschwellbereich durchgeführt bzw. die Versuchsproben bei Schwingversuchen ausschließlich auf Zug beansprucht werden.

3.3 Schalenmodelle

Festigkeitsberechnung einer Wagenkastenkonstruktion mit Hilfe von Schalenmodellen wird als primäre numerische Simulationstechnik verwendet. Dabei handelt es sich um eine 3D-Modellierung der Überlappungen mit kleiner Blechdicke. Anders ausgedrückt werden hierbei dünne Bleche, die bei den Schienenfahrzeugen teilweise im Bereich bis zu einer Blechdicke von 1,2 mm liegen, als Schalen angenommen und modelliert. Nur falls an gewissen Stellen ein erhöhter Präzisionsbedarf in der Berechnung notwendig ist wie z.B. in scharfkantigen Bereichen, werden Kerbspannungsmodelle zusätzlich modelliert. Folgend wird die Vorgehensweise bei der Schalenmodellierung erklärt.

Bei Überlappstößen erfolgt üblicherweise ein Verbinden der Bleche mit einem Versatz im Modell. In so einem Fall entspricht die Höhe des Versatzes der horizontalen Exzentrizität beider Bleche bzw. dem Abstand zwischen den beiden Mittellinien oder neutralen Fasern der überlappenden Bleche (siehe das rechte Modell in *Abbildung 3-3*).

Vorzuziehen wäre an sich, dass ohne einen Versatz modelliert wird (da damit genau die Nennspannung errechnet wird), was bei vorhandener Modellgeometrie nicht immer möglich ist.

Im Falle von dünnen Blechen führt eine Berücksichtigung von der Exzentrizität der Mittellinien beider Bleche zu konservativeren Ergebnissen (siehe *Tabelle 3-1*). Dieser Effekt wird zum besseren Verständnis anhand eines Beispiels erklärt. Es werden zwei Platten gleicher Dimension unter Berücksichtigung des idealisierten a-Maßes $\frac{t_1}{\sqrt{2}}$ modelliert und mit der gleichen Kraftschwingbreite $\Delta F_{Z, \Delta \sigma}$ laut 3.2.2.1. für den Kerbfall F3 ($\Delta \sigma_Z = 39.3 \text{ MPa}$) beansprucht. Die beiden Modelle sind in *Abbildung 3-3* graphisch dargestellt. Die sich daraus ergebende Auslastungen sind in *Abbildung 3-1* zusammengefasst.

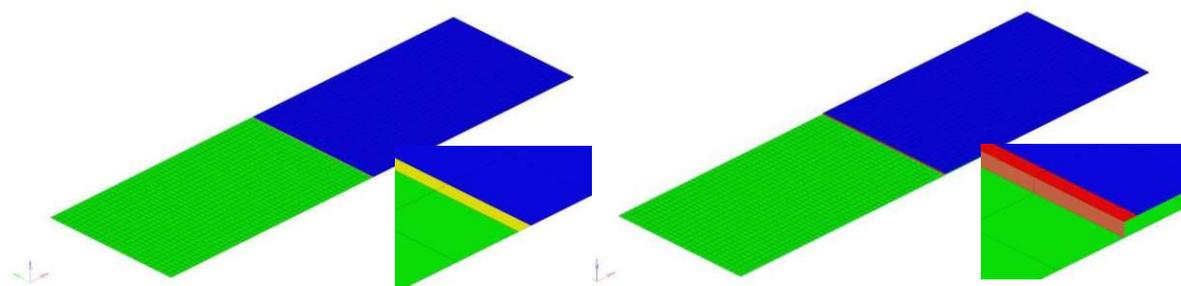


Abbildung 3-3: **Schalenmodell mit und ohne Versatz.** Alle Bleche habe eine Dicke von 2 mm und eine reduzierte Blechdicke von $\frac{2}{\sqrt{2}}$ mm im Bereich der Naht.

Tabelle 3-1: Auslastungen des Beispielmodells mit und ohne Versatz.

Modellbeschreibung	Max. HNS an der Schweißstelle $\Delta\sigma_{\text{HNS}}$ in MPa	Auslastung A
Schalenmodell ohne Versatz	39,3	1
Schalenmodell mit Versatz	213,8	5,4

Falls, wie gehofft, die Ergebnisse bei den Schwingversuchen eine höhere Ermüdungsfestigkeit als dies der Kerbfall F3 laut *DVS 1612* vorschreibt aufweisen würden, würde das zu einer Auslastung < 1 führen. Damit liegt die Auslastung des Schalenmodells ohne Versatz mit einem Wert von 1 auf jeden Fall näher an die richtige Prognose als das Schalenmodell mit der Auslastung 5,4.

In diesem Teil der Simulation wurden vier Schalenmodelle der Dimension 260 x 30 mm entsprechend der Dimension von den Versuchsproben mit einem Versatz modelliert, anschließend mit der kritischen Zuglast $\Delta F_{Z,\Delta\sigma}$ beansprucht und an der Schweißstelle nach der maximal auftretenden Hauptnormalspannung ausgewertet.

Beim Modellaufbau wurde der Schalenversatz mit einer angenommenen Dicke von 4 mm für alle Schalenmodelle gewählt. Dabei wurde pro Schalenmodell ein Teil des oberen Blechs mit der Länge von 2 mm mit einer reduzierten Blechdicke, entsprechend dem idealisierten a-Maß modelliert. In *Abbildung 3-4* wird das Schalenmodell des Überlappstoßes 1,5 auf 1,5 mm gezeigt. Zur besseren Vorstellung werden in *Tabelle 3-2* das a-Maß und die Versatzhöhe für alle vier Schalenmodelle gezeigt.

Tabelle 3-2: Parameter in den Schalenmodellen

Modellnummer	Überlappstoß $t_1 + t_2$	Idealisiertes a-Maß $\frac{t_1}{\sqrt{2}}$ in mm	Versatzhöhe $\frac{t_1}{2} + \frac{t_2}{2}$ in mm
1	1,5 + 1,5	$\frac{1,5}{\sqrt{2}} = 1,061$	1,5
2	1,5 + 6		3,75
3	2 + 3	$\frac{2}{\sqrt{2}} = 1,414$	2,5
4	2 + 6		4

In Folge werden Bleche, wie in der Kurzfassung angemerkt, als gestützt bezeichnet, bei denen die Biegung quer zur Nahtlängsrichtung ausgeschlossen wird. Das wird durch ein Stützblech größerer Dicke erreicht, wie dies der Fall bei Modellen 2 und 4 aus *Tabelle 3-2* ist. Modellnummern 1 und 3 aus derselben Tabelle stellen das Gegenteil dar und werden analog als ungestützt bezeichnet.

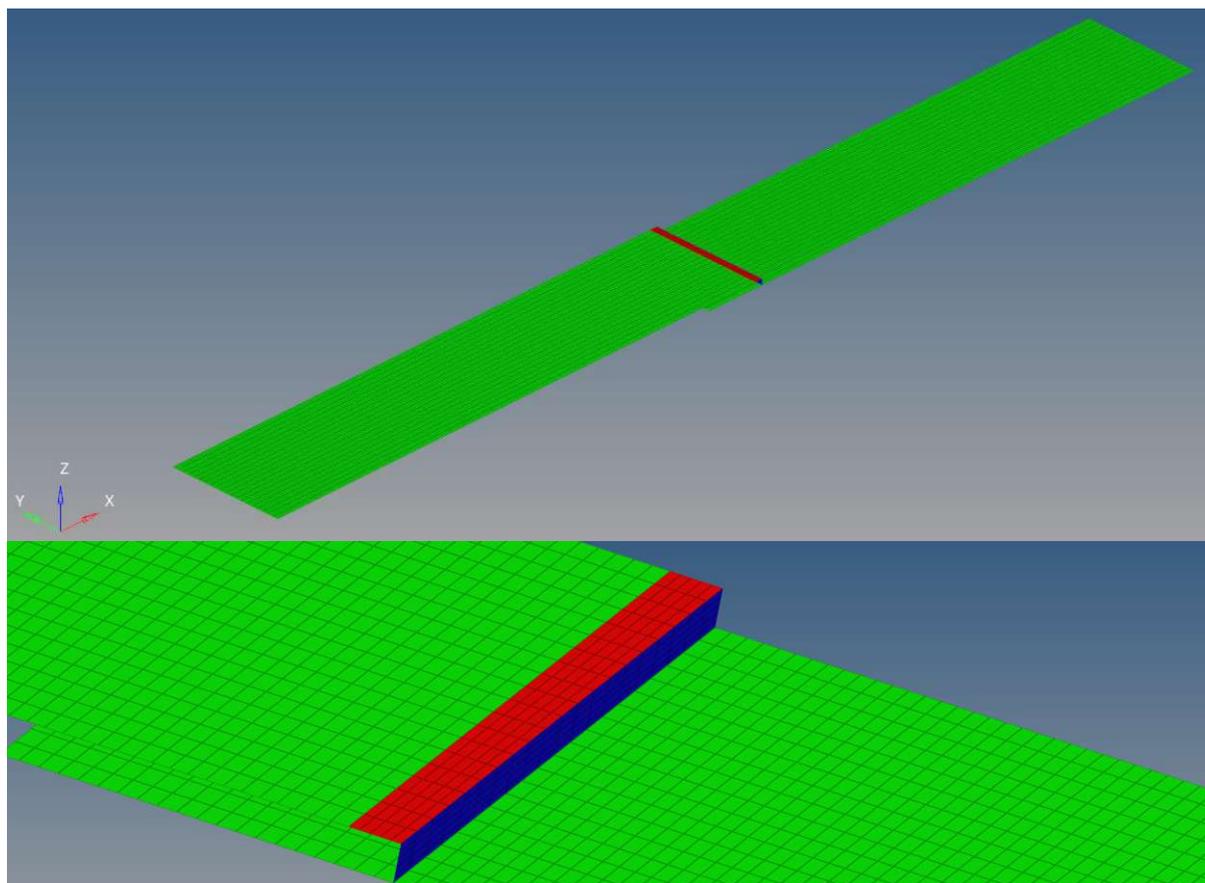


Abbildung 3-4: **Schalenmodell des Überlapstoßes 1,5 auf 1,5 mm**. Die Farben zeigen unterschiedliche Blechdicken des Modells (blau - 4 mm, grün - 1,5 mm, rot - 1,061 mm).

Die Ergebnisse, die sich aus der Schalenmodellberechnung für die genannten Proben ergeben, werden im Kapitel 5 mit allen anderen Ergebnissen aus der Diplomarbeit präsentiert.

3.4 Modellaufbau nach dem Kerbspannungskonzept

3.4.1 Annahmen und Idealisierungen

Wie bereits im Kapitel 2.2.3.3 erklärt, werden anfangs für die Erstellung des Kerbspannungsmodells einige Parameter nach *DVS 0905* bestimmt. Für die gewählten Blechdicken der angeschweißten Bleche von 2 und 1,5 mm ergeben sich laut *Abbildung 2-8* Ersatzradien von 0,05 mm an der Nahtwurzel und 0,3 mm am Nahtübergang.

Um die Vernetzung der gesamten Überlapverbindung gleichmäßig zu verteilen, wurde eine Segmentierung des Modells durchgeführt. Den Bereich der Schweißnaht und insbesondere die zwei kritischen Stellen der Nahtwurzel und des Nahtübergangs wurden feiner vernetzt als das restliche Modell. Für die Segmentierung des Bereichs um die Schweißnahtwurzel wurden die Empfehlungen laut *Abbildung 2-10* berücksichtigt.

Da es laut *Abbildung 2-9* mehrere Möglichkeiten der Kerbgestaltung gibt, wurden alle Möglichkeiten modelliert, um den Unterschied in den Spannungsergebnissen zu erfassen.

Aufgrund der geometrischen Symmetrie der Proben kann man in der Symmetrieebene einen ebenen Verzerrungszustand annehmen, was das ursprüngliche 3D-Modell auf ein ebenes Problem reduziert. Im *HyperMesh* müssen alle Netzelemente entsprechend dem ebenen Verzerrungszustand gewählt werden. Bei linearen Modellen hat der Elementtyp für Dreieckselemente die Bezeichnung CPE3 und für Viereckselemente die Bezeichnung CPE4. Überall sonst im Modell außer im Kerbbereich gilt ein ebener Spannungszustand.

3.4.2 Bestimmung der kritischen Beanspruchungsart

In diesem Unterkapitel werden die drei Beanspruchungsarten Biegung, Zug und Druck miteinander verglichen und in der folgenden Tabelle dargestellt. Aus **Tabelle 3-3** geht eindeutig hervor, dass die Zugbeanspruchung den kritischen Fall darstellt.

Tabelle 3-3: Vergleich der maximal auftretenden Hauptnormalspannungen unter verschiedener Beanspruchungsarten.

Kerbspannungsmodell Überlappproben der Dimension 260 x 30	Beanspruchungsart											
	Biegung				Zug				Druck			
	Max HNS NW		Max HNS NÜ		Max HNS NW		Max HNS NÜ		Max HNS NW		Max HNS NÜ	
	$\Delta\sigma$ MPa	A	$\Delta\sigma$ MPa	A	$\Delta\sigma$ MPa	A	$\Delta\sigma$ MPa	A	$\Delta\sigma$ MPa	A	$\Delta\sigma$ MPa	A
1,5 + 1,5	118,0	0,19	77,6	0,26	394	0,62	139,1	0,46	112,9	0,17	2,5	0
1,5 + 6	118,7	0,19	9,35	0,03	128,8	0,2	57,6	0,19	88,3	0,13	1,1	0
2 + 3	86,1	0,14	47,8	0,16	381,9	0,6	127,2	0,42	100,3	0,15	3,1	0
2 + 6	86,7	0,14	22,5	0,07	191,2	0,3	99,01	0,33	76,2	0,12	1,1	0

3.4.3 Konvergenzstudie

Die in 2.2.3.3 erwähnte Empfehlungstabelle aus der Richtlinie *DVS 0905* (siehe **Tabelle 2-6**) dient als Hilfestellung zur Bestimmung des Feinheitsgrades der Netzelemente um die kritischen Stellen im Modell. Um die Aussagekraft dieser Tabelle zu prüfen und die richtigen Ansatzfunktionen (quadratisch oder linear) zu wählen, wurde eine Konvergenzstudie durchgeführt.

Dabei bedeutet die (monotone) Konvergenz, dass bei systematischer Netzverfeinerung die Genauigkeit der FE-Lösung in monotoner Weise steigt. Die Genauigkeit der Lösung ist i. A. abhängig von zwei Faktoren: Güte der Elemente (Interpolationsfunktionen, Integrationsordnung, ...) und Diskretisierungsgrad (Feinheit des FE-Netzes) [34]. In *Abbildung 3-5* wird eine Konvergenzstudie in

Abhängigkeit von der Anzahl der Elemente und der max. auftretenden Hauptnormalspannung an der Nahtwurzel und am Nahtübergang gezeigt.

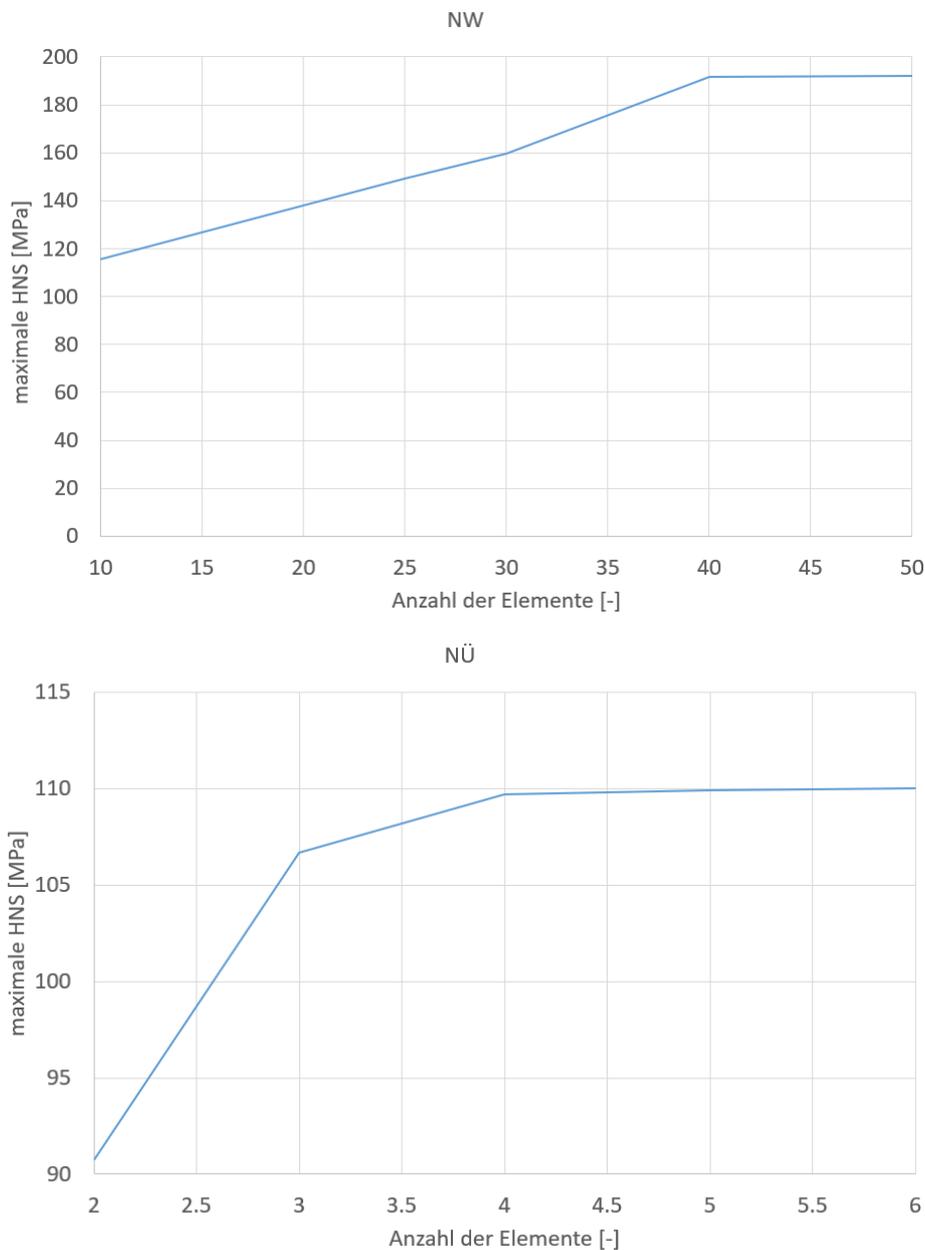


Abbildung 3-5: **Konvergenzstudie.** Elementzahl in Abhängigkeit zu der max. auftretenden HNS an den kritischen Kerbstellen.

Die Ergebnisse der Konvergenzstudie bestätigen die Empfehlungen laut **Tabelle 2-6** aus der Richtlinie **DVS 0905**. Damit werden für die Auswertung in weiterer Folge lineare 2D-Elemente verwendet (Am Nahtübergang wurden alle Kerbspannungsmodelle in weiterer Folge mit fünf und an der Stelle der Nahtwurzel 40 Elementen simuliert).

3.4.4 Einflussgrößen

Dieses Kapitel verschafft einen Überblick über die untersuchten Einflussgrößen auf die Festigkeit der Schweißnaht. Die im Rahmen dieser Diplomarbeit untersuchten Einflüsse werden folgend kurz erklärt.

3.4.4.1 Einfluss der Nahtgeometrie

Wie schon anfangs angemerkt, kann die Schweißnahtgeometrie der Kehlnähte zwischen den einzelnen Schweißverfahren unterschiedlich stark variieren. Vor allem zeigt der Nahtübergangswinkel einen großen Einfluss auf die Nahtgeometrie bei verschiedenen Schweißverfahren. Die WIG-geschweißten Nähte sind als lang und flach bekannt, während bei den MAG-geschweißten Nähten eine gewölbte Nahtüberhöhung charakteristisch ist. Diese Nahtüberhöhung bedeutet zusätzliches Schweißgut, das in der Praxis entweder beibehalten oder durch ein mechanisches Verfahren abgetragen wird. Das Abtragen der Schweißnahtüberhöhung kommt entweder aus ästhetischen, Platzmangel- oder Gewichtsreduktionsgründen zustande und ist mit einer gewissen Festigkeitsreduktion verbunden.

Anhand einer Analyse der Aufnahmedokumentation mehrerer WIG- und MAG-geschweißten Überlappstöße mit Kehlnähten bekommt man durch WIG-Schweißen einen flachen Übergang mit einem Winkel zwischen 15° und 30° . Das MAG-Schweißen ergibt meistens einen steileren Übergangswinkel von ca. 45° .

Dieser Nahtübergangswinkel bei der Schweißnaht erhöht das a-Maß, das für die Festigkeitsberechnung verwendet wird. Aus diesem Grund wurden verschiedene Nahtgeometrien modelliert, um ihren Einfluss auf das sich ergebende a-Maß zu untersuchen. *Abbildung 3-6* zeigt unterschiedliche Kerbspannungsmodelle, die eine Nachmodellierung der realen Schweißnahtformen darstellen sollten.

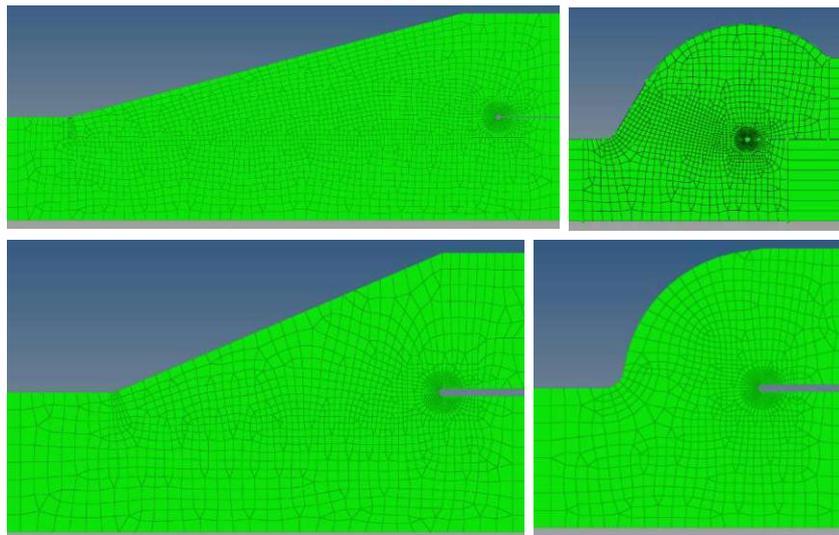


Abbildung 3-6: **Kerbspannungsmodelle einer Kehlnaht.** Vier unterschiedliche Kerbspannungsmodelle, die bei der Untersuchung verwendet wurden.

Mit dieser Idee, den Einfluss der Nahtgeometrie auf die Festigkeit näher zu untersuchen, wurde das a-Maß in den Kerbspannungsmodellen verschiedenartig erhöht. Um Missverständnisse zu vermeiden, werden die folgenden fünf Arten der Erhöhung des a-Maßes in *Abbildung 3-7* graphisch dargestellt. Zu den Arten der Geometrieänderung der Naht zählen die Folgenden:

1. Erhöhung des a-Maßes durch Verlängerung des oberen (dünneren) Blechs bei einem konstanten Nahtübergangswinkel von 45°
2. Erhöhung des a-Maßes durch Rundung mit steigendem Radius um die Nahtwurzel bei einem konstanten Nahtübergangswinkel von 45° ohne eine Nahtüberhöhung
3. Erhöhung des a-Maßes durch Rundung mit steigendem Radius um die Nahtwurzel bei einem konstanten Nahtübergangswinkel von 45° mit Berücksichtigung der Nahtüberhöhung
4. Erhöhung des a-Maßes durch Änderung des Nahtübergangswinkels zwischen 45° bis 15° bzw. durch Verlängerung der Nahtflanke
5. Änderung des a-Maßes durch Variation des Nahtübergangswinkels zwischen 15° und 70°

Die daraus abgeleiteten Erkenntnisse über den Einfluss der Schweißgeometrie werden in Folge zusammengefasst.

- Laut Simulationen ergibt sich keine bestimmte optimale Erhöhung des a-Maßes. Je höher das a-Maß, desto höher die Senkung des Auslastungsgrades an der Stelle der Nahtwurzel. Die Erhöhung des a-Maßes hat dabei einen vernachlässigbar kleinen Einfluss auf die auftretenden Kerbspannungen am Nahtübergang.
- Je nach Art des Schweißverfahrens ergeben sich bestimmte a-Maß-Bereiche. Bei WIG-geschweißten Kehlnähten erwartet man keine Nahtüberhöhung und deswegen kann das a-Maß maximal die Blechdicke des angeschweißten Blechs t_1 erreichen. Dies würde einer maximalen Erhöhung des a-Maßes um ca. 45% entsprechen. Bei einer MAG-geschweißten Kehlnaht auf dünnen Stahlblechen erwartet man (laut Fotodokumentation aus früheren Projekten der Firma Siemens) ein, um 50 bis 100% erhöhtes a-Maß (gegenüber dem idealisierten a-Maß bzw. $\frac{t_1}{\sqrt{2}}$). Eine Erhöhung des a-Maßes um 50% bei einer MAG-Naht führt zu einer Senkung des Auslastungsgrades um ca. 30% an der Stelle der Nahtwurzel. Die Art, wie man die Erhöhung des a-Maßes erzielt, spielt dabei keine Rolle.
- Ein Abtrag des Schweißgutes oberhalb des angeschweißten Blechs wie z.B. durch eine Abfräsung der Nahtüberhöhung (bei einer MAG-Naht) oberhalb des oberen Blechs, wirkt sich negativ auf die Ermüdungsfestigkeit an der Stelle der Nahtwurzel und würde die, in vorigem Punkt erwähnte, Auslastung anstatt um 30% dann ca. 15% gegenüber der ursprünglichen Nahtform senken. Die Kerbspannungen am Nahtübergang bleiben dabei unverändert.
- Die Änderung der Steigung des Nahtübergangswinkels hat einen vernachlässigbar kleinen Einfluss auf die Hauptnormalspannungen an der Nahtwurzel. Die Hauptnormalspannung am Nahtübergang wird dagegen erheblich gesenkt durch einen flacheren Nahtübergang (siehe Form 4 in *Abbildung 3-7*). Bei einer Senkung des Nahtübergangswinkels von 45° auf 15° erzielt man eine Senkung des Auslastungsgrades an der Stelle des Nahtübergangs um ca. 15%.

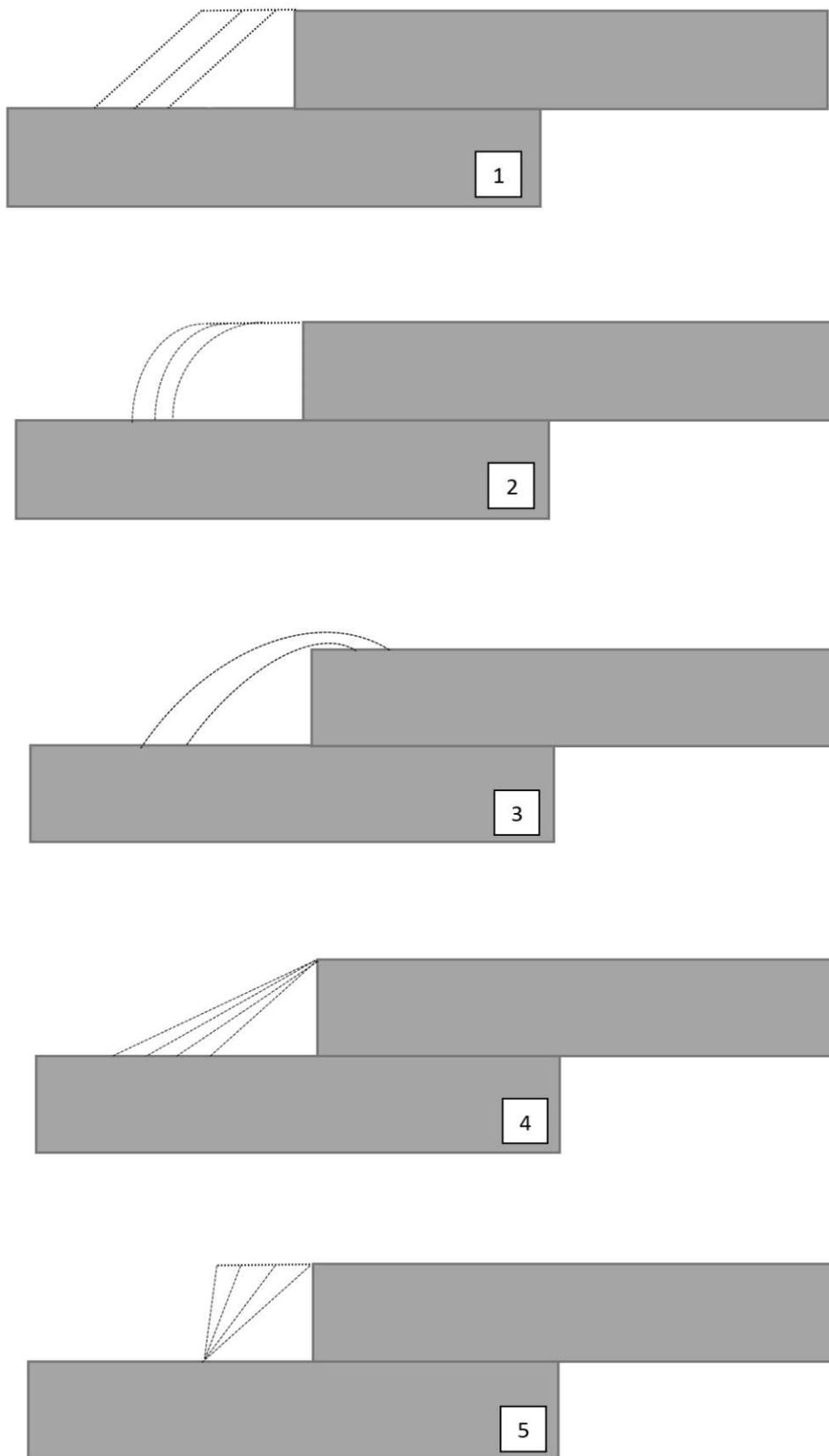


Abbildung 3-7: **Verschiedene Arten der Nahtgeometrieänderung.** Die strichlierten Linien sollen die Veränderung illustrieren. Die Nummerierung entspricht der Auflistung auf der vorherigen Seite.

3.4.4.2 Festigkeitsunterschied der Kerbspannungsmodelle mit unterschiedlicher Darstellung der fiktiven Ersatzradien (U- und SL-Kerbe)

In der Literatur hat sich die Darstellung der Schlüsseloch- und U-Kerbe in der Nahtwurzel als praktisch und vertrauenswürdig erwiesen. Laut *Abbildung 2-8* könnte man am Nahtübergang auch einen Ersatzradius von 0,05 statt 0,3 mm mit oder ohne einen Hinterschnitt wählen. Jedoch ergeben die Modelle mit unterschiedlich gestalteten Kerbradien einen vernachlässigbar kleinen Unterschied in der Festigkeit. Daher wurden alle Kerbspannungsmodelle am Nahtübergang mit einem Kerbspannungsradius von 0,3 mm ohne Hinterschnitt in den Ergebnissen zur Auswertung herangezogen.

Die Abweichung zwischen Kerbspannungsmodellen mit Schlüsseloch- und U-Kerbe an der Nahtwurzel beträgt um die neun Prozent. Dabei weist das Modell mit SL-Kerbe höhere Spannungswerte auf!

3.4.4.3 Größen- und Dickeneinfluss der Proben

Zur Prüfung der Proben müssen diese auf kleine Maße reduziert werden. Dabei sollte man trotzdem die Ergebnisse der kleinen Proben auf die Proben realer Größe aus der Praxis zurückführen können. Dafür gibt es in anderen Spannungskonzepten Größeneinflussfaktoren, die aus unterschiedlichen mathematischen und geometrischen Zusammenhängen stammen. Auch dieser Größenminimierungseinfluss wurde hierbei untersucht. Anhand dieser Untersuchungen wurden dann die geeignete Probenbreiten und -Längen, die schon bei den Schalenmodellen gezeigt wurden, für die Schwingversuche endgültig bestimmt.

Steigende Blechdicke des unteren Stützelementes bei gestützten Überlappproben wirkt sich erfahrungsgemäß positiv auf die Festigkeit der Schweißnaht aus. Um den Einfluss besser einschätzen zu können, wurden Blechdicken des Stützelements zwischen 2 bis 16 mm variiert und ausgewertet.

Um den Einfluss der Größenänderung auf die Spannungswerte zu ermitteln, wurden zwei Proben der Blechdicken von jeweils 2 mm mit eindeutigem Größenunterschied, 30 x 260 und 300 x 1000 mm, auf die kritische Zugschwingbreite untersucht. Dabei kam heraus, dass die kleinere Probendimension 30 x 260 mm, die der Originalgröße, der in den Schwingversuchen untersuchten Proben entspricht, einen vernachlässigbaren Unterschied von der größeren Probe von 2 MPa in der Hauptnormalspannung an der kritischen Stelle (NW) aufweist.

Um den Einfluss der Dickenänderung des Unterstützungsblechs näher zu untersuchen wurden Blechdicken des unteren Blechs von 2, 4, 6, 8 und 16 mm modelliert. Die Proben wurden so eingespannt, dass die Kehlnaht immer mittig in der Einspannung lag. Bei allen Werten zeigte sich die Nahtwurzel als die Stelle der maximal auftretenden Hauptnormalspannung. Der Spannungsverlauf der Simulationen wird in *Abbildung 3-8* in Abhängigkeit von der Blechdicke des Stützblechs dargestellt. Zum Vergleich wurden hier auch die Ergebnisse mittels Schalenmodelle berechnet.

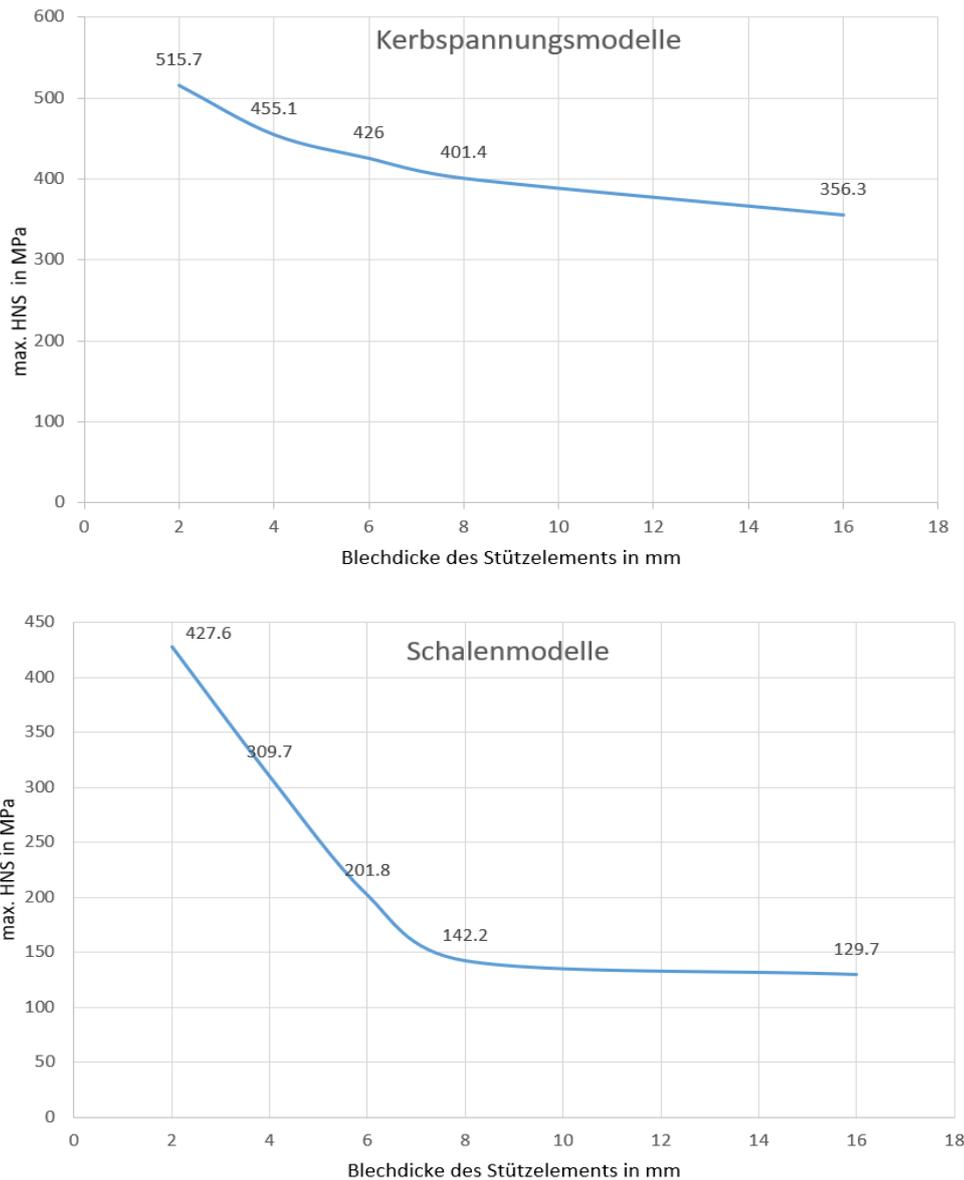


Abbildung 3-8: **Abhängigkeit der max. Hauptnormalspannung von der Blechedicke des Stützelements bei Schalen- und Kerbspannungsmodellen.** Man erkennt einen deutlichen Unterschied in der Präzision zwischen Schalen- und Kerbspannungsbewertung.

Die Ergebnisse in der obigen Abbildung bestätigen, dass die Dicke des unteren Blechs durch die Stützwirkung die Höhe der max. auftretenden Spannung begünstigt. Zwischen 2 und 8 mm Blechedicke zeigt sich sowohl bei Schalen- als auch bei Kerbspannungsmodellen ein annähernd linearer Verlauf der Stützwirkung.

3.4.4.4 Einfluss des Winkelverzugs

Die geschweißten Proben zeigen i.A. immer einen messbaren Winkelverzug. Dieser Winkelfehler könnte einen nennenswerten Einfluss auf die Festigkeit haben. Die Kerbspannungsmodelle können diesen Einfluss im Modell direkt berücksichtigen. Dabei gibt es verschiedene Methoden, wie man

diesen plausibel modellieren kann. In dieser Arbeit wurden Kontaktbedingungen definiert, die die Einspannung in der Resonanzmaschine entsprechend berücksichtigen, bevor man die Kraftschwingbreite aufbringt. Die *Abbildung 3-9* zeigt das Spannen eines Kerbspannungsmodells in drei Schritten.



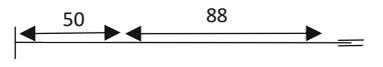
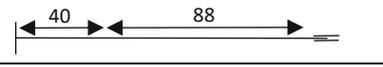
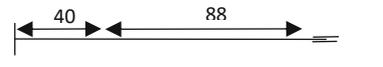
Abbildung 3-9: **Simulationsmodell mit dem Winkelverzug.** Die drei Schritte sollen den Simulationsvorgang der Einspannung der winkerverzogenen Probe in der Resonanzmaschine verdeutlichen.

Anhand einer Winkelfehlermessung, die später im Kapitel 4 ausführlich erklärt wird (siehe *Tabelle C-1*), wurden die Proben mit einem Winkelfehler von 1° und 2° modelliert und mit laut Kapitel 3.2.2.1 berechneten Kraftschwingbreite auf Zug beansprucht. Die wichtigsten Ergebnisse mit und ohne Berücksichtigung des Winkelverzugs werden im Kapitel Ergebnisse tabellarisch aufgelistet.

3.4.4.5 Einfluss des Abstands der Schweißnahtwurzel von der Einspannung

Die maximal auftretenden Hauptnormalspannungen (an den kritischen Stellen in der Schweißnaht) kann man auch durch die Variation des Nahtabstands von der Einspannung beeinflussen. Laut durchgeführten Simulationen treten die höchsten Spannungsmaxima nicht unbedingt bei einer mittig in der Resonanzmaschine eingespannten Probe auf. Mit steigender Blechdicke des Stützelements kommt es außerdem zur Änderung der Position maximal auftretender Spannungen in den Proben durch den schon beschriebenen Stützeffekt (siehe *Abbildung 3-8*). Für die vier getesteten Probenformen wurde der Abstand der Kehlnaht von der Einspannung zwischen 40 und 100 mm variiert und schließlich so gewählt, dass die Maximalwerte erreicht werden (konservative Herangehensweise). *Tabelle 3-4* zeigt die gewählten Einstellparameter sowohl für die Simulationsberechnung als auch für die durchgeführten Schwingversuche.

Tabelle 3-4: Gewählte Einspannpositionen der Proben

Probenform	Einspannposition	Illustration
1 (WIG 1,5 + 1,5)		
2 (WIG 1,5 + 6)		
3 (MAG 2 + 3)		
4 (MAG 2 + 6)		

Alle Berechnungsergebnisse, die im Kapitel 5 angeführt sind, sind unter Berücksichtigung dieser Einstellparameter gerechnet worden.

3.4.5 Kerbspannungsmodelle in Originalgröße der Versuchsproben

Die Schweißnahtgeometrie der Versuchsproben wurden nach sorgfältiger Analyse anhand von Schliffbildern (siehe *Abbildung 4-2*) nachmodelliert. *Abbildung 3-10* zeigt die Simulationsmodelle der vier untersuchten Versuchsproben laut *Tabelle 3-4*.



Abbildung 3-10: **Kerbspannungsmodelle der Versuchsproben.** Die grünen Modelle bilden die WIG- und die gelben MAG-geschweißten Proben ab.

4 Durchführung der experimentellen Untersuchungen

4.1 Experimentelle Schwingfestigkeitsuntersuchungen

4.1.1 Beschaffung und Schweißen von Stahlblechen

Für den experimentellen Teil der Diplomarbeit wurden im ersten Schritt geeignete Stahlbleche ausgewählt, die durch WIG- und MAG-Schweißverfahren verbunden werden sollten. Die Idee dabei war, schon geschweißte Überlappverbindungen zu analysieren und anschließend auf Dauerfestigkeit zu prüfen. Also wurden Bleche aus einem der laufenden Projekte (ÖBB „DaNi: Day- and Nightjet“-Projekt) der Fa. Siemens nachbestellt, so wie sie bereits am Dach und im Aufbau des Wagenkastens geschweißt wurden. Die Beschaffung von den Blechen, sowie das Schweißen erfolgte intern in den Räumen der Firma Siemens. Dabei wurden insgesamt 8 Bleche der einheitlichen Dimension 900 x 138 mm unterschiedlicher Blechdicke und Stahlkomposition zum Schweißen der Überlappstöße bestellt. Die Proben wurden später aus diesen Blechen geschnitten und entgratet, nachdem sie durch die zu prüfende Schweißnaht entsprechend verbunden wurden. **Tabelle 4-1** gibt einen Überblick über die Schweißpaarungen der Überlappstöße mit den dazugehörigen Werkstoff- und Schweißverfahrensinformationen.

Tabelle 4-1: Untersuchte Überlappstöße mit Werkstoff- und Schweißverfahrensinformationen

Schweißverfahren	Probenform	Blechdicken in mm	Werkstoffbezeichnung	
			o. Blech (dünneres Blech)	u. Blech (Stützblech)
WIG	1	1,5 + 1,5	X2CrNi12/1.4003	X2CrNi12/1.4003
	2	1,5 + 6	X2CrNi12/1.4003	S355NC/1.0977
MAG	3	2 + 3	HC380LA/1.0550	S355NC/1.0977
	4	2 + 6	HC380LA/1.0550	S355NC/1.0977

Für das WIG-Schweißen wurde als Zusatzwerkstoff G 23 12L (EN ISO 14343) unter einer Schutzgaszusammensetzung von 95% Ar + 5% H₂ (EN ISO 14175-R1) und einer Gasdurchflussmenge von 10 l/min verwendet. Die verwendete Wolframelektrode mit der Bezeichnung WC 20 hatte einen Durchmesser von 3,2 mm. Das Schweißen erfolgte unter einem Brenneranstellwinkel von 25° (stechend) mit einem Kontaktdüsenabstand von 0,5 mm auf einer SMC^{*17}-Dachschweißanlage.

Für das MAG-Schweißen wurde als Zusatzwerkstoff G42 4 M21 3Si1 (EN ISO 14341) unter einer Schutzgaszusammensetzung von 82% Ar + 18% CO₂ (EN ISO 14175-R1) und einer Gasdurchflussmenge von 12 l/min verwendet. Die restlichen Schweißparameter sind in **Tabelle 4-2** in Abhängigkeit von der Überlappverbindung angegeben. Bei den Schweißnähten wurde von einer Schweißnahtgüteklasse CP C2 nach DIN EN 15085-3 (siehe **Tabelle 2-2**) ausgegangen. Das Schweißen erfolgte unter einem

¹⁷SMC Austria GmbH, Kornneuburg A-2100

Brenneranstellwinkel von 16° (stechend) und einer Brennerneigung von 20° sowie einem Kontaktdüsenabstand von 15 mm.

Tabelle 4-2: Schweißparameter

Überlappstoß	Durchmesser des Zusatzwerkstoffs in mm	Stromstärke A Einstellwert (Mittelwert)	Spannung V Einstellwert (Mittelwert)	Stromart / Polung	Draht-Vorschub m/min	Vorschubgeschwindigkeit cm/min	Wärme-einbringung kJ/cm
WIG 1,5 + 1,5	1	165	Dyn.	= / -	1,5	60	/
WIG 1,5 + 6	1	200	Dyn.	= / -	1,5	60	/
MAG 2 + 3	1	136 (163)	22,5 (21,4)	= / +	8,1	75	2,23
MAG 2 + 6	1	150 (168)	22,9 (22,9)	= / +	9,2	75	/

4.1.2 Makroschliff

Zur Beurteilung der Schweißnahtqualität vor dem „Schwingen“ wurde von jeder der vier verschweißten Überlappverbindungen ein Teil von ca. 30 bis 50 mm abgeschnitten und zur besseren Handhabung auf geringere Maße zugeschnitten. *Abbildung 4-1* zeigt den Gesamtverlauf der Probenpräparation.

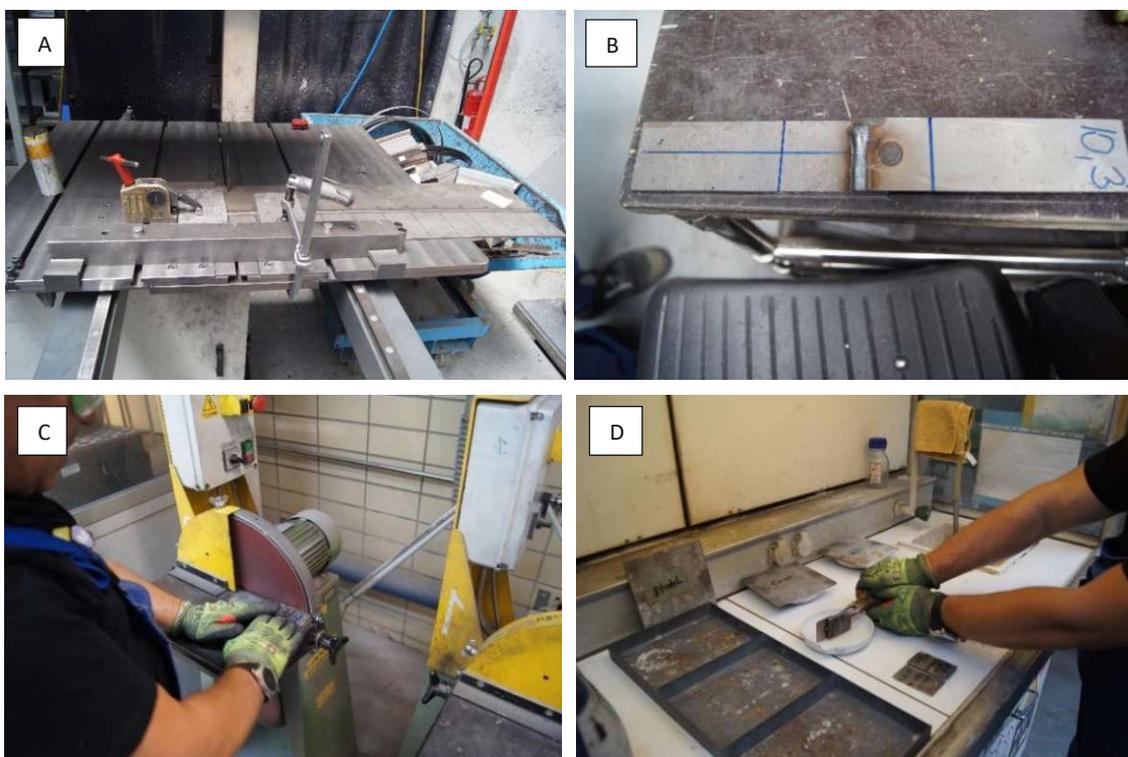


Abbildung 4-1: Verlauf der Probenpräparation für den Makroschliff. A) die Anlage zum Schneiden, B) Probenzuschnitt mit Markierung auf Enddimension, C) Schleifeinrichtung und D) die Ätzung der Schlitze.

Als nächstes wurden die Kleinproben geschliffen, um ein qualitatives Schliffbild zu bekommen. Nach dem Schleifen erfolgte die Ätzung der Proben, um die Schlitze nochmal vor dem Fotografieren gründlich zu reinigen. Dabei wurde für MAG-geschweißte Proben Salpetersäure und für WIG-Proben eine Beize aus 60 ml Wasser, 5 ml Salpetersäure und 60 ml Salzsäure verwendet. In *Abbildung 4-2* sind die vier Schlitze vergrößert mittels eines Lichtmikroskops aufgenommen worden.

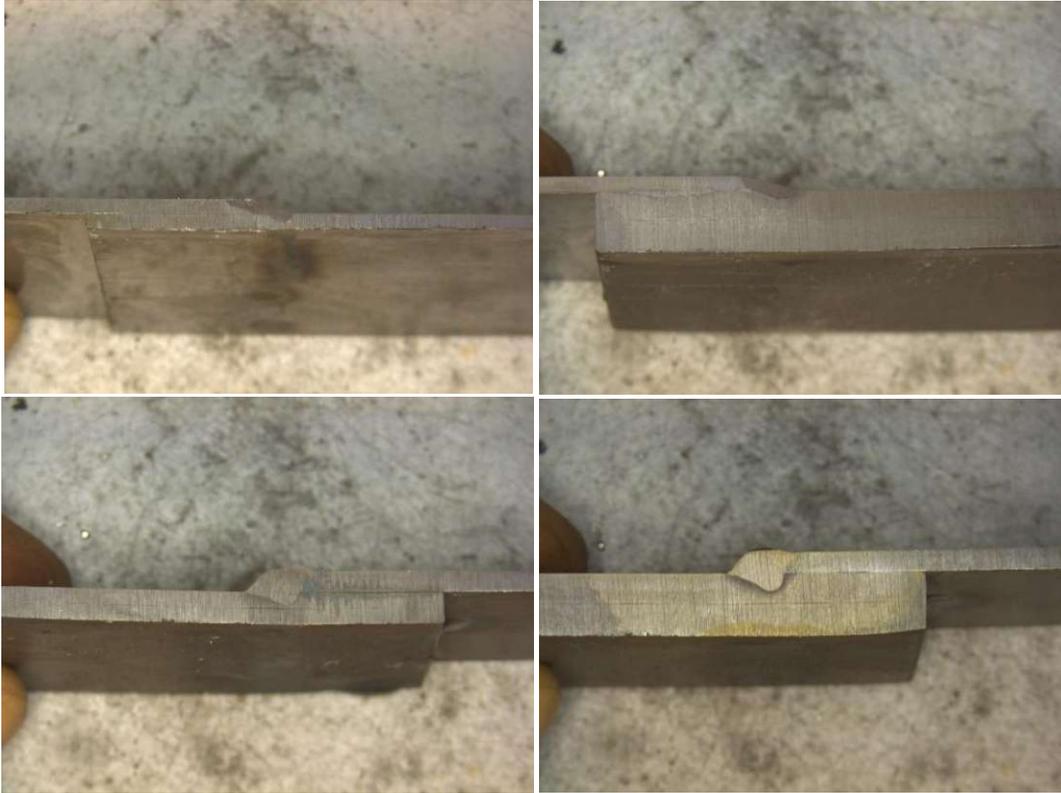


Abbildung 4-2: **Schliffbilder der vier untersuchten Überlappverbindungen.** Oben im Bild die zwei WIG-geschweißten und unten die zwei MAG-geschweißten Verbindungen.

Im Einvernehmen mit der Schweißtechnikabteilung wurde die Probenqualität als gut bewertet und anschließend alle vier Proben an das Prüfinstitut zur Ermüdungsprüfung geliefert.

4.1.3 Probenzuschnitt und Winkelfehlermessung

Wie in 3.4.4.3 vorweggenommen, müssen die Abmessungen des Originalbauteils reduziert werden, damit das Bauteil in die Resonanzprüfmaschine hineinpasst. Dabei war besonders zu achten bzw. durch Simulationen vorher zu überprüfen und sicherzustellen, dass die Reduktion der Probenmaße keinen Einfluss auf die zu untersuchenden Spannungen im Bauteil haben.

Der Probenzuschnitt und alle weiteren Dauerschwinguntersuchungen wurden am Prüfinstitut *TVFA*^{*18} durchgeführt. Aus der Gesamtlänge von etwas weniger als 900 mm wurden pro Überlappverbindung 16 Proben der Breite von 30 mm herausgeschnitten. Damit man einen Rissausgang von der Kante der

¹⁸TÜV Austria TVFA Prüf- und Forschungs GmbH, Gutheil-Schoder-Gasse 17, 1230 Wien.

Proben verhindert, wurden die Proben seitlich am Probenrande in einer Spannvorrichtung gespannt und seitlich an der Kante feingeschliffen. *Abbildung 4-3* zeigt verschiedene Aufnahmen von zugeschnittenen und geschliffenen Proben vor dem Schwingversuch.



Abbildung 4-3: **Verschiedene Proben vor dem Schwingversuch.** Aufnahmen mehrerer Probengeometrien aus unterschiedlichen Perspektiven.

Bevor die Proben auf Schwingfestigkeit untersucht wurden, wurden sie zuerst nummeriert und mit Schublehre bemessen. Um den Winkelfehler auszumessen, verwendet man in der Schweißtechnik eine spezielle Messmethode. Dabei wird jede der insgesamt 64 Proben in eine voreingestellte Vorrichtung gelegt und mittels vier symmetrisch angeordneter Verschiebungsmesser auf die vertikale Verschiebung gemessen. Eine Aufnahme von der Messanlage mit einer eingelegten Probe wird zur besseren Veranschaulichung in *Abbildung 4-4* gezeigt. Die genaue Vorgehensweise bei der Messung sowie die Berechnung des Winkelfehlers werden im Anhang C/1 explizit erklärt. In **Tabelle C-1** sind die gemessenen Werte der zugehörigen getesteten Proben dargestellt.

Laut **Tabelle C-1** ergeben sich für die Probenformen durchschnittliche Winkelfehler von

- 1,3° für Probenform 1,
- 0,8° für die Probenform 2;
- 2,1° für die Probenform 3 und
- 1,5° für die Probenform 4.

Anhand dieser Werten wurde beschlossen, dass man Kerbspannungsmodelle mit einem Winkelfehler zwischen 1° und 2° modelliert.



Abbildung 4-4: **Messeinrichtung zur Winkelfehlermessung der Proben.** Die vier Messanzeigen sollen die vertikale Verschiebung an vier Stellen messen.

4.1.4 Prüfstrategie bei der Durchführung von Dauerschwingversuchen

Im Rahmen des dynamischen Wöhlerversuchs wurden aus 60 Proben insgesamt vier Wöhlerkurven ermittelt. Dabei sollte aus 15 Proben pro Probenform jeweils eine Wöhlerlinie entstehen. Um die statische Festigkeit der Proben zu bestimmen, wurden noch zusätzlich 4 Proben, je eine pro Probenform, durch einen statischen Zugversuch getestet. Die Einstellparameter und Ergebnisse aus den Zugversuchen findet man im Anhang C/2 dieser Arbeit.

Von den 15 Proben gleicher Geometrie sollten zehn Proben im Bereich bis $2 \cdot 10^6$ und fünf im Bereich bis 10^7 Schwingspielen untersucht. Alle Versuche wurden auf einer Resonanzmaschine bei einem Spannungsamplitudenverhältnis im Schwellbereich von $R = 0,5$ durchgeführt. Als Abbruchkriterium wurde ein Frequenzabfall von $\Delta f = \pm 2$ Hz definiert. Von Seiten des Prüfinstituts wurden für jede Probe Informationen über das Lastniveau, die Lastwechselzahl bis zum Bruch und der Rissausgangsort übergeben. Diese sind tabellarisch in einem Prüfbericht angeführt (aus Datenschutzgründen darf der Prüfbericht nicht veröffentlicht werden, daher werden in dieser Arbeit nur die wichtigsten Informationen zusammengefasst und präsentiert).

Die Proben wurden in der Resonanzmaschine je nach Probenform unterschiedlich eingespannt mit dem Ziel, die Schweißnaht am Nahtübergang und in der Nahtwurzel gezielt maximal zu belasten. Die Einspannlängen ergaben sich aus der vorherigen Simulation der Proben mit gleich eingestellten Geometrie- und Materialeigenschaften. **Tabelle 3-4** zeigt die Einspannpositionen einzelner Probengeometrie, die beim Schwingversuchen eingestellt wurden.

4.2 Versuchsaufbau

Für die durchgeführten Dauerschwingversuche wurden aufgrund des Unterschieds in den Lastniveaus zwei Typen der Resonanzmaschinen verwendet.

Als Resonanzprüfmaschine für die gestützten Probenformen 2 und 4, bei welchen höhere Lastniveaus erwartet wurden, wurde ein Hochresonanzpulsator (Vibrophor) Power Swing MAG der Firma SincoTec GmbH der maximalen Nennlastmöglichkeit von 150 kN (+/-75 kN) mit konstanter Amplitude verwendet. Dabei handelt sich um eine elektromagnetisch angetriebene Prüfmaschine, die neben den statischen und quasi-statischen Versuchen, besonders geeignet für die Durchführung des Dauerschwingversuchs nach *DIN 50100**¹⁹ ist. Die Bedienung und Einstellung der Resonanzmaschine erfolgt über Regelschränke SYSMAG und eine einfach bedienbare Software „Emotion 2“, die auch von der Firma SincoTec stammt. Der gesamte Prüfstand ist als Dreimassenschwinger ausgeführt und verfügt über schraubbare Zusatzgewichte zur Beeinflussung der Prüffrequenz.

Die Einspannung der Proben erfolgte mechanisch mithilfe von hydraulischen Keilspannbacken der Serie 647 und speziell angefertigten Ausgleichsblechen, damit die Kraftlinieneinleitung durch die Schweißnaht ungehindert bleibt. Auf dieser Prüfmaschine lassen sich Proben bis zu einer Länge von 750 mm mit einer max. Schwingfrequenz von 300 Hz testen [36]. Alle Versuche wurden unter den normalen Laborbedingungen durchgeführt. Die *Abbildung 4-5* veranschaulicht rechts den verwendeten Prüfstand mit einer bereits eingelegten Probe.



Abbildung 4-5: **Power Swing MAG Resonanzprüfstand der Fa. SincoTec.** Die linke Abbildung zeigt den verwendeten Prüfstand zum Dauerschwingversuch. Die rechte Abbildung zeigt eine eingespannte Testprobe zwischen den hydraulischen Spannbacken der Resonanzmaschine.

¹⁹*DIN 50100: Schwingfestigkeitsversuch - Durchführung und Auswertung von zyklischen Versuchen mit konstanter Lastamplitude für metallische Werkstoffproben und Bauteile.*

Die ungestützten Proben wurden auf einer Prüfmaschine bis maximal 20 kN getestet. Die genaue Bezeichnung der Anordnung lautet HFP Mikrotron 20 der Marke Rumul. Diese ist einfacher aufgebaut und basiert auf dem Prinzip des Zwei-Massen-Schwingers. Eine Aufnahme der Anordnung sowie die technischen Details und Spezifikationen dieser Resonanzmaschine können unter dem in der Quelle [37] angegebenen Link eingesehen werden.

4.3 Analyse der Bruchflächen gerissener Proben

Die getesteten, gerissenen Proben wurden nach der Dauerfestigkeitsuntersuchung aufbewahrt und mit Hilfe einer digitalen *LIMI*-Analyse*²⁰ untersucht. Dabei ging es in erster Linie um die Stelle des Rissausgangs in den Bruchflächen der Proben. Die Untersuchungen wurden in den Räumen der TU Wien am Karlsplatz in den Laboren des Instituts für Werkstoffwissenschaft und Werkstofftechnologie durchgeführt. Zusätzlich wurden die vier Makroschliffe (siehe *Abbildung 4-2*) erneut geschliffen und unter dem Lichtmikroskop vergrößert mit höherer Qualität aufgenommen.

Nach der Analyse konnte man die laut dem Prüfinstitut ermittelten Rissstellen der Proben bestätigen. Alle untersuchten Proben rissen infolge eines Schwingbruchs. Die Restbruchflächen, die in den Aufnahmen eingezeichnet sind, entstanden durch einen Gewaltbruch, der nach dem Reißen der Proben erfolgte. Alle WIG-geschweißten Proben rissen an der Nahtwurzel, während die MAG-geschweißten Proben am Nahtübergang rissen. Die Aufnahmen von den Bruchflächen, sowie der Makroschliffe, aufgenommen unter einem digitalen Lichtmikroskop, sind im Anhang C/3-4 der Arbeit zu finden.

5 Ergebnisse

5.1 Schalenmodelle

Alle untersuchten Schalenmodelle wurden mit linearen Elementtypen gerechnet. Die aufgetragene Kraftschwingbreite ΔF wurde für jedes Modell separat laut Kapitel 3.2.2 berechnet. Die für die Auswertung notwendige, zulässige Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma$ wird laut *DVS 1612* (siehe MKJ-Diagramm im Anhang A/1) für den Kerbfall F3 und das Spannungsverhältnis $R = 0,5$ mit 39,3 MPa festgelegt. Dabei wurde für die Auswertung die reduzierte Querschnittsfläche $\frac{t_1}{\sqrt{2}}$ herangezogen, so wie man es üblicherweise berechnet. Die Resultate der linear gerechneten Schalenmodelle ohne Berücksichtigung weiterer Spannungseinflussfaktoren sind in der folgenden Tabelle zusammengefasst (siehe *Tabelle 5-1*).

²⁰*LIMI* steht für Lichtmikroskopie

Tabelle 5-1: Ergebnisse der linearen Schalenmodelle

Probenform (260 x 30 mm)	Kraftschwingbreite ΔF in N	Maximale Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma_e$ an der Schweißstelle in MPa	Auslastung A
1 (WIG 1,5 + 1,5)	1250	230,7	5,87
2 (WIG 1,5 + 6)	1250	71,79	1,83
3 (MAG 2 + 3)	1667	221,1	5,62
4 (MAG 2 + 6)	1667	97,46	2,48

Um den Unterschied zu geometrisch nicht-linear gerechneten Schalenmodellen als vernachlässigbar klein annehmen zu können, wurden dieselben Schalenmodelle anschließend nicht-linear gerechnet. **Tabelle 5-2** zeigt die Ergebnisse der nicht-linearen Simulation und den relativen Fehler zu den linear gerechneten Modellen.

Tabelle 5-2: Ergebnisse der geometrisch nicht-linearen Schalenmodelle

Probenform (260 x 30 mm)	Kraftschwingbreite ΔF in N	Auftretende Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma_e$ an der Schweißstelle in MPa	Auslastung A	rel. Fehler in %
1 (WIG 1,5 + 1,5)	1250	217,8	5,54	5,62
2 (WIG 1,5 + 6)	1250	75,03	1,91	4,37
3 (MAG 2 + 3)	1667	212,2	5,4	3,91
4 (MAG 2 + 6)	1667	100,3	2,55	2,82

5.2 Kerbspannungsmodelle

Alle Kerbspannungsmodelle wurden unter den Annahmen und Idealisierungen laut 3.4.1 und **Tabelle 3-4** modelliert. Die Ergebnisse der Simulationsuntersuchungen, anhand der Versuchsproben modellierten Kerbspannungsmodellen mit einer 0,05 mm SL-Kerbe um die Nahtwurzel und einem Ersatzradius von 0,3 mm am Nahtübergang ohne Hinterschnitt unter Berücksichtigung von laut **Tabelle C- 1** gemessenem Winkelverzugs werden in der folgenden Tabelle aufgelistet. Die höchstzulässigen Werte, auf welche die Auslastungen in der Tabelle bezogen sind, wurden aus **Tabelle 2-7** bei 2 Millionen Zyklen nach FAT-Klassen genommen (300 MPa für den Nahtübergang und 630 MPa für die Nahtwurzel). Details zu den gewonnen Simulationsergebnissen werden im Anhang D dieser Diplomarbeit präsentiert.

Tabelle 5-3: Ergebnisse der Kerbspannungsmodelle unter Berücksichtigung von Nahtgeometrie, Einspannposition und Winkelverzug

Probenform	Winkelverzug	Auslastung A	
		Nahtwurzel	Nahtübergang
1 (WIG 1,5 + 1,5)	1°	0,45	0,58
2 (WIG 1,5 + 6)	1°	0,21	0,19
3 (MAG 2 + 3)	2°	0,37	0,52
4 (MAG 2 + 6)	2°	0,3	0,32

Wenn man den Winkelverzug nicht berücksichtigen würde, ergeben sich die Ergebnisse, die in **Tabelle 5-4** angeführt sind.

Tabelle 5-4: Ergebnisse der Kerbspannungsmodelle unter Berücksichtigung von Nahtgeometrie und Einspannposition

Probenform	Beschreibung	Auslastung A	
		Nahtwurzel	Nahtübergang
1 (WIG 1,5 + 1,5)	Winkelfehler 0° reale Form mit Berücksichtigung des erhöhten a-Maßes	0,62	0,46
2 (WIG 1,5 + 6)		0,21	0,19
3 (MAG 2 + 3)		0,61	0,42
4 (MAG 2 + 6)		0,3	0,33

Um den Einfluss des erhöhten a-Maßes zu beurteilen, werden hier auch die Ergebnisse der vier Probenformen mit idealisierter Nahtgeometrie (entspr. gleichschenkeligem Dreieck mit idealisiertem a-Maß laut **Tabelle 3-2**) angeführt. Die Ergebnisse sind in **Tabelle 5-5** angeführt.

Tabelle 5-5: Ergebnisse der Kerbspannungsmodelle von Versuchsproben mit idealisiertem a-Maß ohne Berücksichtigung des Winkelverzugs

Probenform	Beschreibung	Auslastung A	
		Nahtwurzel	Nahtübergang
1 (WIG 1,5 + 1,5)	Winkelfehler 0° idealisierte Form	0,74	0,55
2 (WIG 1,5 + 6)		0,19	0,48
3 (MAG 2 + 3)		0,77	0,43
4 (MAG 2 + 6)		0,29	0,46

5.3 Auswertung von Ermüdungsversuchen

Die Ermüdungsschwingversuche der Überlappproben wurden nach dem Nennspannungskonzept laut *DVS 1612* und nach dem Kerbspannungskonzept laut *DVS 0905* statistisch ausgewertet. Alle Ergebnisse werden in Folge nach beiden Konzepten graphisch dargestellt.

5.3.1 Statistischer Ansatz der Auswertung

Für die Ermittlung der „Wöhlerlinie“ wurde von einer doppeltlogarithmischen Darstellung (Basquin'sche Gleichung) ausgegangen [38]. Dabei werden die im Versuch ermittelten Spannungswerte (Doppelamplituden) und Lastspielzahlen mit dem \log_{10} umgerechnet. Mit diesen Wertepaaren einer Versuchsreihe wird eine lineare Regressionsanalyse durchgeführt. Es ergibt sich die Wöhlerliniensteigung und der 50% Festigkeitswert für die Referenzlastwechselzahl ($N = 2 \cdot 10^6$). Bei der Ermittlung des „sicheren“ Festigkeitswertes ($P_{\bar{u}} = 97,5\%$) wird, wie in der Fachliteratur [38] empfohlen, von einer fixen Streuspanne T_S (Wert $P_{\bar{u}} = 90\%$: Wert $P_{\bar{u}} = 10\%$) ausgegangen. Konservativer Weise wurde in dieser Arbeit eine Streuspanne von 1:1,5 angenommen und bezieht sich auf den äquidistanten Maßstab und wird gemäß Kapitel 2.2.2.3 bestimmt.

5.3.2 Nennspannungskonzept

Bei der Auswertung nach dem Nennspannungskonzept spielt die reduzierte Querschnittsfläche, auf welche man sich bei der Auswertung bezieht, eine wesentliche Rolle. Hierbei muss man genau definieren, auf welche Querschnittsfläche (am dünnen oder dicken Blech) die Versuchsergebnisse bezogen werden. Bei der Berechnung der reduzierten Querschnittsfläche wurde als das a-Maß das idealisierte a-Maß $\frac{t_1}{\sqrt{2}}$ herangezogen. Damit ergeben sich drei verschiedene Möglichkeiten der Berechnung der Querschnittsfläche. Diese werden in **Tabelle 5-6** gezeigt.

Bei der Auswertung in diesem Kapitel sind die Ergebnisse auf die reduzierte Querschnittsfläche mit idealisierten a-Maß bezogen. Dabei wurde ausschließlich die Dicke des dünneren Blechs der Überlappverbindung betrachtet. Die Auswertungen, bezogen auf die anderen zwei Querschnittsflächen, werden in der Diskussion zum Vergleich gezeigt. Für die Blechdicken und -breiten wurden in der Auswertung exakt gemessene Werte laut dem Prüfbericht des Prüfinstituts verwendet. Da nur wenige Proben zur Verfügung stehen und der Fokus dieser Arbeit im Zeitfestigkeitsbereich liegt, wird die Dauerfestigkeitsgrenze im Wöhlerdiagramm mit 10 Millionen Lastwechseln bei allen vier Versuchsreihen gesetzt.

Tabelle 5-6: Drei Möglichkeiten der Querschnittsberechnung

reduzierte Querschnittsfläche mit realem a-Maß	reduzierte Querschnittsfläche mit idealisiertem a-Maß	Normale Querschnittsfläche
$b \cdot a_{\text{eff}}$	$\frac{b \cdot t_1}{\sqrt{2}}$	$b \cdot t_1$

5.3.2.1 Versuchsreihe 1 (ungestützt)

In der ersten Versuchsreihe wurde die Probenform 1 (Überlappstoß 1,5 auf 1,5 mm) getestet. Dabei ergab sich bei jeder der 15 Proben eine Rissausgangsstelle in der Nahtwurzel. Die durch Schwingversuche gewonnene Wöhlerlinie besteht aus 15 Versuchswerten, die in **Tabelle 5-7** aufgelistet sind. Dabei wurde auch das Messergebnis des hochgesetzten Durchläufers (Probenbezeichnung 1.13 in **Tabelle 5-6**) als verwendbar eingeschätzt, da dieser im ersten Lauf bis 10 Millionen Zyklen mit einer deutlich kleineren Kraftschwingbreite untersucht wurde. Alle Versuchswerte wurden nach dem laut Kapitel 2.2.2.3 erklärten Verfahren statistisch ausgewertet und in **Abbildung 5-1** dargestellt.

Tabelle 5-7: Ausgewertete Ergebnisse der ersten Versuchsreihe.

Proben-Nr.	Probenbez.	Blechdicke t in mm	Blechbreite b in mm	Kraftschwingbreite ΔF in N	Spannungsschwingbreite $\Delta \sigma$ in MPa	Lastwechsel N
1	1.2	1,48	30,21	5141	115	59579
2	1.13*	1,48	29,97	5091	115	98976
3	1.9	1,48	30,25	5104	115	107400
4	1.12	1,48	29,94	5143	115	145200
5	1.14	1,48	30,14	5152	115	145200
6	1.5	1,48	30,45	4253	95	180000
7	1.3	1,48	29,99	4214	95	204900
8	1.8	1,48	30,03	4281	95	257800
9	1.11	1,48	30,03	4222	95	367500
10	1.6	1,48	30,22	3323	75	981900
11	1.7	1,48	29,91	3345	75	1046200
12	1.15	1,48	30,27	3318	75	1288300
13	1.10	1,48	29,89	3333	75	1725800
14	1.16	1,48	29,25	2814	65	3656400
15	1.17	1,48	29,91	2851	65	8144500
*hochgesetzter Durchläufer						

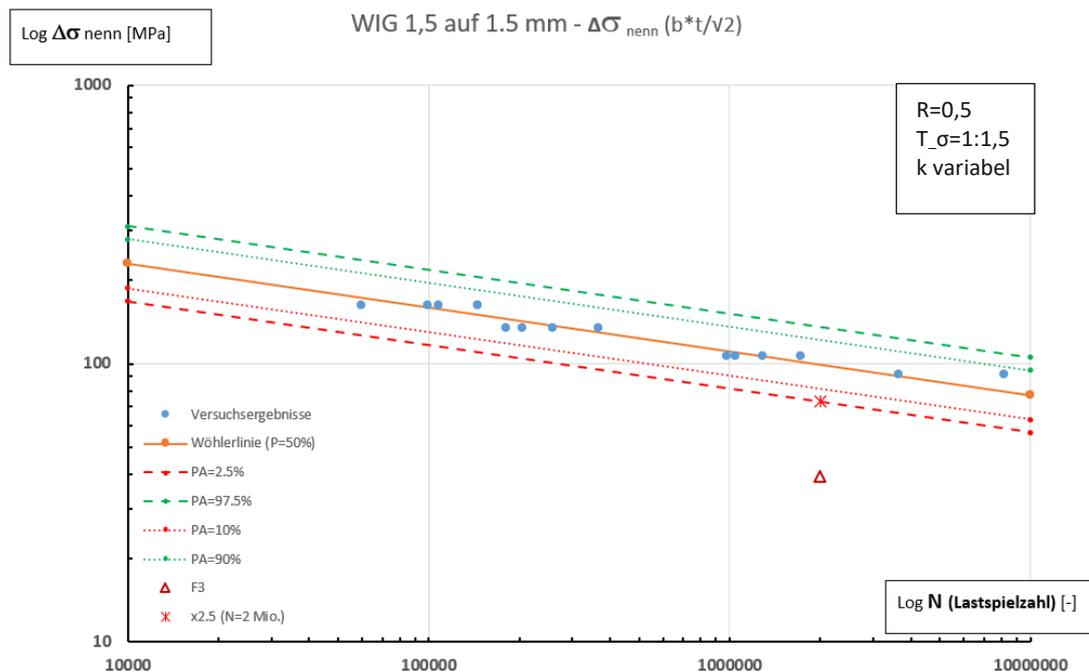


Abbildung 5-1: **Wöhlerdiagramm mit den Ergebnissen aus der ersten Versuchsreihe.** In der Legende der Abbildung sind die wichtigsten Markierungen beschrieben.

Im Diagramm sind zwei Markierungen bei 2 Mio. Zyklen eingezeichnet. Das rot eingerahmte Dreieck bezeichnet den laut *DVS 1612* gerechneten Referenzkerbfall F3. Die andere rote Markierung, mit Bezeichnung x2.5 bei 2 Mio. Zyklen, bezeichnet den Wert der aus Versuchsergebnissen ermittelten Wöhlerlinie bei einer 97,5%-igen Überlebenswahrscheinlichkeit. Durch Division dieser zwei Spannungsschwingbreiten ergibt sich ein Abweichungsfaktor von 1,86. Die sich dabei ergebende Steigung der Wöhlerkurve liegt bei einem Wert von 6,37.

5.3.2.2 Versuchsreihe 2 (gestützt)

In der zweiten Versuchsreihe wurde die Probenform 2 (Überlappstoß 1,5 auf 6 mm) untersucht. Auch hier ergab sich bei jeder der 15 Proben ein Rissausgangsort in der Nahtwurzel. Bei dieser Versuchsreihe wurde der Durchläufer nicht erneut getestet und gehört deswegen nicht zu den ausgewerteten Versuchsergebnissen. Die restlichen 14 ausgewerteten Versuchsergebnisse sind in **Tabelle 5-8** mit allen relevanten dazugehörigen Parametern aufgelistet. Die orange-markierten Zeilen in nachfolgenden Tabellen zeigen einen Ausreißer bei den Versuchsergebnissen, der beim selben Lastniveau länger ausgehalten hat als die anderen Proben. Dieser wurde trotzdem in die Auswertung miteinbezogen. Der Zeitfestigkeitsbereich des Wöhlerdiagramms mit den Versuchsergebnissen aus der zweiten Versuchsreihe wird in *Abbildung 5-2* graphisch dargestellt.

Tabelle 5-8: Ergebnisse der zweiten Versuchsreihe

Proben-Nr.	Probenbez.	Blechdicke t in mm	Blechbreite b in mm	Kraftschwingbreite ΔF in N	Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma$ in MPa	Lastwechsel N
1	2.2	1,46	29,99	7662	175	59579
2	2.3	1,45	30,01	7615	175	98976
3	2.17	1,48	30,11	7798	175	107400
4	2.18	1,48	30,04	6891	155	145200
5	2.10	1,48	30,11	6907	155	145200
6	2.7	1,48	30,25	7835	175	180000
7	2.9	1,48	29,98	6877	155	204900
8	2.8	1,48	30,47	6990	155	257800
9	2.16	1,48	29,99	5992	135	367500
10	2.12	1,48	30,16	6026	135	981900
11	2.21	1,48	30,11	6016	135	1046200
12	2.6	1,48	30,10	5123	115	1288300
13	2.5	1,46	30,08	5050	115	1725800
14	2.11	1,48	30,04	5113	115	3656400

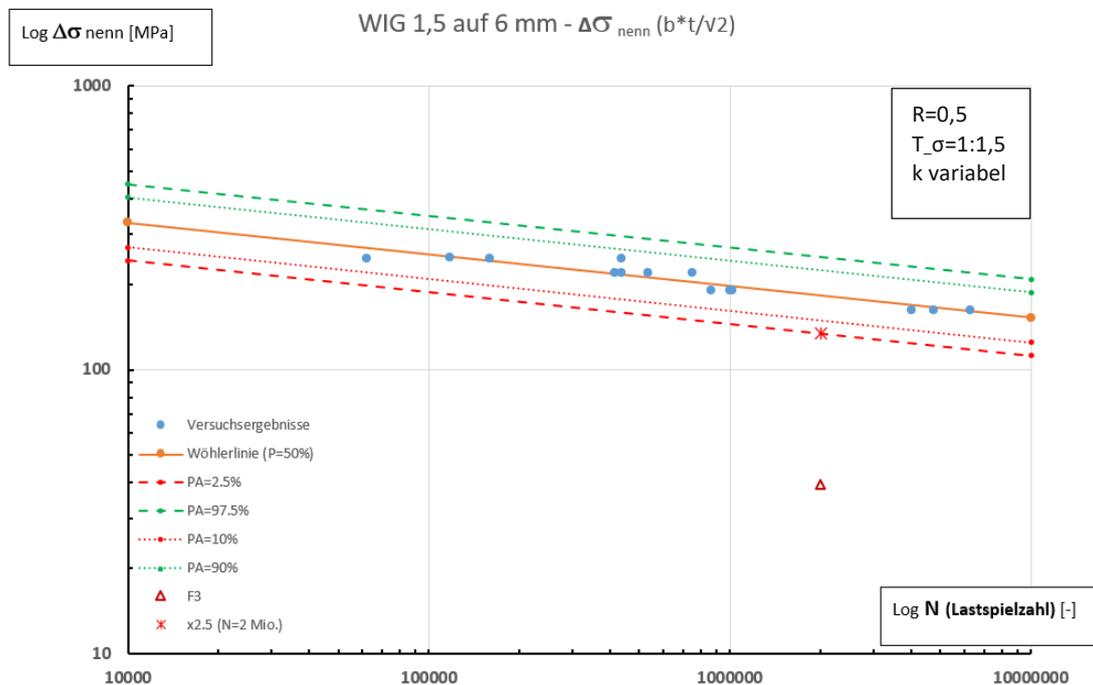


Abbildung 5-2: Wöhlerdiagramm mit Ergebnissen aus der zweiten Versuchsreihe. Die wichtigsten Markierungen sind in der Legende erklärt.

Aus dem Wöhlerdiagramm ergibt sich ein Abweichungsfaktor von 3,42 bei 2 Millionen Lastwechseln und einer Überlebenswahrscheinlichkeit von 97,5 %. Die abgeleitete Steigung der Wöhlerlinien beträgt 8,97.

5.3.2.3 Versuchsreihe 3 (ungestützt)

Die dritte Versuchsreihe untersucht die Probenform 3 mit dem MAG-geschweißten Überlappstoß 2 auf 3 mm. Dabei ergab sich bei jeder der 15 Proben ein Rissausgangsort am Nahtübergang beim dickeren Blech. Auch hier wurden nur 14 Versuchsergebnisse ausgewertet, da der Durchläufer nicht auf ein höheres Lastniveau hochgesetzt wurde. Alle 14 Versuchsergebnisse der MAG-geschweißten Proben aus der dritten Versuchsreihe liegen im Bereich bis 2 Mio. Zyklen. Sie sind in der nachfolgenden Tabelle angeführt.

Der Zeitfestigkeitsbereich des sich ergebenden Wöhlerdiagramms wird graphisch in *Abbildung 5-3* dargestellt.

Tabelle 5-9: Ergebnisse der dritten Versuchsreihe

Proben-Nr.	Probenbez.	Blechdicke t in mm	Blechbreite b in mm	Kraftschwingbreite ΔF in N	Spannungsschwingbreite $\Delta \sigma$ in MPa	Lastwechsel N
1	3.2	2	30,19	9406	155	56708
2	3.14	2	30,08	9371	155	106100
3	3.6	2	30,41	8252	135	150200
4	3.12	2	30,63	8311	135	164800
5	3.9	2	30,52	8281	135	175000
6	3.16	2	30,21	9412	155	210400
7	3.3	2	30,24	6990	115	256200
8	3.13	2	29,96	6925	115	257800
9	3.7	2	30,05	6946	115	279600
10	3.5	2	30,15	5757	95	510200
11	3.11	2	30,26	5778	95	510000
12	3.8	2	30,02	5732	95	546600
13	3.15	2	30,48	4595	75	1556000
14	3.10	2	29,96	4516	75	1945600

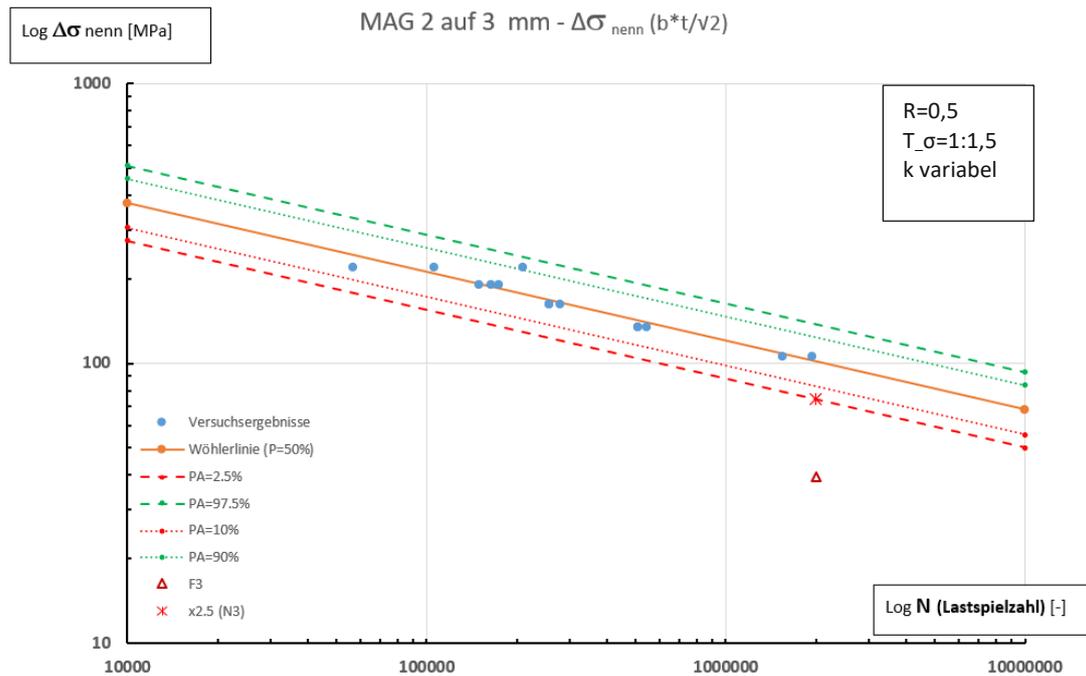


Abbildung 5-3: **Wöhlerdiagramm mit den Versuchsergebnissen der dritten Versuchsreihe.** Die wichtigsten Markierungen sind in der Legende unten links beschrieben.

Aus dem Wöhlerdiagramm ergibt sich ein Abweichungsfaktor von 1,89 bei 2 Millionen Lastwechseln und einer Überlebenswahrscheinlichkeit von 97,5%. Die Steigung der Wöhlerlinien liegt dabei bei einem Wert von ca. 4,06.

5.3.2.4 Versuchsreihe 4 (gestützt)

In der vierten Versuchsreihe wurde die Probenform 4 mit dem Überlappstoß 2 auf 6 mm untersucht. Dabei ergab sich bei jeder der 15 Proben ein Rissausgangsort ebenfalls an der Stelle des Nahtübergangs. Bei dieser Versuchsreihe wurde kein Durchläufer entdeckt. Damit liegen alle 15 getesteten Proben im Zeitfestigkeitsbereich des Wöhlerdiagramms. Die Versuchsergebnisse der vierten und letzten Versuchsreihe mit den dazugehörigen relevanten Parametern sind in der nachfolgenden Tabelle angeführt. Dabei ist kein Ausreißer bei den 15 ausgewerteten Versuchsergebnissen zu entdecken. Die daraus ermittelten Wöhlerkurven sind in *Abbildung 5-4* graphisch dargestellt.

Tabelle 5-10: Ergebnisse der vierten Versuchsreihe

Proben-Nr.	Probenbez.	Blechdicke t in mm	Blechbreite b in mm	Kraftschwingbreite ΔF in N	Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma$ in MPa	Lastwechsel N
1	4.5	2	30,09	10531	175	251571
2	4.9	2	30,04	10514	175	258020
3	4.12	2	30,14	10549	175	267218
4	4.10	2	29,79	9234	155	383542
5	4.2	2	30,23	9371	155	390413
6	4.13	2	30,08	9325	155	426893
7	4.11	2	30,06	8116	135	629248
8	4.7	2	30,25	8167	135	647049
9	4.14	2	30,27	8173	135	671239
10	4.4	2	30,30	6969	115	972825
11	4.3	2	29,99	6897	115	1228481
12	4.15	2	30,19	6943	115	1300335
13	4.6	2	30,29	5755	95	3031346
14	4.16	2	30,26	5749	95	3840995
15	4.8	2	30,15	5728	95	4265158

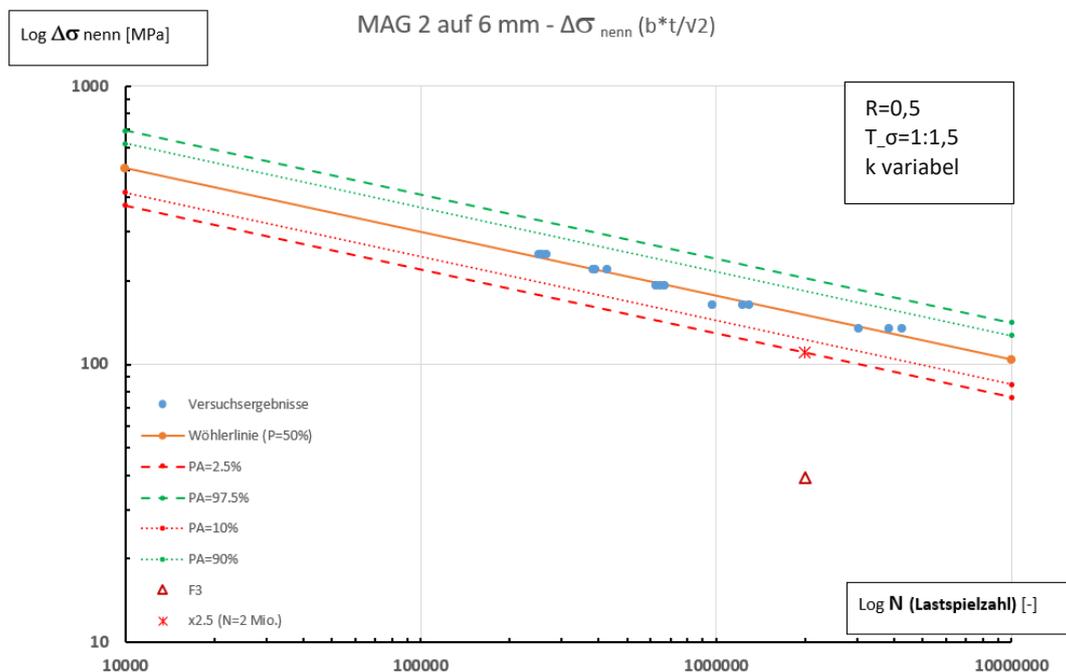


Abbildung 5-4: Wöhlerdiagramm mit Ergebnissen aus der vierten Versuchsreihe. Das Diagramm zeigt eine sehr geringe Streuung von Versuchswerten.

Die gestützten MAG-Proben der vierten Versuchsreihe weisen eine Steigung der Wöhlerlinie von ca. 6,37 auf. Die sich dabei ergebende Abweichung zwischen der Versuchswerten mit einer Überlebenswahrscheinlichkeit von 97,5% und nach dem Kerbfall F3 ermittelten Berechnungsergebnissen liegt bei einem Wert von 2,8.

5.3.3 Kerbspannungskonzept

In 2.2.2.4 wurde schon angemerkt, dass man für die vier Simulationsproben jeweils ein Skalierungsmodell für die Bewertungen braucht. Dafür werden die Kerbspannungsmodelle mit Berücksichtigung des Winkelfehlers (siehe **Tabelle 5-1**) herangezogen, da diese der realen Nahtgeometrie am nächsten liegen. Folgende Tabelle enthält die wichtigsten Parameter, die man für die Skalierung braucht. Die Werte aus der Tabelle beziehen sich auf die tatsächlich auftretenden Rissstellen bei den Proben.

Tabelle 5-11: Wichtige Parameter für die Auswertung von Versuchsergebnissen nach Kerbspannungskonzept

Probenform	Input Lastniveau ΔF in N	Output Schwingbreite $\Delta\sigma$ an der Rissstelle in MPa	Auslastung A	Rissstelle	Kerbformzahl
1	1250	285,3	0,45	NW	10,27
2	1250	131,9	0,21	NW	4,75
3	1667	156,6	0,52	NÜ	5,63
4	1667	96,5	0,32	NÜ	3,47

Die statistische Analyse erfolgt wie auch für die Bewertung nach dem Nennspannungskonzept mit einer fixen Streuspanne von 1,5 und einer variablen Steigung der Kurve, die sich aus den Versuchswerten ergibt. Die Ergebnisse wurden mit einer Überlebenswahrscheinlichkeit von 97,5% bewertet und in folgender Abbildung dargestellt.

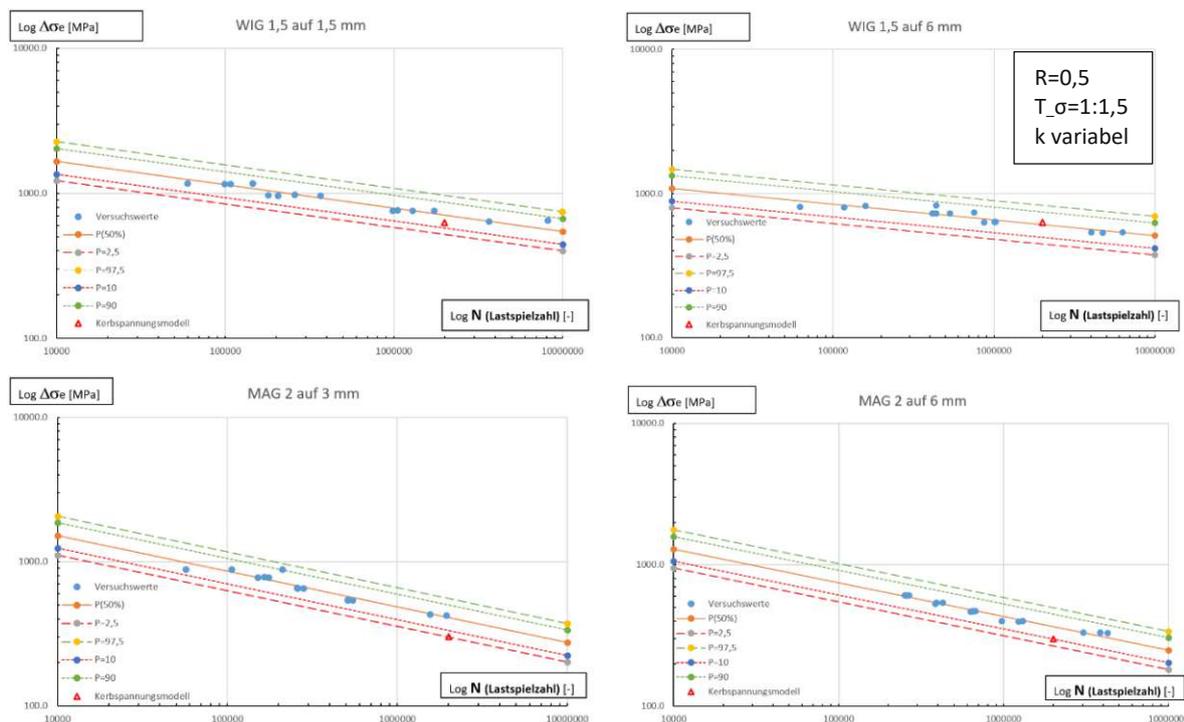


Abbildung 5-5: **Auswertung der Versuchsergebnisse nach dem Kerbspannungskonzept.** Kleine Abweichungen zwischen den maximal zulässigen (siehe **Tabelle 2-7**) und Versuchswerten sprechen für die Präzision des Kerbspannungskonzepts.

6 Diskussion

Die beiden Schweißverfahren, MAG und WIG, zeigen eindeutig unterschiedliche Risslagen an den Proben. Alle MAG-geschweißten Proben rissen am Nahtübergang beim dickeren Blech, während die WIG-geschweißten Proben den Rissausgang an der Nahtwurzel zeigten. Dies bestätigen auch Ergebnisse der Kerbspannungsmodelle teilweise. Bis auf die Probenform 1 (WIG 1,5 + 1,5) stimmen die kritischen Stellen laut Kerbspannungsmodelle aus **Tabelle 5-3** mit den im Versuch vorkommenden überein. Laut *DVS 1612* sollte bei allen Proben die Nahtwurzel die kritische Stelle für den Rissausgang sein. Ein Riss am Nahtübergang beim betrachteten Fall einer außen durchgehenden und innen unterbrochenen Kehlnaht ist gar nicht im Kerbfallkatalog der *DVS 1612* definiert und somit laut aktuellem Stand der Richtlinie nicht zu erwarten (siehe Anhang A/1). Im Falle einer beidseitigen Kehlnaht (Fall 7.2.3 im Kerbfallkatalog der *DVS 1612*) wäre nur ein Riss am Nahtübergang möglich und mit dem Kerbfall E5 zu rechnen. In **Abbildung 6-1** werden Wöhlerdiagramme aller vier Versuchsreihen mit eingezeichnetem Kerbfällen F3-E5 zum Vergleich dargestellt.

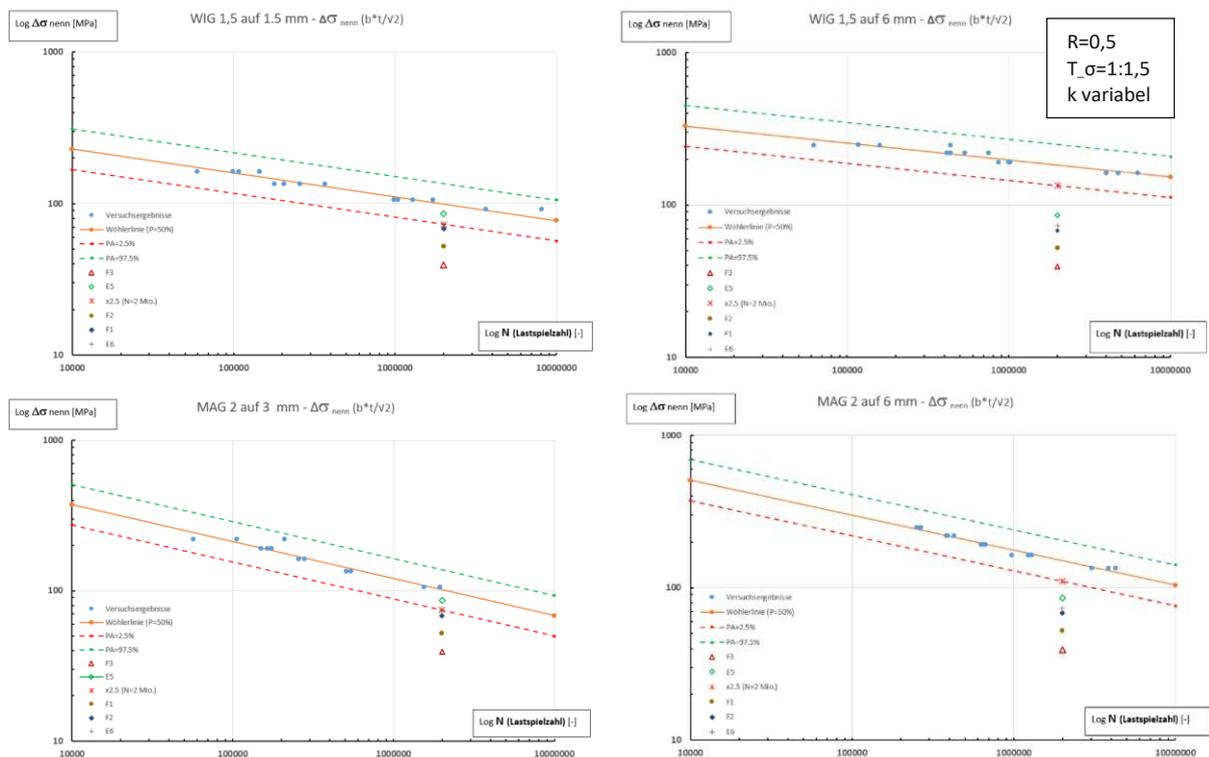


Abbildung 6-1: **Wöhlerdiagramme der vier Versuchsreihen mit eingezeichneten Kerbfällen F3 bis E5.** Die rot strichlierte Linie bezeichnet die Werte der 97,5%-igen Überlebenswahrscheinlichkeit.

Aus den Diagrammen kann man schließen, dass bei den gestützten Proben der Kerbfall E5 eingehalten wird. Bei den ungestützten WIG- und MAG-geschweißten Proben ist das nicht zutreffend. Der Kerbfall F1 wäre aber bei allen vier Probenformen nach der bestehenden Berechnungsmethode mit dem idealisierten a-Maß eingehalten.

Aus metallurgischer Sicht könnten mögliche Gründe für einen Riss der Proben am Nahtübergang die Schweißbarkeit, die Korrosionserscheinung oder Defekte in der Mikrostruktur der Schweißverbindung sein. Eine schlechte oder bedingte Schweißbarkeit des Stahls ist bei einem C-Gehalt $> 0,22\%$ zu erwarten, was bei den untersuchten Proben nicht der Fall ist (siehe Materialdaten im Anhang B). Dies würde analog auf einen höheren Martensitgehalt bzw. einen Spröbruch der Proben hindeuten. Wenn man sich die Bruchflächen der Proben aus 4.3 genauer ansieht, erkennt man eindeutig eine Kombination aus einem Schwing- und Gewaltbruch bei allen gerissenen Proben, was den Spröd- und Korrosionsbruch als einen der möglichen Gründe ausschließt. Außerdem sind die dickeren Stützbleche bei beiden gestützten MAG- und WIG-Probenformen aus demselben Stahlmaterial (siehe **Tabelle 4-1**) und rissen trotzdem an zwei unterschiedlichen Stellen. Auch Defekte in der Mikrostruktur würden sich durch abweichende Versuchsergebnisse betroffener Proben zeigen, was bei den im Kapitel 5 gezeigten Versuchsergebnissen nicht vorkommt.

Damit bleibt als der Grund für ein solches Auftreten nur noch der steilere Nahtübergang bei den MAG-geschweißten Proben (siehe **Abbildung 4-2**). Dieser wirkt sich negativ auf die Festigkeit am Nahtübergang aus, was auch die numerischen Simulationen bestätigt haben. Die Simulationen zeichnen einen Auslastungsanstieg um ca. 25% am Nahtübergang zwischen einem flachem Nahtübergang von 15% und einem steilerem mit 45% auf. Daraus folgt, dass man das Schweißverfahren bzw. die Schweißnahtform, die danach entsteht, bei der Berechnung auf jeden Fall berücksichtigen sollte. Die bestehenden Nachbehandlungstechniken könnten den Nahtübergangswinkel der MAG-geschweißten Proben etwas flacher bekommen. Dies wäre aber nur

mit einer Geometrieänderung der Schweißnaht und damit einer unausweichlichen Senkung des vorhandenen a -Maßes möglich, was sich dann wieder negativ auf die Festigkeit der Proben auswirken könnte.

Wenn man sich die Auswertung nach dem Nennspannungskonzept in *Abbildung 6-1* ansieht, erkennt man unterschiedliche Steigungen der Wöhlerlinien zwischen den zwei Schweißverfahren MAG und WIG. Laut *DVS 1612* geht man bei geschweißten Stählen von einer Steigung der Wöhlerlinie von 3, während die *DVS 0905* bei dünnen Blechen $t < 5$ mm eine Steigung von 5 vorschreibt. Die WIG-geschweißten Proben zeigen einen flacheren Verlauf ($6,5 < k < 9$) als die MAG-geschweißten ($4 < k < 4,5$). Durch eine flachere Steigung k der Wöhlerlinie kommt es zu einer geringeren Streuung von Lastniveaus. Durch die Verschiebung des Knickpunktes der Wöhlerkurve zum Dauerfestigkeitsbereich von 10 Millionen auf z.B. 2 Millionen Zyklen würden die Steigungen etwas kleiner ausfallen (Die Kurven würden tendenziell etwas steiler werden).

Den Stützungseffekt des dickeren Blechs bei beiden gestützten Überlappverbindungen (Versuchsreihe 2 und 4) kann man anhand von den Versuchsergebnissen durch einen linearen Zusammenhang zwischen den beiden Blechdicken der Überlappverbindung beschreiben. Dies zeigten auch Simulationsuntersuchungen mit Kerbspannungsmodellen in 3.4.4.3 (siehe *Abbildung 3-8*). Hierbei muss man erwähnen, dass die Überlappverbindung in den meisten Fällen in der gestützten Form am Wagenkasten vorkommt. Ein typisches Anwendungsbeispiel einer einseitigen Kehlnaht wäre die Verbindungsstelle des Dachlangträgers mit der Seitenwand.

Um den Effekt des erhöhten a -Maßes auf die Auswertung nach dem Nennspannungskonzept zu untersuchen, werden in *Abbildung 6-2* die Versuchsergebnisse auf die reduzierte Querschnittsfläche mit real vorkommenden a -Maß dargestellt.

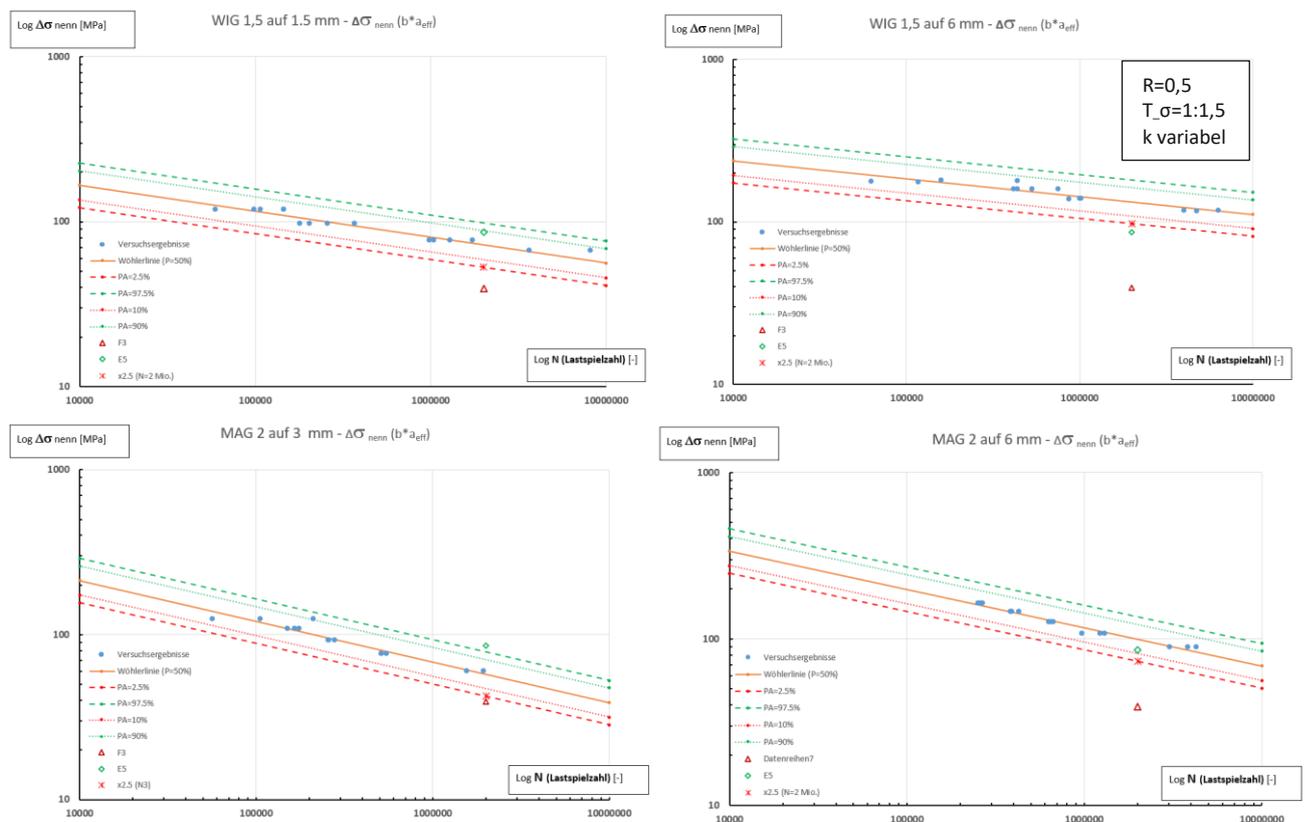


Abbildung 6-2: Wöhlerdiagramme mit Versuchsergebnissen nach dem Nennspannungskonzept unter Berücksichtigung von erhöhtem a -Maß. In den Diagrammen wurden Kerbfälle F3 und E5 eingezeichnet.

Wie aus *Abbildung 6-2* klar ersichtlich ist, sind die Abweichungen der Berechnungsergebnisse, die durch den Kerbfall F3 in den Diagrammen dargestellt sind, von den realen Festigkeitswerten aus dem Versuch um einiges geringer als bei einer Berechnung mit dem idealisierten a-Maß (siehe *Abbildung 6-1*). Dies bestätigt die ursprüngliche Annahme, dass alle untersuchten Proben mit Berücksichtigung des real vorkommenden a-Maßes in der Berechnung treffsicherere Ergebnisse in der Festigkeitsvorauslegung liefern als die bestehende Methode mit dem idealisierten a-Maß.

Da das erhöhte a-Maß von Probe zu Probe oder zwischen den einzelnen Schweißverfahren, wie aus dieser Arbeit ersichtlich, relativ stark variieren kann, könnte man in der Berechnung statt des erhöhten oder idealisierten a-Maßes, wie in vorigen Abbildungen gezeigt, einfach die Blechdicke des angeschweißten Blechs t_1 verwenden. Die Ergebnisse, die aus dieser Annahme folgen würden, sind in *Abbildung 6-3* graphisch dargestellt.

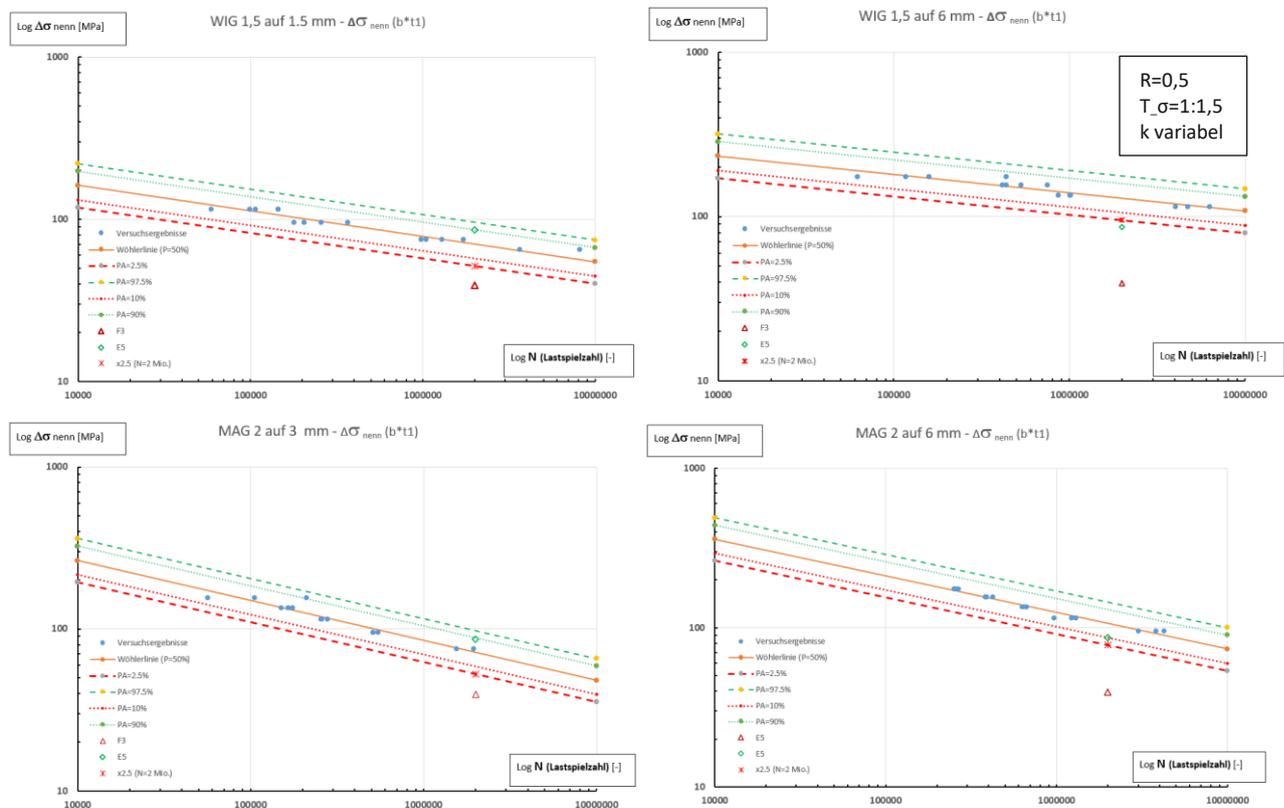


Abbildung 6-3: Wöhlerdiagramme mit Versuchsergebnissen nach dem Nennspannungskonzept unter Berücksichtigung von realer statt der reduzierten Querschnittsfläche.

Der Kerbfall F3 liegt deutlich unter den ermittelten Versuchsergebnissen. Damit liefert diese Methode präzisere Ergebnisse als die bestehende mit Berücksichtigung vom idealisierten a-Maß. Die Berechnungsmethode mit der Berücksichtigung von erhöhtem a-Maß liefert zwar im Falle $a\text{-Maß} > t_1$ gegenüber dieser Berechnungsmethode treffsicherere Ergebnisse, ist aber mit dem Aufwand der Bemessung des an den Proben vorkommenden a-Maßes verbunden. Daher stellt sich die Methode, die statt des a-Maßes die Dicke des dünneren Blechs t_1 bei der Querschnittsberechnung

berücksichtigt, als die effizienteste Methode bei der Festigkeitsberechnung der einseitigen Kehlnaht beim Überlappstoß.

Aus der Betrachtung der Auswertung von Versuchsergebnissen nach dem Kerbspannungskonzept kann man herauslesen, dass das Kerbspannungskonzept eine ziemlich präzise Vorhersage der Ermüdungsfestigkeit liefert. Das zeigen auch die Werte aus **Tabelle 5-3**. Wenn man die Kehrwerte aus den Abweichungsfaktoren nach der Nennspannungsauswertung bildet, kommt man nah an die Ergebnisse aus **Tabelle 5-3**. Dies wird in folgender Tabelle zum besseren Verständnis dargestellt.

Tabelle 6-1: Vergleich zwischen Abweichungswerten nach dem Nennspannungskonzept und Kerbspannungsergebnissen

Probenform	Abweichungsfaktoren laut Nennspannungsbewertung	Kehrwerte von Abweichungsfaktoren laut Nennspannungsbewertung	Kerbspannungsergebnisse laut Tabelle 5-3 nach dem Rissausgangsort
1(WIG 1,5 + 1,5)	1,86	0,54	0,45
2(WIG 1,5 + 6)	3,42	0,29	0,21
3(MAG 2 + 3)	1,89	0,53	0,52
4(MAG 2 + 6)	2,8	0,36	0,32

Wenn man also die Ergebnisse aus den Kerbspannungsmodellen als treffsicher annimmt, was nach **Tabelle 6-1** durchaus plausibel wäre, könnte man die Ergebnisse aus den Schalenmodellen mit diesen aus Kerbspannungsmodellen direkt vergleichen. D.h. das mit einer Auslastung von 5,87 für die erste Probenform (WIG 1,5 + 1,5) laut **Tabelle 5-1** die tatsächlich vorkommende Ermüdungsfestigkeit in der Schweißnaht, die laut **Tabelle 5-3** bei einer Auslastung von 0,577 liegt, um einen Faktor $\frac{5,87}{0,577} = 10,17$ verfehlt wird. Wie schon öfters erwähnt, kommen bei der Fertigung des Wagenkastens selten ungestützte Überlappverbindungen vor, daher bleibt dieser Effekt von geringer Bedeutung. Die nächste Tabelle zeigt tatsächlich vorkommende Fehlfaktoren der Schalenmodellberechnung bezogen auf die, nach der Nennspannungsauswertung mit 97,5%-iger Überlebenswahrscheinlichkeit ermittelten Abweichungsfaktoren.

Tabelle 6-2: Sicherheitsfaktoren, die sich aus Schalenmodellen mit Versatz ergeben.

Probenform	Abweichungsfaktoren laut Nennspannungsbewertung	Ergebnisse laut Schalenmodellen	Berechnete Sicherheitsfaktoren
1(WIG 1,5 + 1,5)	1,86	5,87	10,92
2(WIG 1,5 + 6)	3,42	1,83	6,22
3(MAG 2 + 3)	1,89	5,62	10,62
4(MAG 2 + 6)	2,8	2,48	6,94

Mit den Ergebnissen aus dieser Tabelle kann man behaupten, dass nach bestehender Berechnungsmethode mit Schalenmodellen die Ermüdungsfestigkeit der einseitigen Kehlnaht nach dem laut *DVS 1612* zugeordnetem Kerbfall F3 bei den gestützten Überlappproben mit einem Sicherheitsfaktor zwischen 6 und 7 sowie bei den ungestützten um einen Faktor 10 bis 11, gerechnet wird. Falls aber eine Modellierung der Schalenmodelle ohne Versatz (siehe *Tabelle 3-1*) im Konstruktionsentwurf möglich wäre, würden die Sicherheitsfaktoren deutlich sinken, nämlich auf die Werte der Abweichungsfaktoren in der zweiten Spalte der obigen Tabelle.

7 Zusammenfassung und Ausblick

In dieser Diplomarbeit wurde das Ziel verfolgt, mehr über die Ermüdungsfestigkeit von Überlappstößen mit einseitigen Kehlnähten zu erfahren. Diese Form der Schweißverbindung kommt sehr häufig in der Fertigung des Wagenkastens vor, ist aber nicht einmal in solch einer Form Teil der Richtlinie *DVS 1612*, nach welcher aktuell die Ermüdungsfestigkeit im Schienenfahrzeugbau gerechnet wird. Der ähnlichste Fall, der durch die Richtlinie *DVS 1612* beschrieben wird, ist die außen durchgehende und innen unterbrochene Kehlnaht bei einem Überlappstoß (siehe Anhang A/1). Unter Annahme dieses Falls und bei der bekannten Probendimension lässt sich nach *DVS 1612* eine dynamisch äquivalente Zugschwingbreite ermitteln, die in den Simulationen für die Ermüdungsberechnung als maximal zulässige Zuglast verwendet wird. Im Simulationsteil der Arbeit wurden Schalen- und Kerbspannungsmodelle in Originaldimension der Versuchsproben mit Hilfe von FE-Software aufgebaut. Kerbspannungsmodelle wurden dabei zusätzlich verwendet, um verschiedene Geometrieinflüsse der Schweißnahtformen bei den Proben zu untersuchen. Die wichtigsten Erkenntnisse aus den Simulationen mit Kerbspannungsmodellen sind, dass der Nahtübergangswinkel einen bemerkbaren Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit an der Stelle des Nahtübergangs hat, sowie dass das tatsächlich auftretende a-Maß einen bemerkbaren Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit an der Stelle der Nahtwurzel hat.

Im experimentellen Teil der Diplomarbeit wurden Schwingversuche an Überlappstößen aus Stahl in vier verschiedenen Ausführungen mit einseitigen Kehlnähten durchgeführt. Diese wurden auf verschiedenen Lastniveaus getestet, damit man 4 Wöhlerkurven (eine Wöhlerkurve pro Probengeometrie) bekommt. Die einzelnen, daraus gewonnenen Ergebnisse wurden anschließend statistisch, nach dem Nenn- und Kerbspannungskonzept laut aktuellen Normen bzw. Richtlinien für eine Überlebenswahrscheinlichkeit von 97,5% und einer Kerbfalllinie F3, ausgewertet und schlussendlich mit den Berechnungsergebnissen aus FE-Simulationen verglichen. Der Fokus lag dabei in der Auswertung nach dem Nennspannungskonzept laut Richtlinie *DVS 1612*, da diese für die Festigkeitsauslegung aktuell verwendet wird.

Zusätzlich wurden Versuchsergebnisse anhand von 2D-Kerbspannungsmodellen nach dem Kerbspannungskonzept laut *DVS 0905* bewertet.

Die Auswertungen zeigen deutliche Unterschiede in der Ermüdungsfestigkeit zwischen den einzelnen Probenausführungen. Die WIG-geschweißten Versuchsreihen, die eine charakteristische flache Nahtform ohne Nahtüberhöhung aufweisen, zeichnen wie laut Richtlinie beschrieben einen eindeutigen Rissausgang in der Nahtwurzel auf. Bei beiden WIG-geschweißten Probenformen wurde die voraus ermittelte Ermüdungsfestigkeit nach dem Kerbfall F3 eindeutig eingehalten.

Zu den wichtigsten Erkenntnissen aus den Versuchen zählt die Risslage am Nahtübergang bei den MAG-geschweißten Proben. Jede der 30 untersuchten Proben zeigte einen deutlichen Riss am Nahtübergang. Der Grund für ein solches Auftreten wird dem steilen Nahtübergang bei diesen Proben zugeschrieben. Diese Ergebnisse bestätigen auch die Kerbspannungsmodelle, die den Nahtübergang

als die kritische Stelle zeigen. Nichtsdestotrotz wurden auch bei den MAG-geschweißten Probenformen die Vorauslegungen der Ermüdungsfestigkeit nach dem Nennspannungskonzept laut *DVS 1612* für den Kerbfall F3 eindeutig eingehalten.

Eine interessante Erkenntnis ist, dass die beiden gestützten Überlappverbindungen (WIG 1,5 + 6 und MAG 2 + 6) mit ausreichender Sicherheit auch den Kerbfall E5 einhalten, der laut *DVS 1612* der beidseitigen Kehlnaht mit einem Rissausgang am Nahtübergang zugeordnet wird. Dies gilt aber lediglich im Falle einer Berechnung mit dem idealisierten a-Maß.

Die Schalenmodelle, die gerade für die Auswertung verwendet werden, zeigen sich zu konservativ in der Auswertung der dünnen, ungestützten Überlappstößen, die an sich auch selten in der Fertigung vorkommen. Bei den gestützten Überlappstößen sind die Abweichungen deutlich geringer, aber immer noch signifikant.

Durch die erzielten Ergebnisse aus dieser Diplomarbeit konnte man sehen, dass die Festigkeitsberechnung von einseitigen Kehlnähten bei einem Überlappstoß durchaus optimiert werden kann. Das tatsächliche a-Maß bei allen Konstruktionen auszumessen wäre sehr zeit- und damit auch kostenintensiv. Die effizienteste Methode, die eine Optimierung darstellt, wäre, dass man in Zukunft statt der reduzierten Querschnittsfläche $A_{\text{red}} = \frac{b \cdot t_1}{\sqrt{2}}$, die tatsächlich vorkommende Blech-Querschnittsfläche $A = b \cdot t_1$ für die Berechnung der Zugspannung $\sigma_Z = \frac{F}{A}$ verwenden würde. Somit würde das zu einer realitätsnäheren Ermüdungsvorauslegung führen und gleichzeitig die Vorgaben der Richtlinie *DVS 1612* erfüllen ohne zusätzlichen Aufwand gegenüber der bestehenden Methode aufzubringen. Dies würde für alle geschweißten Kehlnähte aus Stahl gelten, bei welchen das tatsächliche a-Maß das idealisierte deutlich überschreitet.

Tabellenverzeichnis

Tabelle 2-1: Beanspruchungszustände	18
Tabelle 2-2: Beziehung zwischen Beanspruchungszustand, Sicherheitsbedürfnis, Schweißnahtgüteklasse, Gütegruppe für Unregelmäßigkeiten, Schweißnahtprüfklassen und Prüfung	19
Tabelle 2-3: Exponent x für die Kerbfalllinien A bis D	21
Tabelle 2-4: Exponent x für die Kerbfalllinien E+1 bis F3	21
Tabelle 2-5: Maximale Schubspannungswerte bei $R = -1$	21
Tabelle 2-6: Empfehlungen zu Elementlängen (entlang und normal zur Kerboberfläche)	25
Tabelle 2-7: Charakteristische Schwingfestigkeitswerte für den Kerbspannungskonzept mit Normal- und Schubspannungen aus Stahl	26
Tabelle 3-1: Auslastungen des Beispielmodells mit und ohne Versatz.	32
Tabelle 3-2: Parameter in den Schalenmodellen	32
Tabelle 3-3: Vergleich der maximal auftretenden Hauptnormalspannungen unter verschiedener Beanspruchungsarten.	34
Tabelle 3-4: Gewählte Einspannpositionen der Proben	42
Tabelle 4-1: Untersuchte Überlappstöße mit Werkstoff- und Schweißverfahrensinformationen	43
Tabelle 4-2: Schweißparameter	44
Tabelle 5-1: Ergebnisse der linearen Schalenmodelle	50
Tabelle 5-2: Ergebnisse der geometrisch nicht-linearen Schalenmodelle	50
Tabelle 5-3: Ergebnisse der Kerbspannungsmodelle unter Berücksichtigung von Nahtgeometrie, Einspannposition und Winkelverzug	51
Tabelle 5-4: Ergebnisse der Kerbspannungsmodelle unter Berücksichtigung von Nahtgeometrie und Einspannposition	51
Tabelle 5-5: Ergebnisse der Kerbspannungsmodelle von Versuchsproben mit idealisiertem a -Maß ohne Berücksichtigung des Winkelverzugs	51
Tabelle 5-6: Drei Möglichkeiten der Querschnittsberechnung	52
Tabelle 5-7: Ausgewertete Ergebnisse der ersten Versuchsreihe	53
Tabelle 5-8: Ergebnisse der zweiten Versuchsreihe	55

Tabelle 5-9: Ergebnisse der dritten Versuchsreihe.....	56
Tabelle 5-10: Ergebnisse der vierten Versuchsreihe	58
Tabelle 5-11: Wichtige Parameter für die Auswertung von Versuchsergebnissen nach Kerbspannungskonzept.....	59
Tabelle 6-1: Vergleich zwischen Abweichungswerten nach dem Nennspannungskonzept und Kerbspannungsergebnissen	64
Tabelle 6-2: Sicherheitsfaktoren, die sich aus Schalenmodellen mit Versatz ergeben.....	64

Abbildungsverzeichnis

Abbildung 1-1: Der Unterschied zwischen idealisiertem und realem a-Maß bei dünnen Blechen. In der Abbildung links a) eine reale Kehlnaht mit erhöhtem a-Maß und rechts b) ein idealisiertes a-Maß [1], [2].	8
Abbildung 2-1: Schmelzschweißverfahren. Übersicht über die Einteilung der gängigen Schmelzschweißverfahren [8].	4
Abbildung 2-2: Schutzgasschweißen. Die charakteristischen Komponenten und Begriffe in einem Schutzgasschweißverfahren [3].	5
Abbildung 2-3: Gefügearten beim Schweißen. Die Abhängigkeit der Phasenbildung von Temperatur und Abkühlgeschwindigkeit mit fünf vorkommenden Gefügearten [3].	8
Abbildung 2-4: Spannungsverlauf in Abhängigkeit vom Spannungsverhältnis R. Im (Zug-)Schwellbereich des Diagramms sind die wichtigsten Spannungsgrößen dargestellt [20].	11
Abbildung 2-5: Dauerfestigkeitsdiagramm nach Wöhler. Das Wöhlerdiagramm mit eingezeichneten Festigkeitsbereichen [21].	12
Abbildung 2-6: Statistische Auswertung von Messdaten. Wöhlerdiagramm mit drei verschiedenen Überlebenswahrscheinlichkeiten [15].	16
Abbildung 2-7: Konstruktive Vorgaben. Die konstruktiven Vorgaben für Kehlnähte aus DIN EN 15085 [25].	20
Abbildung 2-8: Empfehlungen für die Auswahl von fiktiven Referenzradien im Kerbspannungsmodell. Die Wahl der fiktiven Radien in der Wurzel bzw. am Nahtübergang in Abhängigkeit von der Blechdicke [25].	23
Abbildung 2-9: Empirisch bewährte Modellbildungsempfehlungen für das Kerbspannungsmodell. Die beiden Modellierungsmöglichkeiten der Referenzradien in der Wurzelkerbe (U- und SL-Modell) und am Nahtübergang (mit oder ohne Hinterschnitt) dargestellt im Falle einer Stumpf- und Kehlnaht [25].	24
Abbildung 2-10: Empfohlenes FE-Netz zur Simulation der Nahtwurzel. Typisches Netzmodell mit einer Schlüssellochkerbe in der Nahtwurzel [25].	25
Abbildung 3-1: Modell einer Versuchsprobe. Ein typisches 3D-Modell eines Überlappstoßes mit einer einseitigen Kehlnaht [18].	28
Abbildung 3-2: Beanspruchungsarten mit dazugehörigen Randbedingungen. Die Pfeile in der Abbildung stehen für die jeweiligen Zug-Druck-Kraftschwingbreiten $\Delta FZ_{\Delta\sigma}$ (grün), $\Delta FD_{\Delta\sigma}$ (orange) und das Biegemoment MB (gelb).	30
Abbildung 3-3: Schalenmodell mit und ohne Versatz. Alle Bleche habe eine Dicke von 2 mm und eine reduzierte Blechdicke von 22 mm im Bereich der Naht.	31
Abbildung 3-4: Schalenmodell des Überlappstoßes 1,5 auf 1,5 mm. Die Farben zeigen unterschiedliche Blechdicken des Modells (blau - 4 mm, grün - 1,5 mm, rot - 1,061 mm).	33

Abbildung 3-5: Konvergenzstudie. Elementzahl in Abhängigkeit zu der max. auftretenden HNS an den kritischen Kerbstellen.	35
Abbildung 3-6: Kerbspannungsmodelle einer Kehlnaht. Vier unterschiedliche Kerbspannungsmodelle, die bei der Untersuchung verwendet wurden.....	36
Abbildung 3-7: Verschiedene Arten der Nahtgeometrieveränderung. Die strichlierten Linien sollen die Veränderung illustrieren. Die Nummerierung entspricht der Auflistung auf der vorherigen Seite.	38
Abbildung 3-8: Abhängigkeit der max. Hauptnormalspannung von der Blechdicke des Stützelements bei Schalen- und Kerbspannungsmodellen. Man erkennt einen deutlichen Unterschied in der Präzision zwischen Schalen- und Kerbspannungsbewertung.....	40
Abbildung 3-9: Simulationsmodell mit dem Winkelverzug. Die drei Schritte sollen den Simulationsvorgang der Einspannung der winkelverzogenen Probe in der Resonanzmaschine verdeutlichen.	41
Abbildung 3-10: Kerbspannungsmodelle der Versuchsproben. Die grünen Modelle bilden die WIG- und die gelben MAG-geschweißten Proben ab.	42
Abbildung 4-1: Verlauf der Probenpräparation für den Makroschliff. A) die Anlage zum Schneiden, B) Probenzuschnitt mit Markierung auf Enddimension, C) Schleifeinrichtung und D) die Ätzung der Schlitze.....	44
Abbildung 4-2: Schliffbilder der vier untersuchten Überlappverbindungen. Oben im Bild die zwei WIG-geschweißten und unten die zwei MAG-geschweißten Verbindungen.	45
Abbildung 4-3: Verschiedene Proben vor dem Schwingversuch. Aufnahmen mehrerer Probengeometrien aus unterschiedlichen Perspektiven.....	46
Abbildung 4-4: Messeinrichtung zur Winkelfehlermessung der Proben. Die vier Messanzeigen sollen die vertikale Verschiebung an vier Stellen messen.	47
Abbildung 4-5: Power Swing MAG Resonanzprüfstand der Fa. SincoTec. Die linke Abbildung zeigt den verwendeten Prüfstand zum Dauerschwingversuch. Die rechte Abbildung zeigt eine eingespannte Testprobe zwischen den hydraulischen Spannbacken der Resonanzmaschine.	48
Abbildung 5-1: Wöhlerdiagramm mit den Ergebnissen aus der ersten Versuchsreihe. In der Legende der Abbildung sind die wichtigsten Markierungen beschrieben.	54
Abbildung 5-2: Wöhlerdiagramm mit Ergebnissen aus der zweiten Versuchsreihe. Die wichtigsten Markierungen sind in der Legende erklärt.	55
Abbildung 5-3: Wöhlerdiagramm mit den Versuchsergebnissen der dritten Versuchsreihe. Die wichtigsten Markierungen sind in der Legende unten links beschrieben.	57
Abbildung 5-4: Wöhlerdiagramm mit Ergebnissen aus der vierten Versuchsreihe. Das Diagramm zeigt eine sehr geringe Streuung von Versuchswerten.....	58
Abbildung 5-5: Auswertung der Versuchsergebnisse nach dem Kerbspannungskonzept. Kleine Abweichungen zwischen den maximal zulässigen (siehe <i>Tabelle 2-7</i>) und Versuchswerten sprechen für die Präzision des Kerbspannungskonzepts.	60

Abbildung 6-1: **Wöhlerdiagramme der vier Versuchsreihen mit eingezeichneten Kerbfällen F3 bis E5.** Die rot strichlierte Linie bezeichnet die Werte der 97,5%-igen Überlebenswahrscheinlichkeit..... 61

Abbildung 6-2: **Wöhlerdiagramme mit Versuchsergebnissen nach dem Nennspannungskonzept unter Berücksichtigung von erhöhtem α -Maß.** In den Diagrammen wurden Kerbfälle F3 und E5 eingezeichnet..... 62

Abbildung 6-3: **Wöhlerdiagramme mit Versuchsergebnissen nach dem Nennspannungskonzept unter Berücksichtigung von realer statt der reduzierten Querschnittsfläche.** 63

Literaturverzeichnis

- [1] "Formelsammlung und Berechnungsprogramme Maschinen- und Anlagebau." <https://schweizer-fn.de/maschinenelemente/schweissnaht/schweissverbindung.php> (accessed Sep. 01, 2022).
- [2] "Schweißnahtelemente in Schweißkonstruktionen erstellen." <https://knowledge.autodesk.com/de/support/inventor-products/learn-explore/caas/CloudHelp/cloudhelp/2015/DEU/Inventor-Help/files/GUID-019B1B74-A92A-4761-BA4B-58A4583B1FDC-htm.html> (accessed Sep. 09, 2022).
- [3] E. Kozeschnik, Fügetechnik Vorlesung. Institut für Werkstoffwissenschaft und Werkstofftechnologie, TU Wien, 2020.
- [4] "Reibschweißen." <https://de.wikipedia.org/wiki/Reibschweißen> (accessed Sep. 01, 2022).
- [5] T. Nelson, T., Zhang, H., Haynes, Rührreibschweißen von Al MMC 6061-B4C. Göteborg, Schweden, 2000.
- [6] Bhadeshia HKDH; DebRoy T., Kritische Bewertung: Rührreibschweißen von Stählen. 2009.
- [7] G. B. F. Ellermann, S. Pommer, Einsatz des Rührreibschweißens bei der Fertigung der Wagenkästen für die Schwebbahn Wuppertal. Berlin.
- [8] H. Stauer, Schweißverfahren und Ausrüstungen, Fügetechnik Vorlesung. TU Wien in Kooperation mit Fa. Fronius International GmbH, 2020.
- [9] E. Sindhuber, "Simulation von Schweißverzügen bei der Schienenfahrzeug-Fertigung," TU Wien, 2021.
- [10] "WAS IST METALLSCHUTZGASSCHWEISSEN (MIG-SCHWEISSEN UND MAG-SCHWEISSEN)." <https://www.twi-global.com/locations/deutschland/was-wir-tun/haeufig-gestellte-fragen/was-ist-metallschutzgasschweißen-mig-schweissen-und-mag-schweissen> (accessed Sep. 26, 2022).
- [11] "Was ist WIG-Schweißen?" <https://blog.perfectwelding.fronius.com/was-ist-wig-schweissen/> (accessed Sep. 26, 2022).
- [12] "WIG-Schweißverfahren - Parameter, Anwendungen und Schutzgase." <https://blog.messer.at/wig-schweissverfahren-parameter-anwendungen-schutzgase> (accessed Oct. 07, 2022).
- [13] P. Linhardt, Korrosion Vorlesungsübung. TU Wien, 2020.
- [14] Gösta Wranglén, Korrosion und korrosionsschutz: Grundlagen, Vorgänge, Schutzmaßnahmen, Prüfung (WFT Werkstoff-Forschung und -Technik, Band 3). Stockholm: KTH Schweden, 1985.
- [15] J. Habenbacher, "Ein durchgängiger Betriebsfestigkeitsnachweis für Schienenfahrzeuge," TU Graz, 2016.
- [16] D. Radaj, "Design and Analysis of Fatigue Resistant Structures," Cambridge, 1990.

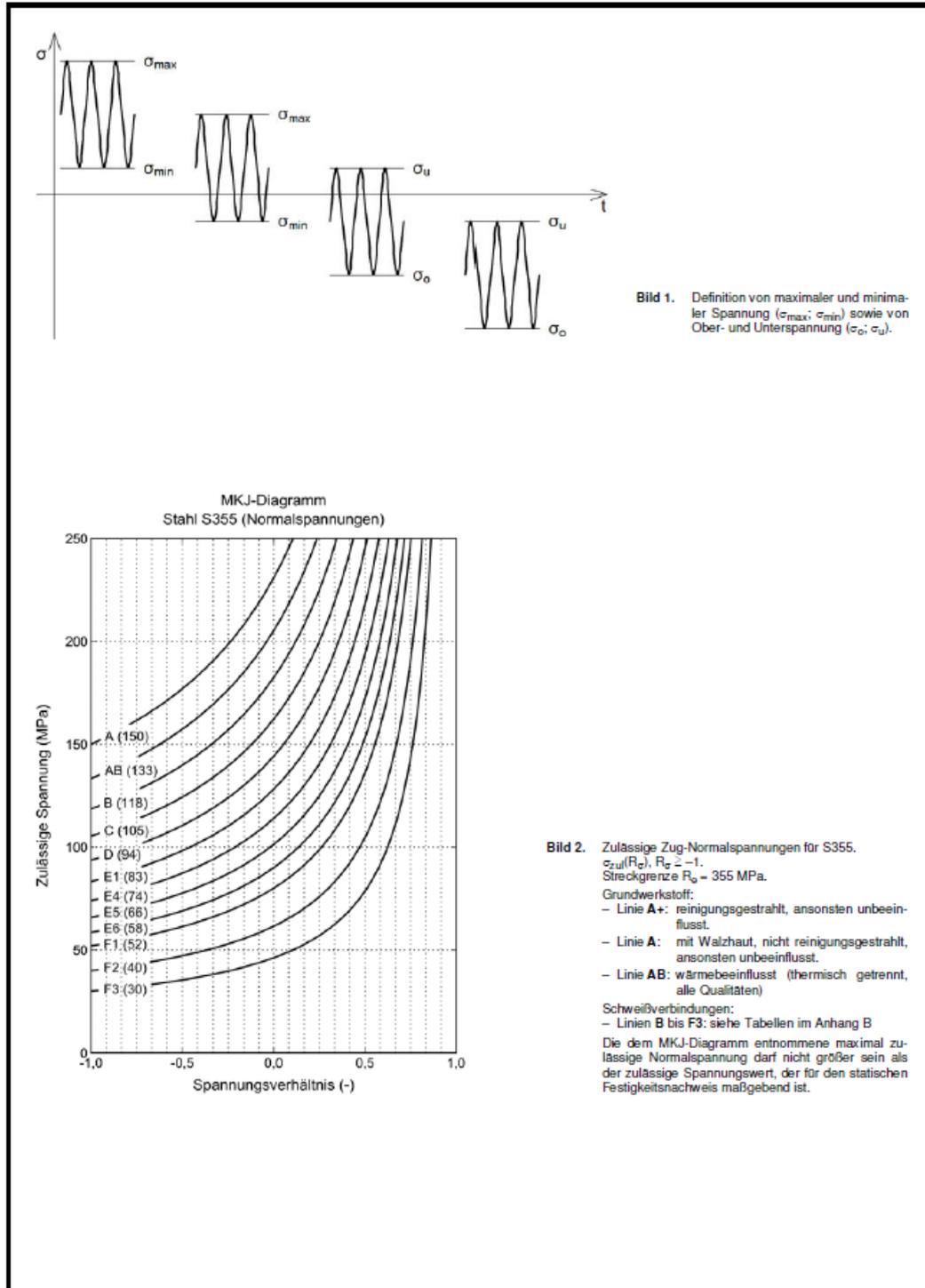
- [17] A. Hobbacher, "Recommendations for Fatigue Design of Welded Joints and Components," 2008.
- [18] J. Baumgartner, E. Ince, and H. Schmidt, "Erweiterung des Kerbspannungskonzepts auf Nahtübergänge von Linienschweißnähten an dünnen Blechen," FAT 259.
- [19] H. Neuber, "Kerbspannungslehre," Berlin, 1985.
- [20] K. Kudla, "Ermittlung einer Wöhlerkurve durch experimentelle und theoretische Untersuchungen für den Kerbfall: „Mehrteilige, quer zur Krafrichtung durch Stumpfnah verbundenen Bauteile",“ Fachhochschule Mittweida, 2010.
- [21] H.-P. Nussbaumer, A., Günther, "Stahlbaukalender 2006: Grundlagen und Erläuterung der neuen Ermüdungsnachweise nach Eurocode 3."
- [22] B. Schmied, "Rechnerischer Nachweis von Schweißnähten, Konzepte und Methoden an konkreten Beispielen," Garlafingen, 2020.
- [23] M. Kozek, Stochastik. TU Wien, 2014.
- [24] V. Fahrenwaldt, H.-J., Schuler, Praxiswissen Schweißtechnik. Werkstoffe, Verfahren, Fertigung. 2003.
- [25] Deutsches Institut für Normierung, DIN EN 15085: Bahnanwendungen - Schweißen von Schienenfahrzeugen und -fahrzeugteilen. 2010.
- [26] Deutscher Verband für Schweißen und verwandte Verfahren, DVS Merkblatt 1612: Gestaltung und Dauerfestigkeitsbewertung von Schweißkonstruktionen mit Stählen im Schienenfahrzeugbau. 2009.
- [27] Deutscher Verband für Schweißen und verwandte Verfahren, Merkblatt DVS 0905: Industrielle Anwendung des Kerbspannungskonzeptes für den Ermüdungsfestigkeitsnachweis von Schweißverbindungen. 2016.
- [28] Deutsches Institut für Normung, "DIN EN ISO 3834: Qualitätsanforderungen für das Schmelzschweißen von metallischen Werkstoffen," 2021.
- [29] Deutsches Institut für Normung, DIN EN 12663: Bahnanwendungen - Festigkeitsanforderungen an Wagenkästen von Schienenfahrzeugen. 2015.
- [30] FKM Forschungskuratorium Maschinenbau, Rechnerischer Festigkeitsnachweis für Maschinenteile. 2020.
- [31] Deutsches Institut für Normung, DIN EN 1993-1-1 Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten. 2010.
- [32] British Standards Institution, BS 7608: Guide to fatigue design and assessment of steel products. 2014.
- [33] Europäisches Institut für Eisenbahnforschung, "ERRI B 12/RP60: Regulation for proof tests and maximum permissible stresses," 2000.
- [34] F. G. Rammerstorfer, Einführung in die Finite Elemente Methoden Vorlesungsskript. TU Wien, 2017.
- [35] B. Klein, FEM: Grundlagen und Anwendungen der Finite-Element-Methode im Maschinen- und

- Fahrzeugbau. 2014.
- [36] “High Frequency Pulser POWER SWING MAG.” <https://www.yumpu.com/en/document/view/8359851/high-frequency-pulser-power-swing-mag> (accessed Oct. 07, 2022).
- [37] Russenberger Prüfmaschinen AG, “RUMUL Mikrotron.” rumul.ch/pdf/mikrotron_e.pdf (accessed Oct. 09, 2022).
- [38] E. Haibach, Betriebsfestigkeit. Springer, 2006.
- [39] Deutsches Institut für Normung, “DIN EN 10088-1: Nichtrostende Stähle - Teil 1: Verzeichnis der nichtrostenden Stähle,” 2014.
- [40] “Werkstoffdaten 1.4003.” www.hsm-stahl.de/fileadmin/user_upload/datenblatt/HSM_Datenblatt_1.4003.pdf (accessed Oct. 23, 2022).
- [41] “Werkstoffdaten HC380LA.” www.salzgitter-flachstahl.de/fileadmin/mediadb/szfg/informationsmaterial/produktinformationen/kaltgewaltes_feinblech/deu/hc380la.pdf (accessed Oct. 23, 2022).
- [42] “Werkstoffdaten S355NC.” www.salzgitter-flachstahl.de/fileadmin/mediadb/szfg/informationsmaterial/produktinformationen/warmgewalzte_produkte/deu/S355NC.pdf (accessed Oct. 23, 2022).
- [43] S. J. Lieurde, P.-H., Huther, M., Madoxx, “Recommendations on the fatigue testing of welded components (IIW-XIII-2140-06),” 2005.
- [44] “Pinch-Effekt (Elektrodynamik).” [https://de.wikipedia.org/wiki/Pinch-Effekt_\(Elektrodynamik\)](https://de.wikipedia.org/wiki/Pinch-Effekt_(Elektrodynamik)) (accessed Oct. 07, 2022).
- [45] “Wöhlerversuch und Wöhlerlinie.” <https://www.maschinenbau-wissen.de/skript3/mechanik/festigkeitslehre/120-woehlerlinie> (accessed Oct. 07, 2022).
- [46] G. Zanetti, M., Babini, V., Meneghetti, “Definition of nominal stress-based FAT classes of complex welded steel structures using the Peak Stress Method,” 2019. .

Anhang

A. Ausschnitte aus den relevanten Richtlinien

1. Ausschnitt aus der Richtlinie DVS 1612 / Seiten 5, 6 und 33



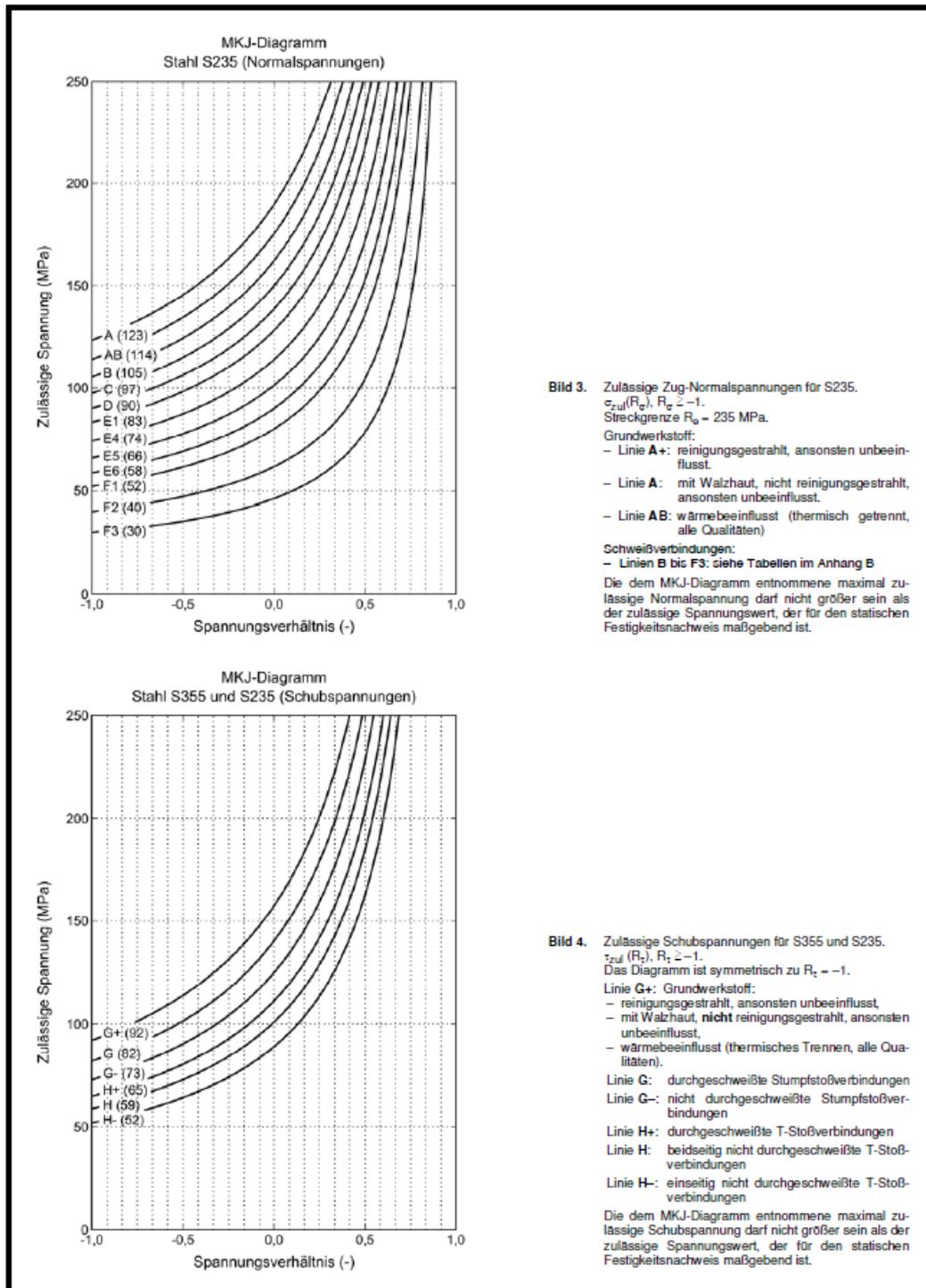
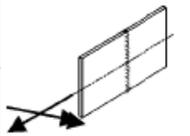
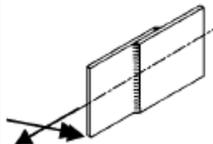
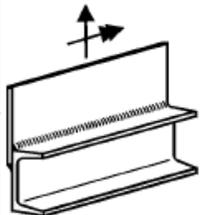
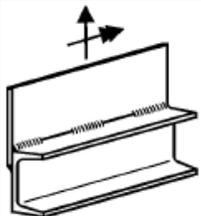


Tabelle B-7.2. Schweißverbindung von Feinblechen (1,5 bis 4 mm) mit Beanspruchung quer zur Schweißnaht.

Nr.	Stoß- und Nahtausbildung					Prüfart und -umfang	Schweißnahtgüteklasse nach DIN EN 15085-3	Kerfalllinie	Bemerkungen
	Darstellung	Beschreibung	Nahtart	Naht-Nr. nach DIN EN 15085-3	Nahtoberfläche bearbeitet				
7.2.1		I-Naht am Stumpfstoß	I-Naht einseitig durchgeschweißt	1a	nein	10% ZIP	CPB CPC1	D ²⁾	
7.2.2			I-Naht mit Badsicherung	1a	nein				
7.2.3		beidseitige Kehlnaht am Überlappstoß	Kehlnaht Überlappnaht	13a 13e	nein	Sichtprüfung	CPC2	E5	Anriss am Nahtübergang
7.2.4		beidseitige Kehlnaht am Überlappstoß	Kehlnaht Überlappnaht	13a 13e	nein	Sichtprüfung	CPC2	E5	Anriss am Nahtübergang
7.2.5								F2	Anriss an der Nahtwurzel ¹⁾
7.2.6		außen durchgehende und innen unterbrochene Kehlnaht	Kehlnaht Überlappnaht	13a 13e	nein	Sichtprüfung	CPC2	F3	Anriss an der Nahtwurzel ¹⁾

2. Ausschnitt aus der Richtlinie DVS 0905 (Anhang C: Experimentelle Ermittlung von Schwingfestigkeitswerten für das Kerbspannungskonzept)

12. Anhang C: Experimentelle Ermittlung von Schwingfestigkeitswerten für das Kerbspannungskonzept

Für das zu untersuchende Schweißnahtdetail ist zunächst die Kerbwirkung am Nahtübergang bzw. an der Nahtwurzel rechnerisch zu analysieren. Mit Berechnungsmodellen der Schweißprobengeometrie unter Berücksichtigung der Nahtidealisierung (für Flankenwinkel und Nahtdicke werden Mittelwerte verwendet) lassen sich für das linear-elastische Berechnungsmodell Kerbformzahlen K_f in den idealisierten Kerbradien berechnen, die konzeptbedingt direkt als Kerbwirkungszahlen K_t interpretiert werden können:

$$K_f = \frac{\Delta\sigma_e}{\Delta\sigma_n} \quad (\text{C.1})$$

K_t die in den Kerbradien vorliegende, als Kerbwirkungszahl zu interpretierende Kerbformzahl K_f

$\Delta\sigma_n$ durch eine sinnvoll gewählte Belastung im Berechnungsmodell wirkende Nennspannung

$\Delta\sigma_e$ die maximale, in den Ersatzradien der untersuchten Naht wirkende, fiktiv elastische Kerbspannung (Kerb- bzw. Referenzradius, siehe Abschnitt 5.1), beispielsweise in Form der betragsmäßig größten Hauptspannung oder der Vergleichsspannung (v. Mises)

Mit realen Prüfkörpern gleicher Geometrie und Belastung werden in einem zweiten Schritt Schwingfestigkeitsversuche durchgeführt, die für eine definierte Nennspannungen $\Delta\sigma_n$, die zugehörigen Bruchlastspielzahlen liefern. Mit den für den Schweißstoß im ersten Schritt rechnerisch bestimmten Kerbwirkungszahlen lassen sich dann die zugehörigen fiktiv elastischen Kerbspannungen anhand der umgeformten Gleichung (C.1) folgendermaßen berechnen:

$$\Delta\sigma_e = K_f \cdot \Delta\sigma_n \quad (\text{C.2})$$

In dieser Gleichung sind

$\Delta\sigma_n$ die auf den Prüfkörper durch geeignete Belastung eingeprägte Nennspannung

K_t die mit dem rechnerischen Ersatzmodell vorher bestimmte Kerbformzahl K_f (interpretiert als Kerbwirkungszahl) für die Schweißverbindung

$\Delta\sigma_e$ der zum Versagen des Prüfkörpers gehörige, fiktive elastische Wert der Kerbeanspruchung im Kerbradius bei Bruch, z. B. entweder als betragsmäßig größte Hauptspannung oder als Vergleichsspannung (v. Mises), je nach gewählter Vergleichsspannung zur Bestimmung von K_t

Entweder werden bei diesen Versuchsreihen nur Prüfkörper einer Bauart oder von mehreren Schweißstoßen und Nahtarten geprüft und ausgewertet.

Für eine größere Anzahl an Prüfkörpern (mindestens 20 Proben) ist der charakteristische Wert für die Schwingfestigkeit als Spannungsschwingbreite für den Kerbspannungsnachweis zu ermitteln (siehe Abschnitt 3.1). Üblicherweise und in pragmatischer Weise werden bei der statistischen Auswertung Mittelwerte minus zweifacher Standardabweichung verwendet. Darüber hinaus ist der Verlauf der Wöhlerlinie zu bestimmen (Neigung und Knickpunkt). Es wird empfohlen auch die Standardabweichung der Wöhlerlinieneigung zu ermitteln.

Schwingfestigkeitsversuche mit konstanten Amplituden bei hochzyklischer Belastung (Wöhlerversuche) haben in der Regel eine relativ kurze Rissfortschrittsphase verglichen mit der Lebensdauer in der Anrissphase. Die Lebensdauerwerte in veröffentlichten Wöhlerlinien oder Normen werden deshalb meist, aber auch weil ein Anrisskriterium für Schweißnähte nicht immer leicht zu erkennen ist, als Bruchlastspielzahl angegeben. Bei realen Bauteilen jedoch ist die Rissfortschrittsphase bauteilabhängig

möglicherweise sehr lang. Aus diesem Grund ist die Anwendung von Bruchlastspielzahlen der Proben auf komplexere Bauteile, vor allem bei stark inhomogener Spannungsverteilung im kritischen Bauteilquerschnitt, mit einer zusätzlichen Sicherheit behaftet.

Schweißnähte, insbesondere für dicke Nähte oder mehrlagige Schweißnähte, weisen in der Regel hohe Eigenspannungen auf, deren Mittelspannungseinfluss auf die Schwingfestigkeit im rechnerischen Nachweis berücksichtigt werden müssen. Bei einem Verhältnis zwischen Unter- und Oberspannung von $R > 0,5$ der Belastung ist der Einfluss der Eigenspannungen auf die Mittelspannungsempfindlichkeit vernachlässigbar. Für geringere Mittelspannungen (d. h. R -Verhältnisse $< 0,5$) reduzieren zunehmende Eigenspannungen die Schwingfestigkeit der Schweißverbindungen. Die Berücksichtigung von (moderaten oder geringen) Eigenspannung und Schwingfestigkeit wird beim Kerbspannungskonzept analog dem Nenn- und Strukturspannungskonzept über Bonusfaktoren berücksichtigt, die den Schwingfestigkeitswerten aufgeschlagen werden. Vereinfacht können deshalb Beanspruchbarkeiten für ein R -Verhältnis von ca. $\bar{R} = 0,5$ weitestgehend unabhängig von Eigenspannungen ermittelt werden.

B. Technische Materialdaten von verwendeten Stählen

In diesem Teil des Anhangs werden die wesentlichen technischen Materialeigenschaften von den verwendeten Stählen zusammengefasst. Die Daten stammen aus den folgenden Quellen: [39]–[42]

Beschreibung:

Der Werkstoff 1.4003 ist ein korrosionsbeständiger, ferritischer Stahl mit guter Beständigkeit gegen Wasserstoff und Schwefelwasserstoff. Aufgrund seiner guten Schweißbarkeit in dickeren Abmessungsbereichen, findet dieser Werkstoff häufig Einsatz in der Bauindustrie und im Behälterbau.

Eigenschaften:

mittlere Korrosionsbeständigkeit, gute Polierbarkeit, gute Schweißbarkeit, gute Magnetisierbarkeit, gute chemische Beständigkeit, mittlere Zerspanbarkeit

Chemische Zusammensetzung (Massenanteil in % nach DIN EN 10088-3)

	C	Si	Mn	P	S	Cr	N	Ni
min.	-	-	-	-	-	10,50	-	0,30
max	0,08	1,00	1,50	0,040	0,015 ^{a)}	12,50	0,030	1,00

a) Für spanend zu bearbeitende Erzeugnisse wird S 0,015-0,030% empfohlen und ist erlaubt. Zur Sicherung der Schweißbeugung wird S 0,008-0,030% empfohlen und ist erlaubt. Zur Sicherung der Polierbarkeit wird S <0,015% empfohlen.

Normen und Bezeichnungen

DIN EN 10088	1.4003 X2CrNi12
UNS	S40977
B.S.	X2CrNi12
AFNOR	X2CrNi12
SS	X2CrNi12
UNE	X2CrNi12

Anwendungsgebiete

- Apparate- und Behälterbau
- Containerbau
- Agrartechnik
- Fördertechnik
- Umwelttechnik
- Bauindustrie
- Automobilbau

Mechanische Eigenschaften bei 20° C (Zustand gegläht)

Härte HB 30	Dehngrenze Rp0,2%	Zugfestigkeit Rm	Dehnung A5,65	Elastizitätsmodul
≤ 200 HB	≥ 240 N / mm ²	450 - 600 N / mm ²	≥ 20 %	220 kN / mm ²

Physikalische Eigenschaften bei 20° C

Dichte	Spezifische Wärme	Wärmeleit- fähigkeit	Elektrischer Widerstand	Magnetisier- barkeit
7,70 kg/dm ³	430 J/kg K	25 W/m K	0,60 (ohm) mm ² /m	vorhanden

Schweißbarkeit

WIG-Schweißen	geeignet
MAG Massiv-Draht	geeignet
Lichtbogenschweißen	geeignet
UP-Schweißen	bedingt
Laserstrahlschweißen	geeignet
Gasschmelzschweißen	geeignet

1.4003 ist mit Schweißzusatzwerkstoff schweißbar. Je nach Anwendungsfall ist ein anschließendes Glühen empfehlenswert.

Thermische Behandlung

Warmformgebung	800 - 1100 °C
Weichglühen	680 - 740 °C
Härten (Öl, Luft)	900 - 950 °C
Anlassen	600 - 660 °C

HC380LA

Stähle mit hoher Streckgrenze zum Kaltumformen – mikrolegiert

Werkstoffnummer	1.0550
gemäß	DIN EN 10268, Ausg. 10/06

Chemische Zusammensetzung (in Gewichtsprozent)

	min.	max.
C		0,1 %
Si		0,5 %
Mn		1,6 %
P		0,025 %
S		0,025 %
Al	0,015 %	
Nb		0,09 % ¹⁾
Ti		0,15 % ¹⁾

¹⁾ Diese zusätzlichen Elemente dürfen einzeln oder in Kombination zugesetzt werden, falls sie in der Definition der Stahlsorte enthalten sind und die Massegehalte innerhalb der zulässigen Grenzen liegen. Auch Vanadium kann zugesetzt werden. Die Summe der Massegehalte an allen drei Elementen darf 0,22 % nicht überschreiten.

Mechanische Eigenschaften (quer)

Streckgrenze $R_{eL}/R_{p0,2}$
380–480 MPa

Zugfestigkeit R_m
440–560 MPa

Bruchdehnung A_{90}
≥ 19 %

Erzeugnisse nach dieser Europäischen Norm müssen die Anforderungen an Querproben nach Tabelle 2 erfüllen.

Es darf vereinbart werden, dass die in Tabelle 3 für Längsproben angegebenen Anforderungen statt jener für Querproben gelten sollen.

Lieferbare Abmessungen

Dicke in mm	Breite in mm
0,70 – 1,39	900 – 1.600
1,40 – 2,00	900 – 1.700
2,01 – 2,35	900 – 1.600
2,36 – 2,50	900 – 1.500

Oberflächenart

Mikrolegierte Stähle mit höherer Streckgrenze sind ausschließlich in der Oberflächenart A bzw. 03 lieferbar.

S355NC

Höherfester Stahl zum Kaltumformen,
normalisierend gewalzt

Werkstoffnummer	1.0977
gemäß	DIN EN 10149-3
Festigkeitsklasse	B

Allgemeines

Diese Stahlsorte wird für kalt- und warmumgeformte Bauteile verschiedenster Konstruktionen eingesetzt. Sie dient vor allem zur Herstellung von

- Längsträgern
- Rahmenkonstruktionen
- Kaltpressteilen
- Kaltprofilen
- Konstruktionsrohren

Der Verarbeiter dieser Stahlsorte muss sich davon überzeugen, dass seine Berechnungs-, Konstruktions- und Verarbeitungsverfahren werkstoffgerecht sind.

Die angewandte Umformtechnik muss sich für den vorgesehenen Verwendungszweck eignen und dem Stand der Technik entsprechen. Sie ist von grundlegender Bedeutung für das Verarbeitungsverhalten dieser Stahlsorte. Dieser Stahl lässt sich durch Biegen, Bördeln, Kaltflanschen und Abkanten in Längs- und Querrichtung hervorragend kaltumformen. Dabei sollten die unten aufgeführten Biegeradien nicht unterschritten werden.

Verarbeitung und Wärmebehandlung

Diese Stahlsorte ist warm verformbar, ohne dass die Werkstoffeigenschaften nachteilig beeinflusst werden. Das gilt insbesondere für den Temperaturbereich

850–1.050 °C. Normalisieren bei 900 – 950 °C (Haltezeit nach Temperatureausgleich: 1–2 Minuten je Millimeter Blechdicke) ist nur dann nötig, wenn nach Verformung außerhalb des oben angegebenen Temperaturintervalls bzw. nach Kaltumformung die mechanischen und technologischen Eigenschaften des Anlieferungszustandes wiederhergestellt werden sollen, oder wenn die betreffenden Vorschriften dies verlangen. Im Allgemeinen wird man aber auf eine derartige Wärmebehandlung ebenso wie auf Spannungsarmglühen bei 530–580 °C verzichten (Haltezeit: 30 Minuten nach Temperatureausgleich für alle Erzeugnisdicken).

Chemische Zusammensetzung¹⁾ (in Gewichtsprozent)

	min.	max.
C		0,18 %
Si		0,50 %
Mn		1,60 %
P		0,025 %
S		0,015 % ²⁾
Al _{ges}	0,015 % ³⁾	
Nb		0,09 % ⁴⁾
V		0,10 % ⁴⁾
Ti		0,15 % ⁴⁾

1) Schmelzenanalyse

2) Falls bei der Bestellung vereinbart, beträgt der Schwefelgehalt maximal 0,010 %.

3) Der Mindestwert für den Gehalt an Al_{ges} gilt nicht, wenn ausreichende Gehalte an stickstoffbindenden Elementen vorhanden sind.

4) Die Summe von Nb+V+Ti darf 0,22% nicht überschreiten.

Mechanische Eigenschaften¹⁾

Neandicke e	Streckgrenze R _{eH}
	≥ 355 MPa

Neandicke e	Zugfestigkeit R _m
	470 – 610 MPa

Neandicke e	Bruchdehnung A ₂ ²⁾
< 3 mm	≥ 20 %
≥ 3 mm	≥ 25 %

Falls bei der Bestellung vereinbart, erfolgt der Nachweis der Kerbschlagarbeit an Längsproben bei -20 °C. Dabei beträgt der Mittelwert der Kerbschlagarbeit aus 3 Proben mindestens 40 J. Ein Einzelwert darf den geforderten Mindestwert um höchstens 30 % unterschreiten. Für Erzeugnisdicken von 6–10 mm entspricht die Probenbreite der jeweiligen Erzeugnisdicke, wobei die Prüfung an Charpy-V-ähnlichen Proben erfolgt. Die geforderten Mindestwerte verringern sich hierbei proportional zur Probenbreite.

1) Die Werte für den Zugversuch in der Tabelle gelten für Längsproben, bei Band und Blech in Breiten ≥ 600 mm für Querproben.

2) Es gilt für die Neandicke e:
e < 3 mm: A₅₀
e ≥ 3 mm: A₅

C. Zusätzliche experimentelle Untersuchungen

1. Vorgehensweise bei der Winkelfehlermessung

Die Messung des Winkelverzugs erfolgte nach einer Methode, die in [43] beschrieben ist. Im Wesentlichen wird die ganze Messung anhand folgender Abbildung erklärt.

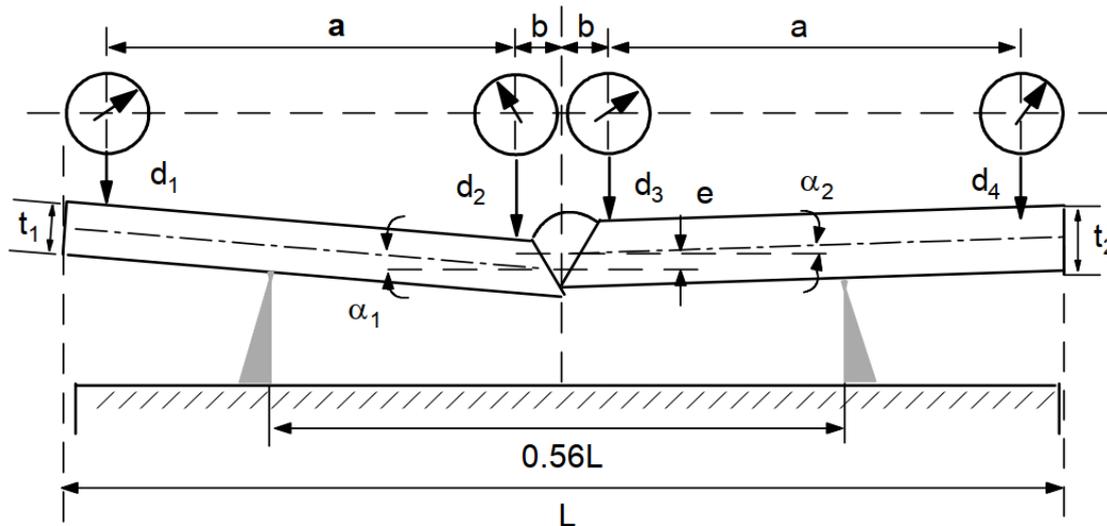


Bild C-1: **Messempfehlung des Winkelverzugs** laut [43]. Durch speziell eingestellte Einrichtung wird der Winkelverzug der Proben gemessen.

Laut obiger Abbildung muss man zuerst eine geeignete Messeinrichtung bauen, auf welche die Probe eingelegt werden kann. Die Schweißnaht sollte sich in der Mitte befinden, sodass die vier Messanzeiger symmetrisch zur Naht von beiden Seiten in definierten Abständen a und $2b$ voneinander liegen. Außerdem muss der Abstand zwischen den beiden Halter $0,56$ der Gesamtlänge der Proben betragen. Wenn diese Anforderungen erfüllt sind, erfolgt die Messung in folgenden vier Schritten:

1. Einzeichnen von Messabständen auf einen ebenen Balken, der zur richtigen Positionierung der Proben dient.
2. Die Messanzeiger, die den Balken an den vorher eingezeichneten Stellen berühren, auf 0 setzen.
3. Probe zwischen Balken und Messanzeiger einlegen, sodass auf der Anzeige die vertikalen Verschiebungen $d_1 - d_4$ angezeigt werden.
4. Der Winkelfehler der eingelegten Probe ergibt sich durch Einsetzen der vier gemessenen Werte $d_1 - d_4$ und vorher gemessenem Abstand a in die folgende Formel:

$$\alpha = \tan(\alpha_1 + \alpha_2) = \tan\left(\frac{(d_2 - d_1) + (d_3 - d_4)}{a}\right)$$

Die zwei Aufnahmen in *Bild C-2* sollen die Winkelfehlermessung verdeutlichen.



Bild C-2: **Winkelfehlermessung.** Oben im Bild- Einzeichnen von Abständen und unten im Bild- Einlegen der Probe und Ablesen von Messwerten aus den Messanzeigen.

Die Tabelle mit den gemessenen Werten von den Versuchsproben wird auf der nächsten Seite dargestellt. Die Probenbezeichnungen in der Tabelle entsprechen der roten Beschriftung aus Bild C-2.

Tabelle C- 1: Winkelfehlermessung

Stk.	Probenformen								Anm.
	Probenform 1 (Überlappstoß 1,5 + 1,5)		Probenform 2 (Überlappstoß 1,5 + 6)		Probenform 3 (Überlappstoß 2 + 3)		Probenform 4 (Überlappstoß 2 + 6)		
	Proben- nummerierung	Gemessener Winkel- fehler in Grad (°)	Proben- nummerierung	Gemessener Winkel- fehler in Grad (°)	Proben- nummerierung	Gemessener Winkel- fehler in Grad (°)	Proben- nummerierung	Gemessener Winkel- fehler in Grad (°)	
1	1.2	0,75	2.2	0,84	3.2	2,31	4.5	1,73	dyn.
2	1.9	1,34	2.3	0,68	3.14	1,66	4.9	1,37	dyn.
3	1.12	1,83	2.17	0,95	3.6	2,44	4.12	1,46	dyn.
4	1.14	1,76	2.18	0,98	3.12	1,83	4.10	1,12	dyn.
5	1.5	0,88	2.10	0,85	3.9	2,21	4.2	1,49	dyn.
6	1.3	0,98	2.7	0,7	3.16	1,87	4.13	1,41	dyn.
7	1.8	1,12	2.9	0,78	3.3	2,49	4.11	1,14	dyn.
8	1.11	1,68	2.8	0,72	3.13	1,83	4.7	1,73	dyn.
9	1.6	0,98	2.16	0,96	3.7	2,43	4.14	1,7	dyn.
10	1.7	1,01	2.12	0,86	3.5	2,49	4.4	1,56	dyn.
11	1.15	1,68	2.21	1	3.11	1,99	4.3	1,48	dyn.
12	1.10	1,48	2.6	0,67	3.8	2,24	4.15	1,73	dyn.
13	1.16	1,18	2.5	0,66	3.15	1,65	4.6	1,73	dyn.
14	1.13	1,71	2.11	0,86	3.10	2,06	4.16	1,84	dyn.
15	1.17	1,1	2.4	0,61	3.4	2,48	4.8	1,48	dyn.
16	1.1	0,87	2.1	0,79	3.1	2,06	4.1	0,59	stat.

2. Ergebnisse aus dem Zugversuch

Metallzugversuch

Auftrags-Nr.: [REDACTED]
 Auftraggeber: [REDACTED]
 Werkstoff: [REDACTED]
 Prüfer: [REDACTED]

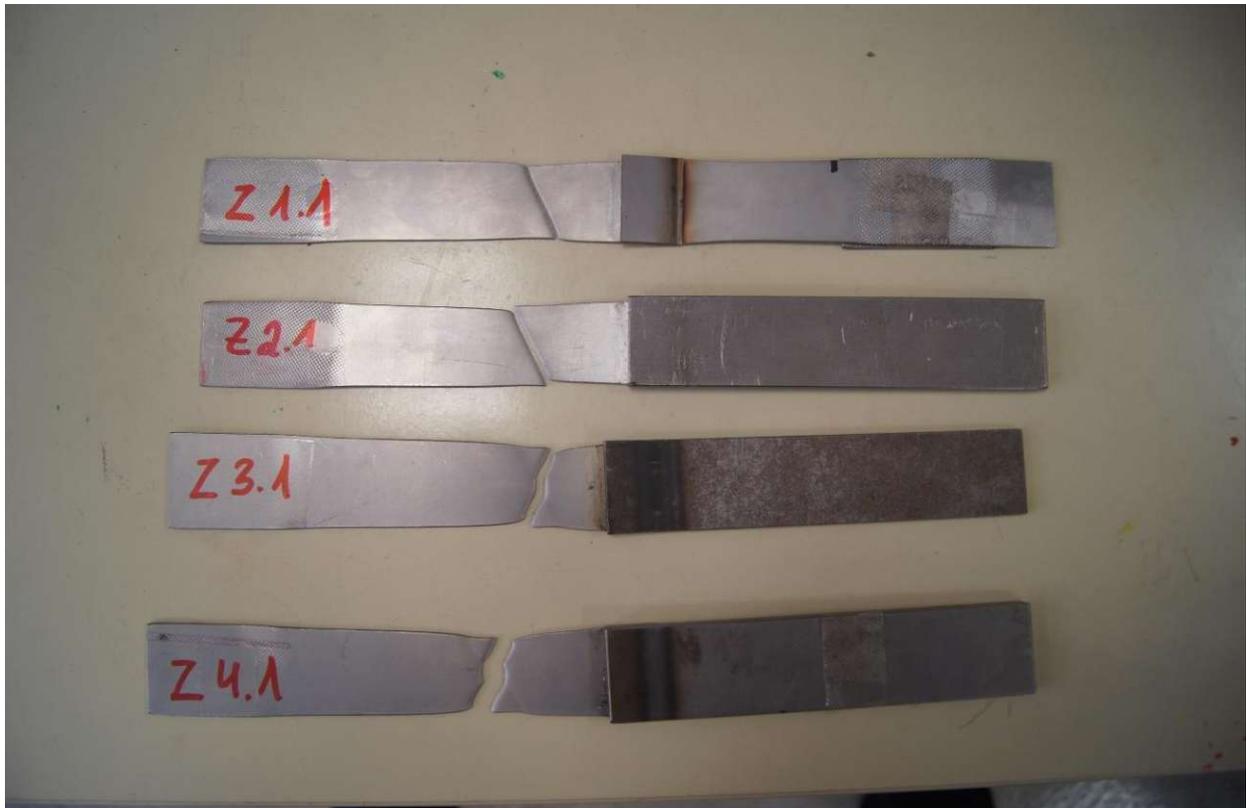
Prüfdatum: 20.07.2022
 Prüfmaschine: M-SM.004 - Messbereich 400kN
 Meßgeräte: M-LM.042; M-LM.236

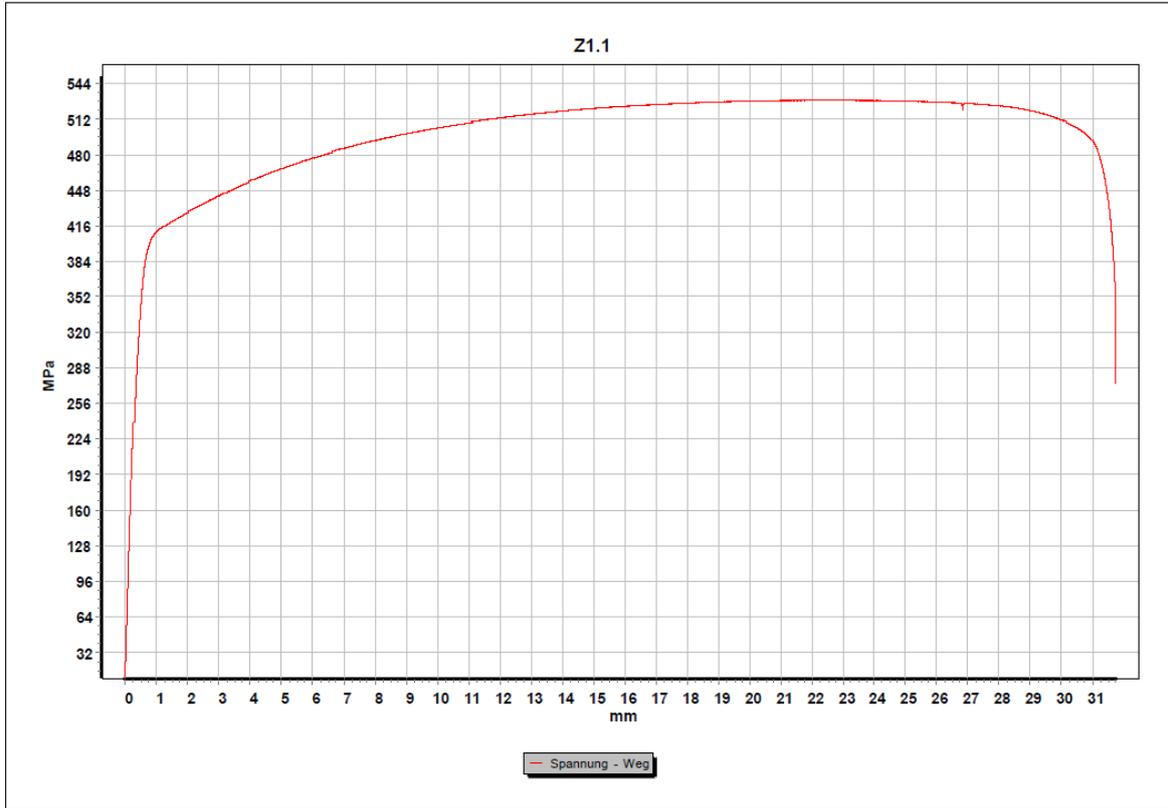
Kurzbezeichnung Name
 a Dicke
 b Breite
 L0T Versuchslänge

Kurzbezeichnung Name
 So Querschnittsfläche
 Rm Zugfestigkeit
 Fmax Maximalkraft (global)

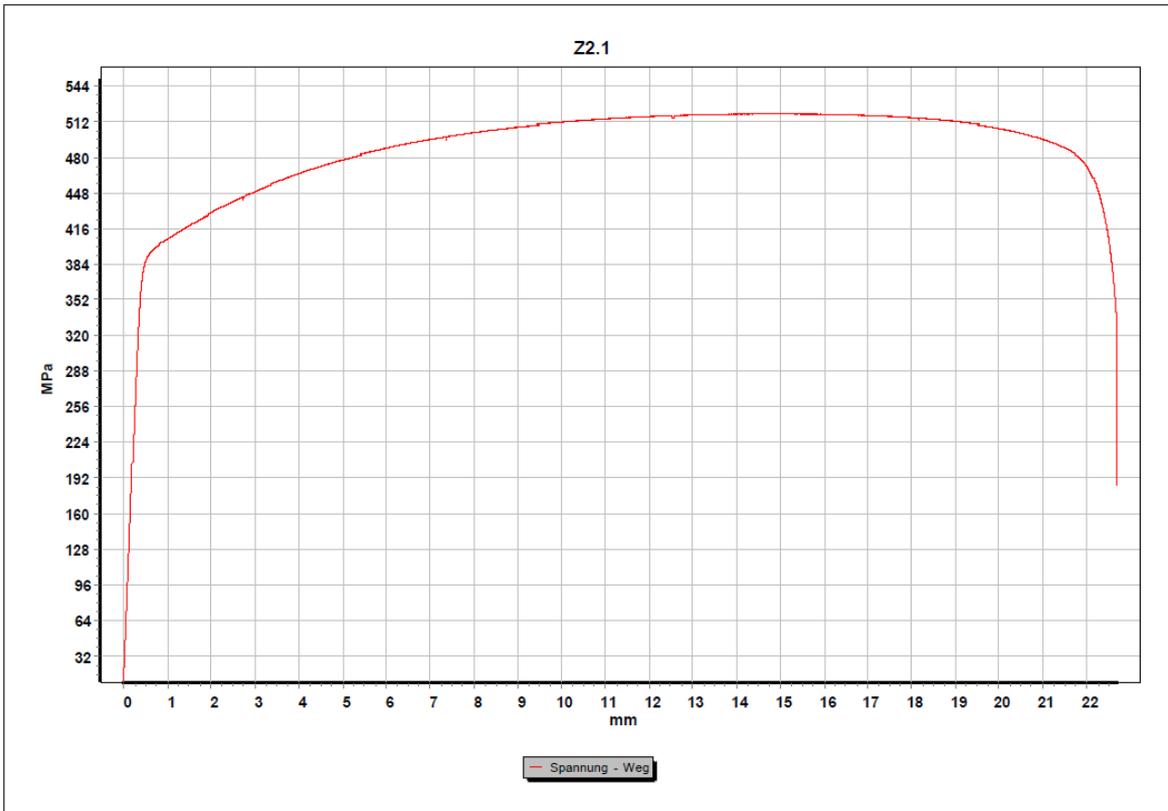
Resultate [REDACTED]

Name	a [mm]	b [mm]	L0T [mm]	So [mm ²]	Rm [MPa]	Fmax [kN]
Z1.1	1,44	30,33	138	43,68	529	23,11
Z2.1	1,44	30,16	130	43,43	519	22,53
Z3.1	1,97	30,59	160	60,26	482	29,06
Z4.1	2,00	31,00	130	62,00	461	28,57

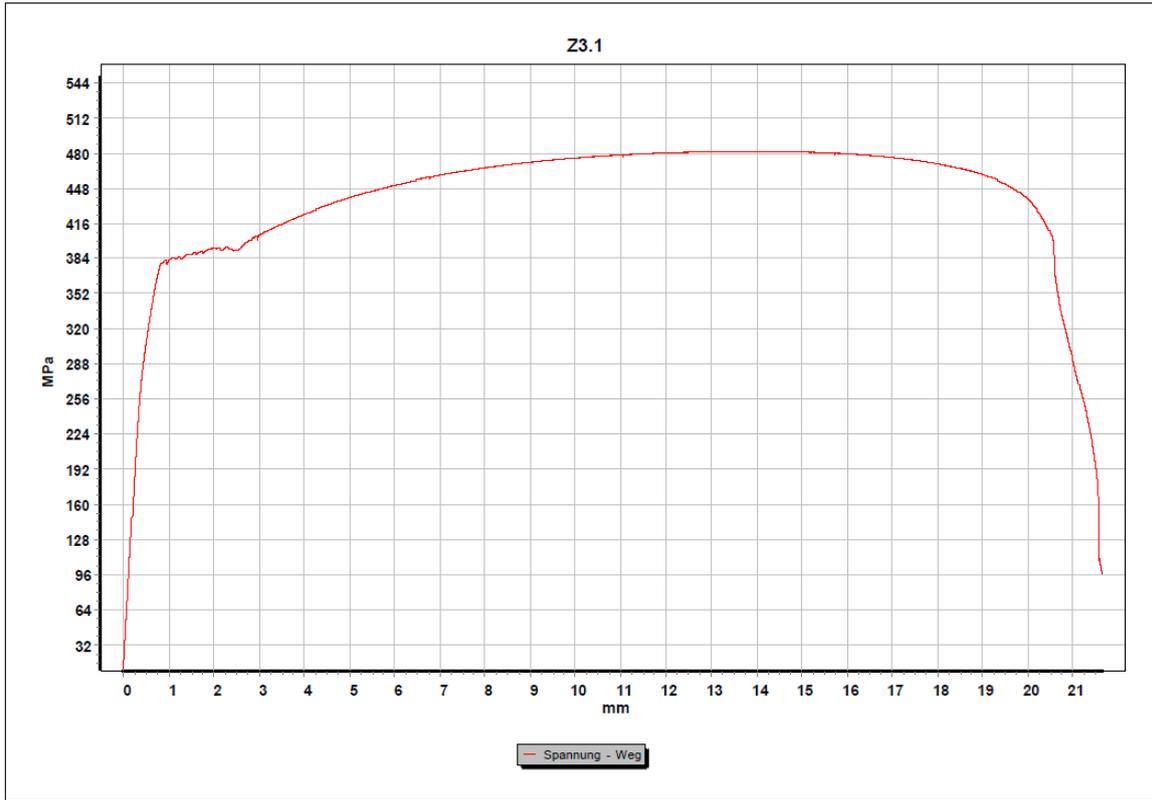




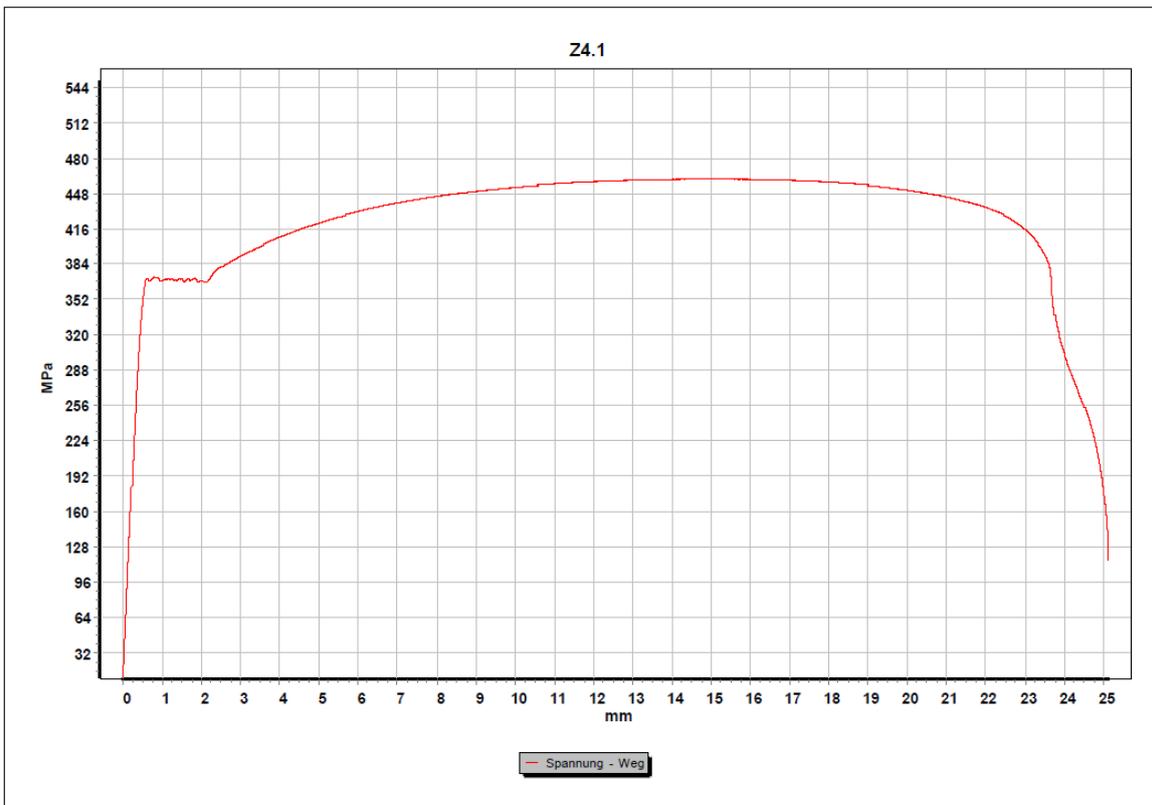
2



3

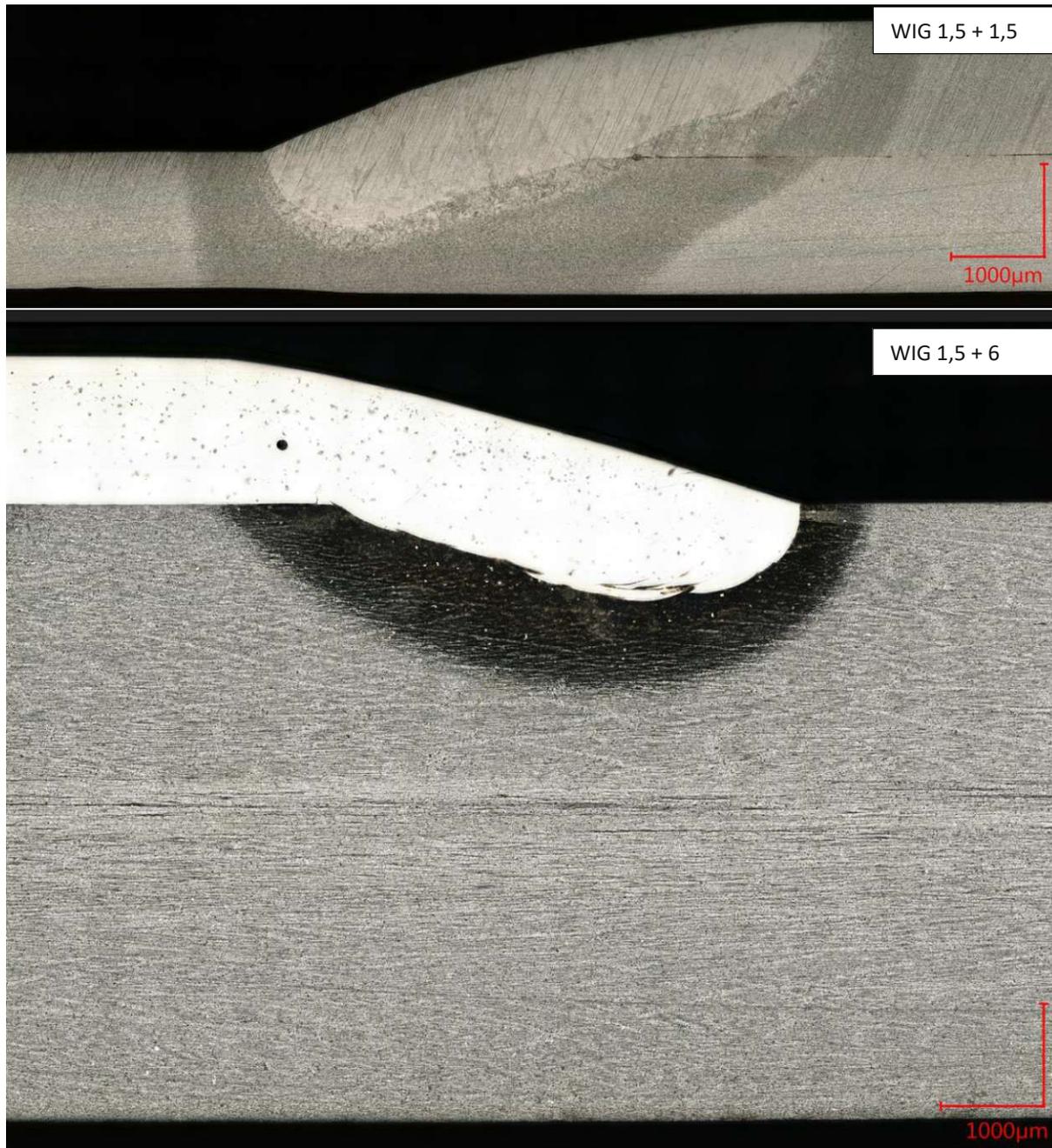


4



5

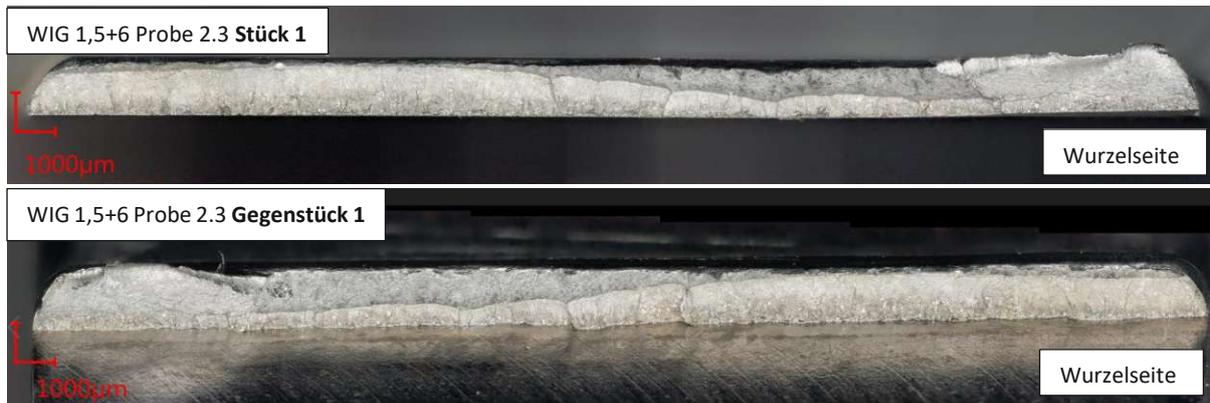
3. Makroschliffe





4. Analyse der gerissenen Versuchsproben mit Hilfe eines digitalen Lichtmikroskops

Alle WIG geschweißten Proben rissen an der Nahtwurzel. Die Risslage konnte bei allen Proben anhand von Aufnahmen eines digitalen Lichtmikroskop eindeutig nachgewiesen werden. Da alle WIG-Proben ähnliche Risse zeigten, wird in Folge zur Veranschaulichung die Bruchfläche der Probe mit der Nummerierung 2.3 gezeigt.

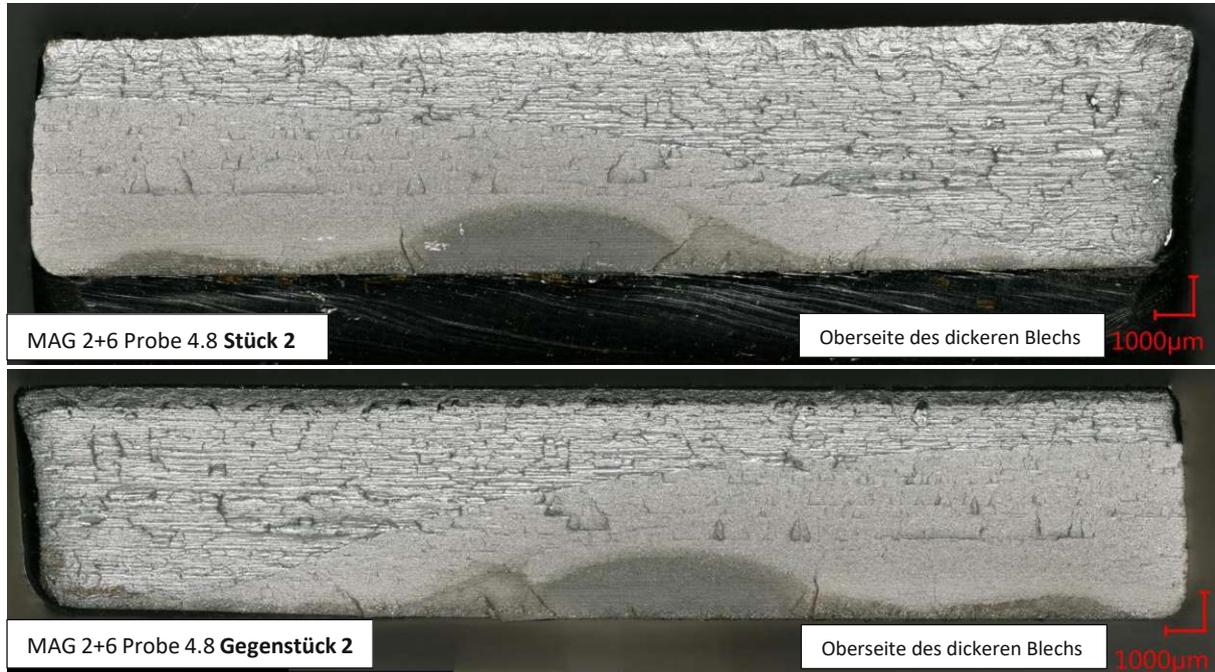


Anhand von Rastlinien kann man einen Rissinitiationsbereich mit einer Menge kleiner Rissausgängen identifizieren und den Schwing- von dem Gewalttriss (glänzend) eindeutig trennen. Die Ergebnisse werden in den folgenden Bildern kommentiert.

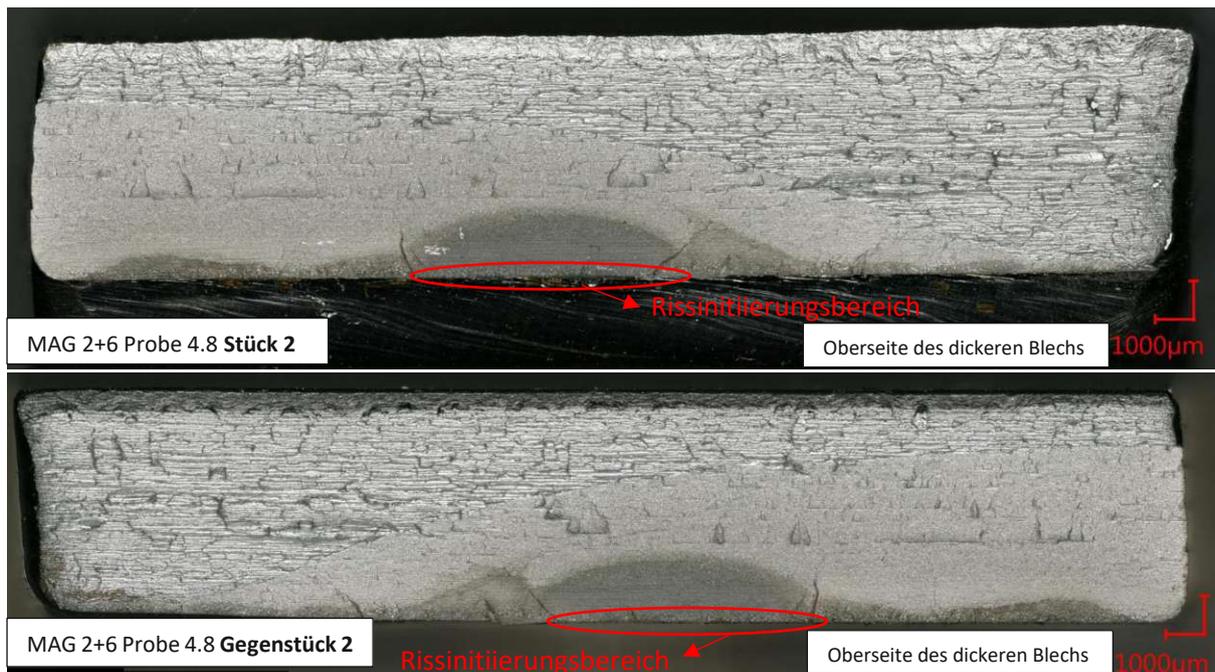


Aus diesen Bildern ist klar ersichtlich, dass der Riss bei dieser WIG-geschweißten Probe mit der Nummerierung 2.3 von der Wurzelseite ausging.

Die MAG-geschweißten Proben rissen alle am Nahtübergang beim dickeren Blech. Um dies zu veranschaulichen, werden in Folge Nahtaufnahmen von der Probe mit der Nummerierung 4.8 gezeigt und kommentiert.



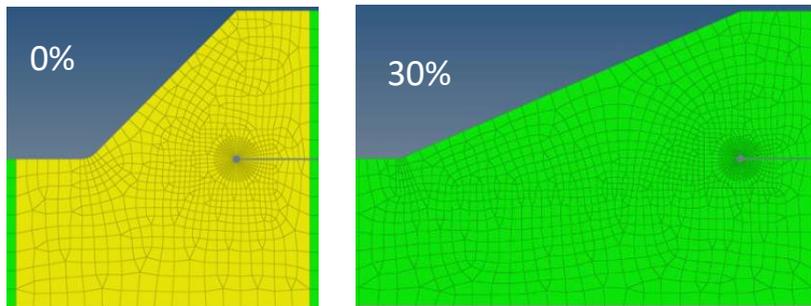
Auch bei dieser Probe erkennt man eindeutig den Rissausgang an der oberen Seite des dickeren Blechs beim Nahtübergang. Die glänzende Fläche stellt den Bereich des Gewaltbruchs und der matte Bereich um den Rissausgang den Bereich des Schwingbruchs dar.



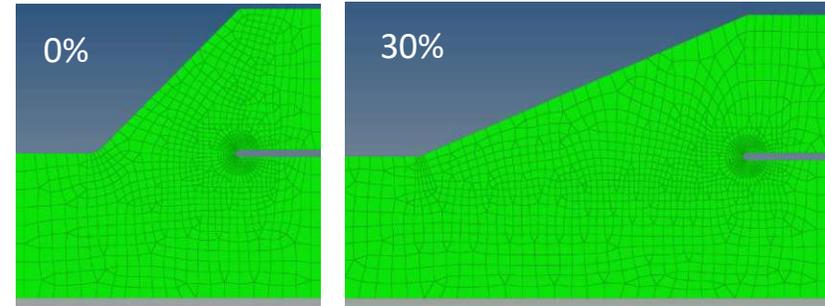
D. Simulationsergebnisse

1. Kerbspannungsmodelle mit abgetragener Nahtüberhöhung
(a-Maß ≤ t₁)

Die Erhöhung des a-Maßes wird ausschließlich durch die **Änderung des Nahtübergangswinkels** erreicht! Alle Auslastungswerte wurden mit Faktor 1,2 multipliziert, um den Kanten- und Winkelversatz zu berücksichtigen.



Die Abweichung zwischen Kerbspannungsmodellen mit U-Kerbe und SL-Kerbe in der NW beträgt ca. 9%. Dabei weist das Modell mit SL-Kerbe höhere Spannungswerte auf.



Kerbspannungsmodelle mit SL-Kerbe an der NW* ¹ und ohne Hinterschnitt am NÜ* ²				
a-Maß Erhöhung in %	σ _{eNW} in MPa	σ _{eNÜ} in MPa	Auslastung NW	Auslastung NÜ
0%	461	176,2	0,88	0,7
10%	442,6	172,7	0,84	0,69
20%	426,4	169,4	0,81	0,68
30%	412,7	159,3	0,79	0,64

*¹NW: r = 0,05 mm (σ_{eNW,zul} = 630 MPa)
 *²NÜ: r = 0,3 mm (σ_{eNÜ,zul} = 300 MPa)

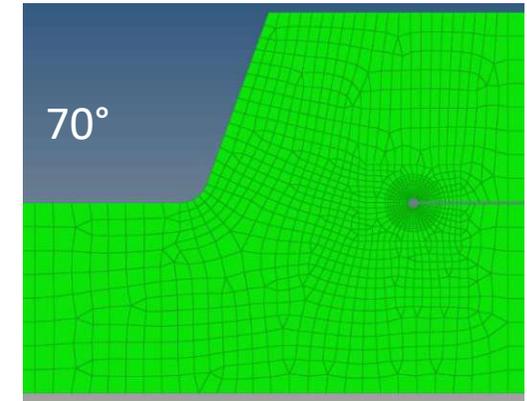
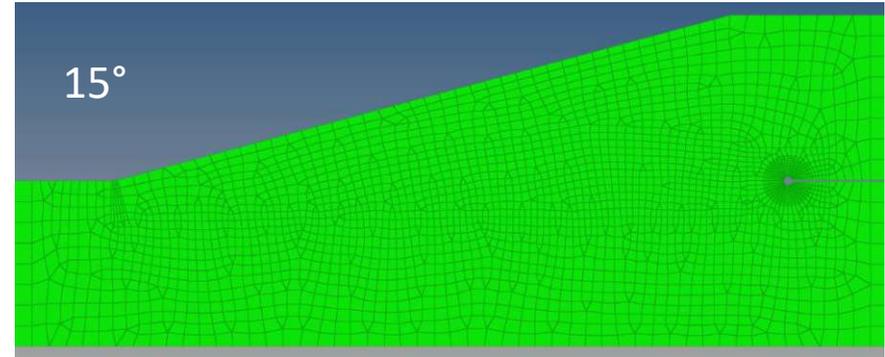
Kerbspannungsmodell mit U-Kerbe an der NW* ¹ und ohne Hinterschnitt am NÜ* ²				
a-Maß Erhöhung in %	σ _{eNW} in MPa	σ _{eNÜ} in MPa	Auslastung NW	Auslastung NÜ
0%	416,1	178,6	0,79	0,71
10%	403,4	176,9	0,77	0,71
20%	391	182,8	0,74	0,73
30%	380,7	162,5	0,72	0,65

*¹NW: r = 0,05 mm (σ_{eNW,zul} = 630 MPa)
 *²NÜ: r = 0,3 mm (σ_{eNÜ,zul} = 300 MPa)

Änderung des Nahtübergangswinkels **bei gleich erhöhtem a-Maß um 50% mit anschließender Abtragung der Überhöhung**. Alle Auslastungswerte wurden mit Faktor 1,2 multipliziert, um den Kanten- und Winkelversatz zu berücksichtigen.

Kerbspannungsmodell mit SL-Kerbe an der NW* ¹ und ohne Hinterschnitt am NÜ* ²				
Nahtübergangswinkel in °	σ_{eNW} in MPa	$\sigma_{eNÜ}$ in MPa	Auslastung NW	Auslastung NÜ
15°	394,4	142,9	0,75	0,57
30°	396,8	167,7	0,75	0,67
45°	395,1	176,8	0,75	0,7
50°	395,4	177,3	0,75	0,71
70°	391,5	177,3	0,75	0,71

*¹NW: r = 0,05 mm ($\sigma_{eNW,zul}$ = 630 MPa)
*²NÜ: r = 0,3 mm ($\sigma_{eNÜ,zul}$ = 300 MPa)

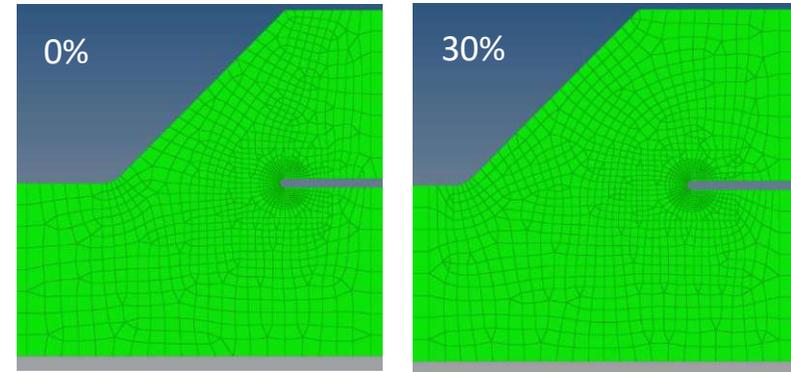


Eine Änderung des Nahtübergangswinkels hat ausschließlich einen Einfluss auf die Spannungen am Nahtübergang! Die Stelle der Nahtwurzel ist bleibt beim gleich erhöhtem a-Maß gleich belastet.

Die Erhöhung des a-Maßes wird ausschließlich durch die Verlängerung des oberen (angeschweißten) Blechs erreicht mit anschließendem Abtrag der Nahtüberhöhung ($a\text{-Maß} \leq t_1$)! Alle Auslastungswerte wurden mit Faktor 1,2 multipliziert, um den Kanten- und Winkelversatz zu berücksichtigen.

Kerbspannungsmodelle mit SL-Kerbe an der NW* ¹ und ohne Hinterschnitt am NÜ* ²				
a-Maß Erhöhung in %	σ_{eNW} in MPa	$\sigma_{eNÜ}$ in MPa	Auslastung NW	Auslastung NÜ
0%	461	176,2	0,88	0,7
10%	437,7	175,7	0,83	0,7
20%	420,2	176,9	0,80	0,71
30%	408,1	176,6	0,78	0,71
40%	400	176,6	0,76	0,71
50%	395,1	176,8	0,75	0,71
60%	392,7	175,8	0,75	0,7
70%	391,7	176,7	0,75	0,71
80%	391,4	178,4	0,75	0,71
90%	391,7	175,8	0,75	0,7
100%	392,1	176,4	0,75	0,7

*¹NW: r = 0,05 mm ($\sigma_{eNW,zul} = 630$ MPa)
 *²NÜ: r = 0,3 mm ($\sigma_{eNÜ,zul} = 300$ MPa)



Kerbspannungsmodelle mit U-Kerbe an der NW* ¹ und ohne Hinterschnitt am NÜ* ²				
a-Maß Erhöhung in %	σ_{eNW} in MPa	$\sigma_{eNÜ}$ in MPa	Auslastung NW	Auslastung NÜ
0%	416,1	178,6	0,79	0,71
10%	397,7	177,4	0,76	0,71
20%	382	177,4	0,73	0,71
30%	370,7	181,3	0,71	0,72
40%	365,2	178,7	0,69	0,71

*¹NW: r = 0,05 mm ($\sigma_{eNW,zul} = 630$ MPa)
 *²NÜ: r = 0,3 mm ($\sigma_{eNÜ,zul} = 300$ MPa)

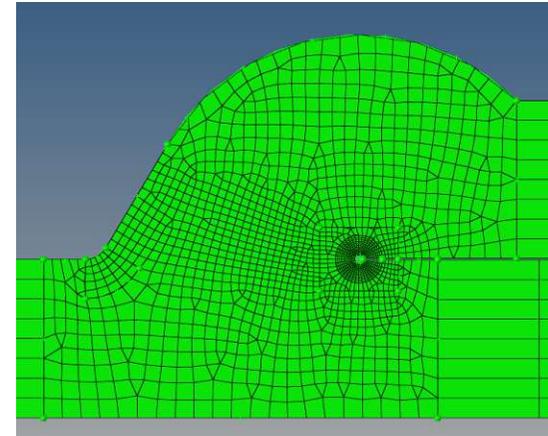
Ab ca. 41,5% wird das maximale a-Maß = t_1 erreicht. Bei weiterer Erhöhung des a-Maßes kommt es zu keiner Änderung der Auslastungen!

2. Kerbspannungsmodelle mit Nahtüberhöhung (a-Maß $\geq \frac{t_1}{\sqrt{2}}$)

Bei diesen Untersuchungen wurde das a-Maß schrittweise erhöht, ohne dass man die Nahtüberhöhung abträgt. Dabei wurde der **Nahtübergangswinkel konstant 45°** gehalten. Alle Auslastungswerte wurden mit Faktor 1,2 multipliziert, um den Kanten- und Winkelversatz zu berücksichtigen.

Kerbspannungsmodelle mit SL-Kerbe an der NW* ¹ und ohne Hinterschnitt am NÜ* ²				
a-Maß Erhöhung in %	σ_{eNW} in MPa	$\sigma_{eNÜ}$ in MPa	Auslastung NW	Auslastung NÜ
0%	461	176,2	0,88	0,7
60%	369,9	179,6	0,71	0,72
70%	358,9	176,4	0,68	0,71
100%	324,3	179,7	0,62	0,72

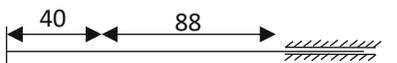
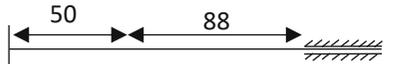
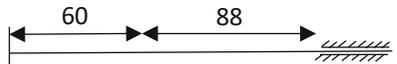
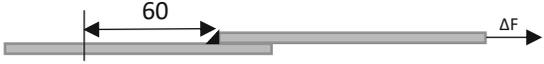
*¹NW: r = 0,05 mm ($\sigma_{eNW,zul} = 630$ MPa)
 *²NÜ: r = 0,3 mm ($\sigma_{eNÜ,zul} = 300$ MPa)



Die Kerbspannungsmodelle bestätigen, dass sich das a-Maß positiv auf die Spannungen an der Stelle der Nahtwurzel auswirkt. Die Stelle des Nahtübergangs ist laut gerechneten Kerbspannungsmodellen nur von der Steigung des Nahtübergangswinkels abhängig!

3. Bestimmung der Einspannposition von Versuchsproben

Alle Kerbspannungsmodelle berücksichtigen die tatsächlich abgebildete Kehlnahtform von Versuchsproben und Probendimension 260 x 30 mm (Die Länge einzelner Bleche ist 138 mm). Alle Proben wurden links in einem variablen Abstand der Naht von der Einspannung laut folgender Tabelle und rechts in einem fixen Abstand von 50 mm vom Probenrand eingespannt simuliert. Einfluss des Winkelfehlers ist in diesen Modellen nicht mitberücksichtigt.

Probenform WIG 1,5 + 1,5 mm						
Abstand der Kehlnaht von der Einspannung in mm	Illustration der Einspannposition in mm		σ_{eNW} in MPa	$\sigma_{eNÜ}$ in MPa	Auslastung* NW	Auslastung* NÜ
40			391	140,3	0,62	0,47
50			394	139,1	0,625	0,46
60			389,2	141,1	0,618	0,47
70			381,2	144,5	0,61	0,48

* ΔF ...Kraftschwingbreite die sich bei $R = 0,5$ nach dem Kerbfall F3 ergibt. In diesem Fall $\Delta F = 1,25$ kN.

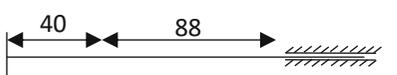
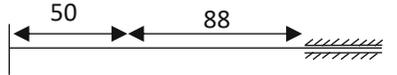
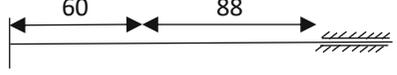
*Auslastungen wurden mit den maximal zulässigen Schwindspannungsbreiten laut **Tabelle 2-7** ohne Berücksichtigung zusätzlicher Erhöhungsfaktoren berechnet ($\sigma_{eNW,zul} = 630$ MPa; $\sigma_{eNÜ,zul} = 300$ MPa).

Einfluss des Winkelfehlers ist in diesen Modellen nicht mitberücksichtigt, deswegen wurde bei kleinen Auslastungsunterschieden zwischen den kritischen Stellen (NW und NÜ) immer der kritische Fall am NÜ gewählt (siehe folgende Tabellen mit gestützten Probenformen WIG 1,5 + 6 und MAG 2 + 6).

Probenform WIG 1,5 + 6 mm						
Abstand der Kehlnaht von der Einspannung in mm	Illustration der Einspannposition in mm		σ_{eNW} in MPa	$\sigma_{eNÜ}$ in MPa	Auslastung* NW	Auslastung* NÜ
40			128,8	57,6	0,2	0,192
50			143,7	57	0,23	0,19
60			159,5	56,5	0,25	0,188
70			175,2	55,9	0,28	0,186

* ΔF ...Kraftschwingbreite die sich bei $R = 0,5$ nach dem Kerbfall F3 ergibt. In diesem Fall $\Delta F = 1,25$ kN.

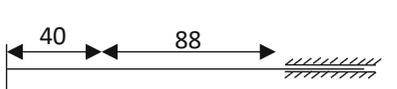
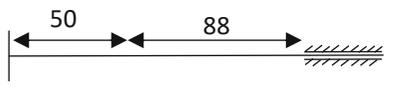
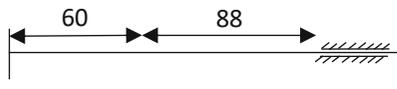
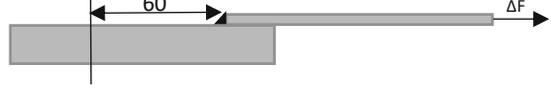
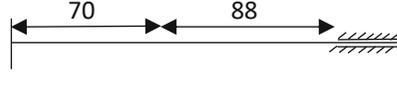
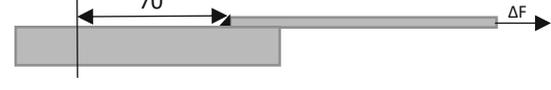
*Auslastungen wurden mit den maximal zulässigen Schwindspannungsbreiten laut **Tabelle 2-7** ohne Berücksichtigung zusätzlicher Erhöhungsfaktoren berechnet ($\sigma_{eNW,zul} = 630$ MPa; $\sigma_{eNÜ,zul} = 300$ MPa).

Probenform MAG 2 + 3 mm						
Abstand der Kehlnaht von der Einspannung in mm	Illustration der Einspannposition in mm		σ_{eNW} in MPa	$\sigma_{eNÜ}$ in MPa	Auslastung* NW	Auslastung* NÜ
40			333,6	140	0,53	0,47
50			359,5	133,2	0,57	0,44
60			374,8	129,1	0,59	0,43
70			382	127,2	0,61	0,42

* ΔF ...Kraftschwingbreite die sich bei $R = 0,5$ nach dem Kerbfall F3 ergibt. In diesem Fall $\Delta F = 1,67$ kN.

*Auslastungen wurden mit den maximal zulässigen Schwindspannungsbreiten laut **Tabelle 2-7** ohne Berücksichtigung zusätzlicher Erhöhungsfaktoren berechnet ($\sigma_{eNW,zul} = 630$ MPa; $\sigma_{eNÜ,zul} = 300$ MPa).

Einfluss des Winkelfehlers ist in diesen Modellen nicht mitberücksichtigt, deswegen wurde bei kleinen Auslastungsunterschieden zwischen den kritischen Stellen (NW und NÜ) immer der kritische Fall am NÜ gewählt (siehe folgende Tabellen mit gestützten Probenformen WIG 1,5 + 6 und MAG 2 + 6).

Probenform MAG 2 + 6 mm						
Abstand der Kehlnaht von der Einspannung in mm	Illustration der Einspannposition in mm		σ_{eNW} in MPa	$\sigma_{eNÜ}$ in MPa	Auslastung* NW	Auslastung* NÜ
40			191,2	99,01	0,3	0,33
50			213,4	96,64	0,34	0,32
60			235,5	94,28	0,37	0,31
70			256,1	92,1	0,41	0,31

* ΔF ...Kraftschwingbreite die sich bei $R = 0,5$ nach dem Kerbfall F3 ergibt. In diesem Fall $\Delta F = 1,67$ kN.

*Auslastungen wurden mit den maximal zulässigen Schwindspannungsbreiten laut **Tabelle 2-7** ohne Berücksichtigung zusätzlicher Erhöhungsfaktoren berechnet ($\sigma_{eNW,zul} = 630$ MPa; $\sigma_{eNÜ,zul} = 300$ MPa).