

---

DISSERTATION

**SEGMENTIERTE VERGUSSVERANKERUNG  
FÜR SPANNGLIEDER  
MIT KOHLENSTOFFFASERVERBUNDWERKSTOFF**

---

DOCTORAL THESIS

**SEGMENTED CASTING ANCHORAGE  
FOR TENDONS  
MADE FROM CARBON FIBER COMPOSITE**

---

ausgeführt zum Zwecke der Erlangung des akademischen Grades eines  
Doktors der technischen Wissenschaften

eingereicht an der Technischen Universität Wien  
Fakultät für Bauingenieurwesen

von

Dipl.-Ing. Johann Horvatits  
Matrikelnummer 9526429  
Hauptplatz 7a, 7552 Stinatz, Österreich

Referent:

Prof. Dr.-Ing. Johann Kollegger  
Institut für Tragkonstruktionen  
Technische Universität Wien  
Karlsplatz 13/212, 1040 Wien, Österreich

Koreferent:

Prof. Dr. Peter Marti  
Institut für Baustatik und Konstruktionen  
Eidgenössische Technische Hochschule Zürich  
ETH-Hönggerberg / HIL E 42.I, 8093 Zürich, Schweiz

Wien, im Juni 2008

.....

# Vorwort

Diese Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als Assistent am Institut für Tragkonstruktionen - Betonbau der Technischen Universität Wien. Sie beschäftigt sich mit der Entwicklung einer segmentierten Vergussverankerung für Spannglieder mit kohlenstofffaserverstärktem Kunststoff (CFK) für das Zugelement – ausgehend von ersten Überlegungen bis hin zum erstmaligen Praxiseinsatz der segmentierten Vergussverankerung mit CFK-Spannglieder bei einer Brückenverstärkung in Österreich.

Herrn Professor Dr.-Ing. Johann Kollegger, M. Eng., Ordinarius für Tragkonstruktionen - Betonbau an der Technischen Universität Wien, gilt mein besonderer Dank - sowohl für die Betreuung dieser Arbeit, als auch für die in jeder Hinsicht gewährte Unterstützung sowie für die Übernahme des ersten Gutachtens. Vor allem möchte ich seine außerordentlich gute soziale und fachliche Kompetenz hervorheben und die damit verbundene Förderung seiner MitarbeiterInnen, welche zu einem sehr guten Betriebsklima beitrugen. Es war eine sehr lehrreiche und schöne Zeit am Institut.

Mein Dank gilt auch Herrn Professor Dr. Peter Marti, Vorstand im Fachgebiet Baustatik und Massivbau des Instituts für Baustatik und Konstruktionen der Eidgenössischen Hochschule Zürich für die Übernahme des Koreferats und die wertvollen Anregungen im Zusammenhang mit der Durchsicht und der Diskussion der Arbeit.

Meinen KollegInnen am Institut für Tragkonstruktionen möchte ich ganz herzlich für die ausgesprochen gute Zusammenarbeit bei der Bearbeitung gemeinsamer Projekte und in der Lehre danken. Die Durchführung und Auswertung der Untersuchungen, welche die Grundlage für diese Arbeit bilden, wäre ohne sie und ohne die DiplomandInnen und StudentInnen der großen Projekte, die ich am Institut betreuen durfte, nur erschwert möglich gewesen. Unvergesslich bleiben auch die unzähligen arbeitsreichen aber auch schönen Stunden im Labor.

Bei Herrn Dipl.-Ing. Herbert Pardatscher möchte ich mich für seinen Einfallsreichtum und seine Hilfe bei den experimentellen Untersuchungen bedanken.

Meinem Zimmerkollegen Dipl.-Ing. Dr. Stefan L. Burtscher danke ich für die freundschaftlich und fachlich geführten Diskussionen und Anregungen, die Durchsicht und Korrektur dieser Arbeit und die schöne gemeinsame Zeit.

---

Meinen lieben Eltern Johanna und Peter möchte ich für den Rückhalt und die ungeteilte Aufmerksamkeit sowie für Rat und Tat bei Hoch und Tiefs meiner Ausbildung und meiner privaten Entwicklung von ganzem Herzen danken. Ohne sie wäre einiges nicht möglich gewesen.

Nicht vergessen möchte ich meine Brüder Thomas und Peter, all meine Verwandten und die Eltern meiner Lebensgefährtin die alle stets um mein Wohl und Vorankommen bemüht waren und wertvoller Bestandteil meines Lebens sind - lieben Dank.

Ein ganz besonders herzlicher Dank gilt meiner lieben Partnerin Nicole und unserem "Sonnenschein" Jakob für die erholsamen und liebevollen Stunden abseits der Technik, sowie für das Verständnis das mir während dieser zeitintensiven Arbeit entgegengebracht wurde.

Wien, im Juni 2008

Johann Horvatits

# Kurzfassung

Vorgespannte Zuelemente aus kohlenstofffaserverstärktem Kunststoff (CFK) stellen aufgrund ihrer hervorragenden Werkstoffeigenschaften wie z.B. Korrosionsbeständigkeit, hohe Festigkeit in Faserlängsrichtung, gutem Langzeitverhalten und geringem spezifischen Gewicht eine ausgezeichnete Alternative zu konventionellen Stahlspanngliedern dar. Bei der Entwicklung einer effizienten Verankerung für CFK-Zuelemente ist infolge des anisotropen Aufbaus von CFK besonders auf die hohe Querdruckempfindlichkeit und die niedrige interlaminare Schubfestigkeit zu achten.

Die in dieser Arbeit vorgestellte segmentierte Vergussverankerung erfüllt diese Forderungen durch ihre spezielle Innengeometrie. Numerische und experimentelle Untersuchungen haben gezeigt, dass mit der segmentierten Vergussverankerung eine hohe Effizienz des Verankerungssystems erzielt werden kann. Die Effizienz, definiert als Prozentanteil der Traglast im Zugversuch auf die Nennbruchlast (mit der vom Hersteller garantierten Zugfestigkeit ermittelt), beträgt bei den 19- und 37-Drahtverankerungen 105-110% und bei den 84-Drahtverankerungen  $\approx 86\%$ . Für die Ermittlung der Verankerungsgeometrie werden sowohl allgemeine Konstruktionshilfen als auch kritische Spannungszustände für den CFK-Draht und den Vergusskörper angegeben. Weiters wurden die beiden wesentlichsten Materialien, CFK für das Zuelement und das Epoxidharz für den Vergusskörper, hinsichtlich ihrer mechanischen und thermischen Eigenschaften detailliert untersucht und die wesentlichen Einflussfaktoren und Abhängigkeiten ermittelt.

Das Verhalten der segmentierten Vergussverankerung unter Dauerlast und infolge Temperatureinwirkung wurde ebenfalls untersucht. Dauerstandsversuche mit einer hohen Anfangslast zeigen, dass nur relativ geringe Spannkraftverluste durch Relaxation der CFK-Drähte und Kriechen des Epoxidharzvergusskörpers entstehen. Mittels FE-Methoden wurden mögliche Auswirkungen auf die Tragsicherheit und Gebrauchstauglichkeit, Erhöhung der Radialdruckspannungen und Spannkraftverluste infolge einer Temperaturverringerung und -erhöhung ermittelt.

Im Sommer des Jahres 2003 konnte die segmentierte Vergussverankerung bei der Verstärkung der Autobahnüberführung Golling eingesetzt werden. Dies ist auch die erste Anwendung von CFK-Spanngliedern (Anzahl: 16 Stück / Spanngliedlänge:  $\approx 39$  m / 37-Drahtverankerung) in Österreich.

# Abstract

Tendons made of carbon fiber reinforced plastics (CFRP) offer a true alternative to conventional high strength steel tendons, because of their excellent mechanical properties, namely corrosion resistance, high tensile strength in fiber direction, low weight and excellent fatigue behaviour. However, the outstanding strength of CFRP is only pronounced in axial direction. In the transverse direction the strength is much lower. The development of an efficient anchorage for prestressed CFRP-elements is rather difficult, because of the anisotropic properties of the CFRP and an optimized ratio between lateral compression and interlaminar shear strength is of utmost importance.

The segmented casting anchorage presented in this thesis has a unique geometry to meet the necessary performance requirements. Numerical and experimental investigations on the segmented casting anchorage have shown that a high efficiency in terms of anchorage performance could be reached. The efficiency is defined as the percentage of ultimate tensile load reached in the tensile tests versus the nominal load (calculated using the strength guaranteed by the manufacturer), which is 105-110% for anchorages that are designed for 19 and 37 wires and approx. 86% for anchorages with 84 wires. For the determination of the anchorage geometry general construction guidelines as well as critical stress conditions are presented. Furthermore, the mechanical and thermal properties of the main anchorage materials, i.e. CFRP for the tensile member and epoxy resin for the casting element, are studied in detail and the main influence factors were determined.

The behaviour of the segmented casting anchorage under permanent as well as temperature loading was also analysed. Long-term tests with high initial loading showed that the relatively low loss of prestressing is caused by relaxation of the CFRP-wire and creep of the epoxy resin. With FE analysis the influence on the bearing capacity and serviceability due to an increase of lateral pressure and loss of prestressing caused by increasing or decreasing the temperature were determined.

The first application of prestressed CFRP-tendons, which are equipped with the new anchorage system, is the bridge over the highway in Golling, which is located in the province of Salzburg, Austria. It was also the first time that CFRP-tendons were used in Austria. For strengthening purposes 16 external prestressed tendons each consisting of 37 CFRP-wires with a length of about 39 metres were successfully installed.

# Inhaltsverzeichnis

<b>1</b>	<b>Allgemeines und Zielsetzung</b>	<b>1</b>
1.1	Einleitung und Problemstellung . . . . .	1
1.2	Aufbau der Arbeit . . . . .	2
<b>2</b>	<b>Stand der Technik</b>	<b>4</b>
2.1	Vergussverankerungen für Stahlseile . . . . .	4
2.2	Allgemeine Anforderungen an Verankerungssysteme für Faserverbundwerkstoffe (FVW) . . . . .	9
2.3	Vergussverankerungssysteme für CFK-Drähte . . . . .	11
2.3.1	Allgemeines . . . . .	11
2.3.2	Konische Vergussverankerungen . . . . .	11
2.4	Ingenieurbauten mit CFK-Spanngliedern . . . . .	14
2.4.1	Storchenbrücke, Winterthur (Schweiz) . . . . .	14
2.4.2	Brücke über die kleine Emme, Luzern (Schweiz) . . . . .	15
2.4.3	Brücke über den Ri di Verdasio (Schweiz) . . . . .	16
2.4.4	Dintelhavenbrücke, Rotterdam (Niederlande) . . . . .	17
2.4.5	Laroin-Fußgängerbrücke . . . . .	18
2.4.6	Bridge Street Bridge . . . . .	19
2.4.7	Zusammenfassung . . . . .	21
<b>3</b>	<b>Segmentierte Vergussverankerung</b>	<b>22</b>
3.1	Ausgangslage und Verlauf der Entwicklung . . . . .	22
3.2	Funktionsprinzip . . . . .	26

3.3	Kurzbezeichnung der untersuchten Verankerungstypen und Versuchskörper (CFK-Testspannglieder) . . . . .	29
3.3.1	Bezeichnung der untersuchten Verankerungstypen . . . . .	29
3.3.2	Bezeichnung der experimentell untersuchten Versuchskörper . . . . .	30
3.4	Linear elastische Finite Elemente Berechnungen . . . . .	31
3.4.1	Vergleich konventionell konisch versus konisch segmentierte Vergussverankerung . . . . .	34
3.4.2	Konisch und zylindrisch segmentierte Vergussverankerung . . . . .	38
3.4.2.1	Konisch segmentierter 37-Drahtverankerungskörper - 37 I	39
3.4.2.2	Konisch segmentierter 19-Drahtverankerungskörper - 19 II	44
3.4.2.3	Zylindrisch und konisch segmentierter 91-Drahtverankerungskörper - 91 ZI und 91 KI . . . . .	46
<b>4</b>	<b>Materialeigenschaften</b>	<b>50</b>
4.1	CFK-Zugelement . . . . .	50
4.1.1	Eigenschaften kohlenstofffaserverstärkter Kunststoffe . . . . .	50
4.1.1.1	Kohlenstofffaser . . . . .	50
4.1.1.2	Matrix . . . . .	51
4.1.1.3	Unidirektionale (UD) Faserverbundwerkstoffe . . . . .	53
4.1.2	Verwendeter CFK-Draht . . . . .	58
4.2	Epoxidharz-Vergusskörper . . . . .	63
4.2.1	Eigenschaften von Epoxidharzvergussmassen . . . . .	64
4.2.2	Verwendetes Epoxidharz - Ergebnis der experimentellen Untersu- chungen . . . . .	69
4.2.2.1	Mischen, Entgasen und Tempern der Vergussmasse . . . . .	70
4.2.2.2	Prüfklima und verwendete Messinstrumente für die Be- stimmung der Druck-, Zug- und Biegezugeigenschaften . . . . .	73
4.2.2.3	Mechanische Eigenschaften im Zug- und im Biegezugbereich	74
4.2.2.4	Mechanische Eigenschaften im Druckbereich . . . . .	79

---

4.2.2.5	Linearer Wärmeausdehnungskoeffizient und Gebrauchstemperatur (Glasübergangstemperatur) . . . . .	90
4.3	Stahlhülse . . . . .	91
<b>5</b>	<b>CFK-Testspannglieder und Versuchsprogramm</b>	<b>92</b>
5.1	Versuchsprogramm . . . . .	92
5.1.1	Messgrößen - Zugversuche . . . . .	92
5.1.2	Messdaten - Dauerstandsversuche . . . . .	93
5.2	Verwendete Messtechnik . . . . .	95
5.2.1	Induktive Wegaufnehmer . . . . .	95
5.2.2	Kraftmessdosen . . . . .	95
5.2.3	Dehnmessstreifen (DMS) . . . . .	95
5.2.4	DMS-Messstab . . . . .	96
5.2.5	Bogenwegaufnehmer . . . . .	98
5.3	Herstellung der Versuchskörper . . . . .	98
5.4	Versuchseinrichtung und -durchführung . . . . .	115
5.4.1	Einaxiale Zugversuche . . . . .	116
5.4.1.1	Versuchsrahmen und -aufbau . . . . .	116
5.4.1.2	Installation der Messtechnik - an allen 19-, 37- und 84-Drahtversuchskörpern . . . . .	117
5.4.1.3	Installation der Messtechnik - vorwiegend 19- und 37-Drahtversuchskörper . . . . .	119
5.4.1.4	Installation der Messtechnik - vorwiegend 84-Drahtversuchskörper . . . . .	121
5.4.1.5	Versuchsdurchführung . . . . .	124
5.4.1.6	Sicherungsmaßnahmen . . . . .	127
5.4.2	Dauerstandsversuche . . . . .	128
5.4.2.1	Versuchsrahmen und -aufbau . . . . .	129
5.4.2.2	Versuchsdurchführung . . . . .	129
5.4.3	Zusammenfassung . . . . .	130

<b>6 Zugversuche und NL-FE Berechnungen</b>	<b>136</b>
6.1 Nicht lineare Finite Elemente (NL-FE) Berechnungen . . . . .	136
6.2 CFK-Testspannglieder mit dem Verankerungstyp 19 II (19-Drahtverankerung)	141
6.3 CFK-Testspannglieder mit dem Verankerungstyp 37 I (37-Drahtverankerung)	148
6.3.1 Vorbemerkungen . . . . .	148
6.3.2 Diskussion der Ergebnisse . . . . .	149
6.4 CFK-Testspannglieder mit dem Verankerungstyp 84 ZI und 84 KI (84-Drahtverankerungen) . . . . .	163
6.4.1 CFK-Testspannglied 84 KI 1 - 84 KI 2 . . . . .	165
6.4.2 CFK-Testspannglied 84 ZI 1 - 84 ZI 2 . . . . .	175
6.5 Vergleich der einzelnen Verankerungstypen (19 II, 37 I, 84 KI und 84 ZI) . . . . .	183
6.5.1 Herstellung der CFK-Testspannglieder . . . . .	183
6.5.2 Ergebnisse der experimentellen und numerischen Untersuchungen .	184
<b>7 Dauerstandsverhalten und Temperatureinfluss</b>	<b>191</b>
7.1 Dauerstandsversuche an CFK-Testspanngliedern mit konisch segmentierten Vergussverankerungen vom Typ 19 I (19-Drahtverankerung) und 37 I SPA (37-Drahtverankerung - Spannanker) . . . . .	191
7.1.1 CFK-Testspannglied 19 I F 1 - 19 I B 1 . . . . .	192
7.1.2 CFK-Testspannglieder 19 IC 1- 19 IF 2 und 37 IH 1 SPA - 37 II SPA	192
7.2 Verankerungstyp 37 I - NL-FE Berechnung - Temperatureinfluss . . . . .	196
<b>8 Praxiseinsatz</b>	<b>199</b>
8.1 Sanierungsvorhaben (SVH) Golling . . . . .	199
8.1.1 Autobahnüberführung der A10 Tauernautobahn, Salzburg . . . . .	199
8.1.2 Ausgangslage und Nachrechnung des Bestandes (Brückenoberbau) - 2003 . . . . .	201
8.1.3 Verstärkungsmaßnahme - Brückenlängsrichtung . . . . .	201
8.1.3.1 Spannsystem . . . . .	201
8.1.3.2 Begleitende Baumaßnahmen . . . . .	202

8.2	Herstellung der CFK-Spannkabel . . . . .	203
8.3	Installation und Vorspannung . . . . .	208
8.4	Spannkraftkontrollen und deren Auswirkungen . . . . .	213
8.4.1	Durchführung einer Spannkraftkontrolle (Abhebeversuch) . . . . .	213
8.4.2	Inspektion und Spannkraftkontrolle vom 19.12.2006 . . . . .	214
8.4.2.1	Ergebnis - Inspektion CFK-Spannglieder . . . . .	214
8.4.2.2	Ergebnis - Spannkraftkontrolle . . . . .	215
8.4.3	Begutachtung der Querträger 2003 - 22.03.2007 . . . . .	215
8.4.4	Mögliche Ursache für die Verschiebung der Querträger 2003 und die damit verbundenen Auswirkungen . . . . .	216
8.4.5	Ergebnis der Spannkraftkontrolle, Entspannen der CFK-Spannglieder und Inspektion der Querträgeranschlussflächen - 18.-19.04.2007 . . .	217
8.4.5.1	Spannkraftkontrolle . . . . .	217
8.4.5.2	Entspannen der CFK-Spannglieder . . . . .	217
8.4.5.3	Freilegen der Anschlussflächen nach dem Entspannen . . .	217
8.4.6	Nachrechnung der Spannkraftverluste (siehe Anhang E) . . . . .	218
8.4.7	Sanierung der Querträger 2003 . . . . .	218
8.4.8	Wiedereinbau der CFK-Spannglieder - 12.12.-18.12.2007 . . . . .	219
8.4.8.1	Berechnung: Spannkraft und Spannweg . . . . .	219
8.4.8.2	Spannvorgang und Spannprotokoll . . . . .	220
8.4.8.3	Schutz des CFK-Zugelementes (CFK-Drähte) an der Schnitt- stelle bewegliches-festes Hüllrohr . . . . .	221
8.4.8.4	Reparatur gebrochener Hüllrohre . . . . .	222
8.4.8.5	Position der Querträger 2003 vor und nach dem Spann- vorgang . . . . .	222
8.4.8.6	Schutz der Ankerkörper . . . . .	223
8.5	Zusammenfassung . . . . .	223
<b>9</b>	<b>Ergebnisse, Schlussfolgerungen und Ausblick</b>	<b>224</b>
9.1	Zusammenfassung der Ergebnisse . . . . .	224
9.2	Praxiseinsatz (37-Drahtverankerung) - Verstärkung der Autobahnüberführung Golling . . . . .	227

9.3	Schlussfolgerungen . . . . .	227
9.4	Ausblick . . . . .	228
<b>A Linear elastische FE-Berechnung</b>		<b>230</b>
A.1	19-Drahtverankerung (19 II) . . . . .	230
A.2	91-Drahtverankerungen . . . . .	233
A.2.1	91-Drahtverankerung (91 KI) . . . . .	234
A.2.2	91-Drahtverankerung (91ZI) . . . . .	236
<b>B Materialeigenschaften des Vergussmaterials</b>		<b>239</b>
B.1	DYWIPOX® CBV/E1: mechanische Kennwerte im Druckbereich . . . . .	239
B.2	Einfluss des Porengehalts auf die Druckfestigkeit und den Elastizitätsmodul im Druckbereich . . . . .	244
<b>C Lage der Messpunkte</b>		<b>246</b>
<b>D Zugversuche und NL-FE</b>		<b>257</b>
D.1	CFK-Testspannglied 19 II A 1 - 19 II B 1 . . . . .	257
D.2	CFK-Testspannglied 19 II E 1 - 19 II F 1 . . . . .	259
D.3	CFK-Testspannglied 37 I A 1 - 37 I B 1 . . . . .	262
D.4	CFK-Testspannglied 37 I C 1 - 37 I D 1 . . . . .	264
D.5	CFK-Testspannglied 37 I E 1 - 37 I F 1 . . . . .	267
D.6	CFK-Testspannglied 84 ZI 1 - 84 ZI 2 . . . . .	269
<b>E SVH Golling</b>		<b>271</b>
E.1	Nachrechnung der Spannwege vom 15.10.2003 . . . . .	271
E.1.1	Allgemeines . . . . .	271
E.1.1.1	Tragwerk 1970 . . . . .	271
E.1.1.2	Querträger 2003 . . . . .	271
E.1.1.3	CFK-Spannglieder (Spannkabel) . . . . .	271
E.1.2	Aufzählung der einzelnen Anteile des Spannweges . . . . .	272

E.1.2.1	Betonverkürzung $\sum \Delta l_{BETON}$ [mm] in Brückenlängsrichtung zufolge der externen Vorspannung (CFK-Spannglieder)	272
E.1.2.2	Auszug Vergusskörper (Epoxidharzkörper) $\sum \Delta l_{EPOXI}$ [mm] - Spannvorgang . . . . .	273
E.1.2.3	Längenänderung der CFK-Drähte $\sum \Delta l_{CFK,Ges.}$ [mm] - Spannvorgang . . . . .	273
E.1.3	Rechnerischer Spannweg $\Delta l_{SPANNWEG}$ . . . . .	276
E.2	Ergebnis der Spannkraftkontrollen . . . . .	277
E.3	Berechnung der Spannkraftverluste . . . . .	278
E.3.1	Allgemeine Vorbemerkungen und Randbedingungen . . . . .	279
E.3.1.1	Einbau und Spannen der 16 CFK-Spannglieder . . . . .	279
E.3.1.2	Spannkraftkontrollen (Abhebekontrolle) . . . . .	279
E.3.2	Auflistung der einzelnen Verlustanteile . . . . .	280
E.3.2.1	Relaxationsverlust - $\Delta P_{Relax.,(t)}$ [kN] . . . . .	280
E.3.2.2	Verlustanteil: Auszug des Vergusskörpers - $\Delta l_{EPOXI,Gesamt}$ [mm] . . . . .	280
E.3.2.3	Längenänderung in Brückenlängsrichtung zufolge unter- schiedlicher Temperatúrausdehnungskoeffizienten zwischen dem Spannbetragwerk und den CFK-Spanngliedern - $\Delta l_{TEMP.-BRUECKE}$ [mm] . . . . .	283
E.3.2.4	Verlustanteil: Querträgerverschiebung (Querträger 2003) - $\Delta l_{QT2003,Gesamt}$ [mm] (siehe Unterkapitel 8.4.3) . . . . .	283
E.3.2.5	Tabellarische Zusammenfassung der einzelnen Verlustan- teile . . . . .	284
E.3.3	Rechnerische Spannkraftverluste . . . . .	284
E.3.3.1	Verwendete rechnerische Spannwege für die Berechnung der Verluste . . . . .	284
E.3.3.2	Berechnung der Spannkraftverluste . . . . .	286
E.3.3.3	Differenz zwischen dem berechneten und dem gemessenen Spannkraftverlust (Mittelwerte) . . . . .	288

# Kapitel 1

## Allgemeines und Zielsetzung

### 1.1 Einleitung und Problemstellung

Herkömmliche Stahl- und Spannbetonkonstruktionen stellen im Allgemeinen äußerst zuverlässige und dauerhafte Tragwerke dar. Durch aggressive Umweltbedingungen, ungenügenden Schutz oder mangelhafte Ausführung kann Stahl vorzeitig korrodieren und dadurch die Tragfähigkeit des Bauteils reduzieren. Faserverstärkte Kunststoffe („fiber reinforced polymers - FRP“) bzw. Faserverbundwerkstoffe (FVW) bieten, bezüglich der technischen bzw. mechanischen Anforderungen, eine ausgezeichnete Alternative zu Stahl [Sch01].

Seit einigen Jahrzehnten haben faserverstärkte Kunststoffe in vielen technischen Bereichen ihre Tauglichkeit erfolgreich unter Beweis gestellt. Der Einsatz der Faserverbundwerkstoffe begann auf dem Gebiet der Luft- und Raumfahrt, wo aus wirtschaftlichen Gründen besonders leichte Materialien zum Einsatz gelangten. Bald darauf folgten die Automobilbranche, der Maschinen-, Apparate- und Anlagenbau. Unter Berücksichtigung der wirtschaftlichen Aspekte und der technischen Anforderungen an den Werkstoff, werden in erster Linie drei Fasergruppen zu Faserverbundwerkstoffen weiterverarbeitet: Glas-, Aramid- und Kohlenstofffasern. Im Bereich des Bauwesens weisen unter den Gesichtspunkten der Leistungsfähigkeit, Dauerhaftigkeit und Korrosionsbeständigkeit kohlenstofffaserverstärkte Kunststoffe (CFK) gegenüber den aramid- (AFK) und glasfaserverstärkten Kunststoffen (GFK) das höchste Potential, als Alternative zu konventionellen Stahlspanngliedern oder Schrägseilen, auf:

- \* hohe Festigkeitseigenschaften in Faserlängsrichtung,
- \* geringes Gewicht und
- \* hohe Resistenz gegenüber chemischen Einflüssen

Trotz des außerordentlichen Eigenschaftsprofils von CFK wird vom wirtschaftlichen Standpunkt aus gesehen ein effizienter Einsatz dieses Materials zum heutigen Zeitpunkt durch die hohen Material- und Fertigungskosten stark erschwert.

Aus technischer Sicht stellt sich die Herausforderung, die außergewöhnlichen Materialeigenschaften solcher Faserverbundelemente über eine geeignete Ankerkonstruktion in das Bauwerk sicher einzuleiten und optimal auszunützen. Die Schwierigkeit in der technischen Umsetzung besteht darin, dass die Fasern ein stark orthotropes Materialverhalten aufweisen und die mechanische Festigkeit in Faserquerrichtung im Vergleich zur Faserlängsrichtung sehr gering ist. Dieser Nachteil führt dazu, dass herkömmliche bzw. erprobte Verankerungssysteme für Stahlspannglieder nicht angewendet werden können. Die Aufgabe besteht somit darin, ein Verankerungssystem zu entwickeln, dass die auftretenden Spannungen im Ankerkörper gleichmäßig verteilt und die auftretenden Zugkräfte aus dem CFK-Zugelement möglichst „sanft“ aus der Verankerung in das Tragwerk einleitet.

In dieser Arbeit wird die Entwicklung einer neuartigen Vergussverankerung vorgestellt, welche durch eine optimale Ausnutzung der mechanischen Festigkeit von CFK einen weiteren Beitrag dazu leisten soll, den Einsatz von CFK-Spanngliedern in der Baupraxis in effizienter Weise zu ermöglichen.

## 1.2 Aufbau der Arbeit

Die Arbeit gliedert sich im Wesentlichen in folgende Abschnitte:

### 1. Einführung

In Kapitel 2 werden Vergussverankerungssysteme für Stahlseile und die Modellannahmen für die Ermittlung der Radialspannungen, allgemeine Anforderungen an Vergussverankerungssysteme, der Stand der Technik betreffend Vergussverankerungssysteme und Ingenieurbauten mit CFK-Spanngliedern behandelt.

### 2. Funktionsweise der segmentierten Vergussverankerung und die Verankerungstypen

In Kapitel 3 werden, anhand einer linear elastischen Finite Elemente Berechnung, das Funktionsprinzip und die wesentlichsten Entwurfsparameter des vorgestellten Verankerungssystems dargelegt. Mit einem FE-Vergleich zwischen einem konventionell und einem konisch segmentierten Vergussverankerungssystem werden die Vorteile des segmentierten Verankerungssystems veranschaulicht. Die für die experimentellen Untersuchungen ausgewählten Verankerungstypen bzw. -größen werden anhand von Spannungs- und Verschiebungsgrößen (linear elastische FE-Berechnung) näher erläutert.

### 3. Im darauffolgenden Kapitel werden die Materialeigenschaften des Vergussmaterials und des kohlenstoffaserverstärkten Kunststoffes anhand von Literaturangaben und experimentellen Untersuchungen einer genaueren Betrachtung unterzogen. Im Kapitel 5 werden die Versuchskörperherstellung (CFK-Testspannglieder), das Versuchsprogramm, die verwendete Messtechnik und die Versuchseinrichtung erläutert.

### 4. Den Hauptteil dieser Arbeit (Kapitel 6 und Kapitel 7) nehmen die experimentellen Untersuchungen an CFK-Testspanngliedern unterschiedlicher Größe – einaxiale Zugversuche und Dauerstandsversuche – ein. Die daraus gewonnen Messgrößen werden

integrativ mit einer nicht linearen FE-Berechnung verglichen und daraus einerseits die kritischen Spannungsgrößen ermittelt und andererseits das Funktionsprinzip der segmentierten Vergussverankerung bekräftigt.

5. Im Rahmen dieser Arbeit wurde auch der erstmalige Einsatz von CFK-Spanngliedern, welche mit dem vorgestellten Verankerungssystem ausgestattet sind, im Österreichischen Brückenbau durchgeführt (Kapitel 8). Die Installation und Kontrolle der 16 CFK-Spannglieder erfolgte vom Institut für Tragkonstruktionen - Betonbau als Auftragnehmer und der Firma Vorspanntechnik als zuständiges Spannunternehmen. Eine detaillierte Projektbeschreibung ist hier wiederzufinden.
6. Eine Zusammenfassung der gewonnenen Erkenntnisse und ein Ausblick bilden den Schluss dieser Arbeit (Kapitel 9).

# Kapitel 2

## Stand der Technik

Aufgrund der hohen Material- bzw. Herstellungskosten der CFK-Spannglieder und der zuvor beschriebenen Schwierigkeiten in der Verankerungstechnik bewegt sich der Einsatz von CFK-Zugelementen im Spannbeton- bzw. Brückenbau derzeit noch in einem Erprobungsstadium. Die CFK-Spannglieder wurden bis zum heutigen Zeitpunkt hauptsächlich als zusätzliche Verstärkungselemente zu Erprobungszwecken, ergänzend zu den konventionellen Stahlspanngliedern, eingebaut [Gau03].

### 2.1 Vergussverankerungen für Stahlseile

Vergussverankerungen wurden erstmals für die Verankerung von Stahlseilen oder Paralleldrahtbündeln als Zugelemente eingesetzt. Der Vergussraum der verwendeten Seilhülsen war in der Regel als Kegelstumpf mit Konusneigungen von 1:6 bis 1:12,7 (bis heute noch übliche Konuswinkel) ausgebildet. Als Vergussmassen kamen am Ende des 19. und zu Beginn des 20. Jahrhunderts Blei- und Zinklegierungen zur Anwendung. In den Jahren zwischen 1935 und 1950 wurden bei bestehenden Hängebrücken, erst nach mehreren Jahrzehnten, kegelförmige Trennbrüche im Vergussmaterial festgestellt, die auf einen unvollständigen Verguss des Seilbesens, hohe Kriechwerte, geringe Dauerfestigkeit sowie auf eine erschöpfte, plastische Verformbarkeit des Vergusswerkstoffes zurückgeführt wurden. Die im Einlaufbereich der Verankerung (lastnahe Verankerungsseite) aufgetretenen Korrosionsschäden an den Drähten (Reibkorrosion) konnten ebenfalls auf einen unzureichenden Verguss zurückgeführt werden. In weiterer Folge kommt es auf Grund der Reibkorrosion zu einer Verringerung der Dauerschwingfestigkeit (Dauerschwellfestigkeit). Ab den 60er Jahren des 20. Jahrhunderts erfolgte für das Vergussmaterial erstmals der Einsatz von gefüllten Epoxidharzen (Stahlkugeln von ca. 1,2 mm, Zinkstaub und Stahlschrott). Zu dieser Zeit wurde weiters am Seileinlauf ein Pfropfen aus reinem Kunststoff zur weichen Bettung der Drähte und zur Abdichtung gegen den atmosphärischen Sauerstoff angeordnet. Damit konnte die Dauerschwingfestigkeit der Verankerung ohne nachteiligen Einfluss auf das Kurzzeitverhalten wesentlich erhöht werden. Auch heute noch sind Vergussverankerungen für Stahlzugglieder üblich und werden in zum Teil äußerst unterschiedlichen Formen und Materialien hergestellt [Are97].

Die analytische Bestimmung des Tragverhaltens von Vergussverankerungen wird im Folgenden chronologisch zusammengefasst [Are97].

1. Zuerst erfolgte die Ermittlung der Hülsenbeanspruchung über eine reine Gleichgewichtsbetrachtung der Kräfte zwischen den äußeren Zugkräften des Zuggliedes und dem Konus in Abhängigkeit der Konusneigung und den Reibkräften in der Grenzschicht von Konus und Hülse (Abbildungen 2.1 bis 2.3). Dies kann als Stand der Technik in der ersten Hälfte des 20. Jahrhunderts angenommen werden. Auf eine Druckverteilung in der Grenzschicht von Konus und Hülse bzw. im Vergussmaterial wird zu dieser Zeit noch nicht eingegangen.

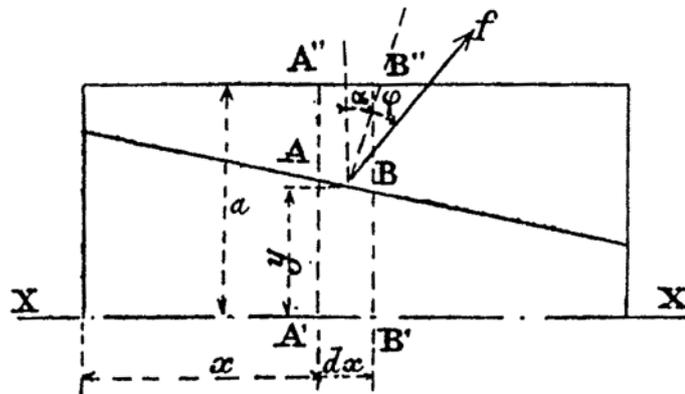


Abbildung 2.1: Die rechnerische Erfassung des Reibwiderstandes zwischen Vergusskonus und Hülse von M.Bachet (1936) mit dem Reibungswinkel  $\alpha + \varphi$  aus einer reinen Gleichgewichtsbetrachtung [Are97].

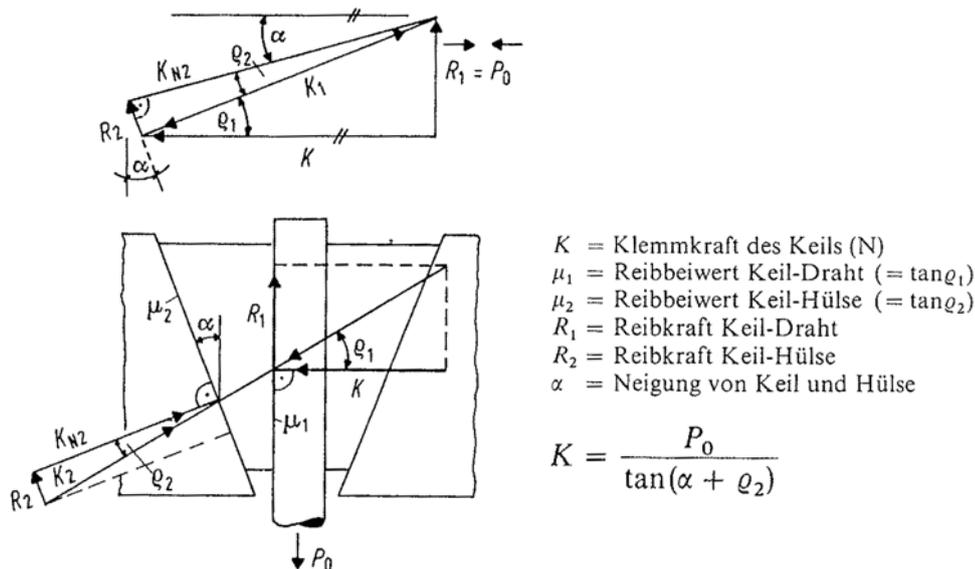


Abbildung 2.2: Keilverankerung - Kräftegleichgewicht: G.Rehm, U.Nürnberger und M.Patzak (1977) [RNP77]

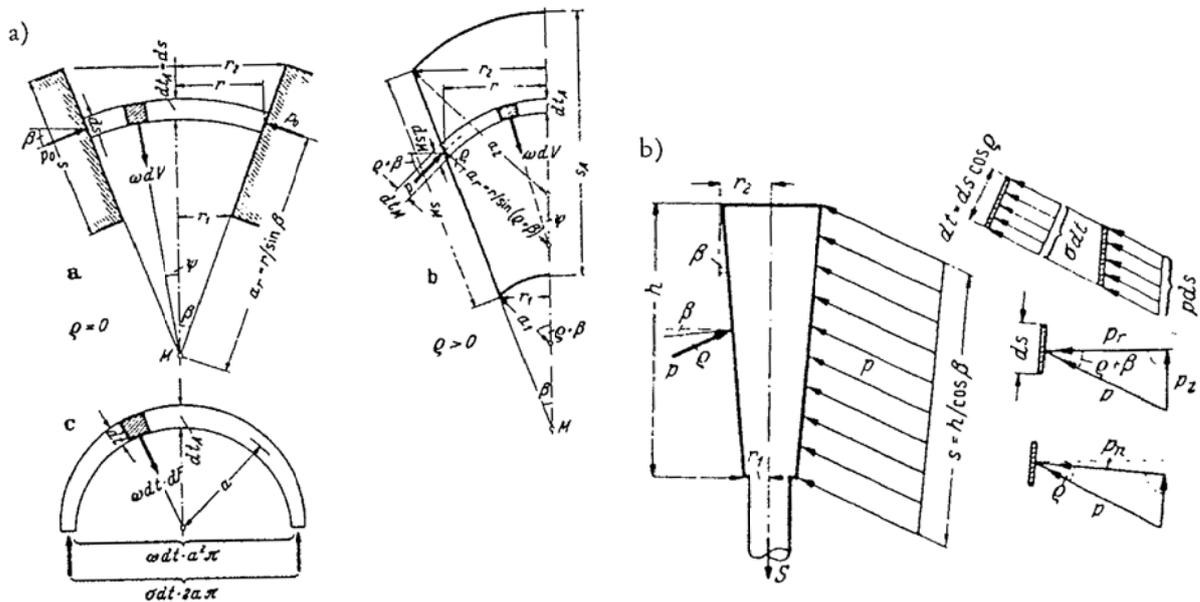


Abbildung 2.3: Tragmodell von F.Schleicher (1949) - reine Gleichgewichtsbetrachtung: a) Ansatz von Gewölbeseiben im Inneren des Konus; b) Ansatz der Reibbeanspruchung in der Grenzschicht zwischen Konus und Hülse [Are97]

2. Ab der zweiten Hälfte des 20 Jahrhunderts wird versucht die Innendruckverteilung über die Konuslänge wirklichkeitsnah abzubilden. Zusammenfassend können im Wesentlichen folgende Einflüsse auf die Verteilung der Konuspressung angegeben werden:

- \* Verankerungsgeometrie im speziellen die Konusneigung,
- \* Vergussqualität - vor allem im lastnahen Bereich, d.h. vollständiger bzw. unvollständiger Verguss der Besenwurzel,
- \* Schwinden des Vergusskörpers,
- \* unterschiedliche lineare Temperatursausdehnungskoeffizienten zwischen Draht, Vergussmaterial und Hülse,
- \* plastische Umformung des Vergusswerkstoffes vor allem im lastnahen Verankerungsbereich,
- \* eventuell vorhandener Schlupf zwischen Draht und Vergusskörper,
- \* Reibverhalten zwischen Vergusskörper und Stahlhülse,
- \* Verformungen der Stahlhülse und
- \* die wirklichkeitsnahe Erfassung der Steifigkeitsverhältnisse in Radialrichtung über die gesamte Konuslänge.

Die analytische Bestimmung der Innendruckverteilung in Abhängigkeit der relevanten Geometrie- und Werkstoffparameter, d.h. unter Berücksichtigung einer oder mehrerer der oben angeführten Einflüsse erfolgte zunächst über verschiedenartige Modellvorstellungen wie z.B. ebene Betrachtungsweise als Kreisringscheibe ohne Berücksichtigung von Hülsenverformungen (Abbildung 2.4), Schwinden des Vergusskörpers und einer plastischen Verformung im lastnahen Verankerungsbereich, und in späterer Folge über lineare und nichtlineare FEM-Berechnungen und Abgleich mit vorhandenen Versuchsdaten (Vergleich der unterschiedlichen Konuspressungen siehe Abbildungen 2.5 bis 2.7) [Are97].

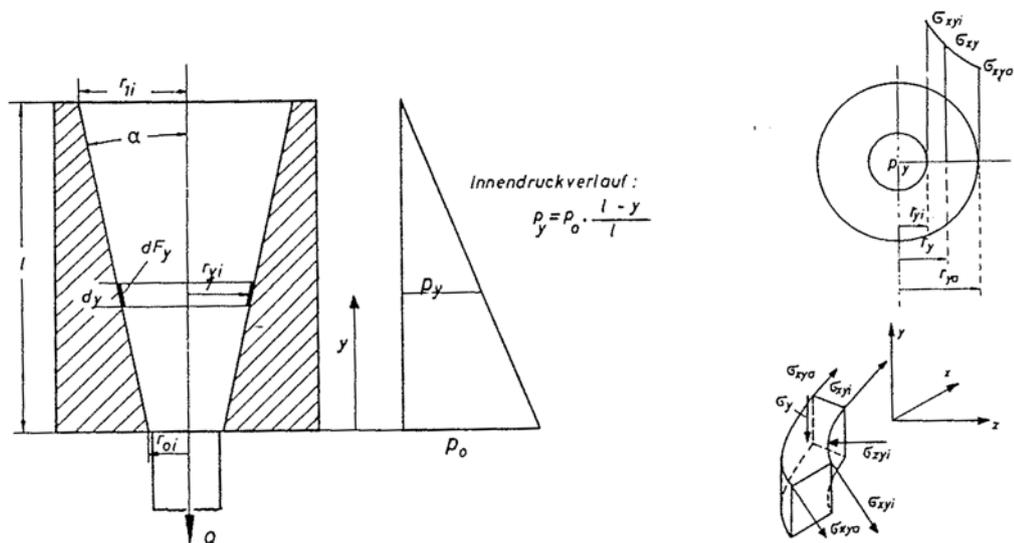


Abbildung 2.4: Berechnungsansatz von H.Müller (1971) zur Ermittlung der Hülsenbeanspruchung mittels der Modellvorstellung einer Kreisringscheibe. Als Konuspressung in der Grenzschicht zwischen Konus und Hülse wird näherungsweise ein aus Versuchen abgeleiteter sich linear vergrößernder Wert über die Konushöhe angenommen [Are97].

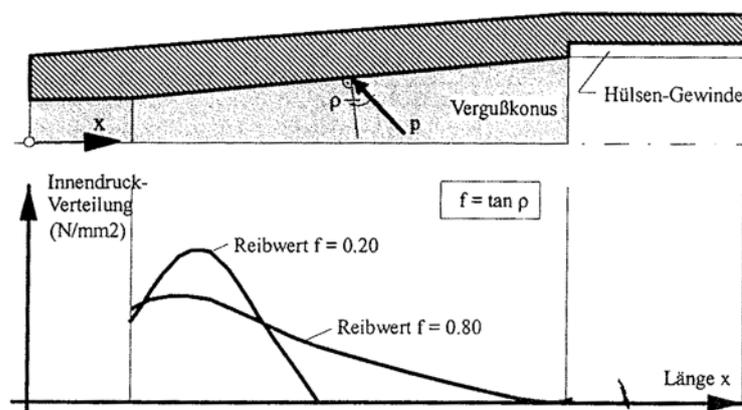


Abbildung 2.5: Ausgehend von in Versuchen gemessenen Dehnungen wurde von Engel und Rosinak (1974) eine iterativ zurückgerechnete Innendruckverteilung angegeben. Es wurde hierbei erstmals die Hülsenverformung in die Berechnung einbezogen [Are97].

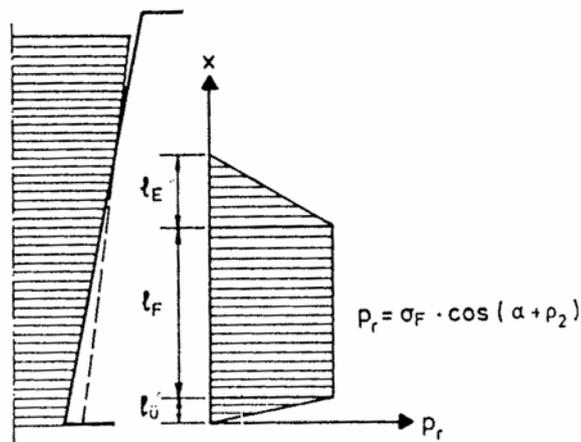


Abbildung 2.6: M.Patzak und U.Nürnbergger (1978) - Druckverteilung in der Grenzschicht zwischen Konus und Hülse unter Ansatz eines umgeformten Konusbereiches und einer unvollständig vergossenen Besenwurzel [Are97].

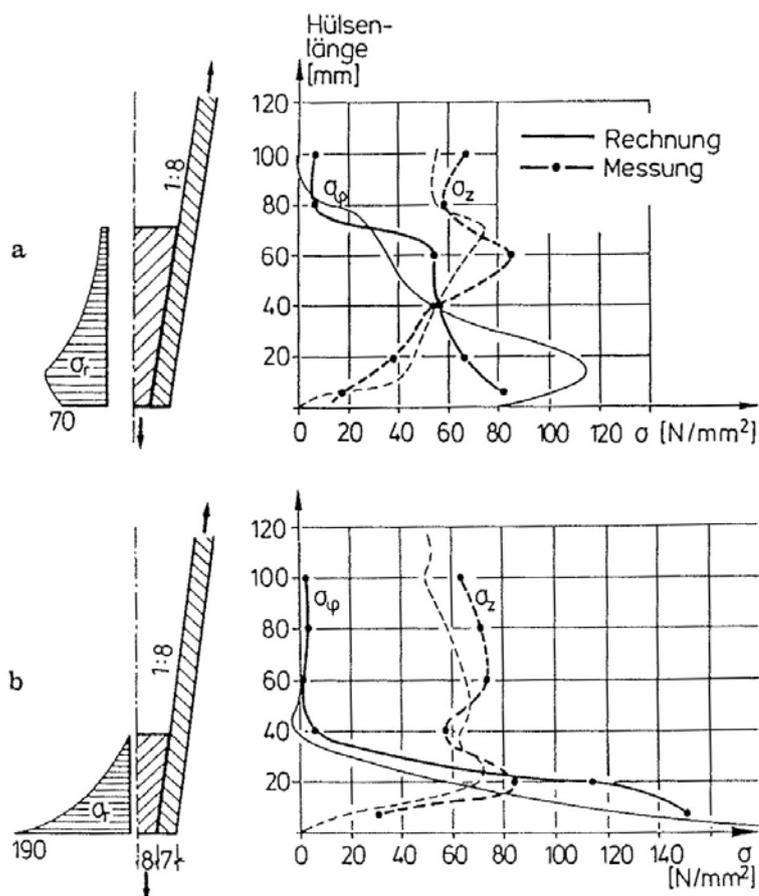


Abbildung 2.7: H.Gropper und K.Gabriel (1987) - Vergleich der gemessenen mit den gerechneten Spannungen (FEM) der Hülse für die Konuspressung im Belastungsfall 60 kN: a - reines Epoxidharz mit Aramidseil; b - gefülltes ungesättigtes Polyesterharz mit Stahlseil [GG87]

Mit den gesammelten Erfahrungen (Abbildungen 2.1 bis 2.7) über die zum Teil sehr komplexen Einflüsse auf die Innendruckverteilung der Verankerung und den heutigen technischen Möglichkeiten scheint eine wirklichkeitsnahe Ermittlung sowie Voraussage der Innendruckverteilung unter Verwendung von nichtlinearen Materialverhaltens (Kurz- und Langzeitverhalten) sowie von Bruchhypothesen und unter Berücksichtigung von Temperatureinflüssen, Kontaktproblemen, dreidimensionalen Spannungs- bzw. Verformungszuständen am besten durch eine finite Elemente (FE) Modellierung möglich zu sein. Ein Abgleich und eine Verifizierung des FE Berechnungsmodells mit Versuchsdaten einerseits und eine ingenieurmäßige Denkweise (Plausibilitätsüberprüfung) andererseits werden weiterhin als unverzichtbar angesehen.

## 2.2 Allgemeine Anforderungen an Verankerungssysteme für Faserverbundwerkstoffe (FVW)

Zur Verankerung von Zuggliedern aus Faserverbundwerkstoffen wurden in den vergangenen beiden Jahrzehnten bereits einige Verankerungssysteme, die sich in ihrem Aufbau und ihrer Wirkungsweise zum Teil erheblich unterscheiden, mit dem Ziel entwickelt, die abzutragenden Lasten möglichst direkt und einfach in das Bauwerk bzw. in den Untergrund einzuleiten. Die Umlagerung des eindimensionalen Spannungszustandes des Spannglieds auf freier Länge in einen mehrdimensionalen Spannungszustand in der Verankerung hat dabei auf kurzer Strecke zu erfolgen, um die Abmessungen der Verankerung entsprechend klein zu halten.

Die Forderungen, die unabhängig von der Art des Verankerungssystems zu erfüllen sind, lassen sich wie folgt zusammenfassen [RKKM83][RBH92][NO998][Gau03]:

1. Die Kurz- bzw. Zeitstandfestigkeit des FVW-Zugelements darf durch die Verankerungseffekte nicht wesentlich vermindert werden.
2. Es sollte eine ausreichende Dauerschwingfestigkeit vorliegen.
3. Das mechanische Verhalten der Verankerung darf durch Umwelteinflüsse nicht beeinträchtigt werden.
4. Das Verankerungssystem muss sicher und einfach herstellbar sein und eine hohe Lebensdauer aufweisen.

Um diesen Forderungen gerecht zu werden, müssen die auf freier Strecke auftretenden, eindimensionalen Zugspannungen entlang des Spanngliedes möglichst "sanft" in einen dreidimensionalen Spannungszustand innerhalb des Ankerkörpers übergeführt werden. Im Bereich der Verankerung ergibt sich für das Zugelement eine Beanspruchung durch Längszug, Querdruck und Schubspannungen. Da Faserverbundwerkstoffe aufgrund ihres anisotropen Aufbaus eine hohe Querdruckempfindlichkeit, niedrige interlaminaire Schubfestigkeit und einen geringen Widerstand gegenüber mechanischen Beanspruchung wie Reibung aufweisen, ist die Entwicklung effizienter Verankerungen für FVW besonders schwierig. Daher ist

bei Verankerungen für Faserverbunddrähte eine möglichst gleichmäßige Verteilung des am Zugelement angreifenden Querdrucks und der Schubspannungen über die Verankerungslänge anzustreben. Durch die Empfindlichkeit der faserverstärkten Kunststoffe gegenüber Querpressung sind diese nicht nur gleichmäßig zu verteilen, sondern gleichzeitig auch möglichst niedrig zu halten. Da der Großteil der einwirkenden Längsbeanspruchung im Spannglied über Schubspannungen in die Verankerung abgeleitet wird, ist bei der Gestaltung bzw. Ausführung der Verankerung ein optimales Verhältnis zwischen Querpressung und Schubspannung als Kernpunkt für ein optimales Tragverhalten in Rechnung zu stellen [Noi95][Kep85].

Um die Funktion bzw. Wirtschaftlichkeit einer solchen Verankerung beurteilen zu können, lässt sich ihre Ausnutzung durch das Verhältnis ( $\eta$  nach Formel (2.1)) der effektiven (im Versuch erreichten) zur maximalen rechnerischen Bruchlast (vom Hersteller garantierten Mittelwerte der Bruchlast, auch als garantierte Nennfestigkeit bezeichnet) definieren. Er gibt Auskunft darüber, inwieweit bzw. in welchem Maße die Zugfestigkeit des Zuggliedes durch das Verankerungssystem ausgenutzt werden kann [RBH92].

$$\eta = \frac{F_{u,eff}}{F_{u,cal}} \quad (2.1)$$

$F_{u,eff}$  effektive Bruchlast des Spanngliedes

$F_{u,cal}$  rechnerische Bruchlast des Zuggliedes

Die Kraft  $F_{u,cal}$  ergibt sich aus dem Gesamtbündelquerschnitt des Spanngliedes  $A_{tot}$  und der mittleren Materialfestigkeit  $\sigma_{II}$  in Faserlängsrichtung. In dieser Arbeit werden sämtliche rechnerische Bruchlasten  $F_{u,cal}$  mit der vom Drahthersteller garantierten Nennfestigkeit  $\sigma_{II}$  errechnet und somit auch die mechanischen Wirkungsgrade  $\eta$  auf die garantierte Nennfestigkeit bezogen.

Ein hoher mechanischer Wirkungsgrad unter statischer Beanspruchung stellt dabei eine wesentliche Grundlage für eine Lastabtragung unter dynamischer Beanspruchung dar, da dynamische Belastungen stets zu mehrfach überlagerten mechanischen Beanspruchungen im Vergleich zu statischen Beanspruchungszuständen im Verankerungssystem führen. Die dabei entstehenden, wenn auch teilweise geringen Relativverschiebungen zwischen FVW-Zugelement und Ankerkörper können eine größere Abnützung und somit ein frühzeitiges Versagen unter dynamischer Beanspruchung hervorrufen. Im Bereich der Gebrauchslast, die etwa 50 - 60 % der Bruchlast beträgt, sind Verbundbrüche zwischen Zugglied und Ankerkörper unbedingt zu vermeiden.

## 2.3 Vergussverankerungssysteme für CFK-Drähte

### 2.3.1 Allgemeines

Die Funktionsweise einer Vergussverankerung (die im Kapitel 2.1 Vergussverankerung für Stahlseile angeführten Einflussfaktoren und Betrachtungsweisen finden auch hier Anwendung) basiert in erster Linie auf einem guten Verbundverhalten zwischen dem Zugelement und dem Vergusskörper. Der durch adhäsive Kräfte zwischen beiden Komponenten hervorgerufene Verbund stellt im weitesten Sinne eine Klebung dar. Um eine einwandfreie Klebung zu erreichen, sollten für den Verguss von Zuggliedern aus Faserverbundwerkstoffen in der Verankerung Materialien zum Einsatz gelangen, die eine möglichst ähnliche chemische Struktur wie das für das FVW-Zugelement verwendete Matrixmaterial aufweisen. Da Kohlenstofffasern in der Regel in einer Epoxidharzmatrix eingebettet sind, liegt es nahe, als Vergussmasse ebenfalls Epoxidharz anzuwenden. Darüber hinaus weisen Epoxidharze eine Vielzahl von Eigenschaften auf, die für den Gebrauch in Vergussverankerungen günstig sind und in Kapitel 4.2 beschrieben werden.

Wie bei allen Klebungen sollten die im Verbund liegenden Komponenten eine saubere und fettfreie Oberfläche aufweisen. Eine Steigerung der "Adhäsionskräfte" und des Verbundverhaltens kann durch entsprechende Gestaltung der Oberflächen, etwa durch eine Oberflächenprofilierung oder Besandung des Zugstabes, erzielt werden.

Der Einfluss der Druckkräfte in Querrichtung zur Erhöhung des Haftverbundes zwischen Zugglied und Vergusskörper kann auch über die entsprechende Wahl einer konischen Geometrie des Vergusskörpers bzw. der Ankerhülse eingestellt werden. Die Querpressungen werden in diesem Fall durch den Einzug des Vergusskörpers in die Ankerhülse erzeugt. Die Wirkungsweise der konischen Vergussverankerungen ist somit dem der Keilverankerung sehr ähnlich (siehe Abbildung 2.2). Aus diesem Grund sind die Kontaktflächen zwischen dem Vergusskörper und der Ankerhülse möglichst glatt auszuführen, um den Einzug des Vergusskörpers entlang der Ankerhülse zu ermöglichen und die Ausbildung radialer Druckkräfte zu aktivieren. Die Innenform der Ankerhülse entspricht im einfachsten Falle einem Kegelstumpf; sie besitzt am lastnahen Ende den kleinsten und am lastfernen Ende den größten Durchmesser. Der Verlauf der Konusform im Längsschnitt kann dabei linear oder stufenförmig erfolgen. Eine mögliche Variante stellt auch eine trompetenförmige Innengeometrie der Ankerhülse dar. Es ist jedoch zu beachten, dass bei komplizierteren Formen die Herstellungskosten rasch ansteigen, ohne dabei erhebliche Vorteile zu erzielen [Noi95][ME000].

### 2.3.2 Konische Vergussverankerungen

Die beiden nachfolgend beschriebenen Vergussverankerungssysteme wurden speziell für Spannglieder aus unidirektionalen (UD) CFK-Drähten entwickelt und konstruiert.

An der Eidgenössischen Material- und Prüfungsanstalt Dübendorf (EMPA) in der Schweiz wurde in den achtziger Jahren ein Verankerungssystem für Drahtbündel aus kohlenstofffaserverstärkten Kunststoffen entwickelt und patentiert. Diese Vergussverankerung stellt

das derzeit gängigste und gebräuchlichste Verankerungssystem zur Verankerung von UD-CFK-Drahtbündeln dar (Abbildung 2.8).

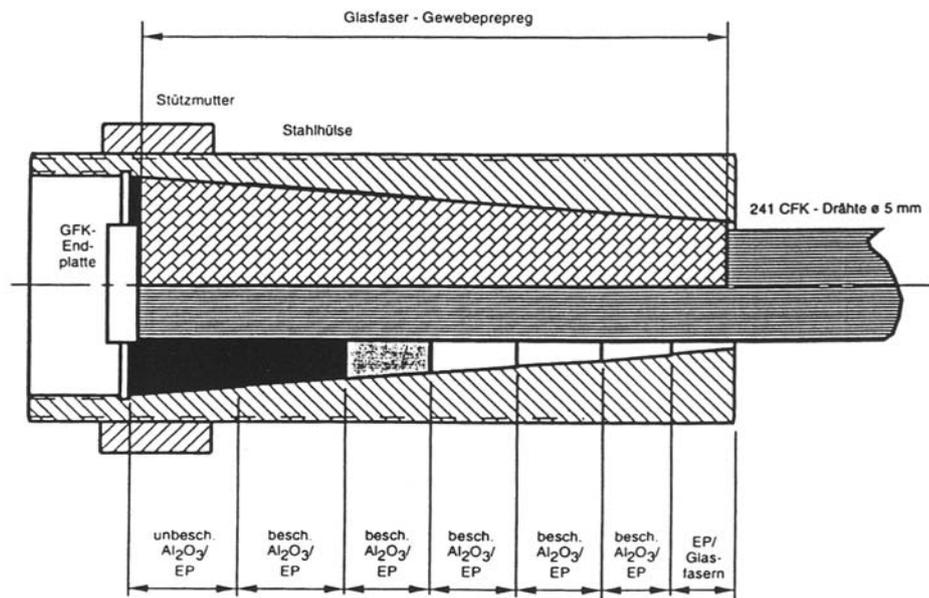


Abbildung 2.8: Schnitt durch das Verankerungsmodell einer konischen Vergussverankerung mit Gradientenmaterial (EMPA/BBRV) [MMB96]

Das Verankerungssystem besteht aus einer konischen Stahlhülse, in der das CFK-Spannglied in einer aushärtbaren Vergussmasse eingebettet wird. Um die hohen Querpressungen am lastnahen Ende der Verankerung zu verringern, wird das Material des Vergusskörpers so verändert, dass im lastnahen Bereich der Elastizitätsmodul gering ist und schichtweise bis zum lastfernen Bereich der Verankerung ansteigt. Der Aufbau dieses Gradientenmaterials ist durch Aluminiumoxidkugeln, die mit Epoxidharz beschichtet werden, gekennzeichnet. Die Kugeln sind in Abhängigkeit des Elastizitätsmoduls mit einer dicken (geringer Elastizitätsmodul) oder dünnen (höherer Elastizitätsmodul) Epoxidharzschicht umhüllt und werden vor dem Verguss der Verankerung in diese eingebracht [Mei95][ME998]. Der Verguss des verbleibenden Zwischenraums erfolgt mit einem dünnflüssigen Epoxidharz, in stehender Position und ist nur im Werk möglich. Durch die schichtweise Abstufung des Elastizitätsmoduls werden die Spannungsspitzen im Lasteinleitungsbereich reduziert und der Spannungsverlauf über die Ankerlänge, gegenüber herkömmlichen Ausführungen, geglättet (Abbildung 2.8 und 2.9).

Dauerschwingversuche mit über 10 Millionen Lastwechsel zeigten ebenfalls ein ausgezeichnetes Ermüdungsverhalten gegenüber herkömmlichen Verankerungssystemen (näheres siehe Kapitel 2.4.2 Brücke über die kleine Emme und Kapitel 2.4.1 Storchenbrücke).

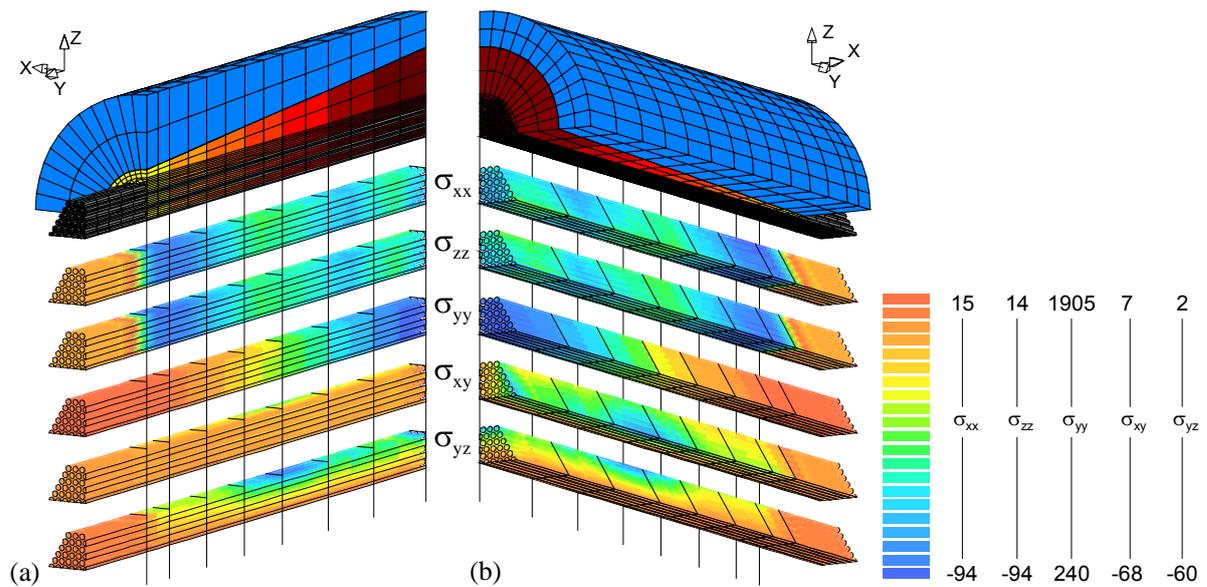


Abbildung 2.9: Ergebnis einer linear elastischen FE Berechnung (Reibung zwischen Vergusskörper und Stahlhülse wurde Null gesetzt) einer 91 Drahtverankerung mit 6 E-Modulabstufungen des Vergusskörpers. Spannungszustand (globales Koordinatensystem) in den CFK-Drähten für eine Spannkraft von 3.500 kN: a) Vorderansicht - lastnahe Verankerungsseite, b) Vorderansicht - lastferne Verankerungsseite [VKG03]

In einem Forschungsvorhaben der Projektpartner i.m.b.-ingenieurtechnologien für Materialprüfung und Bauwerkserhaltung GmbH, einem Tochterunternehmen der Dyckerhoff-Widmann AG München, und dem Lehrstuhl für Massivbau der Technischen Universität München aus den Jahren 1997 bis 1999 wurde eine dem Schweizer Modell ähnliche konische Vergussverankerung für unidirektional geführte Paralleldrahtbündel aus CFK-Drähten entworfen.

Aus patentrechtlichen Gründen wurde bei diesem System im Gegensatz zum zuvor beschriebenen Modell eine homogene Harzkomponente als Vergussmasse herangezogen. Damit war der Verguss der Verankerung auch in waagrechter Position möglich, wodurch die Herstellung wesentlich vereinfacht wurde. Um nun einen Abbau der Spannungskonzentrationen am lastnahen Ende und eine möglichst gleichmäßige Spannungsverteilung über die Ankerlänge zu erreichen, waren die gesamten Abmessungen der Verankerung, insbesondere jene in Längsrichtung, im Vergleich zu dem an der EMPA entwickelten Modell deutlich vergrößert. Dies führte bei steigender Drahtanzahl zu einer Schwächung des Wirkungsgrades und erheblichen Problemen in der Fertigung (Gewicht des Stahlköchers, porenfreie Injizierung der Vergussmasse unter Baustellenbedingungen und beschränkte Injizierdauer) (Abbildung 2.10). Die in statischen Zugversuchen ermittelten Bruchlasten werden für Spannglieder mit 7, 19 und 91 CFK-Drähten mit einem Drahtdurchmesser von 5 mm mit 340 kN, 870 kN und 3.600 kN angegeben. Sämtliche durchgeführten dynamischen Versuche (zwei Millionen Lastwechsel; Dauerlast  $\approx 0,65 \cdot$  Bruchlast und einer Schwingungsamplitude von  $2 \cdot \sigma_A = 150 - 200 \text{ N/mm}^2$ ) zeigten ein ausgezeichnetes Ermüdungsverhalten über die gesamte Versuchsdauer ohne Beeinträchtigung des Verankerungssystems hinsichtlich ihrer Tragfähigkeit [WI000].

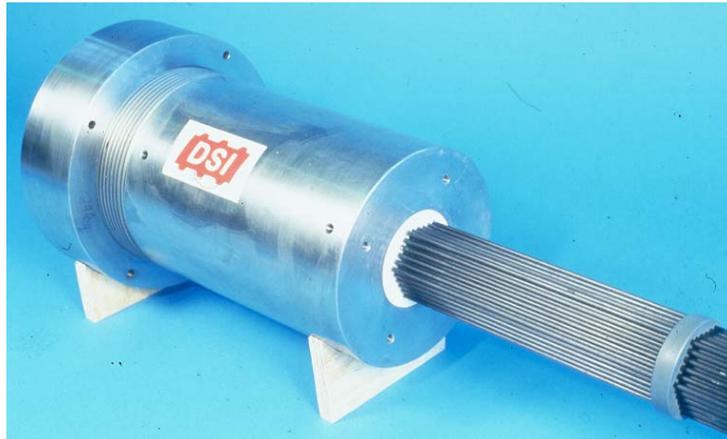


Abbildung 2.10: Verankerungsmodell einer konischen Vergussverankerung (DSI) [WI000]

## 2.4 Ingenieurbauten mit CFK-Spanngliedern

In diesem Kapitel werden Brückentragwerke, bei denen im Zuge des Neubaus oder einer Tragwerksverstärkung CFK-Spannglieder verwendet wurden, besprochen. Die jüngste Tragwerksverstärkung an der Brücke "Autobahnüberführung Golling" wurde mit dem in dieser Arbeit vorgestellten Verankerungssystem durchgeführt und wird detailliert in Kapitel 8 behandelt.

### 2.4.1 Storchenbrücke, Winterthur (Schweiz)

Eines der ersten Objekte, das mit CFK-Spanngliedern ausgestattet wurde, war die Storchenbrücke in Winterthur (Schweiz) (Abbildung 2.11). Die Storchenbrücke wurde nach 1 ½ jähriger Bauzeit am 27. Oktober 1996 dem Verkehr übergeben. Bei diesem Bauwerk handelt es sich um eine Schrägseilbrücke für den Straßenverkehr mit Spannweiten von 61 bzw. 63 Metern. Nach Absprache mit der Stadt Winterthur wurde entschieden, dass zwei der insgesamt 24 geplanten Schrägkabel durch Zugelemente aus CFK-Kabeln ersetzt werden. Der kombinierte Einsatz von CFK- und Stahlseilen war insofern möglich, da die Brückenplatte als relativ weiche Verbundkonstruktion ausgeführt wurde und unterschiedliche Längenänderungen der Materialien zufolge Temperaturbeanspruchung als auch unterschiedliche Lastkombinationen berücksichtigt werden konnten. Die Schrägkabel aus Stahl wurden aus 195, 156 bzw. 130 Drähten mit Durchmessern von 7 mm hergestellt, die beiden Schrägkabel aus CFK-Zugelementen wurden aus 241 hexagonal angeordneten UD-Drähten mit Durchmessern von 5 mm und einer Länge von 35 m gefertigt. Die CFK-Drähte wiesen einen Faservolumengehalt von 70 % auf; die verbleibende 30 % Querschnittsfläche wurden durch die verbleibende Epoxidharzmatrix abgedeckt. Bei einer Zugfestigkeit von  $3.300 \text{ N/mm}^2$  beträgt die rechnerische Kabelbruchlast eines CFK-Schrägkabels an dieser Brücke somit etwa 15.600 kN. Wie groß die tatsächliche Bruchlast der Verankerung ist, wird in keinem Bericht über die Brücke dokumentiert.

Die dynamischen Untersuchungen erfolgten, ohne Versagen des CFK-Spannglieds, sowohl für die Gebrauchslast des Brückenobjekts mit einer Dauerlast von  $\approx 1.800 \text{ kN}$  und einer Schwingungsamplitude in den CFK-Drähten von  $2 \cdot \sigma_A = 220 \text{ N/mm}^2$  (entspricht etwa einer Lastdifferenz zwischen Ober- und Unterlast von  $1.040 \text{ kN}$ ) mit  $\approx 2$  Millionen Lastwechsel als auch für eine Dauerlast von  $\approx 5.850 \text{ kN}$  und einer Schwingungsamplitude in den CFK-Drähten von  $2 \cdot \sigma_A = 270 \text{ N/mm}^2$  (entspricht etwa einer Lastdifferenz zwischen Ober- und Unterlast von  $1.280 \text{ kN}$ ) mit  $\approx 10,6$  Millionen Lastwechsel. Sowohl dem CFK-Draht als auch dem Verankerungssystem wird ein ausgezeichnetes Ermüdungsverhalten attestiert [BBR96][UM96][ME998] [BBR98][MW000].



Abbildung 2.11: Storchenbrücke, Winterthur (Schweiz) [Cse04] [ME998]

## 2.4.2 Brücke über die kleine Emme, Luzern (Schweiz)

Ein weiteres Objekt, das mit CFK-Spanngliedern ausgerüstet wurde, ist die Brücke über die Kleine Emme in der Nähe von Luzern (Schweiz) (Abbildung 2.12). Da die Brücke, die gemeinsam von Fußgängern und Radfahrern genutzt wurde, den verkehrstechnischen Anforderungen nicht mehr genügte, wurde beschlossen, ein neues Brückentragwerk zu errichten. Die Konstruktion besteht aus einem aufgelösten Druckbogen-Zugband-System mit entsprechenden Ausfachungen zwischen den beiden Tragelementen. Die Betonplatte des Druckbogens trägt gleichzeitig in Längs- und Querrichtung und erlaubte einen konventionellen Aufbau der Abdichtungen und des Geh- bzw. Radwegbelags. Das Zugband setzt sich aus einem dickwandigen Stahlrohr mit innenliegender Vorspannung zusammen. Dabei handelt es sich um zwei CFK-Spannglieder mit je 91 UD-Drähten und einem Durchmesser von  $5 \text{ mm}$ , die in hexagonaler Form angeordnet sind. Vergleicht man das Gewicht eines CFK-Spanngliedes mit jenem von Spannstahl, so konnte in diesem Fall bei gleicher Bruchlast eine Gewichtsersparnis von über  $80 \%$  gegenüber Spannstahl erzielt werden ( $2,7 \text{ kg/m}$  anstelle von  $14,9 \text{ kg/m}$ ). Die CFK-Spannglieder wurden auf je  $2.400 \text{ kN}$  bei einer effektiv möglichen Bruchlast von über  $4.000 \text{ kN}$  vorgespannt. Vor dem Einsatz dieses Verankerungssystems wurde unter anderem auch das Ermüdungsverhalten der CFK-Spannkabel untersucht. Die dynamische Untersuchung erfolgte mit einer Dauerlast von  $2.400 \text{ kN}$  und einer Schwingungsamplitude in den CFK-Drähten von  $250 \text{ N/mm}^2$ , bei mehr als 10 Millionen Lastwechseln. Wie bei der Storchenbrücke wurde auch bei der Brücke über die Kleine Emme zur Verankerung der CFK-Spannglieder das an der EMPA entwickelte System

mit Gradientenmaterial eingesetzt. Die Brücke, die eine Spannweite von 47 Metern besitzt, wurde im Dezember 1998 ihrem Bestimmungszweck übergeben [BBR99][BKS99][MW000].



Abbildung 2.12: Brücke über die Kleine Emme, Luzern (Schweiz) [Cse04] [BKS99]

### 2.4.3 Brücke über den Ri di Verdasio (Schweiz)

Bei der Brücke über den Ri di Verdasio im Tessin (Schweiz) wurden im Rahmen einer Zustandsuntersuchung gravierende Korrosionsschäden an den Spannkabeln zufolge massiver Chlorideinwirkung festgestellt, wobei eines der vier Stahlspannglieder durch Lochfraß (Schäden infolge Tausalzangriff) ausgefallen war. Obwohl die Tragsicherheit der Brücke trotz des gravierenden Zustandes der Spannglieder noch weitgehend gegeben war, wurden seitens der Bauherrschaft umgehende Instandsetzungsmaßnahmen und eine vollkommene Wiederherstellung der ursprünglichen Tragfähigkeit gefordert. Die Brücke stellt einen zweifeldrigen Stahlbeton-Kastenträger mit 31 bzw. 38 Metern Spannweite dar. Nachdem an der EMPA Untersuchungen an umgelenkten CFK-Paralleldraht- und CFK-Litzenbündeln erfolgreich abgeschlossen worden waren, bot sich bei diesem Projekt erstmals die Gelegenheit, die vier Stahlspannglieder durch externe, im Brückenkasten polygonal verlaufende CFK-Spannglieder zu ersetzen. Die Spannglieder wurden aufgrund der beschränkten Platzverhältnisse für die Ankerkörper mit 19 hexagonal angeordneten UD-Drähten und einem Durchmesser von 5 mm kleiner als in den zuvor beschriebenen Objekten ausgeführt. Bei einer Bruchlast von 910 kN pro Kabel wurden die Spannglieder auf 600 kN vorgespannt. Die Detailplanung für die Sanierung wurde von BBR durchgeführt. Die Verankerung der CFK-Spannglieder erfolgte auch hier ebenso durch das an der EMPA entwickelte Verankerungssystem mit einem abgestuften Vergusskörper. Die Baumaßnahmen konnten im Dezember 1998 ohne nennenswerte Einschränkung des Verkehrs erfolgreich abgeschlossen werden [BBR99][GKCH99][ME000][MW000].

### 2.4.4 Dintelhavenbrücke, Rotterdam (Niederlande)

Die Dintelhavenbrücke liegt im Stadtgebiet von Rotterdam und wurde zur besseren Erschließung des Hafengebiets "Maasvlakte" über die niederländische Autobahn A15 konzipiert und errichtet (Abbildung 2.13). Bei der Querung handelt es sich um zwei getrennte parallele Brückenbauwerke, die als dreifeldriger Stahlbetonkastenträger mit einem einfachen und einem doppelten Kastenquerschnitt und einer Hauptspannweite von 185 bzw. 192 Metern ausgeführt sind.



Abbildung 2.13: Dintelhavenbrücke, Rotterdam (Niederlande), Herstellung der Brücken nach der Freivorbaumethode [Cse04]

Im Zuge eines gemeinsamen Projekts des Baureferats des niederländischen Verkehrsministeriums mit dem Zentrum für Forschung und Normung im Bauwesen (CUR) wurde beschlossen, die erste der beiden Brücken zusätzlich neben den konventionellen Stahlspanngliedern mit jeweils zwei zusätzlichen CFK-Spanngliedern über den beiden Brückenspannweiten auszustatten (Abbildung 2.14). Im Hinblick auf die große Spannweite wurde ein externer Spanngliedverlauf im Brückenkasten angeordnet. Durch die Wahl einer externen Führung der Spannkabel außerhalb der Deckenplatte konnte an Plattenstärke gespart und die erforderliche Vorspannkraft durch das geringere Eigengewicht reduziert werden. Die Spannglieder mit einer Länge von 75 Metern wurden aus 91 hexagonal angeordneten UD-Drähten mit einem Durchmesser von 5 mm zusammengesetzt und auf eine anfängliche Kraft von 2.650 kN bei einer Bruchlast von über 4.000 kN je Spannglied vorgespannt.

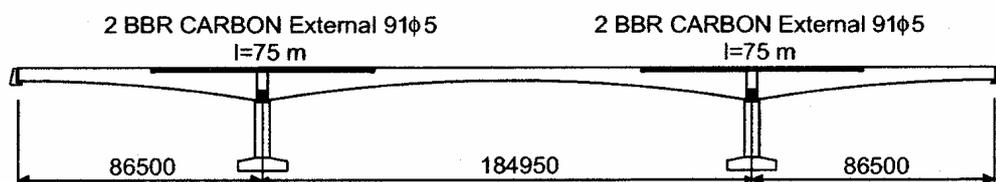


Abbildung 2.14: Lage der CFK-Spannglieder im Bauwerk [VKG03]

Wie bei den vorangegangenen Objekten basieren die Verankerungen auch in diesem Fall auf dem an der EMPA entwickelten Verankerungssystem mit Gradientenwerkstoff. Weiters wurden in experimentellen Untersuchungen die Kurzzeitfestigkeit (Zugversuche), die

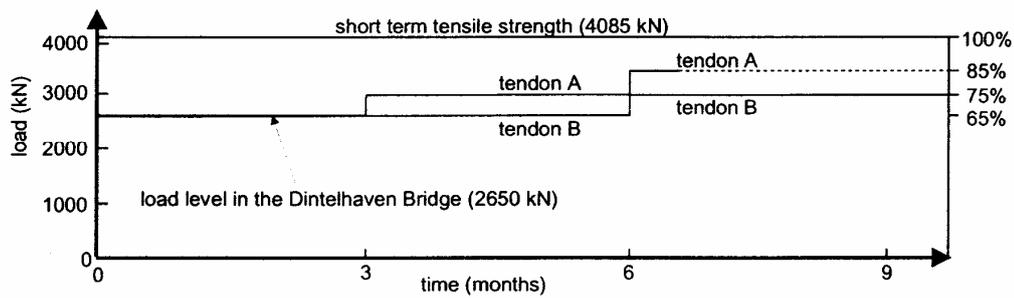


Abbildung 2.15: Belastungsgeschichte der CFK-Testspannglieder A und B [VE002]

Ermüdungsfestigkeit und die Dauerstandfestigkeit des Ankersystems untersucht. Die Belastungsgeschichte für die beiden Dauerstandsversuche ist in Abbildung 2.15 dargestellt. Aus dieser ist erkennbar, dass das Spannglied A kurz nach dem Erhöhen der Spannkraft auf 85 % der Kurzzeitfestigkeit infolge Kriecherscheinungen des Vergusskörpers gerissen ist.

Die Bauarbeiten konnten mit der Fertigstellung des zweiten Brückentragwerks im Sommer des Jahres 2001 endgültig abgeschlossen und die Brücke dem Verkehr übergeben werden [H0998][BBR98][VE002][VKG03].

### 2.4.5 Laroin-Fußgängerbrücke

Die neu errichtete Fußgängerbrücke nahe der Ortschaft Laroin in Südfrankreich führt über den Gave de Pau-Fuss in Südfrankreich und bietet den Bewohnern und Touristen Zugang zu dem neu geschaffenen Wassersport- und Freizeitpark auf der anderen Seite des Flusses (Abbildung 2.16). Sie wurde von dem französischen Unternehmen Freyssinet geplant und ausgeführt.



Abbildung 2.16: Laroin Fußgängerbrücke (Frankreich) [htt08]

Das verwendete CFK-Material wurde von der Firma Soficar (Frankreich) hergestellt. Die Brücke weist eine Spannweite von 100 Metern auf, deren Einwirkungen über acht Schrägkabelpaare in zwei umgekehrte V-förmige Stahlpylone abgetragen werden. Die sechzehn Schrägkabel variieren in ihrer Länge zwischen 20 und 45 Metern und sind aus je 14 bzw. 21 CFK-Drähten mit einem Durchmesser von 6 mm zusammengesetzt. Die Rückhaltekel der Pylone wurden aus einem Litzenspannglied aus Spannstahl hergestellt.

Bei der Verankerung der Schrägkabel handelt es sich um ein modifiziertes Keilverankerungssystem der Firma Freyssinet. Im Gegensatz zu einer gewöhnlichen Keilverankerung wurde zwischen den Keilen und dem CFK-Draht eine polsternde Schicht zur Abminderung der Querpressungen eingelegt, wodurch die unter Belastung auftretende Keilwirkung nicht unmittelbar auf das Zugglied erfolgt. Darüber hinaus wurde die Verankerung mit Petroleumwachs injiziert und mit einer Abdeckung über dem Ankerkörper versehen, um so die Verankerung vor Wasserzutritt zu schützen. Die Brücke wurde im Jahre 2002 ihrem Bestimmungszweck übergeben [Rus02][Fre02][RB03] [htt08].

## 2.4.6 Bridge Street Bridge

Die Brücke Bridge Street befindet sich in der Nähe der City of Southfield und überbrückt den Fluss Rouge River in den Vereinigten Staaten von Amerika. Sie besteht aus zwei nebeneinander parallel verlaufenden Brücken mit je drei Feldern mit einer Spannweite von je 20 m (Abbildung 2.17 und 2.18). Die Brücke ist mit insgesamt 60 Kohlefaser Spanngliedern unterspannt, wobei jedes Spannglied aus 37 CFK-Litzen besteht und eine Bruchlast von 1.410 kN aufweist. Außergewöhnlich an dieser Brücke ist nicht nur die externe Unterspannung der Brückenkonstruktion sondern auch die schlaaffe CFK-Längsbewehrung in den Doppel-T-Trägern [GASN<sup>+</sup>02][GASN<sup>+</sup>03][RC03].



Abbildung 2.17: Übersichtsskizze der Bridge Street Bridge [GASN<sup>+</sup>03]

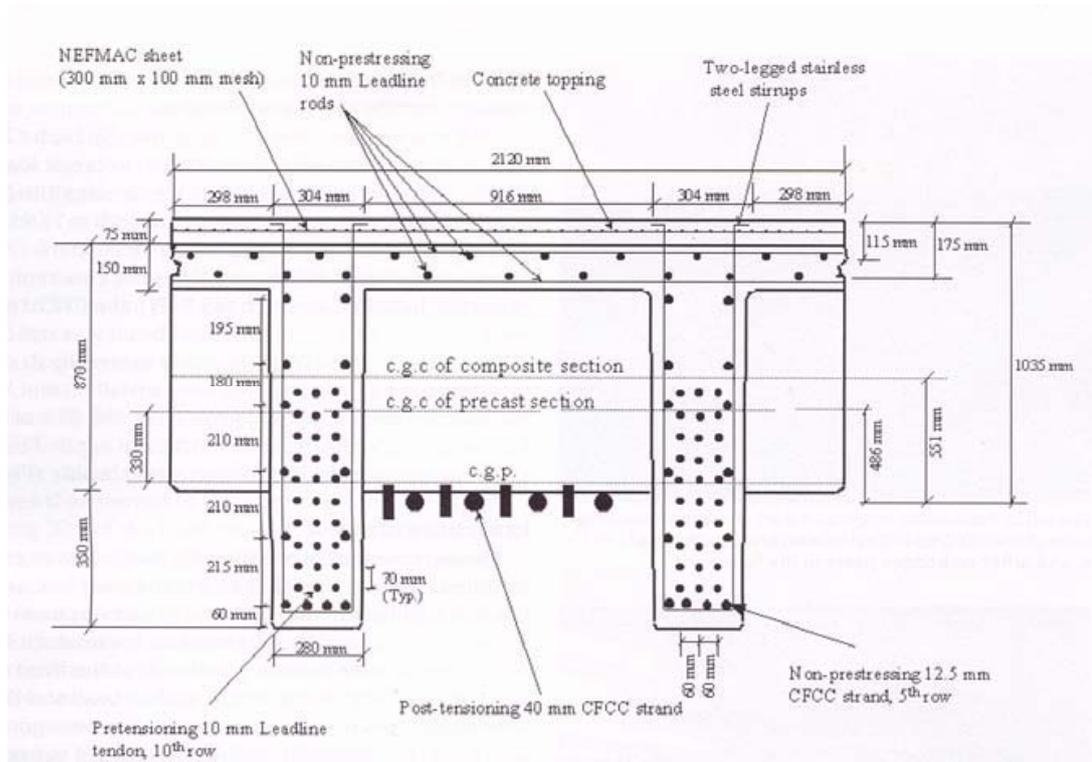


Abbildung 2.18: Querschnitt der Längsträger [GASN+03]

## 2.4.7 Zusammenfassung

Die wesentlichsten Daten der beschriebenen Bauwerke sind in Tabelle 2.1 zusammengefasst. Das Sanierungsvorhaben Golling – die CFK-Spannglieder sind mit dem in dieser Arbeit vorgestellten Verankerungssystem ausgestattet – liegt bei der eingebauten Gesamtmenge des CFK-Materials im europäischen Spitzenfeld [Hor05a].

<i>Brücke</i>	<i>Kabelhersteller</i>	<i>Kabelgrösse</i>	<i>Kabelbruchlast</i>	<i>CFK Gesamtlänge</i>	<i>CFK Gesamtmenge</i>
<i>[-]</i>	<i>[-]</i>	<i>[-]</i>	<i>[kN]</i>	<i>[m]<sup>3</sup></i>	<i>[kg]<sup>3</sup></i>
<i>Storchenbrücke Winterthur (1996, CH)</i>	<i>EMPA/BBRV</i>	<i>241 Drähte Ø5 mm</i>	<i>15.600<sup>2</sup></i>	<i>16.780</i>	<i>512</i>
<i>Brücke ü. d. Kleine Emme (1998, CH)</i>	<i>EMPA/BBRV</i>	<i>91 Drähte Ø5 mm</i>	<i>4.300<sup>1</sup></i>	<i>8.555</i>	<i>261</i>
<i>Brücke ü. d. Ri di Verdasio (1999, CH)</i>	<i>EMPA/BBRV</i>	<i>19 Drähte Ø5 mm</i>	<i>910<sup>1</sup></i>	<i>5320</i>	<i>162</i>
<i>Dintelhavenbrücke (2001, NL)</i>	<i>EMPA/BBRV</i>	<i>91 Drähte Ø5 mm</i>	<i>4.085<sup>1</sup></i>	<i>27.300</i>	<i>833</i>
<i>Bridge Street bridge (2002, USA)</i>	<i>Tokyo Rope</i>	<i>CFK-Litze × 37 Draht Ø10 mm</i>	<i>1.410<sup>1</sup> 205<sup>1</sup></i>	<i>1.135 15.120</i>	<i>1.325 1.675 Ges. 3.000</i>
<i>Laroin Footbridge (2002, F)</i>	<i>Freyssinet</i>	<i>21 Drähte Ø6 mm</i>	<i>1.600<sup>1</sup></i>	<i>10.100</i>	<i>441</i>
<i>Autobahnüberführung Golling A10 (2003, A)</i>	<i>TU-Wien/VT</i>	<i>37 Drähte Ø5 mm</i>	<i>1.900<sup>1</sup></i>	<i>23.100</i>	<i>705</i>
<sup>1</sup> <i>Kabelbruchlast aus statischen Zugversuchen</i>					
<sup>2</sup> <i>theoretische Bruchlast ermittelt aus den Bruchlasten der Einzeldrähte</i>					
<sup>3</sup> <i>aus Publikationen errechnete Gesamtmenge</i>					

Tabelle 2.1: Zusammenstellung von ausgewählten Ingenieurbauten mit CFK-Spanngliedern

# Kapitel 3

## Segmentierte Vergussverankerung

Die wesentlichen Grundsätze, die bei der Entwicklung einer effizienten Vergussverankerung von Bedeutung sind, wurden bereits in den Kapiteln 2.2 (Allgemeine Anforderungen an Verankerungssysteme) und 2.3 (Vergussverankerungssysteme für CFK-Drähte) angeführt. Das hier vorgestellte Verankerungssystem erreicht diese über eine spezielle Formgebung der Hülsegeometrie. Eine optimale Ausnutzung der hervorragenden Materialeigenschaften des CFK ist dadurch möglich.

### 3.1 Ausgangslage und Verlauf der Entwicklung

Mit dem Patent (DE 100 10 564 C 1, EP 1 259 679 B1) von Kollegger aus dem Jahre 2000 mit dem Titel "Verankerung für ein Zugelement aus Faserverbundwerkstoff" wurde der Grundstein für die Entwicklung der mittlerweile als zylindrisch bzw. konisch segmentierte Vergussverankerung bezeichneten Verankerungen gelegt (Abbildung 3.1).

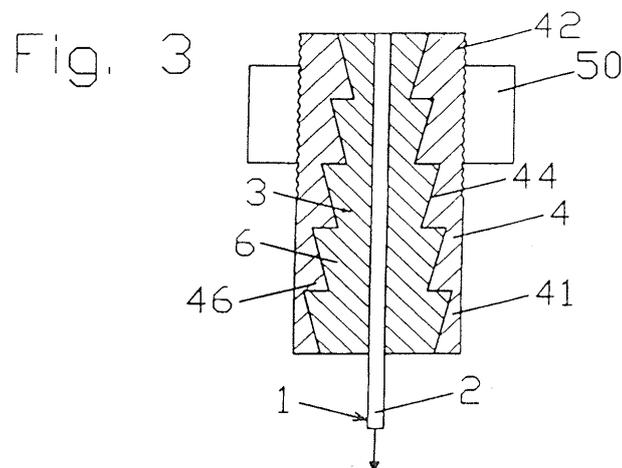


Abbildung 3.1: Eine im Patent EP 1 259 679 B1 dargestellte Vergussverankerung

In meiner Diplomarbeit [Hor02] von 2001 bis 2002 wurde mir erstmals die Gelegenheit geboten, sich mit dem interessanten Thema der Verankerung von Faserverbundwerkstoffen auseinanderzusetzen. Es wurden die ersten Zugversuche an Spanngliedern mit 7 und 19 CFK-Drähten mit der konisch segmentierten Verankerung durchgeführt und die Versagensursache detailliert angeführt. Als Bruchursache wurde bei allen durchgeführten Zugversuchen Verbundbruch zwischen CFK-Draht bzw. dem gesamten CFK-Zugelement (CFK-Drähte und dem dazwischenliegenden Vergussmaterial) und dem umliegenden Vergussmaterial festgestellt. Es kann angenommen werden, dass entweder der für die Übertragung der Verbundspannungen benötigte Querdruck zu gering war bzw. die CFK-Drähte aufgrund der zu geringen Verbundwirkung der glatten Oberfläche aus dem Epoxidharz herausgezogen wurden. Weiters zu erwähnen wäre, dass infolge einer sehr hohen Reibung zwischen Vergusskörper und Stahlhülse eine wesentlich größere aufnehmbare Verbundspannung zwischen dem CFK-Zugelement und dem Vergusskörper als bei reibfreier Lagerung des Vergusskörpers an der Stahlhülse zur versagensfreien Lastabtragung nötig ist. Der mechanische Wirkungsgrad (errechnet nach Formel (2.1)) der getesteten konisch segmentierten Vergussverankerungen bewegt sich bei den 7-Drahtverankerungskörpern zwischen 30 und 94 % und bei den 19-Drahtverankerungskörpern (Abbildung 3.2) zwischen 90 und 94 %. Trotz der großen Streuungen des Wirkungsgrades der 7-Drahtverankerungen kann ein sehr gutes Ergebnis für die erste Testserie festgehalten werden.

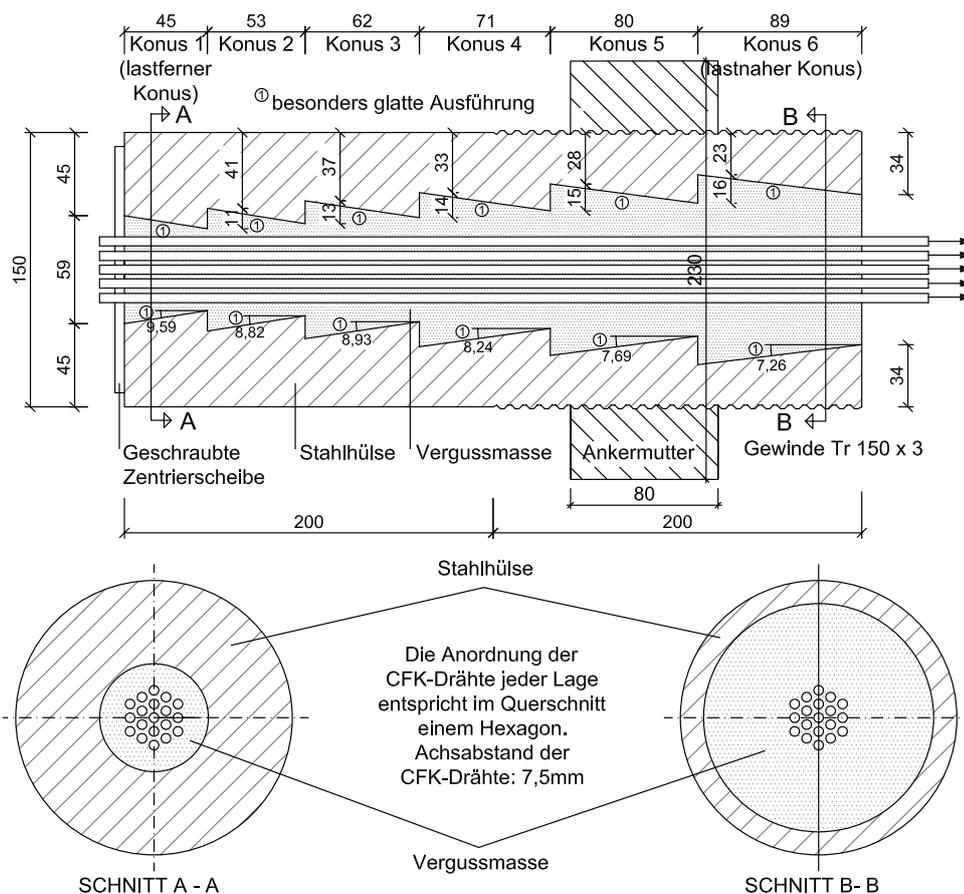


Abbildung 3.2: Verankerungstyp 19 I

Im Jahre 2003 wurde von Gaubinger eine Dissertation zu dem Thema der patentierten segmentierten Vergussverankerung verfasst [Gau03]. Diese kann als erster Schritt zur Entwicklung dieses neuen Verankerungssystems angesehen werden. In der ersten Hälfte dieser Dissertation wird das Ergebnis einer umfassenden Literaturrecherche betreffend der Materialien und der vorhandenen Vergussverankerungen für Spannglieder aus Faserverbundwerkstoffen für den damaligen Stand der Technik dargelegt.

Die zweite Hälfte beschäftigt sich mit der rechnerischen und experimentellen Ermittlung des Verbundverhaltens zwischen CFK-Draht und Vergusskörper, dem Entwurf einer konisch innen profilierten Eindrahtverankerung und dem Versuch einer Modellbildung für das konisch segmentierte Verankerungssystem. Die Ergebnisse der Zugversuche aus meiner Diplomarbeit [Hor02] sind sinngemäß wiedergegeben.

Die konisch innen profilierte Eindrahtverankerung führte auf Grund eines frühzeitigen Verbundbruches zu keinem verwertbaren Ergebnis (mechanischer Wirkungsgrad errechnet nach Formel (2.1): 33-54 %). Da die konisch innen profilierte Eindrahtverankerung für die Entwicklung des hier beschriebenen segmentierten Vergussverankerungssystems keinen wesentlichen Beitrag liefert wird nicht näher darauf eingegangen.

Die Ermittlung einer Verbundspannungs-Schlupfbeziehung erfolgte durch experimentelle Untersuchungen anhand zylindrischer Eindrahtverankerung mit innen profilierter Hülsoberfläche, d.h. Ermittlung des Verbundverhaltens an querdrucklosen Verankerungssystemen. Der Verlauf der Verbundspannungs-Schlupfbeziehung wurde mit einer linear elastischen axialsymmetrischen FE-Berechnung zurückgerechnet. Nachfolgende Parameter beeinflussen das Verbundverhalten und wurden variiert (Klammerwerte):

- \* die Gesamtverbundlänge bzw. Ankerlänge (200 mm bzw. 400 mm)
- \* die Dicke des Vergusskörpers (2 mm bzw. 10 mm)
- \* Drahtoberfläche (glatt bzw. besandet)

Das beste Ergebnis wurde mit einer Ankerlänge von 200 mm, 2 mm Vergusskörperdicke und besandeter Drahtoberfläche erreicht. Die maximal aufnehmbare Verbundspannung bei Erreichen der Drahtbruchlast (49,1 kN) wird mit 22 N/mm<sup>2</sup> angegeben.

Die Modellierung der konisch segmentierten 1-, 7- und 19-Drahtverankerung (Verankerungstyp 19 I - Geometrie siehe Kapitel 3.3) wurde auf der Basis eines Stabwerkmodells und unter Ausnutzung der (je nach Drahtzahl annähernden) Radialsymmetrie des Verankerungssystems bzw. mit Hilfe einer linear elastischen axialsymmetrischen FE-Berechnung vorgenommen. Die verwendeten Materialdaten sind der einschlägigen Fachliteratur entnommen worden.

Die Schwächen der durchgeführten Modellbildung können wie folgt zusammengefasst werden:

- \* Durch die Idealisierung des CFK-Zugelementes als Verbundring (Radialsymmetrische Betrachtung der hexagonal angeordneten CFK-Drähte) werden die tatsächlichen Steifigkeitsverhältnisse nur annähernd erfasst und eine genaue Angabe über

den Beanspruchungszustand (Querdruckspannung und Schubspannung) des CFK-Drahtes ist nur bedingt möglich.

- \* Die Lagerung des Vergusskörpers wurde als Gleitlagerung ausgebildet, d.h. die Stahlhülse wurde in beiden Modellen nicht mitmodelliert. Durch diesen Umstand werden Einflüsse auf die Spannungszustände im Vergusskörper und somit auch im CFK-Draht infolge einer eventuellen Hülsenverformung (ist in der Regel nicht unendlich steif ausgebildet) nicht erfasst. Eine vorhandene Hülsenverformung verringert die Radialspannung.
- \* Durch die Gleitlagerung des Vergusskörpers wurde die Reibung zwischen Vergusskörper und Stahlhülse Null gesetzt. Durch eine vorhandene Reibung (eine reibungslose Lagerung ist in der Praxis nahezu nicht herstellbar) wird der Querdruck, bei steigender Schubbeanspruchung des Vergusskörpers und des CFK-Drahtes, reduziert, d.h. die Lastabtragung wird erheblich durch die Reibung beeinflusst. Weiters kommt es zu einer höheren Verbundbeanspruchung zwischen dem CFK-Draht und umgebendem Vergusskörper. Wie in den nachfolgenden Kapiteln noch gezeigt wird, handelt es sich bei dem segmentierten Vergussverankerungssystem um ein Verankerungssystem mit großer Reibfläche. Bei der Entwicklung des segmentierten Vergussverankerungssystems ist daher die Berücksichtigung der Reibung als unabdingbar anzusehen.

Da sich die Produktion der konisch segmentierten Eindrahtverankerung aufgrund ihrer kleinen Innenabmessungen als äußerst schwierig herausstellte, konnten keine Zugversuche durchgeführt werden. Das Ergebnis der Zugversuche an den 7- und 19-Drahtverankerungen ist wie oben dargelegt in meiner Diplomarbeit [Hor02] beschrieben. Die Schwächen bei der Modellierung, vor allem die Vernachlässigung der Reibung zwischen Vergusskörper und Stahlhülse und die damit zu gering berücksichtigte große Schubbeanspruchung der Grenzschicht zwischen der äußersten CFK-Lage und dem Vergusskörper, spiegelt die oben beschriebene Hauptversagensursache – Verbundbruch – deutlich wieder. Der maximale Querdruck und dessen Verlauf bei der entsprechenden Kabelbruchlast wurde nicht angegeben.

Im Gegensatz zur Dissertation von Gaubinger [Gau03], wird in dieser Arbeit die Lösung und Entwicklung der segmentierten Vergussverankerung zunächst über linear elastische dreidimensionale FE-Berechnungen – Berücksichtigung der genauen Steifigkeitsverhältnisse (inklusive der Stahlhülse) sowie der Reibung zwischen Vergusskörper und Hülse – durchgeführt. Diese bilden die Grundlage für die experimentellen Untersuchungen. Nach erfolgtem Zugversuch (CFK-Testspannglieder) und der genauen Ermittlung der einzelnen Materialparameter, in erster Linie ist das nichtlineare Verhalten des Vergusskörpers von Interesse, erfolgte für sämtliche Verankerungstypen ein Abgleich der erhaltenen Messdaten mit einer nicht linearen Finite Elemente (NL-FE) Berechnung. Durch den genauen Beanspruchungszustand der Verankerung bei Kabelbruchlast können nun Grenzwerte für die einzelnen Spannungskomponenten (Schubspannung und Radialspannung) angegeben werden.

In den nachfolgenden Kapiteln wird das neue und bereits erwähnte segmentierte Vergussverankerungssystem und dessen Funktionsprinzip vorgestellt.

## 3.2 Funktionsprinzip

Das entwickelte zylindrisch und konisch segmentierte Vergussverankerungsmodell ist neben einer optimalen Ausnutzung des Verankerungssystems auch auf eine wirtschaftliche und für die Baupraxis zweckmäßige Herstellung ausgerichtet. Um unter Berücksichtigung der anisotropen Materialeigenschaften der Kohlenstofffasern eine gleichmäßige Spannungsverteilung entlang des CFK-Zugelementes innerhalb des Verankerungskörpers zu erzielen und die auftretende Radialspannung in der Verankerung (vor allem im lastnahen Verankerungsbereich) zu minimieren und über eine angemessene Krafteinleitungsstrecke aufzubringen (Vermeidung von großen Gradienten), wird die geometrische Form einer herkömmlichen konischen Spanngliedverankerung gedanklich in einzelne Segmente zerlegt und anschließend in umgekehrter Reihenfolge wieder zusammengesetzt (Abbildung 3.3) [HGD<sup>+</sup>04] [Hor06b].

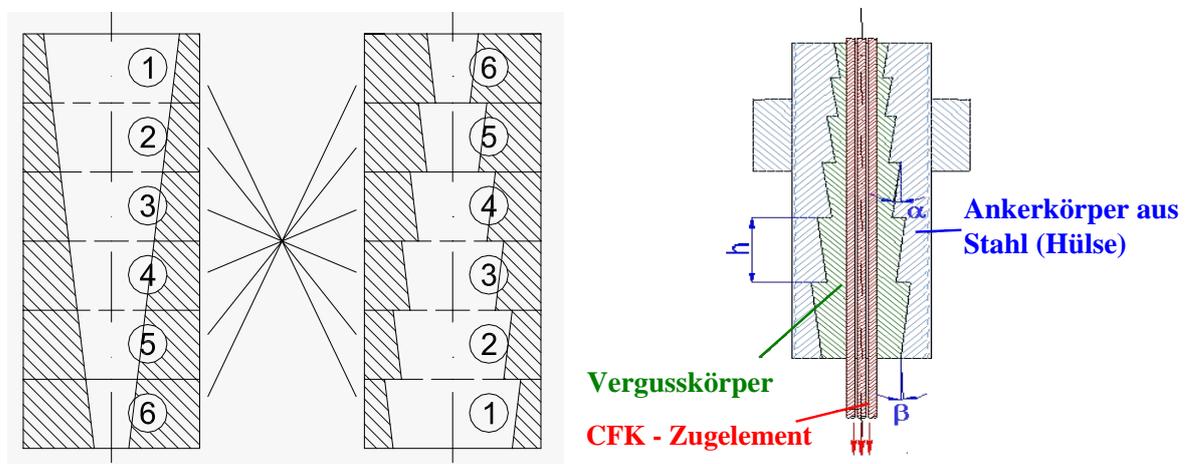


Abbildung 3.3: Schematische Darstellung der konisch segmentierten Vergussverankerung

Auf diese Weise wird der Vergusskörper am lastnahen Verankerungsende aufgeweitet und zum lastfernen Ende hin verjüngt. Aufgrund des größeren Durchmessers des Vergusskörpers und seiner geringeren Steifigkeit gegenüber der Stahlhülse wird die Radialspannung im lastnahen Verankerungsbereich abgebaut und in die lastferneren Verankerungsbereiche abgeleitet. Die auftretenden Spannungsspitzen werden somit reduziert und über die gesamte Ankerlänge gleichmäßig verteilt. Gleichzeitig ist jedoch ein gewisses Maß an Querdruck erforderlich, um einen vorzeitigen Auszug des CFK-Spanngliedes aus der Verankerung zu verhindern. Die Innenfläche der Stahlhülse ist daher gegenläufig ausgeführt und möglichst glatt auszubilden, um – vergleichbar mit einer konventionellen Keilverankerung – ein gezieltes Abgleiten des Vergusskörpers zusammen mit dem CFK-Zugelement entlang der Konussegmente unter herrschender Zugbeanspruchung des CFK-Elementes zu ermöglichen und somit einen kontrollierten Querdruck auf das Zugelement herzustellen [HO005a] [Hor04].

Die Regulierung des Querdrucks bzw. der auftretenden Spannungen entlang des hexagonalen CFK-Zugelementes erfolgt durch die Wahl bzw. Einstellung der folgenden geometrischen Parameter (Abbildung 3.2):

1. Neigungswinkel  $\alpha$  der einzelnen Konussegmente,
2. Neigungswinkel der Gesamtöffnung  $\beta$  des Vergusskörpers,
3. Länge der einzelnen Konussegmente  $h$  bzw. Gesamtlänge der Verankerung (Hülslänge)
4. Abstand äußerste CFK-Lage zum kleinsten Innendurchmesser der Verankerung.

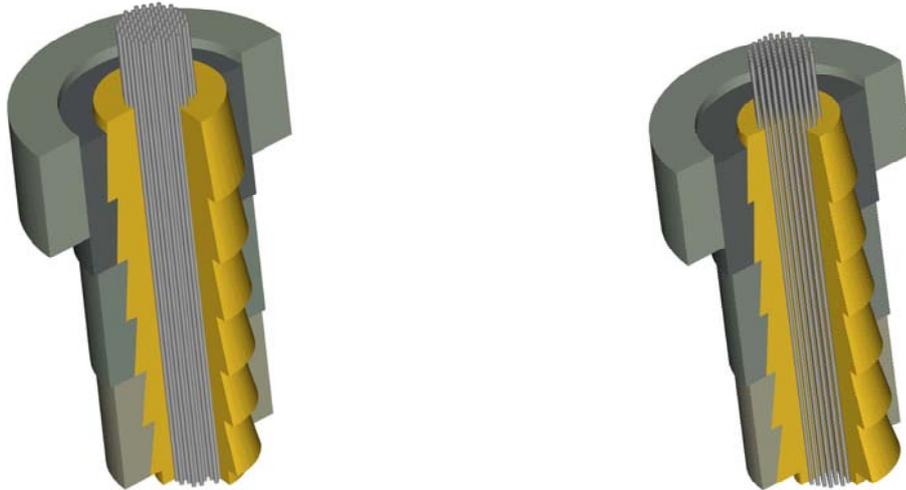


Abbildung 3.4: Konisch segmentierte Vergussverankerung (links); zylindrisch segmentierte Vergussverankerung - Gesamtöffnungswinkel des Vergusskörpers  $\beta = 0^\circ$  (rechts)

Es handelt sich hierbei um ein statisch unbestimmtes System von geometrisch in Serie geschalteten Vergusskeilen unterschiedlicher Steifigkeiten. Die Lastabtragung über die Hülslänge ist demnach von dem Verhältnis der einzelnen Konussteifigkeiten (Konusdurchmesser) und den dazugehörigen Konuswinkeln abhängig. Flache Konuswinkel erzeugen dabei generell größere Querdruckkräfte als steile Konuswinkel. Durch die Variationsmöglichkeit der oben angeführten geometrischen Parameter und der statischen Unbestimmtheit des Systems kann kein exakter Zusammenhang zwischen den geometrischen Größen der Verankerung und den daraus resultierenden Spannungsgrößen angegeben werden.

Die Entwicklungs- und Optimierungsprozesse an der geometrischen Struktur wurden sowohl mit Hilfe von numerischen Berechnungen durch Finite Elemente (FE) Modellierung ([Cse04], [FS07], [Epp07]) als auch parallel laufenden experimentellen Untersuchungen ([Dor04], [Cse04], [Hof06], [Iwa06]) zur Kalibrierung und Abgleichung der in der FE-Simulation erhaltenen Ergebnissen durchgeführt.

Für die empirische Ermittlung der Verankerungsgeometrie können auf Grundlage von linear elastischen FE-Berechnungen nachstehende allgemeine Konstruktionshilfen bzw. die Art und Weise für eine dem Funktionsprinzip entsprechende Vorgehensweise angegeben werden:

1. Hülslänge: Die Verankerungslänge kann bei Kenntnis der mittleren aufnehmbaren Verbundspannung zwischen CFK-Draht und Verguss bzw. bei Kenntnis der auf-

nehmbaren Schubspannung des Vergussmaterials abgeschätzt werden (sind vom Radialdruck abhängig und dieser ist zu diesem Zeitpunkt noch nicht eindeutig bekannt bzw. der zu erwartende Radialdruck wird zunächst frei angenommen). Als maßgebende Stelle kann der Übergang zwischen dem gesamten CFK-Zugelement (äußerste CFK-Lage der hexagonalen Drahtanordnung) zum umgebenden Vergusskörper angesehen werden.

2. Abstand äußerste CFK-Lage zum kleinsten Innendurchmesser der Verankerung und Gesamtöffnungswinkel: Der Gesamtöffnungswinkel führt zu einer Aufweichung des System im lastnahen Verankerungsbereich (Reduzierung des Radialspannungen im lastnahen Verankerungsbereich) und wird zwischen 2 und 4 Grad gewählt. Für den Abstand zwischen dem CFK-Eckdraht der äußersten CFK-Lage und dem kleinsten Innendurchmesser der Stahlhülse werden Werte je nach Drahtanzahl zwischen 5 und 20 mm vorgeschlagen.
3. Anzahl der Koni und deren Konuslänge: Entsprechend der voraussichtlichen Längsverschiebung (Ein- bzw. Auszug) des Vergusskörpers entlang der Stahlhülse werden Konuslänge und Konusanzahl gewählt, d.h. große Längsverschiebungen bewirken längere Koni. Auf diese Weise wird eine genügend große Auflagerfläche des Vergusskörpers trotz Längsverschiebung gewährleistet. Als günstiges Verhältnis zwischen der Konuslänge des lastfernen und des lastnahen Konus kann ein Verhältnis von 1:1 bis 1:2 angegeben werden. Die dazwischen liegenden Konuslängen werden annähernd linear interpoliert oder stufenweise von lastfern zu lastnah vergrößert. Eine zu große Konuslänge des ersten lastnahen Konusses führt in diesem zu einer überproportionalen Lastabtragung mit damit verbundenen großen Schub- sowie Verbundspannungen und zu einem ungünstigen lastnahen dreidimensionalen Spannungszustand.
4. Konuswinkel: Für die Wahl der Konusneigungen werden Winkel zwischen 5 und 15 Grad vorgeschlagen, wobei die geringste Neigung am lastnahen und die größte Neigung am lastfernen Verankerungsende anzuordnen ist.

Für die dazwischenliegenden Koni wird näherungsweise linear interpoliert oder stufenweise angepasst.

Alternative Vorgehensweise zur Festlegung der Konuslängen und Konuswinkel: Es wird für alle Koni ein konstantes Verhältnis zwischen Konuslänge und mittlerem Konusradius (Radius in der Mitte der Konuslänge) gewählt. Die Konusneigung ist auch bei dieser Vorgehensweise im lastnahen Verankerungsbereich geringer als im lastfernen Verankerungsbereich. Die Winkel bewegen sich ebenfalls zwischen 5 und 15 Grad.

Die Konusneigung ist neben der weichen Bettung der CFK-Drähte im lastnahen Verankerungsbereich der wesentlichste Einflussparameter hinsichtlich einer verträglichen Radialspannung.

### 3.3 Kurzbezeichnung der untersuchten Verankerungstypen und Versuchskörper (CFK-Testspannglieder)

Um einen reibungslosen Ablauf bei den numerischen und experimentellen Untersuchungen zu gewährleisten wurden alle Verankerungen und Versuchskörper einer seriellen Kennzeichnung unterzogen.

#### 3.3.1 Bezeichnung der untersuchten Verankerungstypen

Die Bezeichnung der Verankerungstypen, welche durch die Verankerungsgröße - Drahtanzahl und die Verankerungsform charakterisiert sind, gliedert sich in maximal 6 Teile und wird wie folgt durchgeführt:

1. Verankerungsgröße - Drahtanzahl:

Gibt die Anzahl der CFK-Drähte für welche die Verankerung konzipiert wurde wieder, d.h. 19, 37 und 84.

2. Verankerungsform:

Hier wird unterschieden ob es sich um eine konisch segmentierte oder eine zylindrisch segmentierte Vergussverankerung handelt.

K. . . . . konisch segmentierte Vergussverankerung

Z. . . . . zylindrisch segmentierte Vergussverankerung

Diese Unterscheidung wird nur dann getroffen wenn bei gleicher Drahtanzahl beide Verankerungsformen einer Untersuchung unterzogen werden.

Die Kennzeichnung entfällt wenn nur die konisch segmentierte Verankerungsform einer experimentellen Untersuchung unterzogen wird.

3. Version:

Mittels fortlaufender römischer Zahlen wird der Entwicklungsstand der jeweiligen Verankerungsgröße gekennzeichnet, d.h. Statusdefinition betreffend der inneren Verankerungsgeometrie.

I. . . . . erste Version hinsichtlich der Verankerungsgeometrie

II. . . . . zweite hinsichtlich der Verankerungsgeometrie

4. Verguss- bzw. Verpressdatum:

Das Vergussdatum bzw. Verpressdatum ist deshalb von Bedeutung da die Festigkeit des Vergusskörpers unter anderem vom Alter abhängig ist. Außerdem sind trotz aller Sorgfalt die Rahmenbedingungen während des Vergusses immer wieder unterschiedlich. So ist es niemals möglich, das exakte Mischungsverhältnis der einzelnen Komponenten zueinander einzuhalten. Weiters variieren in geringem Maße die

Umweltbedingungen wie Raumtemperatur und Luftfeuchtigkeit. Das Vergussdatum wird mit einem Großbuchstaben fortlaufend gekennzeichnet.

5. Vergussreihenfolge:

Dieser Teil der Beschriftung kennzeichnet die Reihenfolge innerhalb einer Verpresserie. Damit ist sichergestellt, dass es zu keinen Verwechslungen kommen kann, falls mehrere Ankerkörper gleichen Typs an einem Tag verpresst werden. Die Reihenfolge wird durch arabische Ziffern markiert.

6. SPA:

Die Abkürzung SPA steht für Spannanker und wird dann verwendet, wenn es sich um eine äußere Verankerungsgeometrie handelt welche für einen Baustelleneinsatz konzipiert wurde.

### **3.3.2 Bezeichnung der experimentell untersuchten Versuchskörper**

Die Bezeichnung der CFK-Testspannglieder (Versuchskörper) setzt sich unmittelbar aus der Bezeichnung der Verankerung zusammen, d.h. die in einem Versuchskörper verwendeten Verankerungstypen mit der dazugehörigen Bezeichnung werden mittels Bindestrich miteinander verknüpft und ergeben somit die Bezeichnung des Versuchskörpers.

### 3.4 Linear elastische Finite Elemente Berechnungen

Für sämtliche Verankerungsgrößen erfolgte die lineare FE-Modellierung an einem 30° geöffneten, dreidimensionalen Ausschnitt des Verankerungskörpers mit dem FE-Programm Diana v.8 (TNO Building and Construction Research, Delft, Holland).

Die der FE-Berechnung zugrunde liegenden Geometrien entsprechen im Wesentlichen den experimentell untersuchten Verankerungstypen. Da nicht alle Verankerungsgeometrien der linearen FE-Berechnung zu 100 % mit den experimentell untersuchten Verankerungskörpern übereinstimmen wird bei der Diskussion der Berechnungsergebnisse in Kapitel 3.4.2 eine Zuordnung zwischen den analytisch (L-FE) und den experimentell untersuchten Verankerungsgeometrien unter Angabe der geometrischen Abweichungen und Gründe vorgenommen.

In den Tabellen 3.1 bis 3.3 sind für sämtliche Verankerungsgrößen die Lagerungs- und Symmetriebedingungen, die verwendeten Elemente, die Netzaufteilung, die Art der Lastaufbringung sowie die verwendeten Materialparameter (für das Epoxidharz aus [Hor02], für den CFK-Draht aus [Gau03], [Noi95] und den Herstellerangaben der Fa. Nedri entnommen) und Kontakteigenschaften angeführt.

Die Kontaktschicht zwischen den einzelnen CFK-Drähten und dem umliegenden Vergusskörper wurde dabei durch einen starren Verbund simuliert. Die Kontaktfläche zwischen dem Vergusskörper und der Stahlhülse wurde durch Verbundelemente (Interface-Elemente), die eine vollkommene Gleitfähigkeit des Vergusskörpers entlang der Stahlhülse ohne Schubübertragung in der Kontaktfläche zulassen (d.h. ohne Ansatz einer Reibung), als auch andererseits unter Ansatz von Schubspannungen zur Erfassung der Reibung zwischen Vergusskörper und Stahlhülse modelliert.

Die Ergebnisse der Finite Elemente Berechnung werden anhand von Längsspannungs-, Radialspannungs-, Schubspannungs- und Verschiebungsverläufen entlang definierter Linien, über die Verankerungslänge, präsentiert. Die Lage dieser Ausleselinien im Verankerungsquerschnitt sowie das 30° Segment der hexagonalen Drahtanordnung ist stellvertretend für alle Verankerungsgrößen anhand der 37-Drahtverankerung in Abbildung 3.5 dargestellt. Das Bezeichnungsschema der CFK-Drähte basiert auf Lagen des Hexagons (vom Zentrum beginnend nach außen nummeriert, Lage 1, Lage 2, Lage 3 usw.) und einer gegen den Uhrzeigersinn laufenden Nummerierung (beginnend am Eckdraht des Hexagons der jeweiligen Drahtlage mit S1, S2 usw.). Die Drahtanzahl der jeweiligen Lage entspricht dem 6-fachen der Lagennummer, d.h. die CFK-Lage 3 besitzt 18 Drähte und somit gleich viel Drähte wie die CFK-Lage 1 und 2 zusammen. Im Vergusskörper befinden sich die Grundrisse der Ausleselinien zwischen und neben dem ersten CFK-Draht (Drahtnummer 1 = S1) der jeweiligen Lage. Für die 19- und 91-Drahtverankerung sind die Linien im Anhang A angeführt.

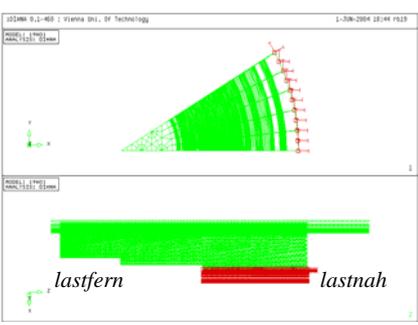
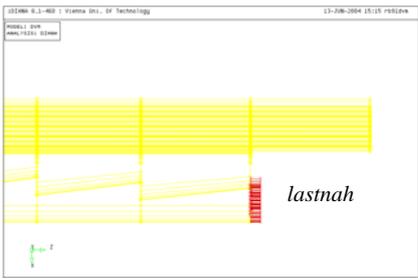
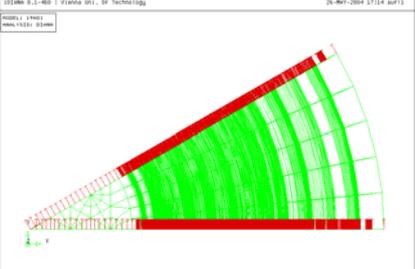
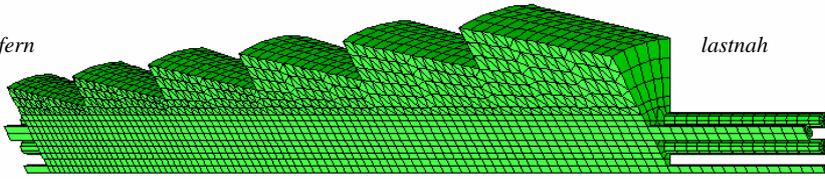
<i>Linear elastische Finite Elemente (L-FE) Berechnung (Diana v.8)</i>				
<i>Verankerungstyp</i>	<b>19 II</b>	<b>37 I</b>	<b>91 KI</b>	<b>91 ZI</b>
<i>Drahtanzahl [Stück]</i>	18	36	91	91
<i>LAGERUNGSBEDINGUNG</i>				
<i>SYMMETRIEBEDINGUNG</i>				
<i>ELEMENTE</i>	<i>Elemente mit quadratischer Verschiebungsfunktion</i>			
<i>Elementtyp</i>	<i>CFK-Drähte</i>	<i>Wedge-Element: CTP45</i>		
	<i>Vergusskörper</i>	<i>Quaderförmiges Element: CHX60 und Wedge-Element: CTP45</i>		
	<i>Stahlhülse</i>	<i>Wedge-Element: CTP45</i>		
	<i>Kontakt</i>	<i>Interface-Element: CQ48I</i>		
<i>Elementgrösse</i>	<i>maximal 5 mm</i>			
<i>FE-NETZ</i>	 <p><i>z.B. 37 I: CFK-Drähte und Vergusskörper</i></p>			
<i>ART DER LASTAUFBRINGUNG</i>	<i>Kraft- bzw. Spannungsinduzierte Lastaufbringung (<math>\sigma = 2.600 \text{ N/mm}^2</math>) an den CFK-Drahtenden</i>			

Tabelle 3.1: Lagerungs- und Symmetriebedingung, Elemente und FE-Netz, Art der Lastaufbringung

<b>Linear elastische Finite Elemente (L-FE) Berechnung (Diana v.8)</b> <b>verwendete Material- und Kontakteigenschaften</b>					
Verankerungstyp		19 II	37 I	91 KI	91 ZI
<b>Zugelement: CFK-Draht</b>					
<i>orthotropes Material: Komponenten des Materialnachgiebigkeitstensors</i>					
$E_x$	[N/mm <sup>2</sup> ]		9.500		
$E_y$	[N/mm <sup>2</sup> ]		9.500		
$E_z$	[N/mm <sup>2</sup> ]		165.000		
$G_{xy}$	[N/mm <sup>2</sup> ]		3.250		
$G_{xz}$	[N/mm <sup>2</sup> ]		5.500		
$G_{yz}$	[N/mm <sup>2</sup> ]		5.500		
<sup>1)</sup> $\nu_{xy}$	[-]		0,45		
<sup>1)</sup> $\nu_{xz}$	[-]		0,017		
<sup>1)</sup> $\nu_{yz}$	[-]		0,017		
Richtung z: Faserlängsrichtung (Zugrichtung) Richtung x und y: normal zur Faserlängsrichtung (transversal isotrope Ebene) <sup>1)</sup> $\nu_{ij}$ : Index i - Belastungsrichtung (Längsdehnung bzw. -stauchung), Index j - Stauchung bzw. Dehnung normal zur Belastungsrichtung					
<b>Kontaktfläche 1: CFK-Draht/Vergusskörper</b>					
<i>vollkommener Verbund (Knotenpunkte sind miteinander verbunden)</i>					
<b>Vergusskörper: Epoxidharz</b>					
<i>isotrope Materialparameter</i>					
$E$	[N/mm <sup>2</sup> ]		5.800		
$\nu$	[-]		0,3		
<b>Kontaktfläche 2: Vergusskörper/Hülse</b>					
<i>Berechnung ohne Reibung</i>					
$D_{11}$	[N/mm <sup>2</sup> ]		10.000		
$D_{22}$	[N/mm <sup>2</sup> ]		0,00		
<i>Berechnung mit Reibung</i>					
$D_{11}$	[N/mm <sup>2</sup> ]		10.000		-
$D_{22}$	[N/mm <sup>2</sup> ]		0,75		-
<i><math>D_{11}</math> und <math>D_{22}</math> beschreiben das Kontaktverhalten in Normal- und Tangentialrichtung</i>					

Tabelle 3.2: Verwendete Material- und Kontakteigenschaften - Teil 1

<b>Linear elastische Finite Elemente (L-FE) Berechnung (Diana v.8)</b> verwendete Material- und Kontakteigenschaften					
Verankerungstyp		19 II	37 I	91 KI	91 ZI
<b>Hülse (Ankerkörper): Stahl</b>					
isotrope Materialparameter					
$E$	$[N/mm^2]$	210.000			
$\nu$	$[-]$	0,3			
<b>Kontaktfläche 3: Hülse/Hülse</b>					
vollkommener Verbund (Knotenpunkte sind miteinander verbunden)					

Tabelle 3.3: Verwendete Material- und Kontakteigenschaften - Teil 2

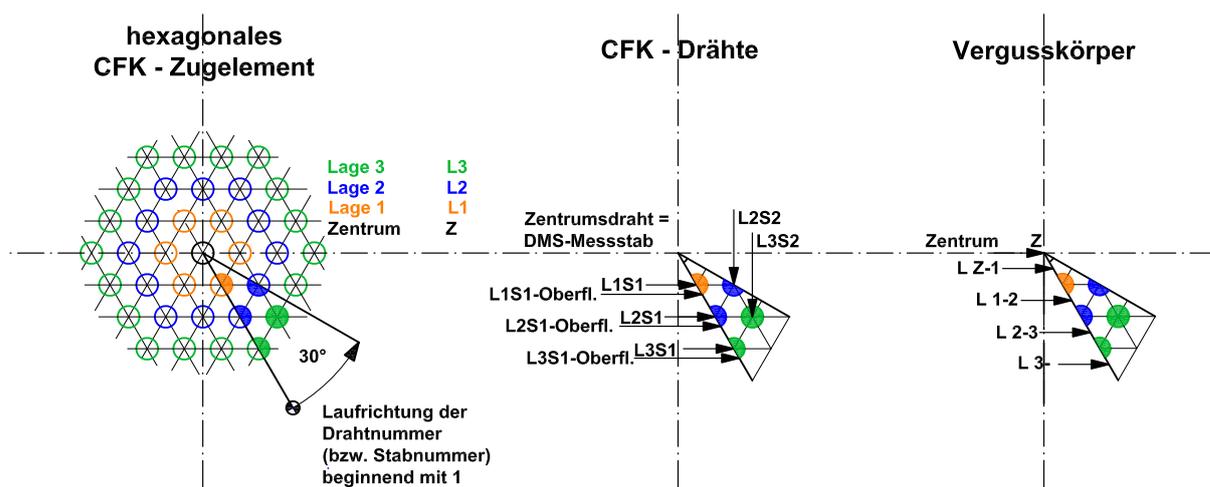


Abbildung 3.5: L-FE Berechnung: Lage der definierten Linien - Verankerungstyp 37 I (37-Drahtverankerung)

### 3.4.1 Vergleich konventionell konisch versus konisch segmentierte Vergussverankerung

Um das Funktionsprinzip der konisch segmentierten Vergussverankerung zu verdeutlichen wurde zum Vergleich bei der Modellierung ein konventionelles und ein konisch segmentiertes Verankerungssystem (entspricht dem experimentell untersuchtem Verankerungstyp 37 I) für ein CFK-Spannglied mit 37 Drähten gegenübergestellt. Für den hier beschriebenen Vergleich wurde eine vollkommene Gleitfähigkeit des Vergusskörper entlang der Stahlhülse zu Grunde gelegt. (d.h. ohne Ansatz einer Reibung). Die verwendeten Eingabeparameter entsprechen dem Verankerungstyp 37 I in den Tabellen 3.1, 3.2 und 3.3. Die

Gesamtbelastung der 36 CFK-Drähte (bei den experimentellen Untersuchungen wurde der Zentrumsdraht durch einen Messstab ersetzt  $\Rightarrow$  36 CFK-Drähte) wurde mit 1.755 kN gewählt und entspricht einer Zugspannung im Draht von  $2.600 \text{ N/mm}^2$  [HGD<sup>+</sup>04] [Hor06b].

Die Abbildungen 3.6 und 3.7 zeigen die Verteilung des Querdruckes über die Verankerungslänge.

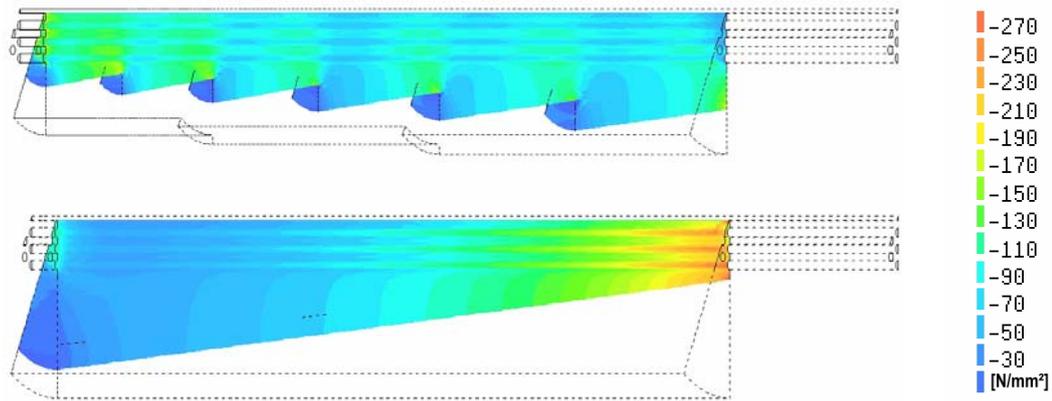


Abbildung 3.6: Konisch segmentierter (oben) und konventionell konischer (unten) Vergusskörper: Radialspannung

Während bei der konventionellen konischen Verankerung die Spannungsmaxima im lastnahen Verankerungsbereich zu finden sind, tritt bei der konisch segmentierten Vergussverankerung ein ausgeglichener Verlauf der Radialspannungen auf. Auf diese Weise können Spannungsspitzen im Lasteintragungsbereich, die bei der konventionellen konischen Verankerung durch den hohen Querdruck im Kräfteinleitungsbereich zwangsläufig zu einem vorzeitigen Bruch des Zugelements führen, bei der konisch segmentierten Verankerung gleichmäßig über die gesamte Verankerungslänge verteilt und somit auch in den lastfernen Verankerungsbereich abgetragen werden. Darüber hinaus betragen die im Lasteintragungsbereich auftretenden Spannungsmaxima beim konventionellen Verankerungssystem über  $300 \text{ N/mm}^2$ , während sie beim neuen, konisch segmentierten Verankerungsmodell den Wert von  $150 \text{ N/mm}^2$  praktisch nicht überschreiten (Abbildung 3.7). Die Geometrie beider Systeme wurde im Vorhinein so festgelegt, dass der Mittelwert der sich über die Verankerungslänge ergebenden Radialspannungen bei etwa  $110 \text{ N/mm}^2$  zu liegen kommt. Dies ist bei der konventionellen Verankerung im Vergleich zur neuen Verankerungsgeometrie allerdings nur bei einer größeren Harzmasse in der Verankerung möglich. Dieser Effekt sowie die gleichmäßigere, kontrollierte Verteilung des Querdruckes über die gesamte Ankerlänge und die gleichzeitig niedrigeren Spannungswerte bei der konisch segmentierten Vergussverankerung lassen somit auf ein weitaus günstigeres Tragverhalten als beim konventionellen System schließen.

Aus den Abbildungen 3.8 bis 3.10 sind die resultierenden Schubspannungen im Vergusskörper zwischen der zweiten und dritten Drahtlage des Spanngliedhexagons als auch der Verlauf der Längsspannungen im CFK-Draht und im Vergusskörpers ersichtlich.

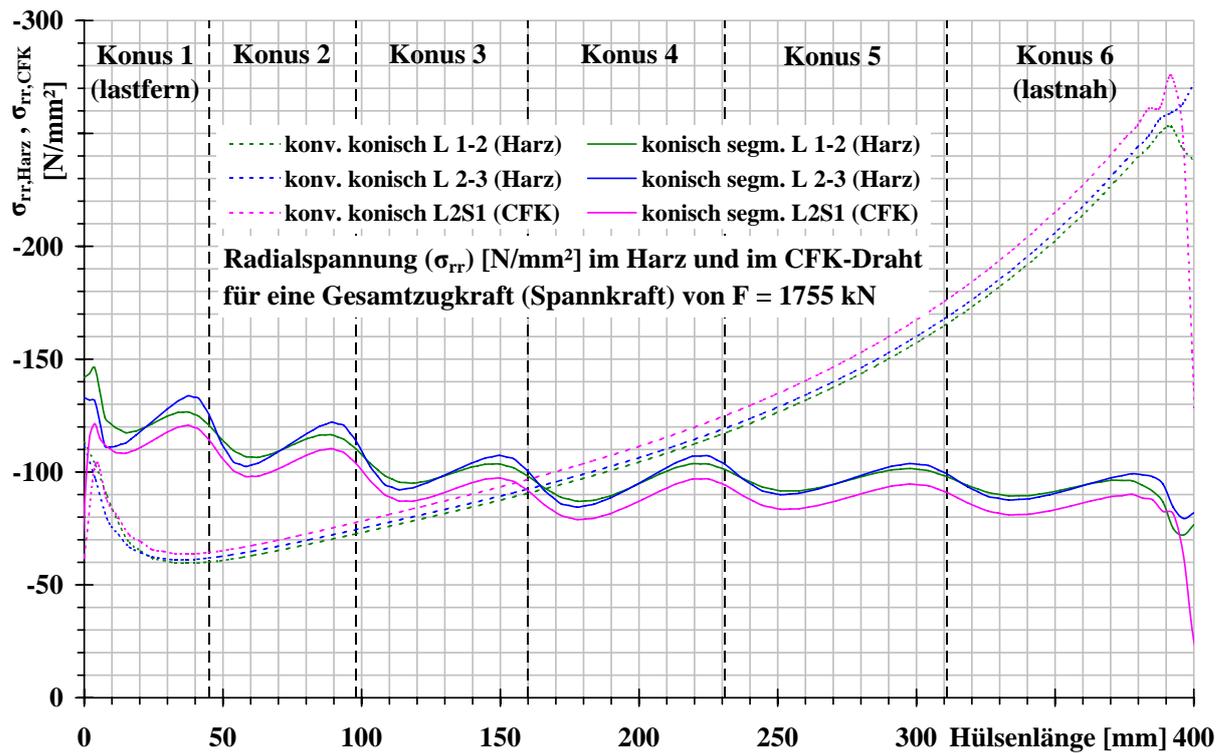


Abbildung 3.7: CFK-Draht und Vergusskörper: Radialspannung

Es zeigt sich, dass die Längsspannungen im CFK-Draht (Abbildung 3.8) der konisch segmentierten Vergussverankerung ebenso gleichmäßig bzw. annähernd linear über die Hülslenlänge bei gleichzeitig günstigerer und vorteilhafterer Radialspannungsverteilung abgetragen werden wie bei der konventionell konischen Vergussverankerung.

Im Vergusskörper des konventionellen Verankerungssystems befinden sich die Längsspannungen infolge der großen Radialspannungen (vor allem im lastnahen Verankerungsbereich) zur Gänze im negativen Spannungsbereich (Druckspannungen). Bei der konisch segmentierten Vergussverankerung wird auch hier die weiche Bettung im lastnahen Verankerungsbereich deutlich ersichtlich. Die Zugspannungen im lastnahen Verankerungsbereich werden durch die geringen Radialspannungen verursacht.

Legt man einen ebenen radialsymmetrischen Verzerrungszustand zu Grunde, dann folgt für die Längsspannung im Vergusskörper unter der Annahme:

- \* vollkommener Verbund zwischen dem CFK-Draht und dem Vergusskörper, d.h. die Dehnung im Vergusskörper entspricht etwa dem des CFK-Drahtes,
- \* die Radialspannung ist etwa gleich groß der Tangentialspannung,

und durch Verwendung der Materialparameter des Vergussmaterials nachstehende Beziehung.

$$\epsilon_z = \frac{1}{E} * (\sigma_z - \nu * (\sigma_r + \sigma_\theta)) \Rightarrow \sigma_z = \epsilon_z * E + \nu * (\sigma_r + \sigma_\theta) \text{ und für } \sigma_r \approx \sigma_\theta \Rightarrow \sigma_z = \epsilon_z * E + 2 * \nu * \sigma_r$$

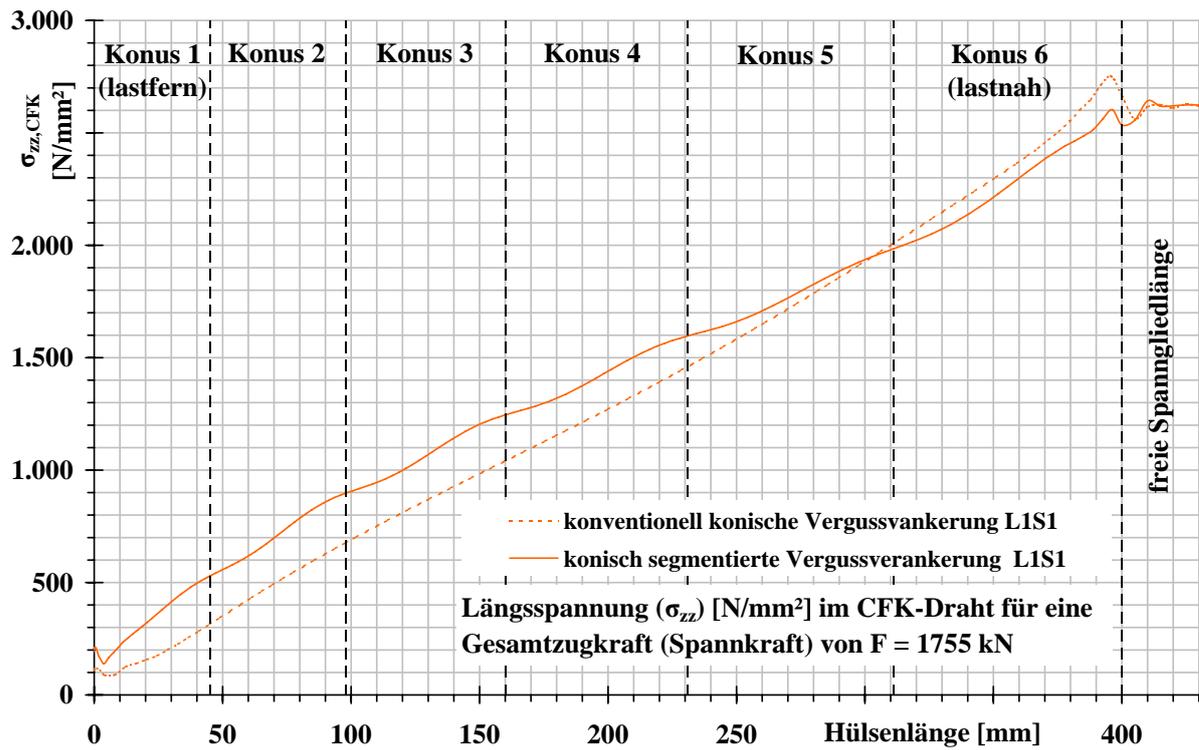


Abbildung 3.8: CFK-Draht: Längsspannung

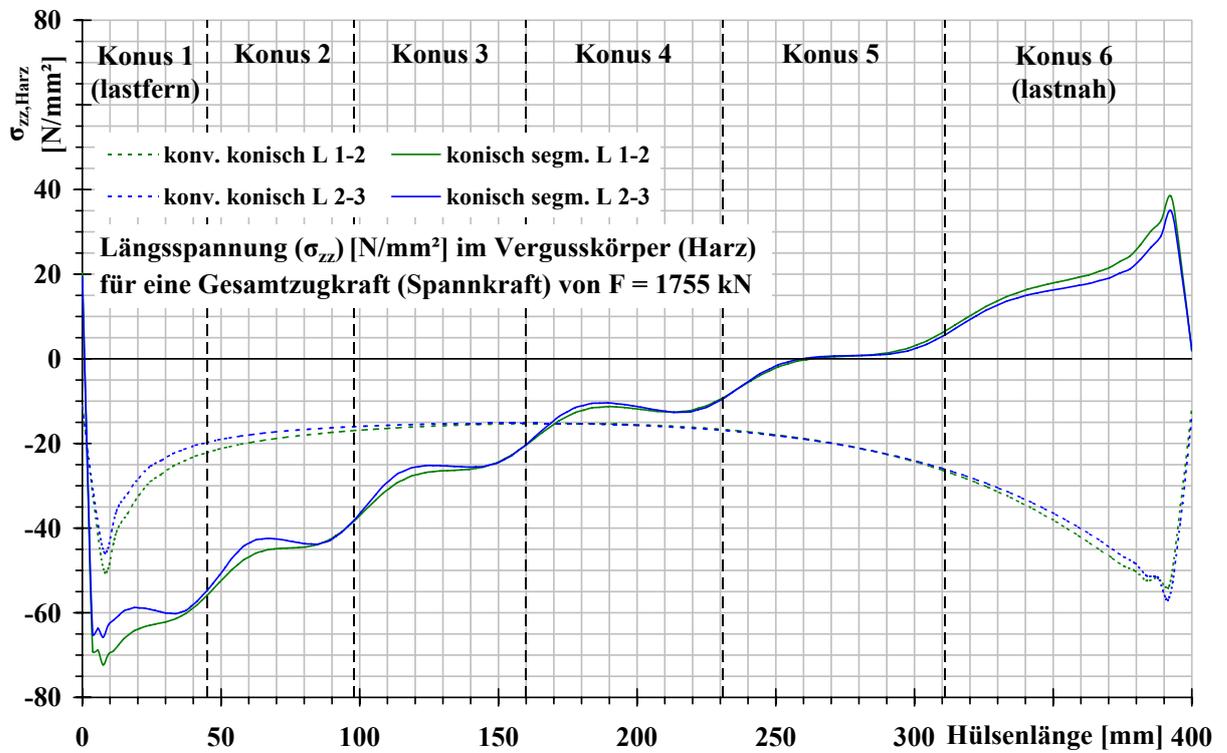


Abbildung 3.9: Vergusskörper: Längsspannung

Die Schubspannungen (Abbildung 3.10) verlaufen zwar nicht so glatt über die gesamte Hülsenlänge, stellen jedoch aufgrund ihres annähernd konstanten Mittelwertes gegenüber der konventionellen konischen Vergussverankerung keinen wesentlichen Nachteil für die neue Verankerung dar.

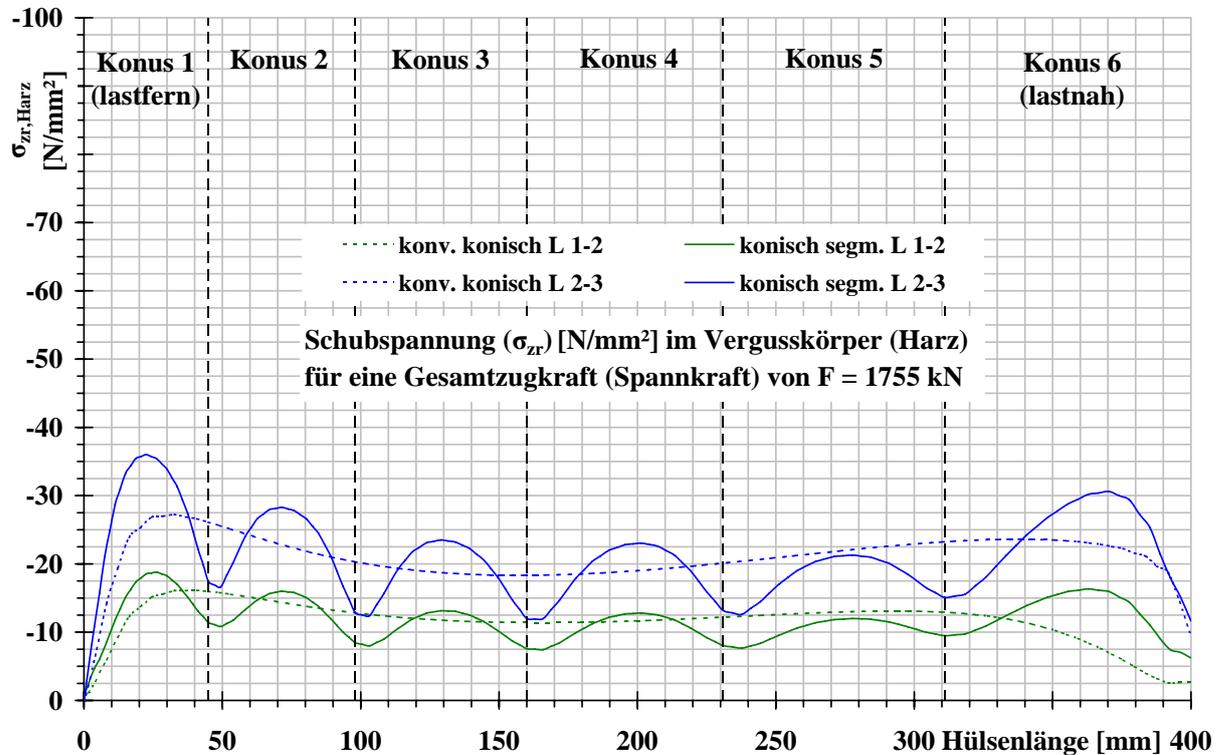


Abbildung 3.10: Vergusskörper: Schubspannung

Aus dem eben gezeigten Vergleich der Spannungen im Vergusskörper und im CFK-Draht kann eindeutig festgestellt werden, dass die konisch segmentierte Vergussverankerung auf die Materialeigenschaften des CFK-Drahtes deutlich besser abgestimmt ist als die konventionell konische Verankerung.

### 3.4.2 Konisch und zylindrisch segmentierte Vergussverankerung

Die bei der Vergleichsberechnung verwendete Geometrie der konisch segmentierten Vergussverankerung für 37 CFK-Drähte (Verankerungstyp 37 I) wird stellvertretend für alle anderen Verankerungsgrößen einer weiteren Betrachtung unterzogen. Hierbei sind vor allem die Spannungsverteilung im CFK-Draht der einzelnen Lagen des hexagonalen CFK-Zuglements und der Einfluss der Reibung von Interesse. Das Ergebnis der linearen FE-Berechnung (Spannungsverteilungen und Verschiebungen) für die 19- und 91-Drahtverankerungskörper ist im Anhang A dargestellt. Da im Kapitel 6 (Zugversuche) ein Vergleich der erhaltenen Messdaten mit einer nachträglich durchgeführten nicht linearen finite Elemente (NL-FE) Berechnung, zur exakten Erfassung der vorherrschenden Spannungszustände (Berücksichtigung der nicht linearen Materialeigenschaften des Vergussmaterials

und der Hülsenplastizität) und Beurteilung der Versagensursache, vorgenommen wird, erscheint es sinnvoll an dieser Stelle einerseits nur die maßgebenden Unterschiede zur 37-Drahtverankerung auszuarbeiten und andererseits die getroffenen Annahmen bei der FE-Modellierung anzugeben.

### 3.4.2.1 Konisch segmentierter 37-Drahtverankerungskörper - 37 I

In Abbildung 3.11 ist die Geometrie der 37-Drahtverankerung (37 I) dargestellt. Es sind 6 Koni über eine Hüslenlänge von 400 mm angeordnet. Das Verhältnis der Konuslänge zwischen lastferner (Konus 1) und lastnahen Konus (Konus 6) beträgt 1:2. Die dazwischen liegenden Konuslängen (Konus 2 bis Konus 5) wurden je Konus um 8 bzw. 9 mm von lastfern zu lastnah vergrößert. Die Konusneigung ist lastnah (Konus 6) 7° und erhöht sich je Konus um 0,5°. Somit besitzt der Konus 5 eine Neigung von 9°. Für den lastfernen Konus (Konus 1) wird dieser Winkel beibehalten. Der Gesamtöffnungswinkel beträgt 3°. Zwischen dem CFK-Eckdraht der äußersten Lage (Lage 3 der hexagonalen Drahtanordnung) und dem kleinsten Hüslennendurchmesser (Konus 1) wurde ein Radialabstand von 5 mm vorgesehen.

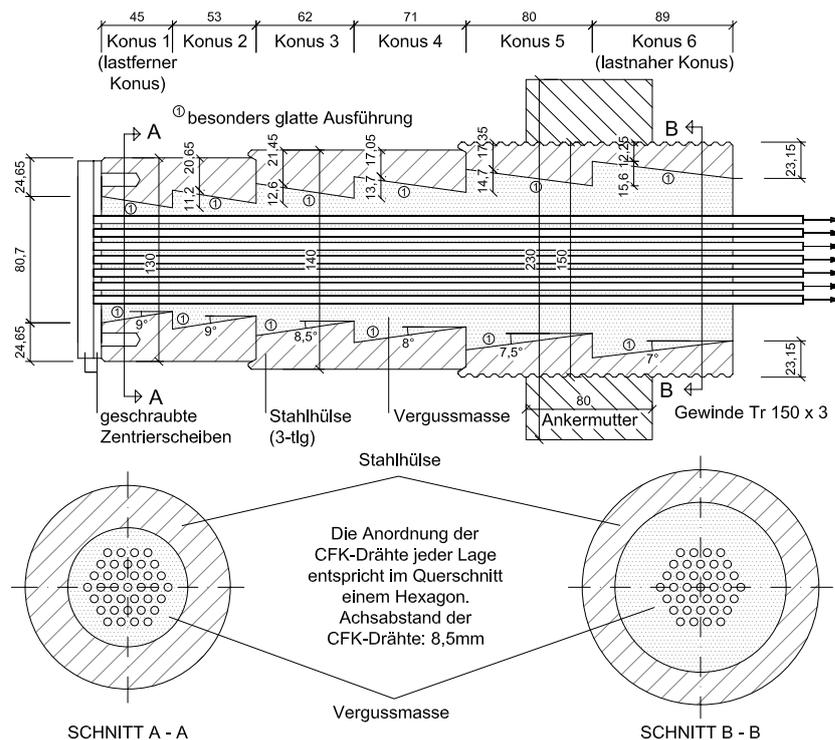


Abbildung 3.11: Verankerungstyp 37 I

Der Einfluss der Reibung zwischen Vergusskörper und Stahlhülle auf die Spannungs- und Verschiebungsgrößen der linearen FE-Berechnung ist in den Abbildungen 3.12 bis 3.16 dargestellt.

Bei der Betrachtung der einzelnen Spannungs- und Verschiebungsverläufe unterschiedlicher CFK-Lage ist zu beachten, dass innerhalb des CFK-Zugelementes die CFK-Drähte

der innersten Lage (Lage 1) wesentlich weicher im Vergusskörper eingebettet sind als die Randdrähte (Lage 3 = äußerste CFK-Lage), d.h.:

- \* Längs-, Radial-, und Schubspannungsverlauf (Abbildungen 3.12 und 3.13): Die CFK-Drähte der äußersten Lage (vor allem der CFK-Eckdraht) sind weit größeren Spannungsschwankungen als die Drähte der innersten CFK-Lage ausgesetzt.
- \* Längsverschiebungen (Abbildung 3.16): Die innerste CFK-Lage (Lage 1) erfährt eine größere Längsverschiebung (Ein- und Auszug) als die äußerste CFK-Lage.
- \* In Abbildung 3.13 ist der Schubspannungsverlauf mit den höchsten Schubspannungen im und am (mit "Oberfl." gekennzeichnet) CFK-Draht unterschiedlicher Lage ersichtlich. Deutlich ist die Zunahme der Schubspannungen von CFK-Lage zu CFK-Lage zu erkennen. Der Grund hierfür liegt darin, dass die Kräfte der innersten CFK-Lage (Lage 1) über die CFK-Lage 2 zur Stahlhülse, geleitet werden. Somit werden die Drähte der CFK-Lage 3 durch die CFK-Lagen 1 und 2 lokal zusätzlich auf Schub beansprucht, d.h. die CFK-Drähte weisen über den Drahtumfang eine ungleichmäßige Schubbeanspruchung auf.
- \* Die Schubspannungen im Vergusskörper (Abbildung 3.15) geben die Zunahme der Kraft von CFK-Lage zu CFK-Lage wieder.

Der aus den Berechnungen mit und ohne Berücksichtigung der Reibung zwischen Vergusskörper und Stahlhülse erhaltene Verlauf der Spannungs- und Verschiebungsgrößen ist tendenziell ähnlich. Die Reibung (mit "m.R." bezeichnet) beeinflusst die Lastabtragung, die Spannungs- und Verschiebungsgrößen wie folgt:

- \* Größere Lastabtragung im lastnahen Konus (Konus 6) und damit geringere Weitergabe an die nachfolgende Koni (Abbildung 3.12).
- \* Die Schubspannungen im CFK-Draht und Vergusskörper spiegeln die Lastabtragung wieder, d.h. Erhöhung der Schubspannungen im lastnahen Konus und Reduktion der Schubspannungen in den restlichen Koni (Abbildung 3.13 und 3.15).
- \* Reduktion der Radialspannungen im Vergusskörper und in den CFK-Drähten (Abbildung 3.13 und 3.15). Die Radialspannungen reduzieren sich im Mittel um  $\approx 20\%$ .
- \* Reduktion der Verschiebungen. Im lastnahen Verankerungsbereich ist die Reduktion ausgeprägter als im lastfernen Verankerungsbereich (Abbildung 3.16).
- \* Längsspannungen im Vergusskörper (Abbildung 3.14) befinden sich über einen längeren Verankerungsbereich im Zug. Der Maximalwert der Längsdruckspannung im lastnahen Verankerungsbereich wird reduziert (20 - 25 %) und die maximale Zugbelastung im lastnahen Verankerungsbereich erhöht (40 - 45 %).

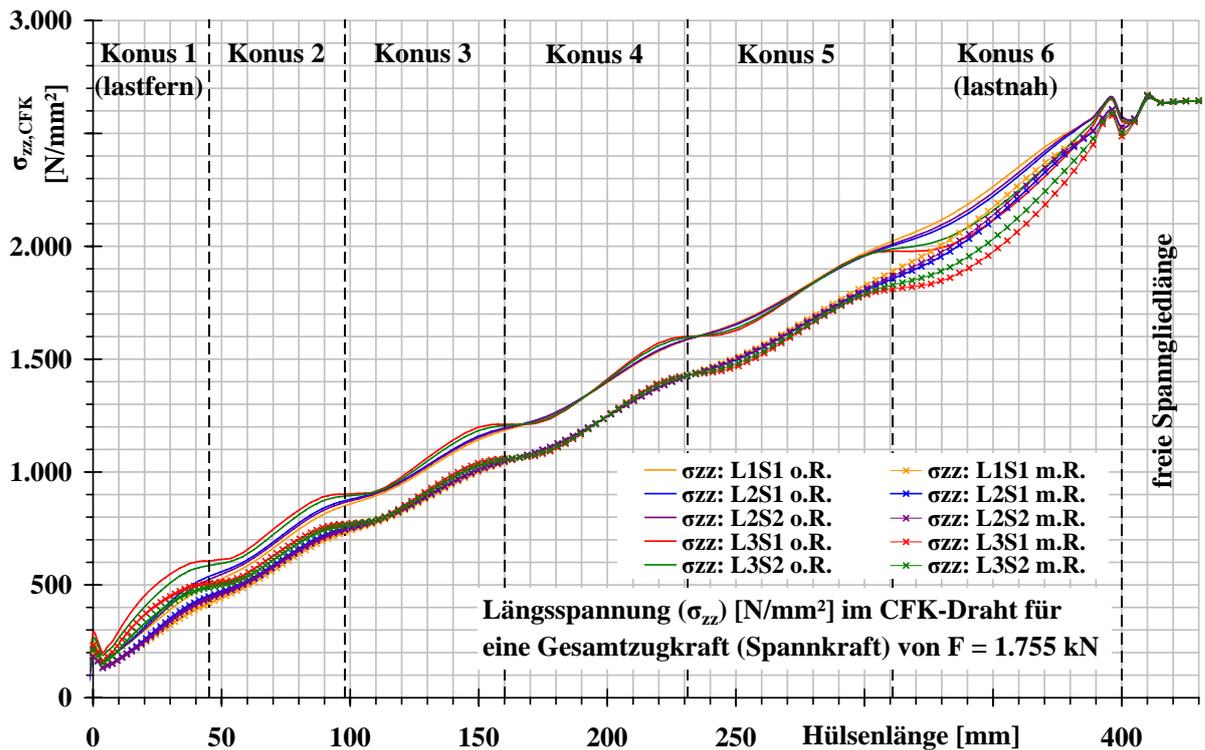


Abbildung 3.12: CFK-Zugelement (CFK-Drähte): Längsspannung

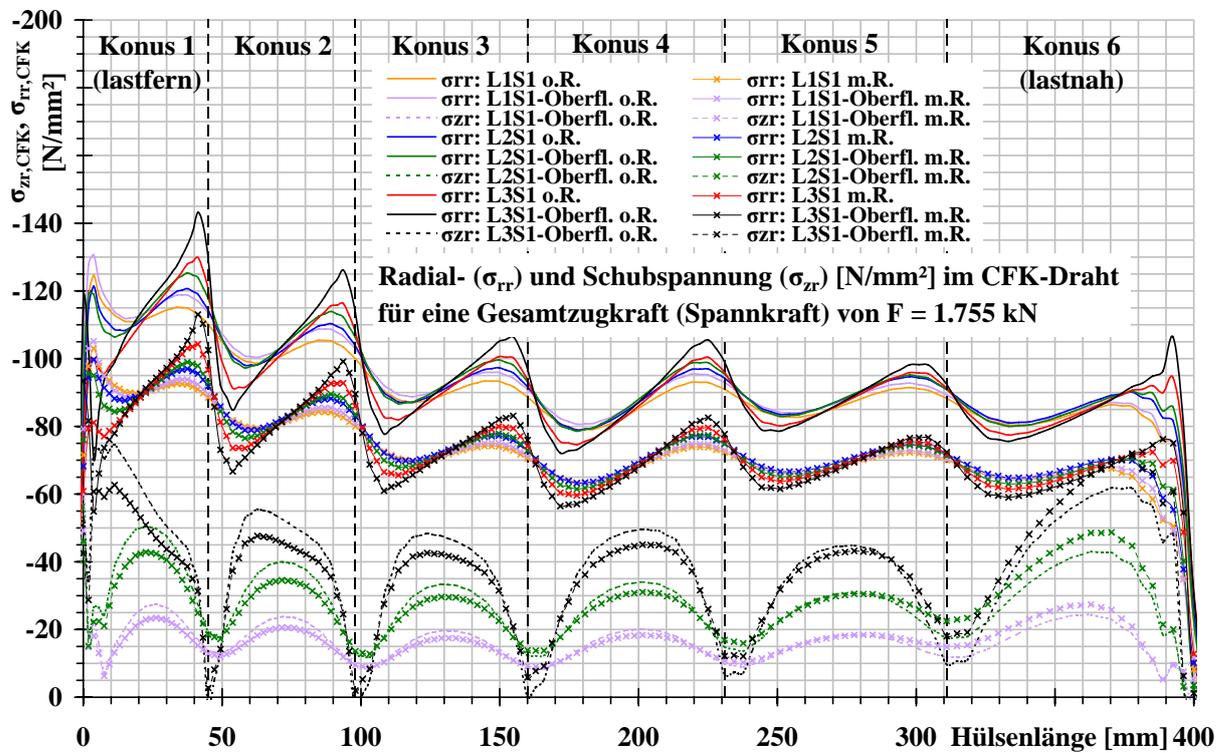


Abbildung 3.13: CFK-Zugelement (CFK-Drähte): Radialspannung

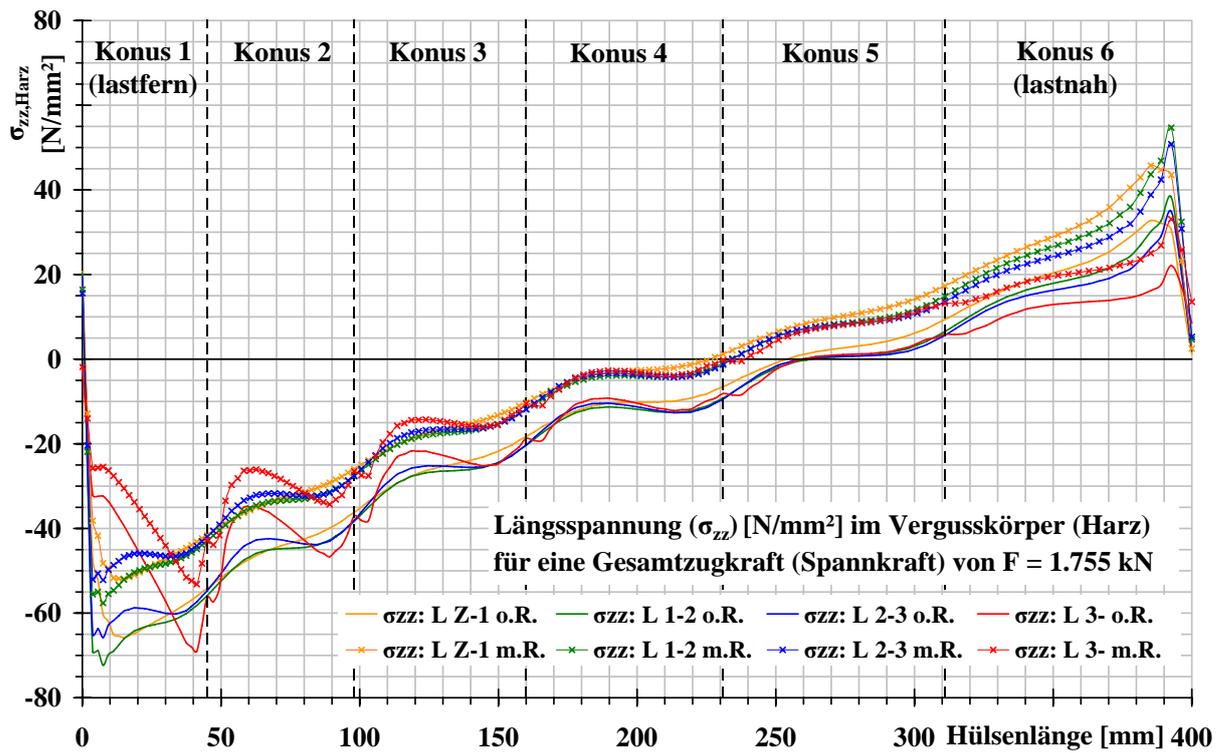


Abbildung 3.14: Vergusskörper: Längsspannung

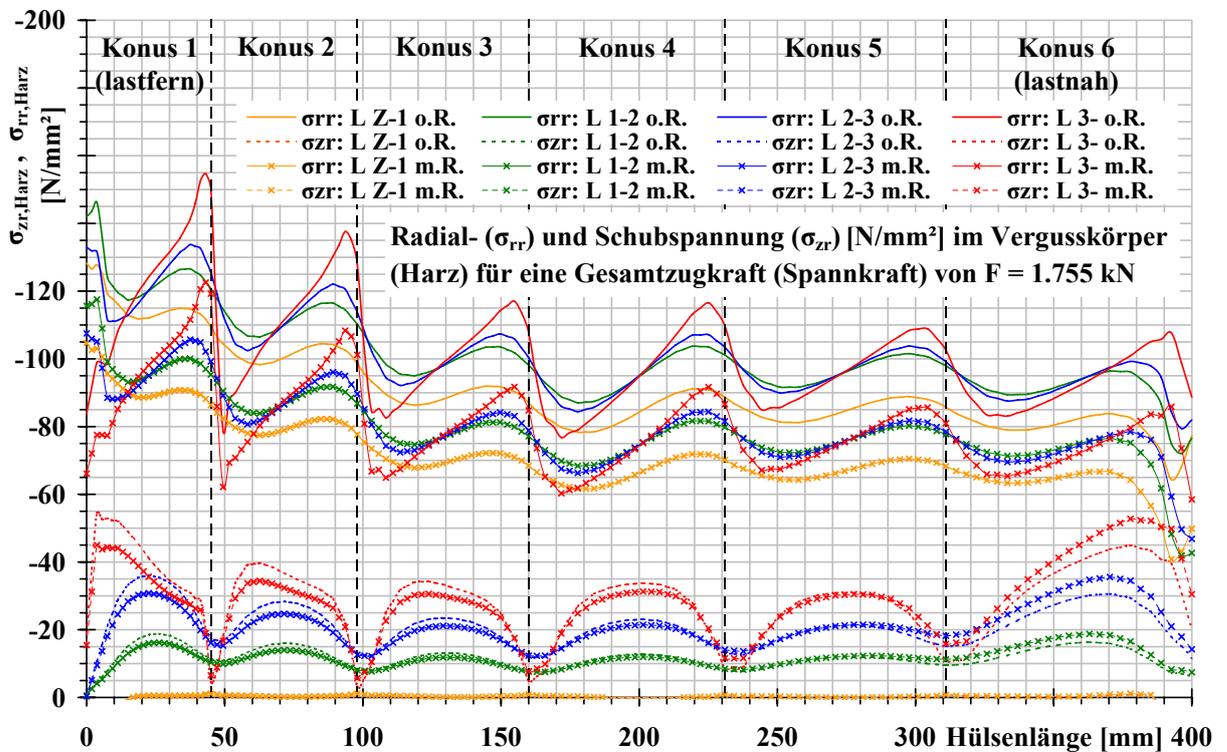


Abbildung 3.15: Vergusskörper: Radialspannung

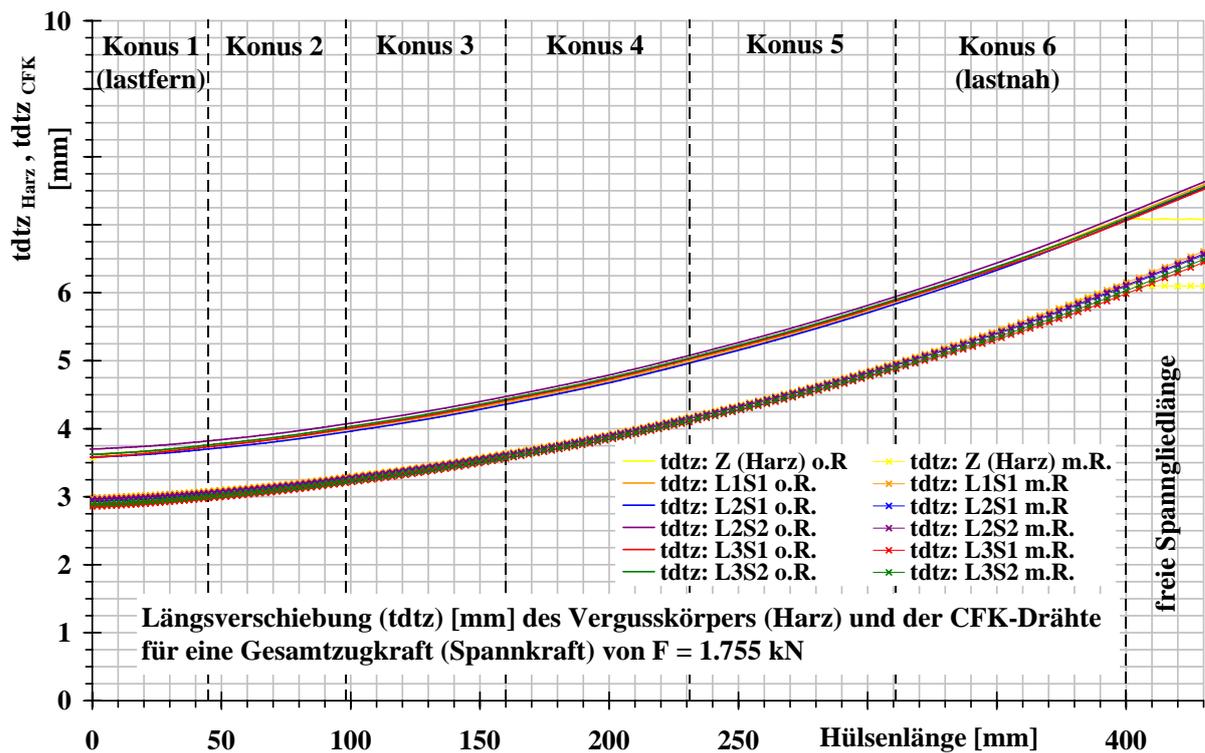


Abbildung 3.16: CFK-Drähte und Vergusskörper: Verschiebung

### *Zusammenfassung der erhaltenen Spannungsgrößen* (Abbildungen 3.12 bis 3.15)

In den ersten drei lastnahen Koni (Konus 4, 5 und 6) weist die Radialspannung (Vergusskörper und CFK-Draht) im Mittel einen konstanten Verlauf auf (Konus 6: ohne Reibung:  $80\text{--}105 \text{ N/mm}^2$ , mit Reibung:  $65\text{--}85 \text{ N/mm}^2$ ) und steigt in Richtung lastfernes Verankerungsende hin an (Konus 1: ohne Reibung:  $105\text{--}135 \text{ N/mm}^2$ , mit Reibung:  $85\text{--}105 \text{ N/mm}^2$ ).

Für den CFK-Eckdraht der äußersten Lage beträgt die maximale Schubspannung im lastnahen Konus (Konus 6)  $60 \text{ N/mm}^2$  (ohne Reibung) bzw.  $70 \text{ N/mm}^2$  (mit Reibung) und in den restlichen fünf Koni (Konus 5 - 1)  $45\text{--}75 \text{ N/mm}^2$  (ohne Reibung) bzw.  $45\text{--}60 \text{ N/mm}^2$  (mit Reibung).

Die Schubspannung im Vergusskörper entlang der Linie L3- weist im lastnahen Konus einen Maximalwert von  $45 \text{ N/mm}^2$  (ohne Reibung) bzw.  $52 \text{ N/mm}^2$  (mit Reibung) und in den Koni 2 bis 5 einen Maximalwert von  $30\text{--}52 \text{ N/mm}^2$  (ohne Reibung) bzw.  $30\text{--}45 \text{ N/mm}^2$  (mit Reibung) auf.

Auf die Verankerungslänge bezogen wird der Vergusskörper im lastnahen Verankerungsbereich zu 35 % (ohne Reibung) bzw. 42 % (mit Reibung) auf Längszug (Maximalwert im Konus 6: ohne Reibung:  $\approx 35 \text{ N/mm}^2$ , mit Reibung:  $\approx 50 \text{ N/mm}^2$ ) und im lastfernen Verankerungsbereich zu 65 % (ohne Reibung) bzw. 58 % (mit Reibung) auf Längsdruck (Maximalwert im Konus 1: ohne Reibung:  $\approx 70 \text{ N/mm}^2$ , mit Reibung:  $\approx 55 \text{ N/mm}^2$ ) beansprucht.

**FE-Berechnung - Abschlussbemerkung**

Hinsichtlich einer möglichen Versagensursache des Verankerungssystems, frühzeitiger Bruch der CFK-Drähte, sind die CFK-Eckdrähte der äußersten Lage aufgrund der ungünstigsten Beanspruchung am meisten gefährdet.

**Verankerung für den Baustelleneinsatz - 37 I SPA**

Die für den Baustelleneinsatz adaptierte konische segmentierte 37-Drahtverankerung ist in Abbildung 3.17 dargestellt. Der Spannanker 37 I SPA unterscheidet sich vom Verankerungstyp 37 I nur durch seine Außengeometrie.

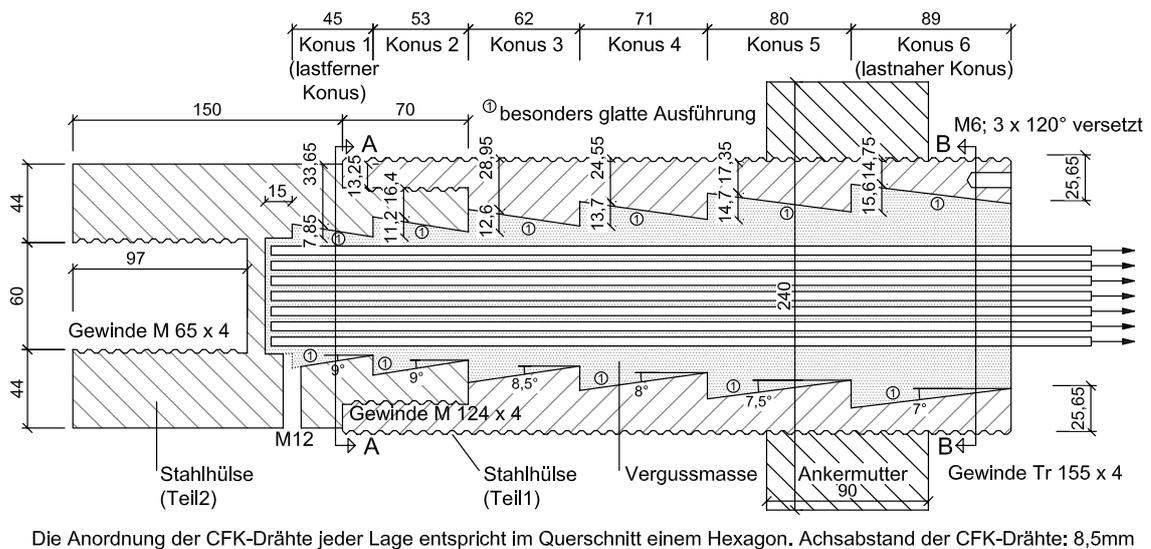


Abbildung 3.17: Verankerungstyp 37 I - SPA

**3.4.2.2 Konisch segmentierter 19-Drahtverankerungskörper - 19 II**

Die 19-Drahtverankerung (siehe Abbildung 3.18) weist die gleiche Konusanzahl, dieselben Konuslängen und Konuswinkel wie die zuvor beschriebene 37-Drahtverankerung auf. Auch der Abstand zwischen äußerster CFK-Lage (Lage 2) und dem kleinsten Hülseninnendurchmesser (Konus 1) ist äquivalent der 37-Drahtverankerung und beträgt 5 mm.

Der Unterschied zur 37-Drahtverankerung liegt in der Drahtanzahl, d.h. anstatt 3 CFK-Lagen gibt es bei der 19-Drahtverankerung nur 2 CFK-Lagen. Dies führt zu einem kleineren Innendurchmesser der einzelnen Stahlkoni bzw. zu einem kleineren Durchmesser der Vergusskoni und somit zu einer veränderten Verteilung der Konussteifigkeiten gegenüber der 37-Drahtverankerung. Konkret bedeutet dies für die 19-Drahtverankerung, dass der lastnahe Konus (Konus 6) im Vergleich zu den nachfolgenden Koni weitaus steifer ausgebildet ist. Während bei der 37-Drahtverankerung eine nahezu lineare Lastabtragung über die Verankerungslänge erfolgt wird bei der 19-Drahtverankerung bereits 1/3 der Drahtkraft im lastnahen Konus (Konus 6) abgebaut. Die Lastabtragung der restlichen 2/3 erfolgt linear.

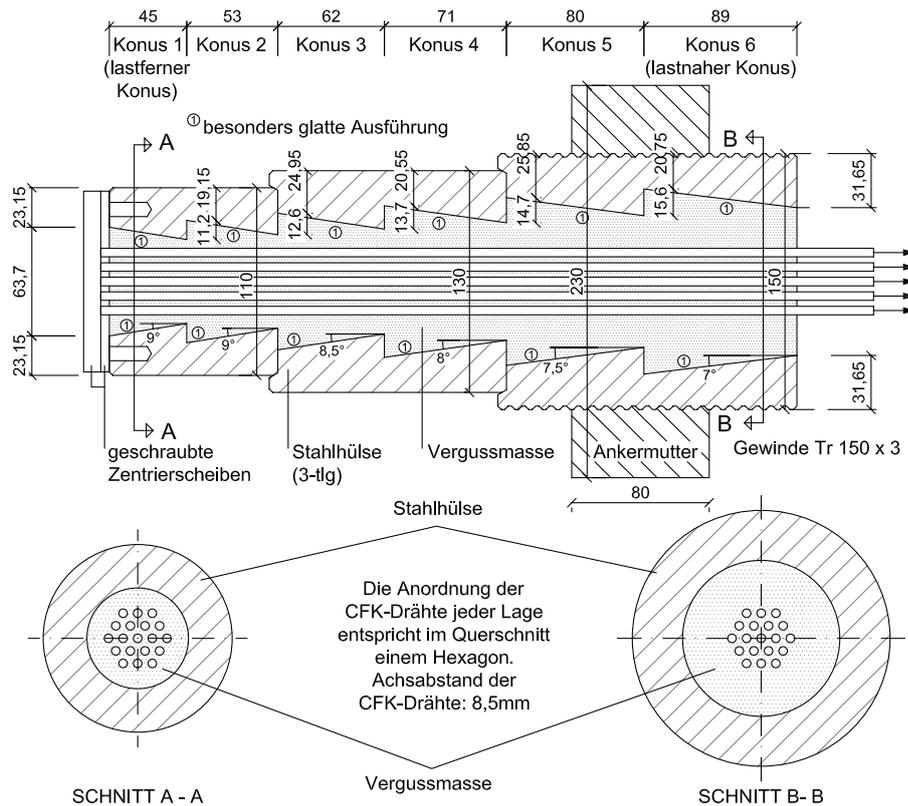


Abbildung 3.18: Verankerungstyp 19 II

Die Schubspannungen (CFK-Drähte und Vergusskörper) im lastnahen Konus sind um bis zu 10% höher und in den Koni 2 bis 5 um bis zu 40% kleiner als bei der 37-Drahtverankerung.

Der Verlauf der Radialspannungen im CFK-Draht und der Radial- und Längsspannungsverlauf im Vergusskörper ist ähnlich der 37-Drahtverankerung. Die Radialspannungen sind gegenüber der 37-Drahtverankerung im lastnahen Verankerungsbereich um  $\approx 1/5$  (CFK-Drähte) bzw.  $1/4$  (Vergusskörper) und im lastfernen Verankerungsbereich um  $\approx 1/3$  (CFK-Drähte und Vergusskörper) kleiner. Im lastnahen Verankerungsbereich (Konus 6) erfährt der Vergusskörper die gleiche maximale Längszugbelastung wie bei der 37-Drahtverankerung. Im lastfernen Verankerungsbereich sind die Längsdruckspannungen vergleichsweise nur halb so groß. Somit ist der Vergusskörper der 19-Drahtverankerung weit mehr (60% der Hülslenlänge) auf Längszug beansprucht als jener der 37-Drahtverankerung.

### **Abschlussbemerkung**

Im Vergleich zur 37-Drahtverankerung ist im lastnahen Konus die Grenzfläche, äußerste CFK-Lage und Vergusskörper, weniger auf Radialdruck und stärker auf Schub beansprucht. Dieser Beanspruchungszustand stellt hinsichtlich einem möglichen Schubversagen einen Grenzzustand dar.

### 3.4.2.3 Zylindrisch und konisch segmentierter 91-Drahtverankerungskörper - 91 ZI und 91 KI

Vor der Modellierung der 91-Drahtverankerungen wurde für die CFK-Testspannglieder mit 19- und 37-Drahtverankerungen ein Abgleich der aus Zugversuchen gewonnenen Messdaten (bei Erreichen der Kabelnennbruchlast, d.h. Bruch der Drähte auf freier Spanngliedlänge) mit den entsprechenden Werten der linearen FE-Berechnung durchgeführt. Als Ergebnis konnte eine gute Übereinstimmung zwischen den errechneten Werten und Messdaten festgestellt werden [Cse04]. Dies lässt den Schluss zu, dass sich sämtliche Materialien des Verankerungskörpers bis zum Versagen des Spanngliedes im nahezu linear elastischen Zustand befanden. Deshalb wurde bei der FE-Modellierung der 91-Drahtverankerungen für den Vergusskörper ein höherer Spannungszustand als bei der 37-Drahtverankerung zugelassen.

Die in der FE-Berechnung untersuchten Verankerungstyp 91 ZI und 91 KI (Tabelle 3.1) unterscheiden sich vom experimentell untersuchten Verankerungskörper 84 ZI und 84 KI (84-Drahtverankerung - Abbildungen 3.20 und 3.19 in Kapitel 3.3) nur durch ihre äußere Geometrie. In der FE wurde zunächst die Außengeometrie als Zylinder mit einem Außendurchmesser von 200 mm (91 ZI) bzw. 210 mm (91 KI) angenommen. Die zylindrisch bzw. konisch segmentierte Innenform des Verankerungskörper ist bei beiden identisch.

Gründe für den Übergang von berechneter 91-Drahtverankerung zur experimentell untersuchten 84-Drahtverankerung mit abgestufter Außengeometrie:

- \* Abgestufte Hülsenaußengeometrie: Durch die Steckform der drei Hülsenteile wird eine leichtere Handhabung hinsichtlich Verguss und Herstellung der CFK-Testspannglieder erreicht.
- \* Reduktion der Drahtanzahl auf Grundlage der linearen FE-Berechnung: Die ungünstige Beanspruchung der CFK-Eckdrähte (Lage 5) ist bei den 91-Drahtverankerungen weit stärker ausgeprägt als bei der 19- und 37-Drahtverankerung. Durch Wegfall der sechs CFK-Eckdrähte und des Zentrumdrahtes, welcher generell durch einen Messstab ersetzt wurde, ergibt sich eine Drahtanzahl von 84.

Für beide Verankerungstypen wurde eine Hüslenlänge von 480 mm zugrunde gelegt. Sowohl die zylindrisch als auch die konisch segmentierte 91-Drahtverankerung besteht aus 6 Koni.

Sowohl bei der zylindrisch als auch der konisch segmentierten Vergussverankerung weist der Längsspannungsverlauf der CFK-Drähte eine konvexe Form auf (quasi Durchleitung der Kraft vom lastnahen in den lastfernen Verankerungsbereich).

#### ***Konisch segmentierte 91-Drahtverankerung - 91 KI:***

Abbildung 3.19 (84 KI) zeigt im Wesentlichen die Geometrie der berechneten 91-Drahtverankerung:

- \* Für alle Koni wurde das Verhältnis von Konuslänge zum mittleren Konusradius (Konusradius in der Mitte der Konuslänge) mit 1:1,11 konstant gewählt. Das Verhältnis

der Konuslänge von lastfern zu lastnah beträgt damit  $\approx 1:1,3$ .

- \* Im Gegensatz zur zylindrisch segmentierten Vergussverankerung nimmt hier der Wert für den Gesamtöffnungswinkel eine Größe von  $3^\circ$  an (wie bei der 37-Drahtverankerung).
- \* Minimaler Radialabstand zwischen dem CFK-Eckdraht der äußersten Lage (Lage 5 der hexagonalen Drahtanordnung) und dem kleinsten Hülseninnendurchmesser (Konus 1): 10 mm
- \* Auch bei dieser Verankerung steigen die Konuswinkel vom lastnahen zum lastfernen Verankerungsende hin an. Die Konuswinkel wurden so eingestellt, dass die mittlere Radialpressung im lastfernen Konus doppelt so groß ausfällt wie am lastnahen Verankerungsende. Für die dazwischenliegenden Koni wurde einer linearer Verlauf der mittleren Konusradialspannungen gewählt.

Ausgeführte Konuswinkel:

$5,90^\circ$  (lastnaher Konus = Konus 6) /  $6,95^\circ/8,29^\circ/9,37^\circ/10,63^\circ/11,70^\circ$  (lastferner Konus = Konus 1)

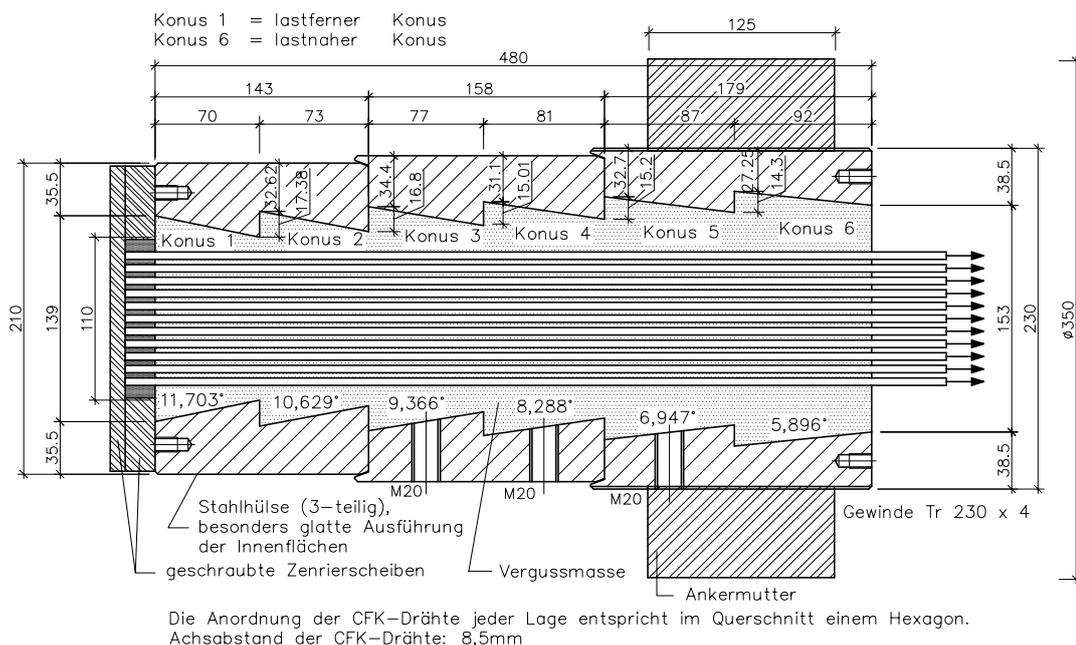


Abbildung 3.19: Verankerungstyp 84 KI

CFK-Eckdraht der äußersten Lage (Lage 5) und Vergusskörper knapp außerhalb des Zuelementes (L 5-): Die mittlere Konusradialspannung steigt vom lastnahen (Konus 6: ohne Reibung:  $\approx 100 \text{ N/mm}^2$ , mit Reibung:  $\approx 75 \text{ N/mm}^2$ ) zum lastfernen (Konus 1: ohne Reibung:  $\approx 200 \text{ N/mm}^2$ , mit Reibung:  $\approx 150 \text{ N/mm}^2$ ) Verankerungsende linear an. Der lastnahe Wert entspricht etwa dem der 37-Drahtverankerung. Im lastfernen Verankerungsbereich ist dieser um 50 % höher. Der Maximalwert der Schubspannungen ist in den beiden

lastnahen Koni (Konus 5 und 6) gleich groß wie bei der 37-Drahtverankerung und im lastfernen Konus um 50 % - 60 % höher.

Der Längsspannungsverlauf im Vergusskörper ist ähnlich dem der 37-Drahtverankerung. Die maximalen Zug- und Druckspannungen sind jedoch um 50 (lastnaher Konus) bzw. 80 % (lastferner Konus) höher.

**Zylindrisch segmentierte 91-Drahtverankerung - 91 ZI:**

Die bei der FE-Modellierung verwendete Geometrie entspricht im Wesentlichen jener aus Abbildung 3.20 und besitzt nachfolgende Parameter:

- \* Alle sechs Koni besitzen eine Konuslänge von 80 mm.
- \* Der Gesamtöffnungswinkel der Verankerung ist Null.

Daher ergibt sich für den minimalen Radialabstand zwischen dem CFK-Eckdraht der äußersten Lage (Lage 5 der hexagonalen Drahtanordnung) und dem kleinsten Hülseinnendurchmesser aller Koni einer konstanter Wert. Dieser Wert ist mit 20 mm festgelegt.

- \* Die 6 Konuswinkel sind derart gewählt, dass in allen sechs Koni eine nahezu konstante mittlere Radialspannung erzeugt wird. Die Konuswinkel steigen vom lastnahen zum lastfernen Konus hin an.

Damit ergeben sich die Konuswinkel zu:

6,84° (lastnaher Konus = Konus 6) / 7,97°/9,16°/10,07°/11,93°/13,63° (lastferner Konus = Konus 1)

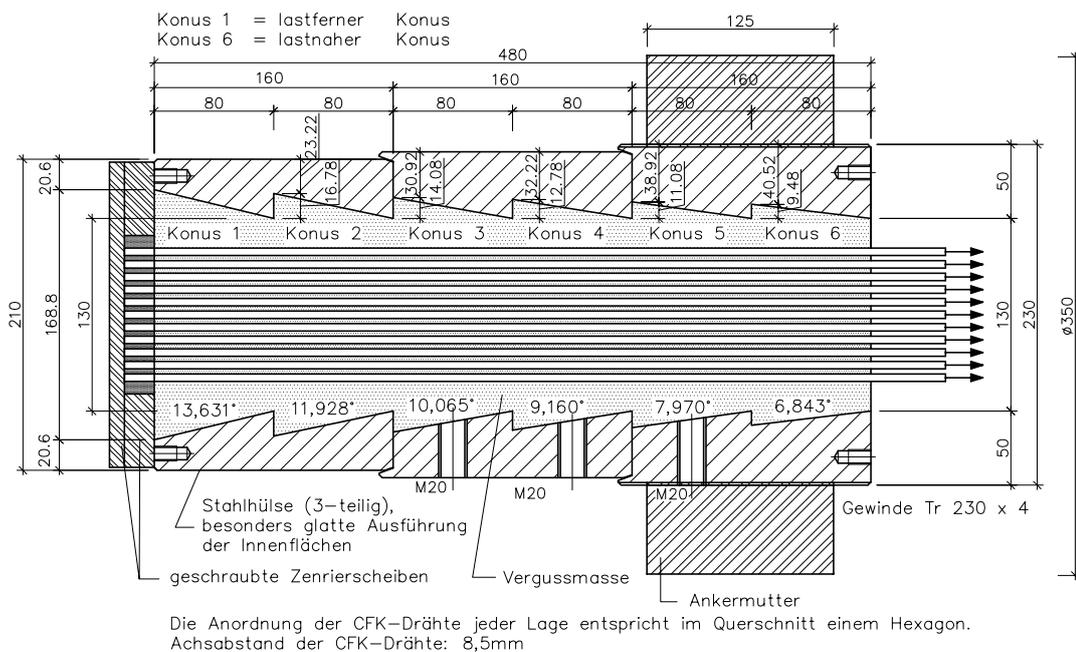


Abbildung 3.20: Verankerungstyp 84 ZI

CFK-Eckdraht der äußersten Lage (Lage 5) und Vergusskörper knapp außerhalb des Zug-elementes (L 5-): Die mittlere Konusradialspannung ist für alle Koni konstant und beträgt  $100 - 120 \text{ N/mm}^2$  (entspricht dem lastnahen Wert der Verankerung 91 KI und 37 I). Der Maximalwert der Schubspannungen ist in den vier lastnahen Koni (Konus 3 bis 6) gleich groß wie bei der 37-Drahtverankerung und im lastfernen Konus um 35 % - 45 % höher.

Längsspannungsverlauf im Vergusskörper: Ist äquivalent der 37-Drahtverankerung. Die maximale Zugspannung im lastnahen Verankerungsbereich ist etwa gleich groß wie bei der 37-Drahtverankerung und die Druckspannung im lastfernen Verankerungsbereich um 35 % höher.

### ***Abschlussbemerkung zu den beiden Verankerungen***

Die Radial- und Schubspannungen sind im lastnahen Konus (Konus 6) etwa gleich groß wie bei der 37-Drahtverankerung. Der lastferne Verankerungsbereich erfährt einen weit höheren dreidimensionalen Spannungszustand als jener der 37-Drahtverankerung. Somit kann als mögliche Versagensursache eine Überbeanspruchung des Vergusskörpers angenommen werden.

# Kapitel 4

## Materialeigenschaften

Für die wesentlichsten Materialien eines CFK-Spanngliedes, das CFK-Zugelement, den Epoxidharz-Vergusskörper und die Stahlhülse, werden sowohl die allgemeinen Eigenschaften aus der Literatur als auch die Eigenschaften der verwendeten Materialien, anhand von Herstellerangaben und eigenen Untersuchungen (unter anderem in [WZ03], [Dor04], [Hof06], [Iwa06]), angeführt.

### 4.1 CFK-Zugelement

Kohlenstofffaserverstärkter Kunststoff (CFK) zählt zur Gruppe der Faserverbundwerkstoffe (FVW, engl.: fiber reinforced polymers - FRP). Als Faserverbundwerkstoffe bezeichnet man jene Verbundwerkstoffe, bei denen eine faserförmige Werkstoffkomponente in einer zweiten Werkstoffkomponente, einer Matrix, eingebettet ist [NEI86]. Die Matrix selbst besteht aus einem Kunststoff (Duroplaste, Thermoplaste).

#### 4.1.1 Eigenschaften kohlenstofffaserverstärkter Kunststoffe

Die nachstehenden Literaturangaben geben die wesentlichsten Eigenschaften der beiden Komponenten (Faser und Matrix) und des Faserverbundwerkstoffes selbst wieder.

##### 4.1.1.1 Kohlenstofffaser

Fasern sind stabförmige Elemente, die meist einen Kreisquerschnitt besitzen und ein großes Verhältnis Länge/Dicke aufweisen. Als Fasern werden Einzelfäden (Filamente) oder Faserbündel mit endlicher (Kurzfasern) bis hin zu "unbegrenzter" Länge (Endlosfasern) eingesetzt. Der Faserdurchmesser kann zwischen 5 und 50  $\mu\text{m}$  variieren. Mit abnehmender Faserdicke wird die Faserzugfestigkeit erhöht und der Einfluss von Fehlstellen bzw. Einzelfaserbrüchen im Faserverbundwerkstoff minimiert. Eine zu starke Verringerung des Durchmessers erscheint jedoch aufgrund der Lungengängigkeit und der damit verbunde-

nen kanzerogenen Auswirkungen als ungünstig; dickere Fasern hingegen wirken zu sperrig, sodass der durchschnittliche Faserdurchmesser ungefähr  $10\ \mu\text{m}$  beträgt [Ehr92][RBH92].

Kohlenstofffasern bestehen zu über 90% aus Kohlenstoff und können auf zwei Arten hergestellt werden: durch die Verkokung von Polyacrylnitril (HT-Fasern) oder durch die Verarbeitung von Kohlenwasserstoffgemischen wie Steinkohleteer oder Erdölpech (HM-Fasern). Die dabei entstehenden Kohlenstoffschichten sind in Faserrichtung orientiert. Die theoretisch erzielbaren mechanischen Festigkeitseigenschaften resultieren aus den kovalenten Bindungsenergien des Graphiteinkristalls in Kohlenstoffschichtrichtung. Aufgrund der fehlenden transversalen kovalenten Bindungen beträgt der Elastizitätsmodul in Querrichtung nur einen geringen Teil des Moduls in Faserlängsrichtung. Die starke Anisotropie macht sich auch in den anderen Festigkeitseigenschaften (Zugfestigkeit) sowie im unterschiedlichen thermischen Ausdehnungskoeffizienten in Faserlängs- und -querrichtung bemerkbar, der parallel zu den Kohlenstoffschichten, also in Faserlängsrichtung leicht negativ ist. Der Faserdurchmesser von Kohlenstofffasern liegt in der Regel zwischen 5 und  $10\ \mu\text{m}$ .

Die wesentlichen Eigenschaften von Kohlenstofffasern können wie folgt angegeben werden:

- \* hohe Festigkeit in Faserlängsrichtung  
(je nach Fasertyp:  $\sigma_{II} = 1.500 - 5.000\ \text{N/mm}^2$ ;  $E_{II} = 180.000 - 500.000\ \text{N/mm}^2$ )
- \* hohe Materialanisotropie ( $\sigma_{II} \gg \sigma_{\perp}$  und  $E_{II} \gg E_{\perp}$ )
- \* spröder Bruch
- \* niedrige Dichte ( $1,6 - 2,0\ \text{g/cm}^3$ )
- \* hohe Beständigkeit gegenüber chemischen Einflüssen (hohe Korrosionsbeständigkeit; unbeständig nur gegen starke Oxidationsmittel)
- \* hohe Temperaturbeständigkeit
- \* ausgezeichnetes Verhalten unter dynamischer Beanspruchung (hohe Dauerschwingfestigkeit) und nahezu keine Relaxation und kein Kriechen
- \* guter elektrischer bzw. thermischer Leiter
- \* hohe Materialkosten

#### 4.1.1.2 Matrix

Neben den Fasern stellt die Matrixkomponente das zweite Element des Verbundwerkstoffes dar. Der dafür verwendete Kunststoff übernimmt dabei wichtige Aufgaben, die die Eigenschaften des fertigen Werkstoffes bzw. Bauteils maßgeblich beeinflussen.

Durch die Einbettung der Fasern hat sie folgende Aufgaben zu übernehmen [Ehr92]:

- \* Ableitung der einwirkenden Kräfte in die Fasern

- \* gleichmäßige Verteilung der Kräfte auf die Fasern
- \* Schutz der Fasern vor äußeren Einwirkungen
- \* Gewährleistung der Formgebung des Bauteils und der Lage der Fasern innerhalb dieses Bauteils

In Abhängigkeit des verwendeten Kunststoffes werden die Charakteristiken des Faserverbundwerkstoffes zusätzlich abgestimmt. Dazu gehören unter anderem [NF00]:

- \* Chemikalienbeständigkeit
- \* Alterungsbeständigkeit
- \* Oberflächenhärte
- \* elektrische Eigenschaften
- \* Schwindverhalten etc.

Zusätzliche Materialeigenschaften wie Dichte, Wärmeleitfähigkeit oder Wärmedehnung werden durch die Mengenverhältnisse der FVW-Einzelkomponenten Harz, Reaktionsmittel, Füllstoff und Fasern festgelegt. Darüber hinaus stellt ein optimaler Haftverbund zwischen Harz und Fasern die Grundlage für ein einwandfreies Zusammenwirken beider Komponenten dar und bestimmt somit auch wesentlich die Güte des Verbundwerkstoffes. Je besser die Verbundeigenschaften abgestimmt sind, umso höher fällt auch die Qualität des Werkstoffs aus.

Bei der Wahl des Matrixmaterials spielt ebenfalls die Bruchdehnung des Harzes eine entscheidende Rolle. Es ist dabei sicherzustellen, dass bei einer entsprechenden Zugbeanspruchung das Harz nicht vor der Faser bricht. Die Bruchdehnung des Matrixmaterials sollte somit immer über jener der eingebetteten Verstärkungsfasern liegen. Das Verhältnis beträgt mind.  $\varepsilon_{BM} / \varepsilon_{BF} > 3$  [WM89].

Der lineare Wärmeausdehnungskoeffizient der üblichen Matrixwerkstoffe liegt zwischen 40 und  $80 \cdot 10^{-6} K^{-1}$ .

Als Matrixmaterial für Verbundwerkstoffe werden vorzugsweise niedermolekulare Reaktionsharze (Duroplaste) verwendet. Unter den Duroplasten zählen die ungesättigten Polyesterharze (UP-Harze) und vor allem die Epoxidharze (EP-Harze) zu den wichtigsten Vertretern: sie besitzen niederviskose Eigenschaften, lassen sich leicht verarbeiten und erhalten ihre Endeigenschaften durch eine thermisch initiierte Härtung (chemische Vernetzung) im Zuge ihres Herstellungsprozesses [Ehr92][GG87]. In der Regel werden, wie bei dem in dieser Arbeit verwendeten CFK-Draht, Epoxidharze als Matrixmaterial verwendet. In [WM89] werden unabhängig ihrer genauen Zusammensetzung nachfolgende Eigenschaften für Epoxidharze als Matrixmaterial angegeben:

- \* Dichte: 1,17- 1,26 g/cm<sup>3</sup>

- \* Bruchdehnung: 6 - 8 %
- \* Kriechneigung: sehr gering
- \* Dauergebrauchstemperatur und Wärmeformbeständigkeit: 80 - 130 °C und 60 - 110 °C
- \* Fließeigenschaften bei Verarbeitungstemperatur: sehr gut (dünnflüssig)
- \* Reaktionswärme: exotherme Reaktion mit teilweiser hoher Wärmeentwicklung
- \* Verarbeitungsschwindung: 1 - 3 %
- \* Nachschwindung: praktisch keine
- \* Lagerungszeit: kühl rund 6 bis 12 Monate
- \* Beständig gegen Alkohol, Benzin, Benzol, Mineralöle, Fette, usw.
- \* Unbeständig gegen heißes Wasser, Ester, konzentrierte Säuren und Laugen, Ketone, Acetone, usw.
- \* Brennbarkeit: schwer entzündbar, brennt weiter

Eine weitergehende Behandlung der Eigenschaften des reinen und gefüllten Epoxidharzes, welches auch für den Vergusskörper eingesetzt wurde, erfolgt im nachfolgenden Kapitel 4.2.

#### 4.1.1.3 Unidirektionale (UD) Faserverbundwerkstoffe

Bei Unidirektionalen Faserverbundwerkstoffen weisen alle Fasern die gleiche Richtung auf. Unidirektionale CFK-Profile (z.B. Drähte) werden im Strangziehverfahren, dem sogenannten "Pultrusionsverfahren" hergestellt und besitzen in der Regel einen durchschnittlichen Faservolumensanteil von 65-70 %. Je nach Oberflächenbeschaffenheit des CFK-Profiles, wie z.B. Besandung, Umwicklung usw. wird ein weiterer Arbeitsschritt nachgeschaltet. Der Zeitpunkt des Aufbringens des Oberflächenmaterials ist sehr von der umgebenden Luftfeuchtigkeit, Lufttemperatur und vom Aushärtezustand des Matrixmaterials des Grundprofiles abhängig [Ehr92][RG00].

Wird ein unidirektionaler Faserverbundwerkstoff parallel zur Faserachse bzw. in Stablängsrichtung (Abbildung 4.1 - links) beansprucht, so sind in erster Linie die Fasern für das Festigkeits-, Lastabtragungs- bzw. Verformungsverhalten des FVW verantwortlich. Die einhüllende Matrix (M) trägt dabei nur einen geringen Lastanteil. Ist die Anordnung der Fasern (F) nicht achsparallel (z.B. Litzen), so übernimmt die Matrix die Kraftumlenkung und schützt die Fasern vor schädlichen Einwirkungen wie äußerem Querdruck, Abrieb oder chemischen Angriffen (Korrosion). Wird der Werkstoff hingegen in Querrichtung (Abbildung 4.1 - rechts) zur Faserachse belastet, so werden das Festigkeits- bzw. Verformungsverhalten praktisch zur Gänze durch das Matrixmaterial bestimmt. Die dafür zugrundeliegende Modellvorstellung ist aus Abbildung 4.1 ersichtlich. Die Berechnung der mechanischen Eigenschaften erfolgt nach den Formeln (4.1) bis (4.4) (Fasergehalt  $\varphi$ : stellt

den Volumenanteil der Faser am Verbundwerkstoff dar), die als Mischungsregel bekannt sind [MHMS02].

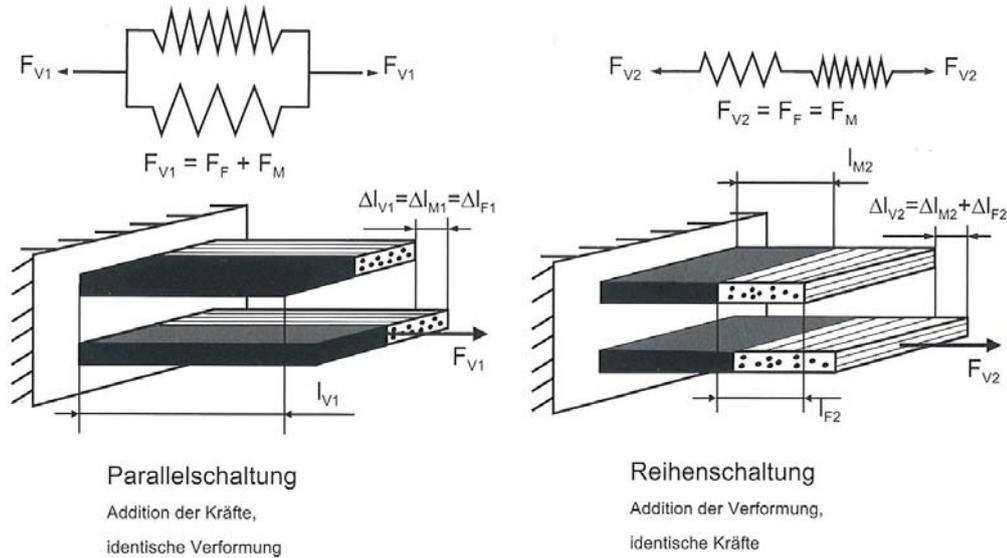


Abbildung 4.1: Mehrkomponentige Systeme unter Belastung

$$E_1 = \varphi * E_F + (1 - \varphi) * E_M \quad (4.1)$$

$$E_2 = \frac{E_M * E_{F2}}{\varphi * E_M + (1 - \varphi) * E_{F2}} \quad (4.2)$$

$$\nu_{21} = \varphi * \nu_F + (1 - \varphi) * \nu_M \quad (4.3)$$

$$G_{21} = \frac{G_M * G_F}{\varphi * G_M + (1 - \varphi) * G_F} \quad (4.4)$$

Die Zugfestigkeit in Faserrichtung kann nach Formel (4.1), durch Einsetzen der entsprechenden Zugfestigkeiten anstelle der E-Moduli, berechnet werden. Für übliche Fasergehalte kann näherungsweise  $\sigma_{FVW} \approx \varphi * \sigma_F$  angenommen werden [RBH92].

Genauso wie bei reinen Fasern weisen die Faserverbundwerkstoffe unter Zugbeanspruchung ein nahezu linear-elastisches Materialverhalten in Stablängsrichtung bis zum Bruch auf. Die Zugfestigkeit des CFK-Drahtes liegt deutlich über jener des Spannstahls (Abbildung 4.2). Der E-Modul hingegen liegt unter jenem von Spannstahl, d.h. bei gleicher Spannung (Gebrauchszustand) fallen die Dehnungen beim CFK-Draht deutlich höher aus.

Die plastischen Dehnreserven des Spannstahls, die eine Vorankündigung des Bruches gewährleisten, sind beim CFK-Draht zwar nicht vorhanden, jedoch aufgrund des größeren elastischen Dehnvermögens können diese weitgehend kompensiert werden, da umfangreichere Bauteilverformungen ohnedies frühzeitig zu erkennen sind [Mai87].

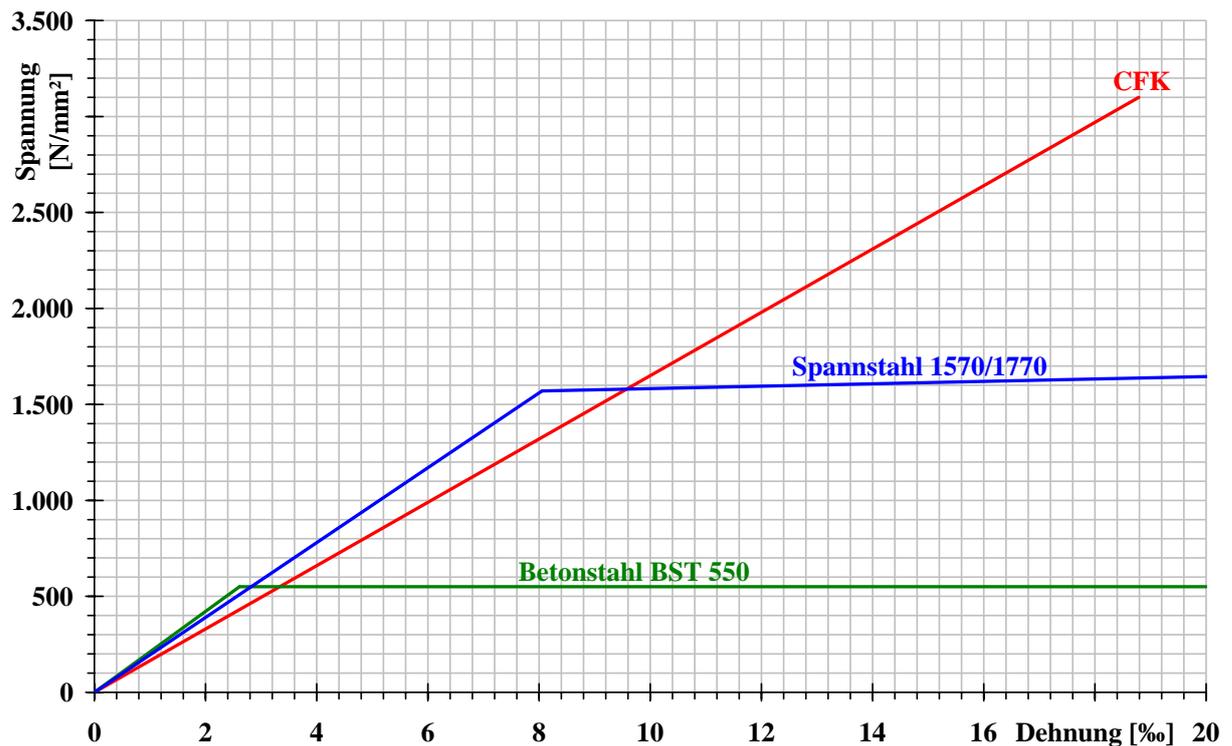


Abbildung 4.2: Arbeitslinien: Bewehrungsstahl, Spannstahl und CFK

Für einen Praxiseinsatz ist neben dem Kurzzeitverhalten auch das Langzeitverhalten von Bedeutung. Generell wird bei Faserverbundwerkstoffen die chemische Beständigkeit, das Relaxations- und Kriechverhalten sowie die Zeitstand- und Dauerschwingfestigkeit durch die chemische Beständigkeit und das Materialverhalten des Matrixmaterials Epoxidharz (viskoelastisches Material, d.h. abhängig von Zeit und Temperatur) und der Kohlenstofffaser beeinflusst. Je nach verwendetem Epoxidharz können zum Beispiel Faserverbundwerkstoffe mit niedriger oder hoher Gebrauchstemperatur erzeugt werden. Genaue Angaben über Gebrauchstemperatur, Relaxation, Kriechen und Schwingfestigkeit sind daher den jeweiligen Herstellerangaben zu entnehmen.

**Chemische Beständigkeit:** Generell kann eine hohe Resistenz der CFK-Drähte gegenüber feuchtem, karbonatisiertem Beton, schwache Säure-Laugen-Angriffe und Korrosionseinflüsse angegeben werden [Noi95][RBH92]. Trotz der hohen Beständigkeit können unter gewissen chemischen Umweltbedingungen Eigenschaftsänderungen des Matrixmaterials oder Versprödungen hervorgerufen und auf diesem Wege der Zutritt eines schädigenden Mediums zu den tragenden Fasern erleichtert werden.

**Relaxationsverhalten:** Der Relaxationsverlust ist hauptsächlich vom Relaxationsverhalten der viskoelastischen Epoxidharzmatrix abhängig. Eine produktionsbedingte wellenförmige Einbettung der Fasern verringert nicht nur die Zugfestigkeit sondern erhöht auch die Relaxation. Der Spannkraftverlust durch Relaxation entwickelt sich etwa linear mit dem Logarithmus der Zeit, wird mit steigender Anfangsspannung größer und liegt unter jenem von niedrig relaxierenden Spannstählen [RBH92]. Starke Säuren (pH=3) und Laugen (pH=12) sowie Natriumchloridlösungen (3,5 Gew.-%) zerstören bei langandauernder Ein-

wirkung die Epoxidmatrix und führen ebenfalls zu einem Anstieg der Relaxation [ST99]. Niedrige Temperaturen führen zu kleineren Relaxationsverlusten als hohe Temperaturen (infolge erhöhter Wasserdampfdiffusion) [ST99].

Dauerschwingfestigkeit: Wie bereits in Kapitel 3 bei den Vergussverankerungssystemen für CFK-Drähte und den Ingenieurbauten mit CFK-Spanngliedern beschrieben, besitzen CFK-Drähte ein ausgezeichnetes Ermüdungsverhalten. In Versuchen (normale Umweltbedingung und Raumtemperatur) mit mehr als 2 Millionen Lastwechseln, unterschiedlicher Dauerlast und Schwingungsamplitude konnte kein Drahtbruch bzw. Einfluss auf die Zugfestigkeit festgestellt werden [MMB96][WI000]. Nach [ST99] sinkt die Dauerschwingfestigkeit mit steigender Amplitude.

Eigenspannungen zufolge den unterschiedlichen Wärmeausdehnungskoeffizienten von Faser und Matrix und den für Ingenieurbauten üblichen Temperaturschwankungen können wegen des starken Relaxationsvermögens des Matrixmaterials als vernachlässigbar klein angenommen werden [RBH92].

Neben den mechanischen Festigkeits- und Materialeigenschaften ist zudem das geringe Gewicht der Faserverbundkunststoffe von ausschlaggebender Bedeutung.

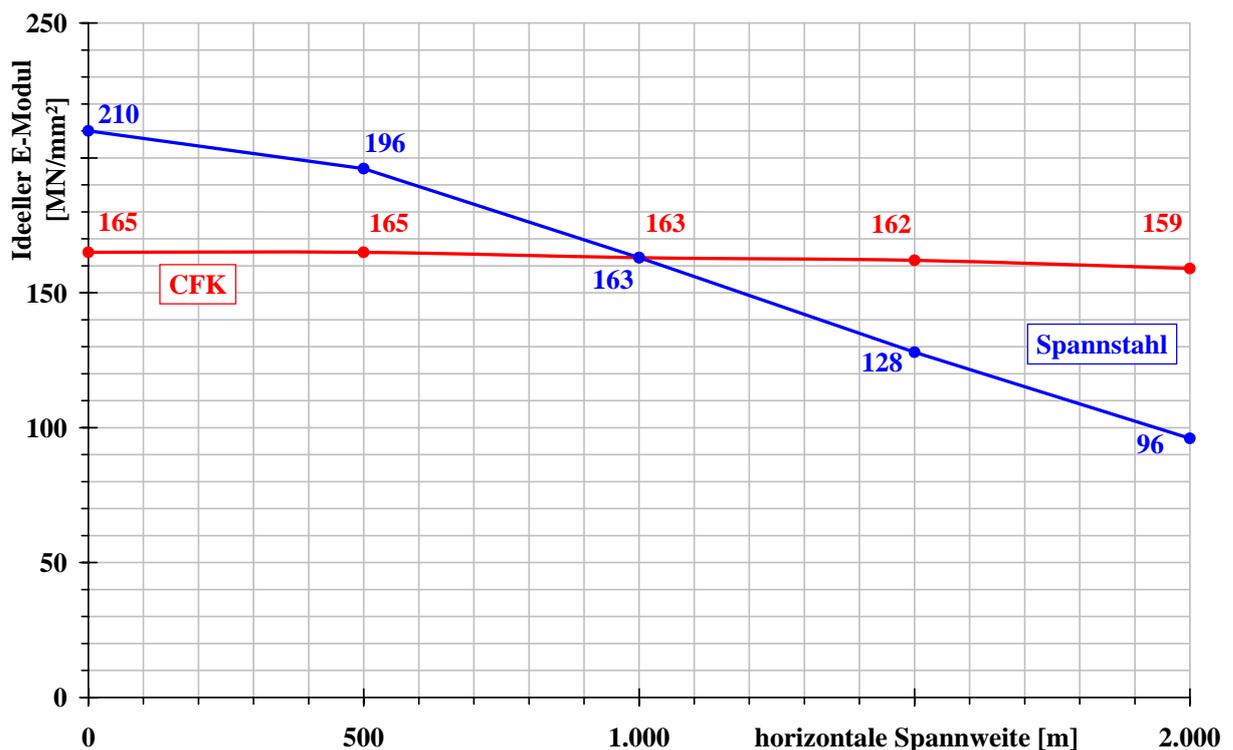


Abbildung 4.3: Vergleich der ideellen Elastitätsmoduli von Spannstahl und CFK

Vergleicht man die Rohdichten von Zuelementen aus FVW und Spannstahl, so sind jene der FVW bis zu fünf Mal geringer als jene von Spannstahl. Dieser Effekt wirkt sich nicht nur in einer massiven Gewichtsreduktion bzw. einer verbesserten Handhabung beim Einbau des Materials, sondern insbesondere auch bei Schrägkabeln im gesamten Steifigkeits- und Tragverhalten des Bauteils aus. Betrachtet man ein vorgespanntes Schrägseil, so wird

der effektive Elastizitätsmodul des vorgespannten Kabels durch sein Eigengewicht bzw. seinen Durchhang auf einen ideellen Elastizitätsmodul reduziert. Durch das niedrigere Gewicht der Faserverbundwerkstoffe ergibt sich somit eine geringere Reduktion des Elastizitätsmoduls, die sich bei zunehmender horizontaler Spannweite umso günstiger als bei Spannstahl auswirkt. In Abbildung 4.3 ist der ideelle Elastizitätsmodul eines aus konventionellem Spannstahl und eines aus CFK hergestellten Schrägkabels unter einer Spannung von  $720 \text{ N/mm}^2$  in Abhängigkeit der horizontalen Spannweite gegenübergestellt. Es zeigt sich, dass sich in einem Schrägkabel aus Spannstahl bei einer horizontalen Spannweite von 1.000 m eine Reduktion von 22% des Nennelastizitätsmoduls und bei einer Spannweite von 2.000 m bereits ein Verlust von über 50% gegenüber dem ursprünglichen Elastizitätsmodul einstellt. Im Vergleich dazu liegt bei Schrägkabeln aus CFK bei 1.000 m Spannweite praktisch kein Verlust und bei 2.000 m Spannweite nicht einmal 5% Verlust des Nennelastizitätsmoduls vor [Mei95].

Ein Gewichts- und Kostenvergleich zwischen einem korrosionsgeschützten Stahlspannglied und einem CFK-Spannglied ist in Abbildung 4.4 durchgeführt. Es kann festgehalten werden, dass das Litzenspannglied aus Spannstahl für 1 MN Maximallast je Laufmeter freier Spanngliedlänge um rund das 9-fache schwerer und um etwa 100 €/m billiger ist als ein entsprechendes CFK-Spannglied (Preisbasis 2006). Allein dieser Kostenvergleich zeigt, dass auch bei monetärer Bewertung der hervorragenden Eigenschaften des CFK-Materials und der Einrechnung von Kostenersparnissen bei der Objekterhaltung ein Masseneinsatz von CFK-Spanngliedern derzeit eher unwahrscheinlich erscheint.



Abbildung 4.4: Kostenvergleich: Spannstahl - CFK-Draht

Abschließend wird kurz auf die Karzinogenität von Kohlenstofffasern und den daraus produzierten Faserverbundwerkstoffen eingegangen. Anhand von Versuchen (Faserdurchmesser:  $7 \mu\text{m} - 8 \mu\text{m}$ , Faserlänge:  $\leq 200 \mu\text{m}$ ) an Ratten wird in [Zea01] die Wahrscheinlichkeit einer Krebserkrankung als äußerst gering eingestuft. Das Gefahrenpotenzial wird annähernd jener von Titaniumdioxid- und Aluminiumfasern, die beide als nicht karzinogen eingestuft sind, gleichgesetzt. Hinweise für entsprechende Schutzmaßnahmen beim Umgang mit Faserstäuben sind z.B. in Technische Regeln für Gefahrstoffe (TRGS 521, TRGS

900, TRGS 901 aus www.baua.de) enthalten.

### 4.1.2 Verwendeter CFK-Draht

Die in diesem Kapitel angeführten Angaben zum mechanischen und thermischen Kurz- und Langzeitverhalten sind einerseits Herstellerangaben entnommen und andererseits sind sie das Ergebnis eigener Untersuchungen.

Generelle Angaben des Herstellers (Fa. Nedri, Holland) [NS07]:

1. Drahtdurchmesser und -oberfläche:  $\varnothing$  5 mm und glatt bzw. besandet
2. Gewicht: 31 g/m
3. E - Modul nach DIN EN 2561:  
Minimum: 155.000 N/mm<sup>2</sup>  
Standardwerte: 160.000, 162.000, 166.000 N/mm<sup>2</sup>
4. Linearer Temperaturexpansionskoeffizient in und normal zur Faserrichtung:  
 $\alpha_{T,CFK\perp} = 33 \cdot 10^{-6}$  [1/°C] und  $\alpha_{T,CFK\parallel} = 0,2 \cdot 10^{-6}$  [1/°C]
5. Garantierte Nennfestigkeit:  
Zugfestigkeit in Faserrichtung:  $\sigma_{CFK\parallel} = 2.400$  N/mm<sup>2</sup>,
6. Relaxation:  
Lastniveau: 70 % der garantierten Nennfestigkeit  
Relaxationsverlust nach 1.000 Stunden:  $\approx 1$  %
7. Verwendetes Epoxidharz für die Matrix des CFK-Drahtes und zugehörige Glasübergangstemperatur (Gebrauchstemperatur): Bakalite epoxy Rütapox 4908 mit einer Glasübergangstemperatur von  $\approx 60$  °C

Mögliche Auswirkungen auf das Kurz- und Langzeitverhalten infolge chemischer und umweltbedingter Einwirkungen wurden nicht angegeben.

Die aus den eigenen Versuchen (unter Raumtemperatur und normalen Umweltbedingungen) an CFK-Testspanngliedern zurückgerechneten Spannungs-Dehnungslinien sind in Abbildung 4.5 und jene vom Hersteller, für den im Brückenobjekt Golling verwendeten CFK-Draht, in Abbildung 4.6 dargestellt. Aus beiden ist ein geringfügig konkaver Spannungs-Dehnungsverlauf zu erkennen, d.h. mit steigender Zugbelastung steigt auch der E-Modul (In Zugrichtung erfolgt ein Ausrichten der wellenförmig eingebetteten Fasern). Der nach Norm DIN EN 2561 - Kohlenstofffaserverstärkte Kunststoffe (Jahr 1995) errechnete Elastizitätsmodul, im Spannungsbereich 0,1-0,5 der Bruchfestigkeit, bewegt sich zwischen 159.000 - 173.000 N/mm<sup>2</sup>. Die Zugfestigkeit liegt zwischen 2.300 und 2.800 N/mm<sup>2</sup>.

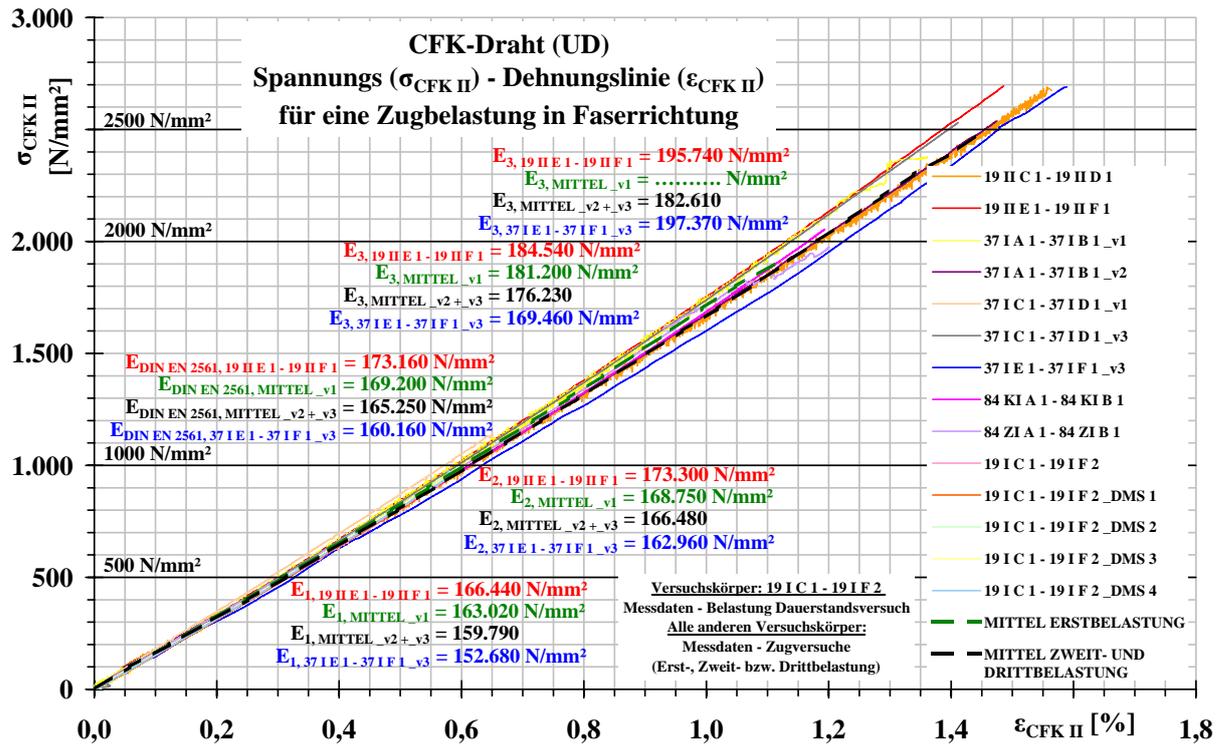


Abbildung 4.5: Spannungs-Dehnungslinie des in den experimentellen Untersuchungen verwendeten CFK-Materials

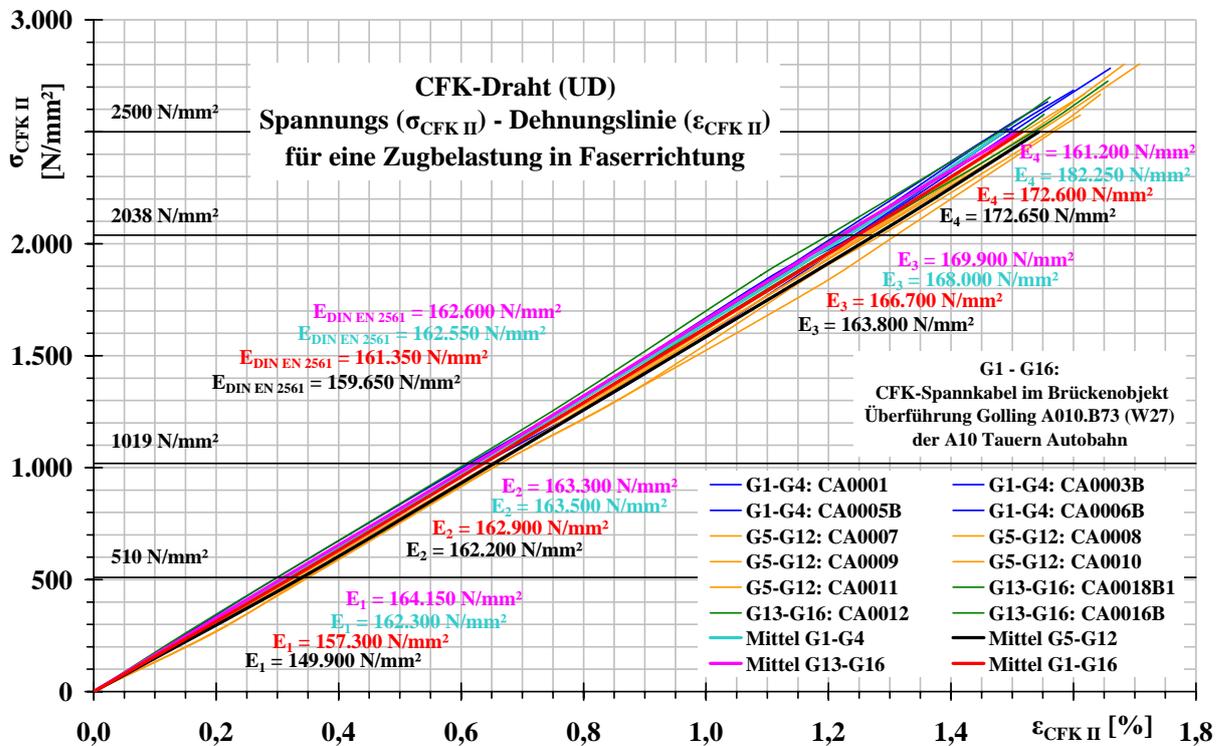


Abbildung 4.6: Spannungs-Dehnungslinie des im SVH Golling verwendeten CFK-Materials

Das Relaxationsverhalten wurde von der Fa. Nedri nach Niederländischen Standards (NBN I 10-002) an CFK-Lamellen und CFK-Drähten ermittelt.

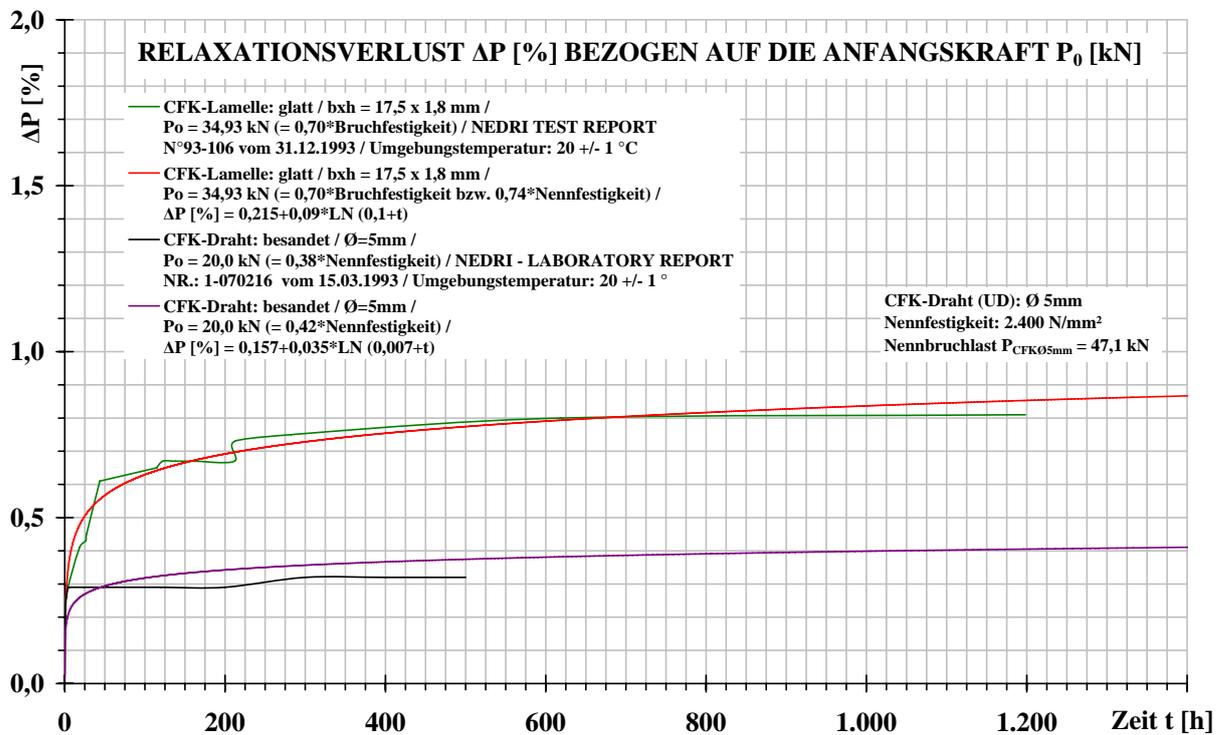


Abbildung 4.7: Relaxationsverhalten

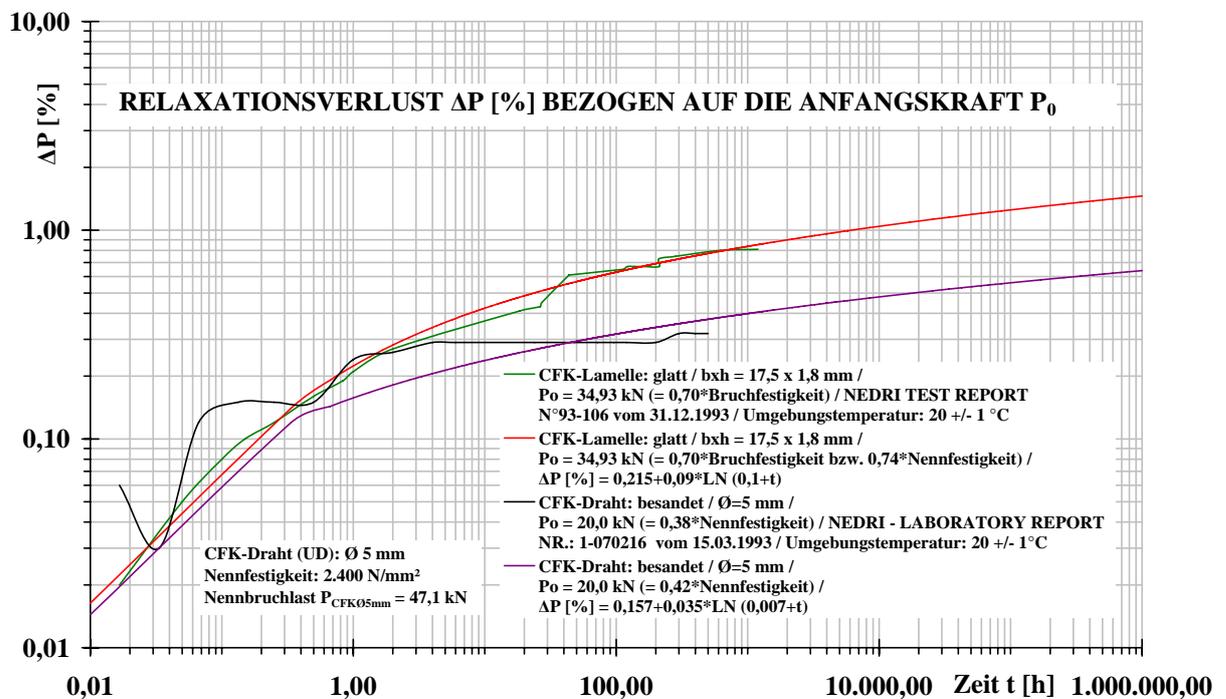


Abbildung 4.8: Logarithmische Darstellung des Relaxationsverhaltens

Die aufgebrachte Kraft wurde für die CFK-Lamellen (Breite/Dicke = 17,5/1,8 mm) mit  $\approx 74\%$  und für die CFK-Drähte (Drahtdurchmesser: 5 mm) mit  $\approx 40\%$  der garantierten Nennfestigkeit gewählt. In den Abbildungen 4.7 und 4.8 sind die erhaltenen Relaxationskurven für eine Umgebungstemperatur von  $20^\circ\text{C}$  und eine logarithmische Extrapolation dargestellt. Der Relaxationsverlust nach 1.000 Stunden kann für die Lamelle mit  $0,8\%$  (experimenteller Wert) und für den Draht mit  $0,4\%$  (extrapolierter Wert) der aufgebrachten Kraft angegeben werden. Fazit: Im Vergleich zum Spannstahl ist der Verlust verhältnismäßig gering.

In den Abbildungen 4.9 und 4.10 sind die Aufnahmen einer Raster-Elektronen-Mikroskop (REM) Untersuchung für den CFK-Draht und den Faserstaub, wie er bei der Bearbeitung eines Drahtes durch einen Winkelschleifer (Flex) entsteht, dargestellt. Durch den Umstand, dass die CFK-Drahtoberfläche für die REM Untersuchung keiner weiteren Behandlung durch Polieren (reiner Flexschnitt) zugeführt wurde, ist der Faserdurchmesser in Abbildung 4.9 nicht immer eindeutig erkennbar und wurde durch rote Kreise hervorgehoben. Der Faserdurchmesser kann mit  $\approx 8\ \mu\text{m}$  angegeben werden.

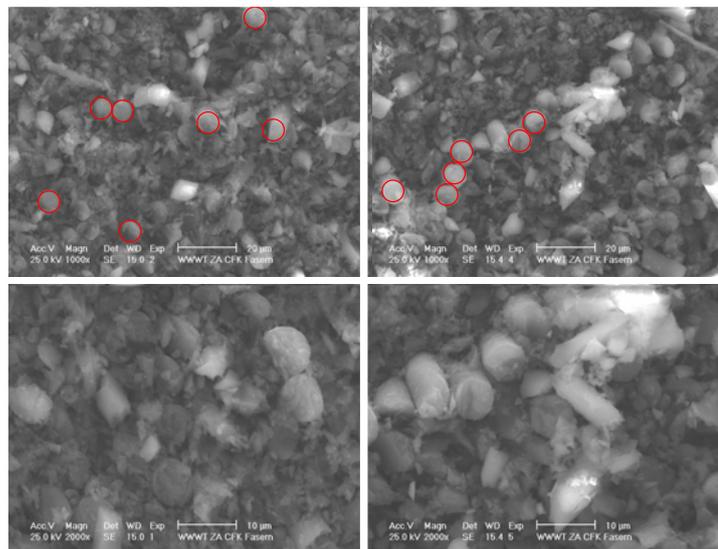


Abbildung 4.9: REM-Aufnahme eines CFK-Drahtquerschnittes (Bearbeitung erfolgte mit einem Winkelschleifer)

Der Faserstaub (Abbildung 4.10) weist einen Partikeldurchmesser von  $2\ \mu\text{m} - 8\ \mu\text{m}$ , eine extrem variable Länge und spitze Enden auf.

Aus meiner eigenen Erfahrung mit dem Faserstaub, der beim Schneiden von CFK-Drähten mittels Winkelschleifer entsteht und Bruchstücke bzw. Faserstaub nach einem Zugversagen, konnte zumindest eine reizende Wirkung auf Haut und Hautschleimhäute festgestellt werden. In TRGS 901-041 (Technische Regeln für Gefahrstoffe, Ausgabe Juni 2004: 41. Luftgrenzwert für anorganische Faserstäube, (außer Asbest), krebserzeugend (K1, K2, K3) aus [www.baua.de](http://www.baua.de)) wird eine reizende Wirkung mit reversiblen und irreversiblen Auswirkungen auf Haut und Schleimhaut durch Glas- und Steinwolle als auch Keramikfasern angegeben und auf eine mechanische Reizung durch dicke Fasern zurückgeführt. Inwieweit dies auch auf den Faserstaub des CFK-Drahtes zutrifft, konnte nicht eruiert werden.

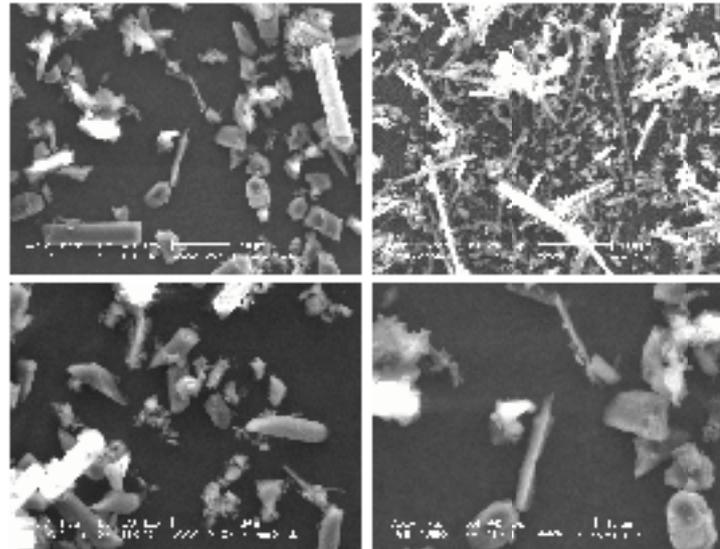


Abbildung 4.10: REM-Aufnahme von CFK-Staub welcher beim Ablängen der CFK-Drähte mit einem Winkelschleifer entsteht

Der Temperatureausdehnungskoeffizient und die Ermittlung der Glasübergangstemperatur wurde mittels einer Thermomechanischen Analyse (TMA) durchgeführt.

Die wesentlichsten Versuchssparameter sind nachfolgend angegeben:

- + Prüfgerät: TA Instruments TMA 2940
- + Heizrate und Auflast: 2 K/min. und 20mN
- + Prüfkörper: 20 mm x Ø 5 mm, CFK-Material des Brückenobjektes Überführung Golling (SVH Golling)

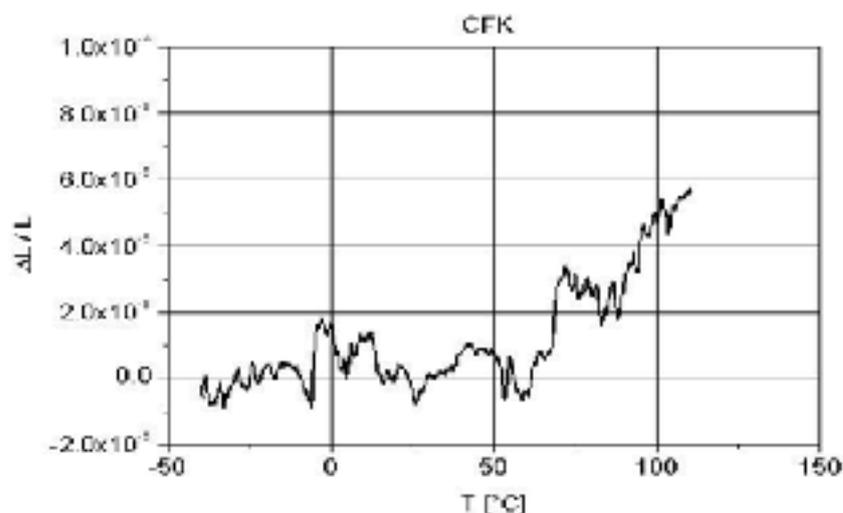


Abbildung 4.11: Lineare Temperatureausdehnung - CFK-Dräht (SVH Golling) in Abhängigkeit der Temperatur

Das Ergebnis der Überprüfung ist wie folgt:

1. Linearer Temperaturausdehnungskoeffizient in Faserrichtung (Abbildung 4.11):  
 $\alpha_{T,CFK\parallel} = 0,0 - 0,2 * 10^{-6} [1/^\circ\text{C}]$ . . . im Temperaturbereich von  $-40^\circ\text{C}$  bis  $+60^\circ\text{C}$
2. Glasübergangstemperatur (Gebrauchstemperatur):  $60^\circ\text{C}$  (Gekennzeichnet durch den Knick in Abbildung 4.11)

Eine gute Übereinstimmung mit den Herstellerangaben kann angemerkt werden.

## 4.2 Epoxidharz-Vergusskörper

Der Vergusskörper stellt das Bindeglied zwischen der Stahlankerhülse und dem CFK-Zugglied und damit einen wesentlichen Bestandteil im Verankerungssystem dar. Die Entscheidung, welches Material für diese Aufgabenstellung herangezogen wird, hängt von der Verarbeitbarkeit und den technischen Anforderungen an das Vergussmaterial ab.

Dazu gehören:

- \* gutes Verbundverhalten zwischen Vergussmasse und CFK-Zugglied
- \* Unterbindung galvanischer Korrosion zwischen dem CFK-Zugglied und der metallischen Ankerhülse
- \* ausreichende Volumenbeständigkeit während der Aushärtung
- \* keine Beeinträchtigung der Kurz- und Langzeitfestigkeiten des CFK-Zuggliedes
- \* leichte Verarbeitbarkeit und kurze Aushärtungszeit
- \* einfache Anwendbarkeit auch unter Baustellenbedingungen

Diese Aufgaben werden am besten von Epoxidharzen erfüllt. Ihre Festigkeiten bzw. Verformungsvermögen sind ausreichend groß, um eine Ableitung der Lasten auf das Zuelement bewerkstelligen zu können [Ehr92][GG87].

Somit sind die beim Matrixmaterial-Epoxidharz des UD Faserverbundwerkstoffes in Kapitel 4.1.1.2 getätigten Aussagen auch hier gültig. In der nachfolgenden Literaturangabe werden die allgemeinen Eigenschaften ergänzt und für einen Gießharz-Formstoff (Vergussharz) aus Epoxidharz erweitert.

### 4.2.1 Eigenschaften von Epoxidharzvergussmassen

Generell zeichnen sich Epoxidharze durch eine hohe Variationsbreite der Ausgangssubstanzen und damit gezielte Einstellmöglichkeiten unterschiedlicher Werkstoffeigenschaften aus. Sie gehören zur Gruppe der Duomere (Duroplaste) und weisen ein zeit- und temperaturabhängiges Materialverhalten auf.

In Kapitel 4.1.1.2 wurden die Eigenschaften von Epoxidharzen für FVW beschrieben. Für den Einsatz solcher Harze als Vergusswerkstoff sind zusätzlich folgende Eigenschaften von Bedeutung:

- \* sehr gutes Haftungsvermögen und mechanische Festigkeitseigenschaften, insbesondere unter dynamischer Beanspruchung
- \* vergleichsweise geringes Kriechen und geringe Relaxation zu Thermoplasten und anderen Duroplasten
- \* hohe Temperaturbeständigkeit und Unschmelz- bzw. Schweißbarkeit
- \* Unlöslichkeit
- \* Verkohlung bei hohen Temperaturen
- \* gute elektrische Eigenschaften
- \* Preis, teuer

Epoxidharze sind bei Raumtemperatur flüssig bis fest und besitzen im Molekül mindestens eine, im Regelfall jedoch zwei ringförmige, hoch reaktive Epoxidgruppen, die zur Reaktion für den Aufbau kompakter Polymere herangezogen werden. Der Härter wird in flüssiger Form oder als Pulver beigegeben und mit dem Harz vermischt. Dieser wirkt als Reaktionspartner der Epoxidgruppen des Harzes, die sich im Zuge des Reaktionsmechanismus (Polyaddition) mit den aktiven Wasserstoffatomen der Härterkomponente (aliphatische und aromatische Amine, sowie Säureanhydrit) verbinden (Abbildung 4.12).

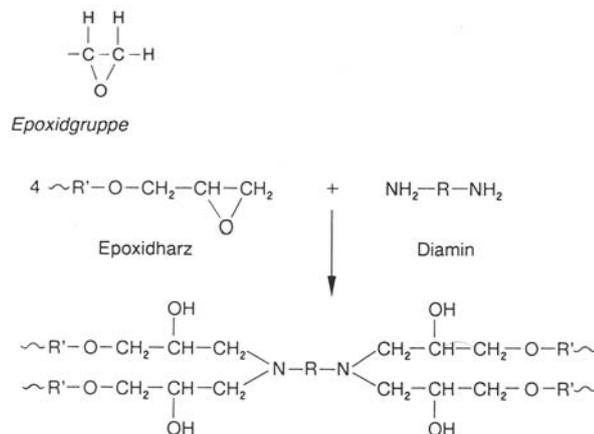


Abbildung 4.12: Beispiel für ein EP-Harz [ES92]

Bei der Polyaddition werden sowohl Harz als auch Härter zur Gänze, d.h. ohne Kondensationsprodukte während der Erhärtung in den fertigen Formstoff eingebaut. Daher ist die genaue Einhaltung der Mischmengen (Stöchiometrie der Reaktionspartner, d.h. Verhältnis von Harz zu Härter) für eine vollständige Aushärtung des Epoxidharzes eine Grundvoraussetzung. Das mechanische und thermische Verhalten von Kunststoffen wird weitgehend von der Gestalt der Makromoleküle und deren Bindungskräften, den Haupt- und Nebenvalenzbindungen (bei Epoxidharzen im Wesentlichen von den Hauptvalenzbindungen), bestimmt. Bei Epoxidharzen handelt es sich um starre eng vernetzte, dreidimensionale Makromoleküle (Raumnetzwerk-moleküle). Diese Netzstruktur verleiht dem Epoxidharz die hervorragenden Eigenschaften [Hub81][Ehr92][EB97][SK98][SE02].

Der Erhärtungsprozess verläuft exotherm. Die freigesetzte Wärmemenge und das damit verbundene Schwindmaß hängt dabei von der Reaktivität des Reaktionsmittels ab und ist bei der Wahl der Ausgangskomponenten – speziell bei der Herstellung großvolumiger Bauteile – miteinzukalkulieren. Der Volumenschwund und die daraus resultierenden Eigenspannungen der EP-Harze sind mit 2-5% gering. Der Schwindprozess setzt bereits in der flüssigen Phase vor der Aushärtung ein, d.h. gliedert sich in eine Reaktionsschwindung und eine Nachschwindung. Somit kann eine hohe Maßgenauigkeit im Zuge der Erhärtung, also ein besserer Ausgleich des Volumenschwunds durch das nachfließende Harz-/Härtergemisch während des Erhärtungsvorganges erreicht werden.

Der Härtungsprozess kann sowohl bei Raum- (Kalthärtung) als auch bei erhöhten Temperaturen (Warmhärtung) stattfinden. Durch die Erhärtung werden die Moleküle chemisch eingebunden und ihre Beweglichkeit verhindert. Die Beweglichkeit wiederum wird durch erhöhte Temperaturen gefördert und eine Fortsetzung des Erhärtungsprozesses damit ermöglicht.

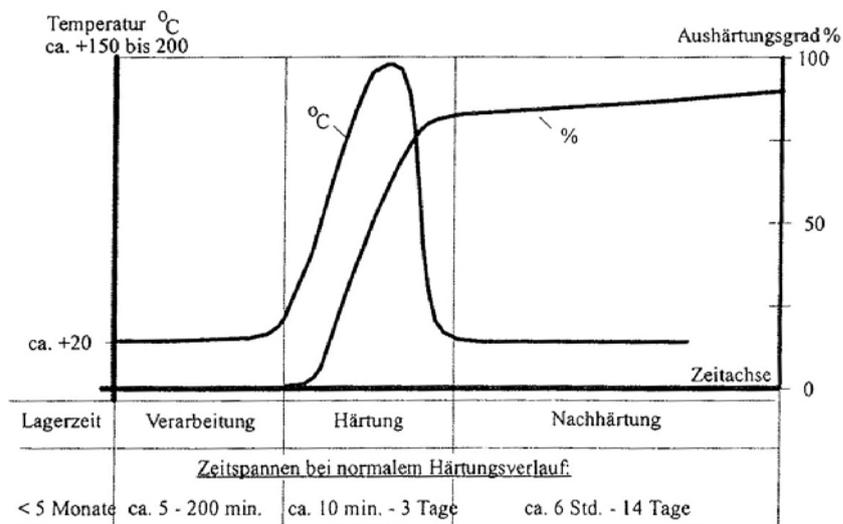


Abbildung 4.13: Zeitlicher Verlauf der Temperaturentwicklung und des Aushärtungsgrades bei Kalthärtung [Are97]

Kalthärtende Systeme (Härter: aliphatische Amine) sind unter Baustellenbedingungen leicht einsetzbar und weisen bereits gute Festigkeiten auf. Die Kalthärtung dauert et-

wa 24 Stunden; um jedoch eine vollständige Aushärtung des Materials zu erlangen, ist noch eine entsprechende Nachhärtung des Harzes, deren Dauer zwischen mehreren Stunden und Tagen schwanken kann, erforderlich. In diesem Zeitraum nehmen Festigkeit und Wärmeformbeständigkeit des Harzes weiterhin zu; durch zusätzliche Temperung können Härtegrad, Festigkeit und die Gebrauchstemperatur nochmals beeinflusst und weiter bis zum Maximalwert gesteigert werden (die Plastizitätsreserven werden jedoch verringert [EB97]). In Abbildung 4.13 ist der zeitliche Verlauf der Aushärtung und die damit verbundene Temperaturentwicklung zu sehen. Im Gegensatz zur Härtung und somit dem Erstarren der Vergussmasse, die unter hohen Temperaturen erfolgt, geschieht die Nachhärtung im Bereich der Raumtemperatur.

Warmhärtende Systeme (Härter: aromatische Amine und Säureanhydride) sind für den Baustelleneinsatz aufgrund der hohen Härtungstemperaturen ungeeignet. Je nach Einstellung des Harzes verläuft die Härtung bei ca. 100-200 °C und dauert ungefähr 2-10 Stunden.

Bei der Temperung wird die Glasübergangstemperatur, das entspricht jener Temperatur, bei der das Harz in den Erweichungszustand übergeht und ein weichplastisches Materialverhalten besitzt, erhöht. Je höher die Glasübergangstemperatur liegt, umso besser ist die Epoxidharzmasse ausgehärtet. Durch eine höhere Härtetemperatur wird zudem der Härtungsvorgang beschleunigt. Bei Temperaturen über der Glasübergangstemperatur kommt es zu einer Zersetzung, wobei die Hauptvalenzkräfte des Raummoleküls auseinanderreißen und das Makromolekül zerstört wird. In Abbildung 4.14 ist qualitativ die Temperaturabhängigkeit der mechanischen Kenngrößen dargestellt. Die Wärmeformbeständigkeit und Glasübergangstemperatur ist vom Aushärtungsgrad des Harzes und vom verwendeten Härter abhängig und liegt bei ausgehärteten Systemen zwischen 40 und 80 °C für kalterhärtende und zwischen 70 und 150 °C für warmhärtende Epoxidharze [Woe92][SE02] [MHMS02].

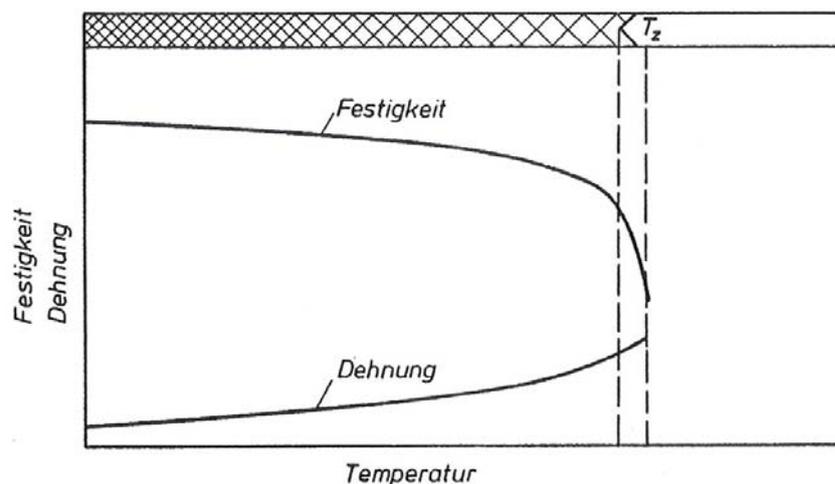


Abbildung 4.14: Temperaturabhängigkeit mechanischer Kenngrößen bei Duroplasten [MHMS02]

Vom verwendeten Härtersystem wird auch die Chemikalien- und Witterungsbeständigkeit bestimmt. In der Regel gilt nachfolgender Zusammenhang [Woe92][SE02]:

- \* Eine besonders gute Alkalienbeständigkeit wird mit amingehärteten Systemen erreicht.
- \* Die beste Säurebeständigkeit zeigen anhydritgehärtete Systeme.
- \* Mit aromatischen Aminen wird eine sehr gute Lösungsmittelbeständigkeit erreicht.
- \* Die Witterungsbeständigkeit ist bei anhydritgehärteten Systemen am besten.

Die Wasseraufnahme wird ebenfalls vom Harz-Härter-System bestimmt.

Das Materialverhalten der EP-Harze wird durch die Zugabe von Füllstoffen wesentlich mitbestimmt. Glimmer, Kieselgel und Aluminium-Silikat reduzieren die Exothermie des Härtungsprozesses bzw. den damit verbundenen Volumenschwund, verlangsamen die Reaktion und verlängern damit die Verarbeitungszeit. Durch Füllstoffe wird der Harzanteil am Gesamtvolumen des Formstoffes verringert. In Verbindung mit anorganischen Füllstoffen führt dies zu einer Reduktion des Kriechens und zu einer Erhöhung des E-Moduls. Der Einfluss auf die Festigkeitseigenschaften ist weit geringer ausgeprägt [Ehr92][Hub81][SK98].

In [Woe92] werden nachfolgende Materialparameter, Abbildung 4.15, für EP-Gießharz-Formstoffe (aus DIN 16946 - Teil 2, Klammerwerte wurden ergänzt und sind Richtwerte) angegeben. Die Zugfestigkeit beträgt etwa 25 - 50 % der Druckfestigkeit.

Typ nach DIN 16946, März 89	1110 <sup>1)</sup>	1140 <sup>1)</sup>	1000-0	1000-6	1021-0	1021-6	1022-0	1022-6	1042-0	1042-5	nicht typisiert	
Reaktionsharz:	Unges. Polyester		Epoxidharze <sup>4)</sup>									
Typkennzeichnung	normal	erhöht wärmeformbeständig und biegefest	feste EP-Harze			flüssige EP-Harze					Cycloaliphatisch, heiß geh.	
			gehärtet über Raumtemperatur						geh. b. Raumtemp.			
Rohdichte	g/cm <sup>3</sup>	1,2	1,2	1,8	1,2	1,8	1,2	1,8	1,2	1,6	≤ 1,25	
Biegefestigkeit	N/mm <sup>2</sup>	≥ 70	≥ 110	≥ 130	≥ 110	≥ 120	≥ 100	≥ 80	≥ 70	≥ 80	≥ 50	≤ 220
Zugfestigkeit	N/mm <sup>2</sup>	≥ 40 <sup>2)</sup>	≥ 55 <sup>3)</sup>	60	40	60	50	50	40	50	35	≤ 130
E-Modul	N/mm <sup>2</sup>	3500	3500	(ungefüllt 3500–4000, anorganisch gefüllt > 4000–10000 je nach Füllstoff)								≤ 6000
Druckfestigkeit	N/mm <sup>2</sup>	(160)	(150)	120	200	120	190	100	150	85	110	≤ 200
Schlagzähigkeit	kJ/m <sup>2</sup>	(10–20)	(15–18)	≥ 15	≥ 8	≥ 12	≥ 6	≥ 8	≥ 4	≥ 10	≥ 4	≤ 25
Kerbschlagzähigkeit	kJ/m <sup>2</sup>	–	–	≥ 1,8	≥ 1,8	≥ 1,5	≥ 1,5	≥ 1,2	≤ 1,2	≥ 1,2	≥ 1,2	–
Glasübergangstemp.	°C	≥ 70	≥ 120	100	100	–	–	–	–	50	50	–
Formbeständigkeit i. d. Wärme nach Martens	°C	–	–	≥ 90	≥ 100	≥ 90	≥ 100	≥ 130	≥ 130	≥ 40	≥ 45	–
nach ISO 75 A (1,81 N/mm <sup>2</sup> )	°C	55	90	≥ 100	≥ 110	≥ 100	≥ 110	≥ 140	140	≤ 50	≥ 55	≤ 170
Brennverhalten (S. 543)	VDE	BH 3 ≤ 30		BH 2–25	BH 2–15	BH 2–25	BH 2–20	BH 2–15	BH 2–10	BH 2–25	BH 2–25	–
Wasseraufnahme in Wasser 100 °C, max.	mg	–	–	≤ 20	≤ 15	≤ 20	≤ 15	≤ 40	≤ 30	≤ 70	≤ 40	–
Grenztemperatur <sup>3)</sup>	°C	120	130	125	130	130	130	130	130	–	–	–
Grenzwert $\sigma_B$ <sup>5)</sup>	N/mm <sup>2</sup>	35	55	90	75	80	70	60	50	–	–	–

Abbildung 4.15: Eigenschaftswerte von UP- und EP-Gießharz-Formstoffen [Woe92]

Da eine sach- und fachgerechte Lagerung und Verarbeitung für das planmäßige Erreichen der Festkörpereigenschaften unumgänglich ist, werden dahingehend nachfolgend einige Grundsätze angeführt [RG03].

Lagerung: Die Lagerung sollte in umschlossenen Räumen mit einer maximalen rel. Feuchte von 80 % und einer Lagertemperatur von mindestens 10 °C und max. 25 °C erfolgen.

Fehler	Ursache	Abhilfe
Harz bleibt weich und klebrig	falsches Mischungsverhältnis Dosisfehler bei kleinen Ansätzen von z.B. nur 10 g (Unge nauigkeit der Waage) zu niedrige Temperatur	zusätzliche Wärmebehandlung der Bauteile  geringer Dosisfehler: innerhalb einiger Stunden härten die Formstoffe bei 30 - 50 °C durch
Harz bleibt stellenweise weich und klebrig	schlechte Vermischung von Harz und Härter beim Anrühren	<sup>1)</sup> Nachhärtung bei erhöhter Temperatur
Topfzeit weicht von den Angaben ab	Ansatzmenge kleiner/größer als 100 g = längere/kürzere Topfzeit  Verarbeitungstemperatur zu hoch (beschleunigt) oder zu niedrig (verzögert oder verhindert Härtung)	auf optimale Verarbeitungstemperatur (20 - 22 °C) achten
Harz härtet in der angegebenen Aushärtungszeit nicht durch	Verarbeitungs- und Härtungstemperatur zu niedrig  sehr geringe Schichtstärken	Bauteile warm härten  Harz-, Form- und Raumtemperatur sollten möglichst 20 °C betragen
stark eingedicktes Harz härtet nicht richtig durch	Füllstoff wurde vor der Härterzugabe ins Harz gemischt (dadurch kann sich das Mischungsverhältnis ändern)	<sup>1)</sup> Bauteil warm härten  Füllstoff nur in das fertig verrührte Harz/Härter-Gemisch geben
klebrige oder schmierige Oberfläche	falsches Mischungsverhältnis  hohe Luftfeuchtigkeit (systembedingt)	<sup>1)</sup> Wärmebehandlung  Abwaschen mit Lösungsmittel (Aceton)  Luftfeuchtigkeit beachten
Klebestellen platzen bei Belastung ab	mangelhafte Untergrundvorbehandlung	Fügeteile anschleifen und entfetten
klare oder weiß eingefärbte Bauteile dunkeln nach	Vergilbung durch ultraviolettes Licht (Sonnenlicht)	Lackieren der Oberfläche (UV-stabilisierte Deckschichtharze verwenden)
Schlieren im Harz	meist feuchte Füllstoffe  zu hohe Luftfeuchtigkeit	Füllstoffe im Ofen bei 50 - 100 °C (mehrere Stunden) vor der Verarbeitung trocknen  Luftfeuchtigkeit beachten
Gießlinge, Füll- oder Preßmassen „verkochen“	zu großes Volumen bei zu reaktiven Härter und daher Wärme stau in der Mischung (kann durch manche Füllstoffe wie z.B. Glass-Bubbles noch verstärkt werden)	Ansatz sofort abkühlen, falls möglich in eine flache Schale umgießen  langsame Härter verwenden oder mehrere Schichten vergießen  Füllstoffe mit eingeschlossener Luft (Glass-Bubbles) begünstigen einen Wärme stau, metallische Füllstoffe wie Alupulver leiten Wärme besser ab
<sup>1)</sup> Abhilfe nur bedingt möglich		

Tabelle 4.1: Verarbeitung von Epoxidharzen: Fehler, Ursachen und mögliche Abhilfen [RG03]

Kurzfristige Überschreitungen (max. 5 Stunden, max. 35 °C) sind unkritisch. Bei Temperaturunterschreitungen (auch kurzfristig) muss wegen einer möglichen Entmischungsgefahr sichergestellt werden, dass der Inhalt des Gebindes wieder gut homogenisiert wird (z.B. Fassrührer, Dissolver).

Standard-Epoxidharze auf Biphenol-A-Basis können unter bestimmten Bedingungen kristalline Ausscheidungen bilden. Kritisch sind Lagertemperaturen unter 15 °C. Durch Kälte kristallisierte Harze und Härter können nicht verarbeitet werden. Zur Wiederherstellung des flüssigen Ausgangszustandes ist eine Erwärmung erforderlich. Die Qualität des Harzes bleibt erhalten. Epoxidharze sind in ungeöffneter Originalpackung praktisch unbegrenzt haltbar. Härter lassen sich in ungeöffneter Originalpackung bei 20-25 °C mindestens 1 Jahr lagern. Da die Härter mit dem Kohlendioxid der Luft reagieren, sollten angebrochene Gebinde bald verbraucht werden.

Verarbeitung: Die für Harz und Härter verwendeten Gefäße, Geräte und Werkzeuge müssen frei von Öl-, Wachs- oder Fettfilmen sein. Harz und Härterkomponenten sind auf  $\pm 2\%$  genau einzuwiegen (Waagengenauigkeit beachten). Füllstoffe werden immer dem fertigen Harz-Härter-Gemisch zugesetzt (Vermeidung von Verdickungen und Bodenabsetzungen). Der günstigste Verarbeitungstemperaturbereich liegt zwischen 25 und 35 °C. Die relative Luftfeuchtigkeit sollte 70% nicht überschreiten. Niedrige Temperaturen des Harzes und kalte Formoberflächen verlängern die Verarbeitungs-, Gelier- und Aushärtezeit. Unter 15 °C verläuft die Reaktion sehr gebremst, unter 10 °C kommt sie schnell zum Stillstand. Eine vollständige Durchhärtung ist dann nur noch möglich, wenn die Reaktion durch Erwärmen auf 20-30 °C erneut gestartet wird. Bei einer Erhöhung der Verarbeitungstemperatur von 20 auf 30 °C steht nur noch die halbe Verarbeitungszeit zur Verfügung. In der Tabelle 4.1 sind einige Verarbeitungsfehler unter Angabe der Ursache und möglicher Abhilfen angeführt. Bei einigen Fehlern kann der Schadensbegrenzung durch eine Nachtemperung erreicht werden.

Abschließend bleibt zu erwähnen, dass Harze in der Regel als reizend, Härter (vor allem aliphatische Amine und Anhydrithärter) als ätzend eingestuft werden. Bei unsachgemäßem Umgang können Haut- und Schleimhautreizungen bzw. auch Verätzungen auftreten. Die ausgehärteten Formstoffe dagegen sind gesundheitlich unbedenklich und nicht toxisch. Sicherheitsbestimmungen für einen sorgfältigen Umgang mit Harzen sind in [RG03] zu finden.

### **4.2.2 Verwendetes Epoxidharz - Ergebnis der experimentellen Untersuchungen**

Die Wahl fiel auf das System DYWIPOX® CBV/E1 (Herstellerangaben siehe Tabelle 4.2), welches speziell für den Verguss von CFK-Drähten in Stahlhülsen entwickelt wurde (System DSI, siehe Kapitel 2.3). Dywipox® CBV/E1 ist ein zähflüssiges, lösemittelfreies, kalterhärtendes 3-Komponentensystem mit mittlerer Reaktivität. Komponente A und B sind die reaktiven Komponenten Harz und Härter. Als Füllmaterial (Komponente C) wird Aluminiumoxidpulver eingesetzt [DW00].

<i>Mischungsverhältnis (Gewichtsanteile)</i>	<i>Komponente A: 720 Komponente B: 280 Komponente C: 1000</i>
<i>Verarbeitbarkeitsdauer</i>	<i>35 min. bei 20°C</i>
<i>Dichte</i>	<i>1,69 g/cm<sup>3</sup> bei 20°C nach DIN51717</i>
<i>voll belastbar</i>	<i>nach 7 Tagen bei 20°C</i>
<i>Viskosität</i>	<i>zähflüssig bei 23°C (4 mm Becher; DIN 53211)</i>
<i>Verarbeitbarkeitsbedingungen</i>	
<i>Verarbeitungs-, Bindemittel-, Untergrundtemperatur</i>	<i>&gt; 8°C</i>
<i>relative Luftfeuchte</i>	<i>&lt; 85%</i>
<i>Taupunkt Abstand</i>	<i>&gt; 3°C</i>
<i>Farbton</i>	<i>vanilleweiß</i>
<i>Lagerung</i>	<i>In gut verschlossenen Originalgebinden bei kühler Lagerung (jedoch nicht unter 8°C): 12 Monate.</i>
<i>In der Produktinformation des Herstellers sind noch weitere Hinweise bezüglich der Verarbeitung, Lagerung und wichtige Schutzmassnahmen angegeben [2].</i>	

Tabelle 4.2: Technische Daten von DYWIPOX® CBV/E1 [2]

#### 4.2.2.1 Mischen, Entgasen und Tempern der Vergussmasse

Das Mischen der einzelnen Komponenten wurde für alle Vergussvorgänge, mit einer Genauigkeit von  $\pm 0,5$  Masse-% je Komponente, wie folgt durchgeführt:

1. Abwägen der notwendigen Menge der Komponente A (Epoxidharzkomponente).
2. Hinzumischen der notwendigen Menge der Reaktionskomponente (Komponente B) entsprechend dem vorgegebenen Verhältnis. Ab diesem Zeitpunkt beginnen die Komponenten A und B zu reagieren. Dieser Zeitpunkt ist der Reaktionsbeginn.



Abbildung 4.16: Rührwerkzeug

3. Verrühren der Mischung mit einem Rührwerk bei langsamer Umdrehung, sodass keine Luft eingerührt wird. Das Rührwerkzeug wurde speziell für diese Versuche hergestellt (Abbildung 4.16). Seine Form soll bewirken, dass so wenig Luft wie möglich in das Harz eingerührt wird.
4. Anschließend wird die Mischung in einen sauberen Behälter umgetopft und erneut durchgemischt. Durch diesen Ablauf wird eine gleichmäßige Vermischung der beiden Komponenten erreicht, d.h. allfällige Absetzerscheinungen bzw. Anhaftungen der einen oder anderen Komponente am Behälterrand werden dadurch weitgehend vermieden. Das Gewicht der umgetopften Mischung wird nach dem Verrühren nochmals ermittelt.
5. Abwiegen der Füllstoffmenge (Komponente C) entsprechend der Mischungsmenge aus Komponente A und B nach dem Umtopfen (nach dem zweiten Verrühren).
6. Unter ständigem Rühren der Komponente A und B wird die Komponente C gleichmäßig eingestreut.

Die Gesamtmischzeit betrug je nach Verarbeitungsmenge, 2-15 kg, zwischen 5 und 15 Minuten.

Für das Entgasen und Einbringen der Vergussmasse in die Schalung diverser Probekörper und Stahlhülsen wurde ein Drucktopf mit einem Volumen von etwa 16 Liter eingesetzt (Abbildung 4.17).



Abbildung 4.17: Der für das Entgasen und Einbringen der Vergussmasse notwendige Drucktopf; sowie der für das Aufbringen des Verpressdruckes von 2 - 2,5 bar erforderliche Kompressor.

Im Anschluss an das Mischen erfolgte das Entgasen der Vergussmasse durch Anbringen eines kontrollierten Unterdruckes. Dazu wurde das angerührte Epoxidharz inklusive Behälter in den Drucktopf eingebracht, verschlossen und über einen perlonarmierten Schlauch mit einem Kompressor zur Erzeugung des Unterdruckes verbunden. Das Aufbringen des Unterdruckes bis zum Endwert von 0,8 bar erfolgte in Stufen von 0,2 bar und einer zugehörigen Zeit von ca. 2 Minuten je Stufe. Die Gesamtzeit der Entgasung

betrug somit im Regelfall ca. 8 Minuten. Das Vorgehen in Stufen war deshalb notwendig da es durch ein rasches Aufbringen eines hohen Unterdrucks, d.h. 0,8 bar von Beginn an, zu einer Schaumbildung und Überlaufen des Epoxidharzes innerhalb des Drucktopfes kommt. Durch stufenweises Entgasen wird zudem ein kontinuierliches Entgasen der Luft aus unterschiedlichen Höhen der Epoxidharzmischung möglich.

Unmittelbar nach dem Entgasen erfolgte der Umbau des Drucktopfes für den eigentlichen Verpress- bzw. Vergussvorgang. Dazu wurde auf der Drucktopfabdeckung ein Metallrohr aufgeschraubt, das beim Schließen des Drucktopfes in den Behälter mit Epoxidharz eintaucht und durch welches mittels Überdruck im Drucktopf das Harz durch das Metallrohr in den Schlauch und folglich in die Stahlhülse gedrückt wird. Um den Verpressdruck (2,0 – 2,5 bar) erzeugen zu können wurde der Kompressor zur Unterdruckerzeugung gegen einen Kompressor zur Druckluftherzeugung ausgetauscht.

Zum Tempern wurden selbstgebaute Temperkästen unterschiedlicher Form und Größe eingesetzt. Die notwendige Temperatur wurde mit 40 Watt-Glühbirnen aufgebracht. Abbildung 4.18 zeigt einen Temperkasten für das Tempern der 19- und 37-Drahtverankerungskörper.



Abbildung 4.18: Tempervorrichtung für die 19- und 37-Drahtverankerungen; links: offener Temperkasten; mitte: Tempervorgang; rechts: offener Temperkasten - Heizphase

In Abbildung 4.19 ist der generelle Temperaturverlauf während der Heizphase und Auskühlphase anhand der Verankerung 37 I D 1 dargestellt. Die Heizphase beginnt erst, wenn das Epoxidharz, nach Erreichen der Maximaltemperatur, einen Wert von 60 °C besitzt. Zur Kontrolle der Lufttemperatur innerhalb des Temperkastens und der Harztemperatur wurden Temperaturfühler verwendet. Die Heizleistung wurde durch eine elektronische Schaltung gesteuert. Sie war so programmiert, dass die Glühbirnen ausgeschaltet wurden sobald die Lufttemperatur einen Wert von ca. 74 °C erreichte. Andererseits sorgte der zweite Fühler dafür, dass geheizt wurde, sobald die Temperatur im Harz einen Wert von ca. 60 °C unterschritt. Diese beiden Forderungen sorgten dafür, dass die Temperatur im Harz weitgehend konstant bei knapp über 60 °C gehalten wurde (Abbildung 4.19). Der Tempervorgang dauerte zwischen 20 und 28 Stunden. Nach Beendigung der Heizphase kühlte der Vergusskörper innerhalb des Temperkastens wieder bis auf Raumtemperatur ab. Dies dauert ca. 63 Stunden.

Zur Temperaturmessung wurden nachfolgende Temperaturfühler eingesetzt:

1. NTC vom Typ K164-10K der Firma RS Components mit einer Genauigkeit von  $\pm 10\%$  des Messwertes.
2. Thermoelemente vom Typ K der Firma Dewetron mit einer Messgenauigkeit von  $\pm 1\text{ }^\circ\text{C}$  im angegebenen Temperaturbereich ( $-30\text{ }^\circ\text{C}$  bis  $+170\text{ }^\circ\text{C}$ ).

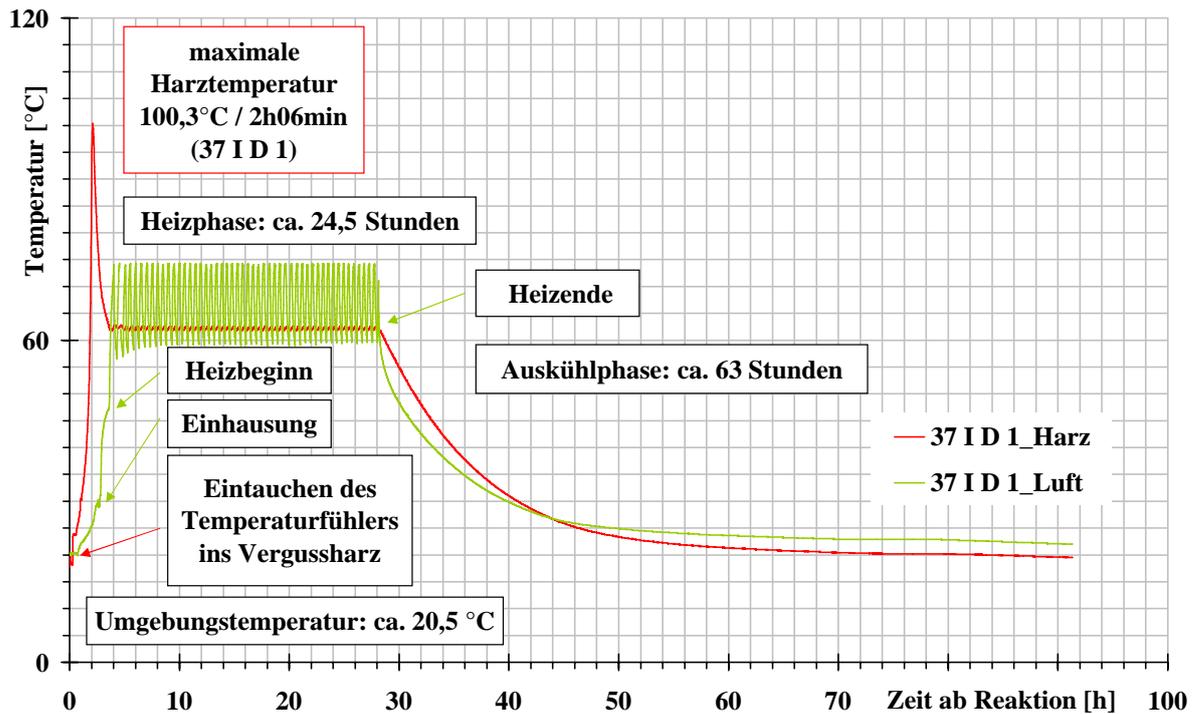


Abbildung 4.19: Temperaturverlauf während der Verguss-, Temper- und Auskühlphase

Abschließend ist anzumerken, dass je nach Entwicklungsstand keine Entgasung und keine Temperung, nur eine Temperung oder eine Entgasung und Temperung des Vergusskörpers vorgenommen wurde. Eine Zuordnung zum entsprechenden Vergusskörper wird bei der Versuchsauswertung bzw. Versuchkörperherstellung (Tabellen 4.4, 4.5 und 5.2) gemacht.

#### 4.2.2.2 Prüfklima und verwendete Messinstrumente für die Bestimmung der Druck-, Zug- und Biegezeigenschaften

Sämtliche Versuche wurden unter normalen Umweltbedingungen und bei Raumtemperatur ( $20 \pm 3\text{ }^\circ\text{C}$ ) durchgeführt.

Digitale Wegaufnehmer wurden zur Messung einer Längenänderung eingesetzt. Die Wegänderung wird durch optoelektrische Abtastung eines Glasmessstabes erfasst. Diese besitzen im gesamten Messbereich (30 mm) eine Genauigkeit von  $\pm 0,1\text{ }\mu\text{m}$ .

Für die Messung der Druck- und Zugkräfte wurden Messdosen der Firma Hottinger Baldwin Messtechnik (HBM) verwendet. In dem hier verwendeten Messbereich kann die Genauigkeit mit etwa  $\pm 2\%$  des Messwertes angegeben werden.

Das Videoextensometer ist ein optisches Messverfahren und dient zur berührungslosen Weg- bzw. Distanzmessung. Die wesentlichen Teile sind kontraststarke Messmarken auf dem zu vermessenden Objekt, eine Videokamera und ein Computer zur Auswertung. Die Messmarken sind streifen- oder kreisförmig und werden auf das zu messende Objekt aufgebracht, schwarze Messmarken auf hellen Versuchskörpern und umgekehrt. Dieser Kontrastunterschied der Messmarken zum darunter liegenden Objekt wird durch eine Videokamera aufgenommen. Ein Feld von 2000x2000 Bildpunkten setzt die einfallende Lichtverteilung in ein Muster um. Durch die Änderung dieses Musters während des Versuches können in der Messebene Längenänderungen gemessen und in weiterer Folge, bei bekannter Ursprungslänge, Dehnungen bzw. Stauchungen errechnet werden. Bei diesem Messsystem ist eine über den Versuchszeitraum konstante Raumausleuchtung der Messstelle zu gewährleisten, da es bereits bei geringen Unterschieden in der Lichtintensität zu falschen Messergebnissen kommen kann. Dies ist besonders bei Langzeitmessungen von Bedeutung.

#### 4.2.2.3 Mechanische Eigenschaften im Zug- und im Biegezugbereich

Die Versuchsdurchführung erfolgte innerhalb von 7 bis 10 Tagen nach Prüfkörperherstellung.

##### 4 Punkt Biegezugversuch (Spannweite: $3 \times 200 = 600$ mm)

In Summe wurden 4 ungetemperte (EC1\* bis EC4\*) und 4 getemperte (EH1\* bis EH4\*) Prüfkörper (50x50x700 mm) in einer mit Teflon beschichteten Holzschalung, innerhalb der zulässigen Verarbeitungszeit, hergestellt. An der Vergussmasse wurde keine Entgassung vorgenommen. Trotz der teflonbeschichteten Holzschalung sind 6 Prüfkörper infolge einer behinderten Schwindung in Abständen von 200 mm komplett über den Querschnitt durchgerissen (Trennrisse). Weiters wurde bei einigen Prüfkörper ein "Verkochen" der Epoxidharzmasse, infolge der Reaktionswärme und der schlechten Wärmeableitung der Holzschalung, festgestellt, siehe dazu Abbildung 4.20.



Abbildung 4.20: "Verkochter" Biegezugversuchskörper

Die Biegezugprüfung konnte somit nur an den Prüfkörpern EH1\* und EC1\* durchgeführt

werden. Der Versuchsablauf und die Bruchbilder sind in Abbildung 4.21 dargestellt.

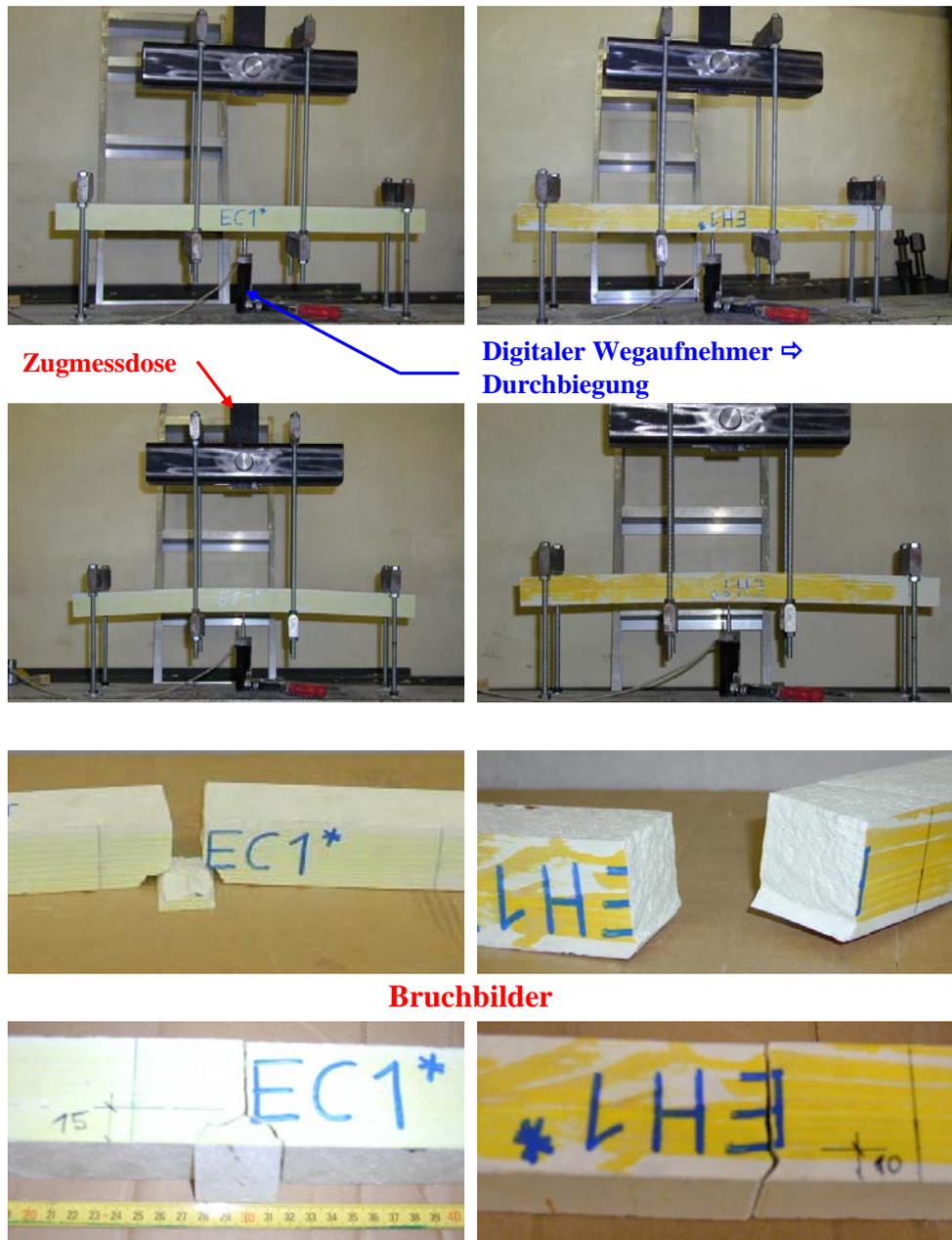


Abbildung 4.21: Versuchseinrichtung + Versuchsablauf (oben); Bruchbilder (unten)

Die Messung der Kraft und der dazugehörigen Durchbiegung im Bereich des konstanten Momentes erfolgte über eine Zugmessdose und einen digitalen Wegaufnehmer. Die Versuchsgeschwindigkeit wurde mit 0,01 mm Maschinenweg/sec. (digitaler Wegaufnehmer) festgelegt und entspricht einer Biegedehnung von 0,007‰/sec..

Die Biegezug- und Biegedruckspannungen sowie der E-Modul wurden über eine linear-elastische Vergleichsberechnung rückgerechnet und sind in Abbildung 4.22 dargestellt. Die erhaltenen Biegezugfestigkeiten von 23 und 31 N/mm<sup>2</sup> für den getemperten und un-

getemperten Prüfkörper sind jedoch aufgrund der nicht optimalen bzw. reibungslosen Prüfkörperherstellung als unterer Grenzwert zu betrachten.

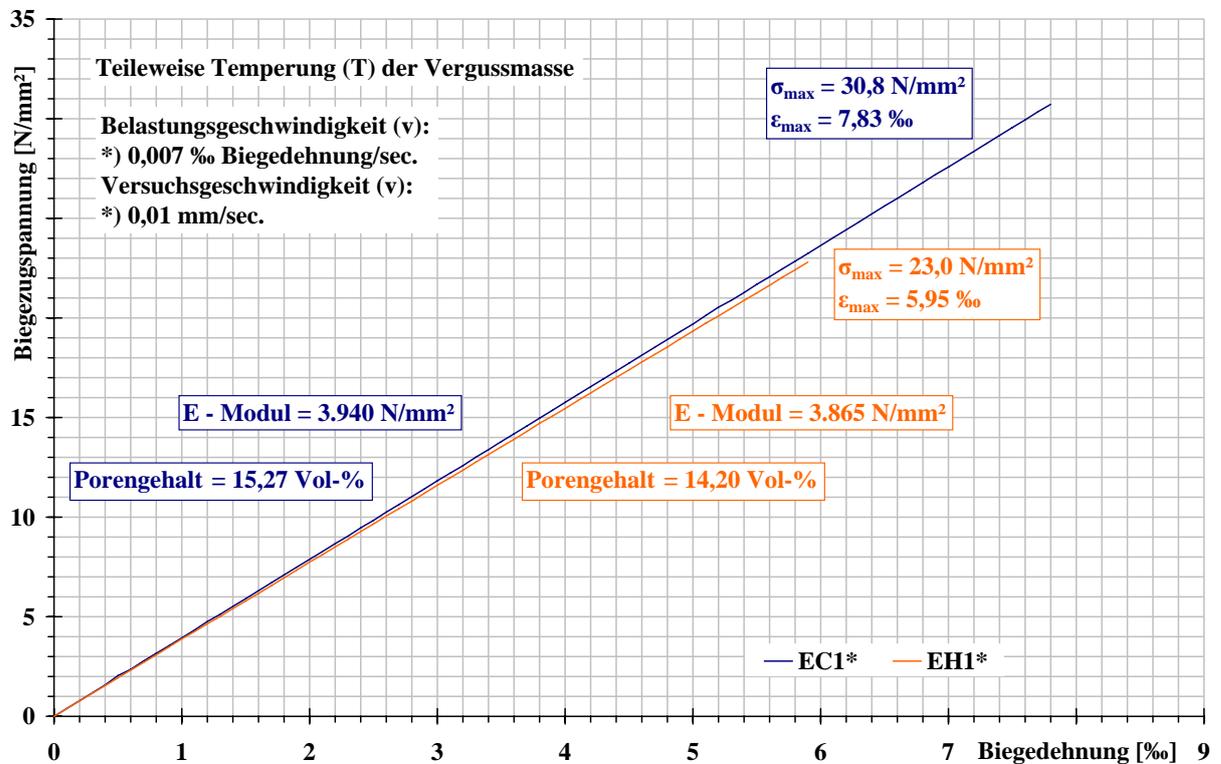


Abbildung 4.22: Biegezugspannung - Biegedehnung - Beziehung (4 Punkt Biegezugversuch)

### Zugversuche

Der Versuchsaufbau und die Geometrie des Zugprüfkörpers ist in Abbildung 4.23-links dargestellt. Für die Ermittlung der Längsdehnung und Querverformung (Längenänderung der Messpunkte 1 und 2 bzw. 3 und 4 bezogen auf die Ausgangslänge) wurde ein Videoextensometer und zur Bestimmung der Kraft eine Zugmessdose verwendet. Die weggesteuerten Versuche wurden mit einer Versuchsgeschwindigkeit von 0,01 mm Maschinenweg/sec. (digitaler Wegaufnehmer) durchgeführt.

Produktionseigenschaften: Die Prüfkörper der Versuchsserie 2ECV wurden, im Gegensatz zu den Prüfkörpern der restlichen Serien (3ALC, 3ALHV und 3ALCV), ohne Füllstoffkomponente hergestellt. Die vom Hersteller angegebene Verarbeitungszeit wurde bei allen Serien eingehalten. Hinsichtlich Entgasen und Tempern der Vergussmasse unterscheiden sich die 4 Prüfserien wie folgt:

- \* Serie 2ECV, 6 Prüfkörper (2E1CV bis 2E6CV):  
Entgasen der Vergussmasse und Kalterhärtung.

- \* Serie 3ALC, 3 Prüfkörper (3AL1C bis 3AL3C):  
Weder Entgasen noch Tempern der Vergussmasse.
- \* Serie 3ALHV, 3 Prüfkörper (3AL1HV bis 3AL3HV):  
Sowohl Entgasen als auch Tempern der Vergussmasse.
- \* Serie 3ALCV, 3 Prüfkörper (3AL1CV bis 3AL3CV):  
Keine Entgasen jedoch Tempern der Vergussmasse.

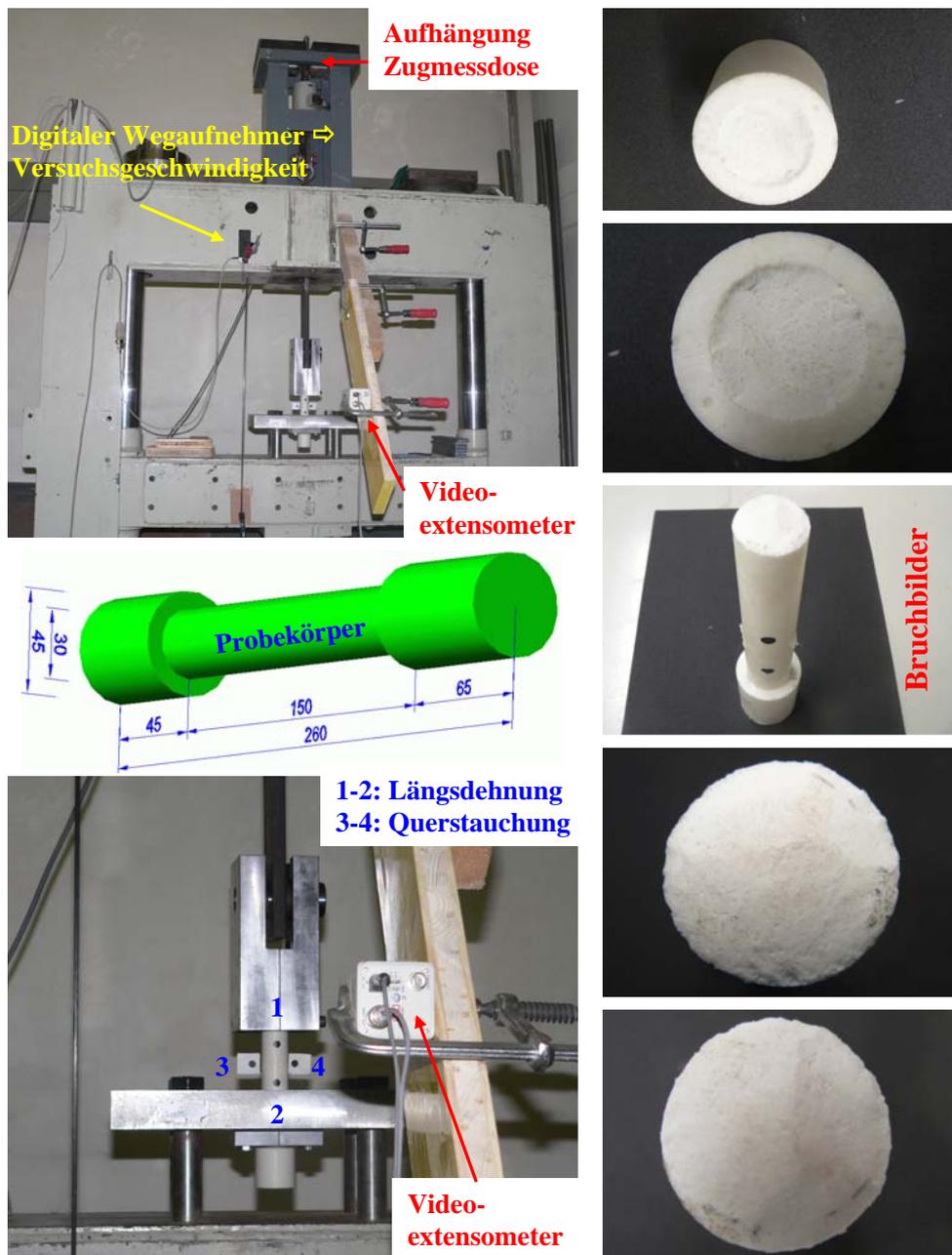


Abbildung 4.23: Versuchskörper und Versuchseinrichtung (links); Bruchbild (rechts)

Bei den Prüfkörpern mit ungefüllter Epoxidharzmischung (Serie: 2ECV) sind 50 % der Prüfkörper bereits beim Ausschalen, an der Diskontinuitätsstelle, d.h. am Übergang der beiden Durchmesser, gebrochen (wie in Abbildung 4.23-rechts). Dies kann auf eine Vorbelastung des Prüfkörpers, durch Zwangsspannungen infolge behinderter Schwindverkürzung (ungünstige Geometrie des Prüfkörpers) und den Ausbau selbst, lokales Festkleben der Prüfkörper an der mittels Teflonspray beschichteten Stahlschalung, zurückgeführt werden. Im Vergleich zu den übrigen Prüfkörpern besitzen sie auch die größte Reaktionsmasse (Komponente A und B, keinen Füllstoff) bei gleichem Volumen und erfahren somit auch eine größere Schwindverkürzung.

In der Tabelle 4.3 ist das Ergebnis der Zugprüfung zusammengefasst.

<sup>2)</sup> Serie 2ECV	<sup>1)</sup> Zug- festigkeit	Serie 3ALC	<sup>1)</sup> Zug- festigkeit	Serie 3ALHV	<sup>1)</sup> Zug- festigkeit	Serie 3ALCV	<sup>1)</sup> Zug- festigkeit
[-]	[N/mm <sup>2</sup> ]	[kN]	[N/mm <sup>2</sup> ]	[kN]	[N/mm <sup>2</sup> ]	[-]	[N/mm <sup>2</sup> ]
2E1CV	25,0	3AL1C	18,0	3AL1HV	19,9	3AL1CV	16,9
2E4CV	6,0	3AL2C	18,5	3AL2HV	16,5	3AL2CV	20,0
2E6CV	6,6	3AL3C	17,0	3AL3HV	15,7	3AL3CV	18,0
Mittelwert	-	Mittelwert	17,8	Mittelwert	17,4	Mittelwert	18,3
<sup>1)</sup> Frühzeitiger Bruch aller Probekörper an der Diskontinuitätsstelle (Auflager), d.h. an der Schnittstelle der beiden Durchmesser.							
<sup>2)</sup> Die Probekörper 2E2CV, 2E3CV und 2E5CV der Serie 2ECV sind bereits beim Ausschalen an der Diskontinuitätsstelle (Schnittstelle der beiden Durchmesser) gebrochen.							

Tabelle 4.3: Ergebnis der Zugversuche

Für die Prüfkörper mit ungefüllter Epoxidharzmischung (2ECV) kann die Zugfestigkeit mit  $\approx 6,5 \text{ N/mm}^2$  und einem Maximalwert von  $25 \text{ N/mm}^2$  angegeben werden. Bei den Prüfkörpern mit Aluminiumoxidpulver gefüllten Epoxidharzmischungen beträgt die mittlere Zugfestigkeit, unabhängig davon ob ein Entgasen oder Tempern vorgenommen wurde, etwa  $18 \text{ N/mm}^2$ . Der Bruch trat bei allen Prüfkörper am Auflager, d.h. am Übergang der beiden Durchmesser, auf (Abbildung 4.22-rechts).

Da keine quantitative Aussage über die Höhe der Vorbelastung infolge Schwinden gemacht werden kann, sind die ermittelten Zugfestigkeiten als untererer Grenzwert anzusehen.

#### 4.2.2.4 Mechanische Eigenschaften im Druckbereich

Sämtliche Druckversuche wurden frühestens 7 Tage nach Prüfkörperherstellung (laut Hersteller bereits voll belastbar) durchgeführt. An den Prüfkörpern die mit den CFK-Testspanngliedern hergestellt wurden, erfolgte der Druckversuch am selben Tag wie der Zugversuch am Testspannglied. In den Tabellen 4.4 und 4.5 sind für alle Prüfserien die Geometrie und deren mittleren Abmessungen, der Porengehalt, die Belastungsgeschwindigkeit, ob es sich um eine zum CFK-Spannglied zugeordnete Probe (SVH Golling, Verguss einer Verankerung) bzw. eine eigens für Prüfzwecke (Labor) hergestellte Probe handelt, ob eine Entgasung und/oder Temperung der Vergussmasse stattgefunden hat und die anhand von Druckversuchen ermittelten mechanischen Kenngrößen zusammengefasst dargestellt bzw. angeführt.

Die in den Tabellen 4.4 und 4.5 verwendeten Werte Porengehalt und Belastungsgeschwindigkeit sind wie folgt definiert:

Porengehalt [Vol-%] =  $(1 - \text{Istdichte}/\text{Solldichte}) \cdot 100$ ; Die Ermittlung der Istdichte erfolgte mit der mittels Schublehre, Messgenauigkeit 0,01 mm, bestimmten Prüfkörperabmessung und dem Gewicht, Genauigkeit 1g. Über die Prüfkörperhöhe wurden an mindestens 3 Stellen die Querschnittsabmessungen in zwei zueinander senkrechten Richtungen und die Höhe selbst anhand von mindestens 2 Messungen bestimmt. Die Solldichte wurde den Herstellerangaben entnommen und beträgt  $1,69 \text{ g/cm}^3$ .

Belastungsgeschwindigkeit [%/sec.] ist die auf die Probekörperhöhe [mm] bezogene Versuchsgeschwindigkeit [mm/sec.].

Für die Ermittlung der mechanischen Kenngrößen im Druckbereich wurde dieselbe Prüfmaschine wie bei den Zugversuchen verwendet. Die Versuchseinrichtung und Installation der Messinstrumente mit Bezugnahme zur Prüfserie und dem entsprechenden Messwert ist für die Variante 1 in Abbildung 4.24 und für die Variante 2 in Abbildung 4.25 dargestellt. Für die Prüfkörpern der Prüfserie 84 KI/ZI wurde die Druckspannungs-Längsstauchungs-Beziehung sowohl mit der Messtechnik der Variante 1 als mit jener der Variante 2 ermittelt und miteinander verglichen. Es konnte kein signifikanter Unterschied zwischen den beiden Varianten, Ermittlung der Längsstauchung über eine Videoextensometermessung (Bezugslänge: mittlere Hälfte des Prüfkörpers) bzw. Wegaufnehmer (Bezugslänge: Prüfkörperhöhe), festgestellt werden [Hof06]. An den Prüfzylindern der Serie 37 Golling-Z wurde nur die Druckfestigkeit ermittelt. Zur Reduzierung der Reibung, zwischen Prüfkörper und Kalottenplatte, wurde eine Tefloneinlage verwendet.

Der E-Modul und die Poissonzahl wurden im linear elastischen Bereich, Längsstauchung 0,1 - 0,8 %, abgegriffen. Für die Darstellung von gemittelten Kurvenverläufen und Datenwerten, mit Index i.M. bzw. im Mittel gekennzeichnet, war es notwendig, alle Druckspannungs-Längsstauchungs-Beziehungen und Längsstauchungs-Querdehnungs-Beziehungen zu normieren. Dies erfolgte derart, dass zu jedem 0,1 % Wert (Abweichung:  $\pm 0,01 \%$ ) der Längsdehnung die zugehörige Druckspannung bzw. Querdehnung ermittelt wurde.

In den Abbildungen 4.26 und 4.27 ist für alle Serien die mittlere **Druckspannungs-Längsstauchungs-Beziehung** und **Längsstauchungs-Querdehnungs-Beziehung** dargestellt.

Serie	37 Golling – Z	37 Golling – P	EC	EH	EC*	EH*
Form vor Versuchsbeginn						
Herstellung	SVH Golling	SVH Golling	Labor	Labor	Labor	Labor
Entgasung	Nein	Nein	Nein	Nein	Nein	Nein
Temperung	Ja	Ja	Nein	Ja	Nein	Ja
Breite / Dicke bzw. Durchmesser	~ 60	~ 26 / 26	~ 36	~ 36	~ 20 / 20	~ 20 / 20
Höhe	~ 40	~ 52	~ 80	~ 80	~ 50	~ 50
min. / im Mittel / max. Porengehalt	6,6 / 13,9 / 19,6	6,9 / 10,7 / 15,1	8,1 / 14,2 / 21,7	13,6 / 17,8 / 23,2	13,1 / 13,7 / 14,2	12,6 / 12,8 / 13,0
Belastungs- geschwindigkeit	0,125	0,1	0,125	0,125	0,2	0,2
min. / im Mittel / max. E – Modul	-	3.490 / 3.860 / 4.270	3.230 / 3.810 / 4.320	3.020 / 3.320 / 3.620	2.925 / 3.160 / 3.395	3.000 / 3.010 / 3.020
min. / im Mittel / max. Druckfestigkeit	44,8 / 65,4 / 84,3	55,6 / 62,1 / 69,6	38,6 / 54,5 / 66,0	47,0 / 53,6 / 58,6	54,6 / 59,6 / 64,6	59,0 / 59,5 / 60,8
min. / im Mittel / max. Querdehnzahl	-	-	-	-	-	-
Form nach Versuchsende (Bruchbild)						

Tabelle 4.4: Eigenschaften der einzelnen Prüfserien - Teil 1

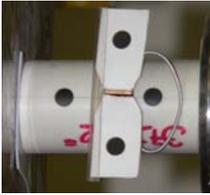
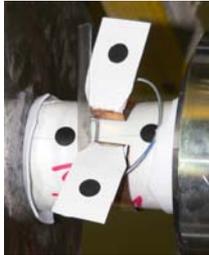
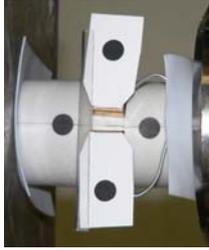
Serie		Probe 1 / 2	37 I – G / H / I	84 KI / ZI
Form vor Versuchsbeginn				
Herstellung	[-]	Im Drucktopf unter 2,0 bar erhärtet	Verguss des Verankerungstyps 37 I	Verguss der Verankerungstypen 84 KI und 84 ZI
Entgasung	[-]	Nein	Ja	Ja
Temperung	[-]	Nein	Ja	Ja
Breite / Dicke bzw. Durchmesser	[mm]	~ 32 / 36	~ 40	~ 40
Höhe	[mm]	~ 56,5	~ 75	~ 70
min. / im Mittel / max. Porengehalt	[Vol.-%]	5,2 / 5,1 / 5,0	1,8 / 3,1 / 5,0	0,0 / 3,2 / 8,2
Belastungs- geschwindigkeit	[%/sec.]	0,035 / 0,089	0,133 / 0,266	0,143 / 0,286
min. / im Mittel / max. E – Modul	[N/mm <sup>2</sup> ]	5.720 / 5.785 / 5.850	5.200 / 5.380 / 5.860	3.055 / 4.020 / 5.830
min. / im Mittel / max. Druckfestigkeit	[N/mm <sup>2</sup> ]	78,7 / 78,5 / 78,2	71,5 / 74,7 / 81,1	64,5 / 87,8 / 96,5
min. / im Mittel / max. Querdehnzahl	[-]	0,33 / 0,33 / 0,33	0,24 / 0,28 / 0,30	0,21 / 0,24 / 0,29
Form nach Versuchsende (Bruchbild)				

Tabelle 4.5: Eigenschaften der einzelnen Prüfserien - Teil 2

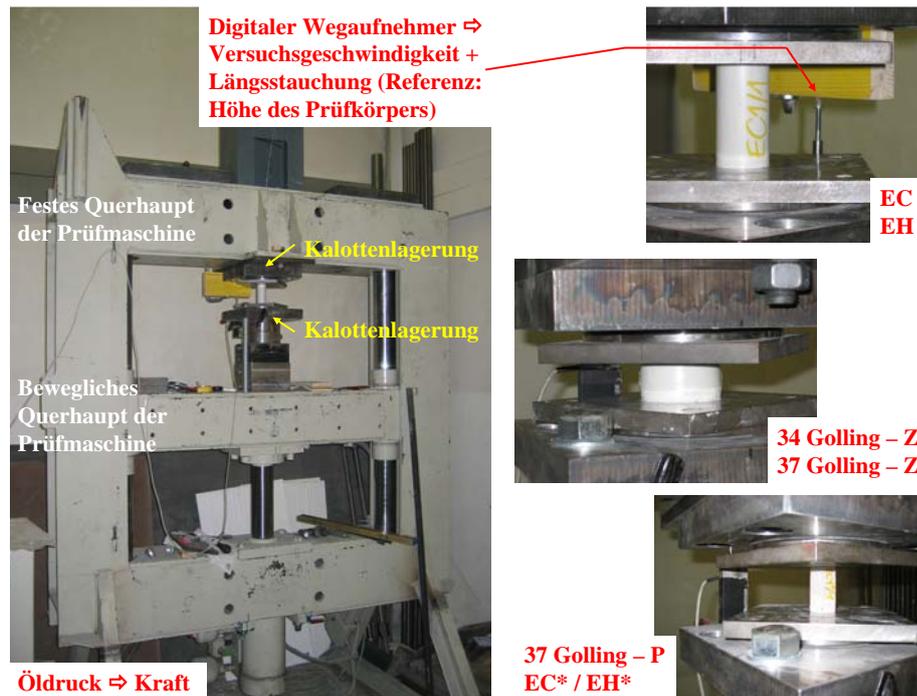


Abbildung 4.24: Versuchseinrichtung + Messtechnik - Variante 1: Druckversuch mit anschließender Bestimmung der Druckspannungs - Längsstauchungs - Beziehung bzw. der Druckfestigkeit

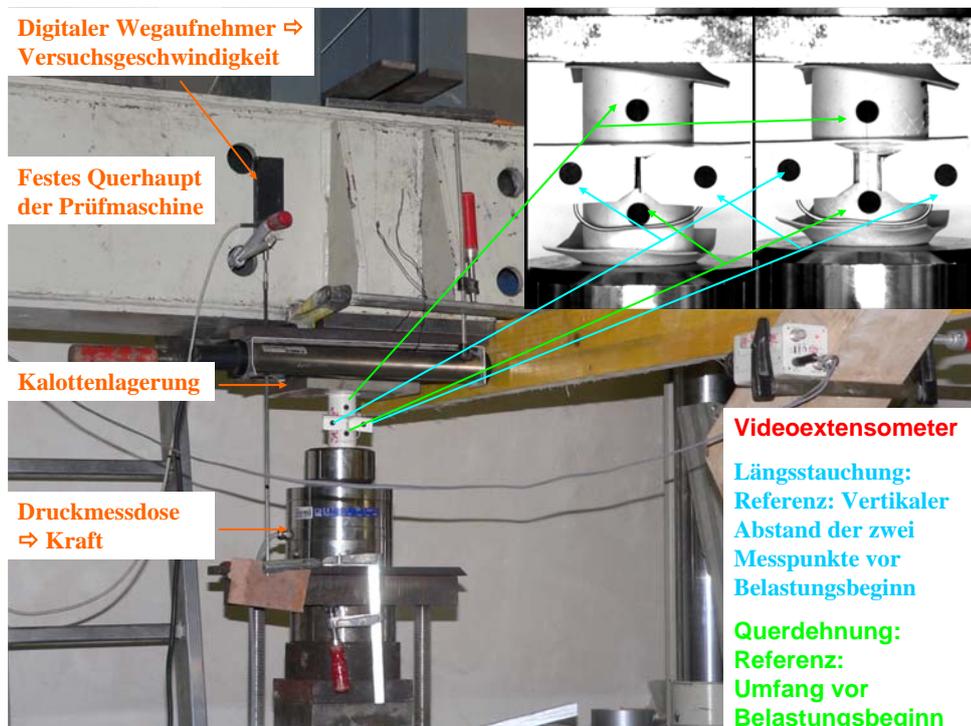


Abbildung 4.25: Versuchseinrichtung + Messtechnik - Variante 2: Druckversuch mit anschließender Bestimmung der Druckspannungs - Längsstauchungs - Beziehung

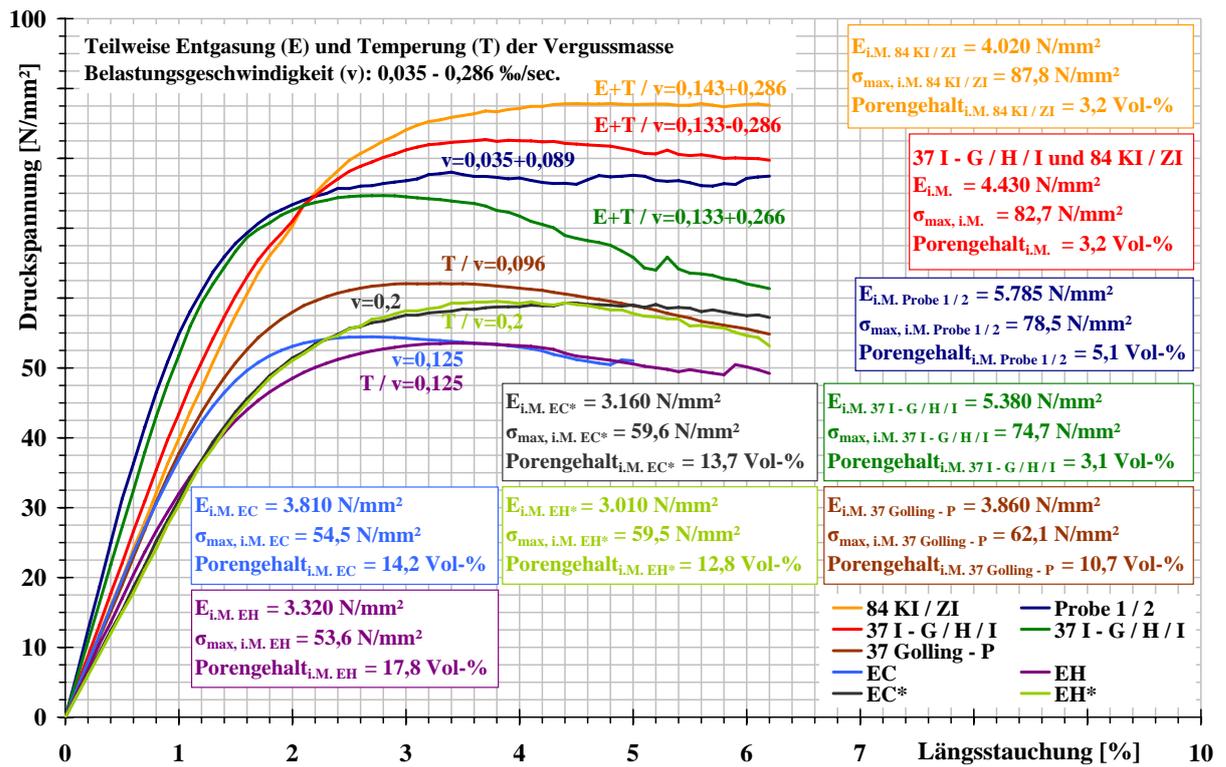


Abbildung 4.26: Mittlere Druckspannungs - Längsstauchungs - Beziehung aller Serien

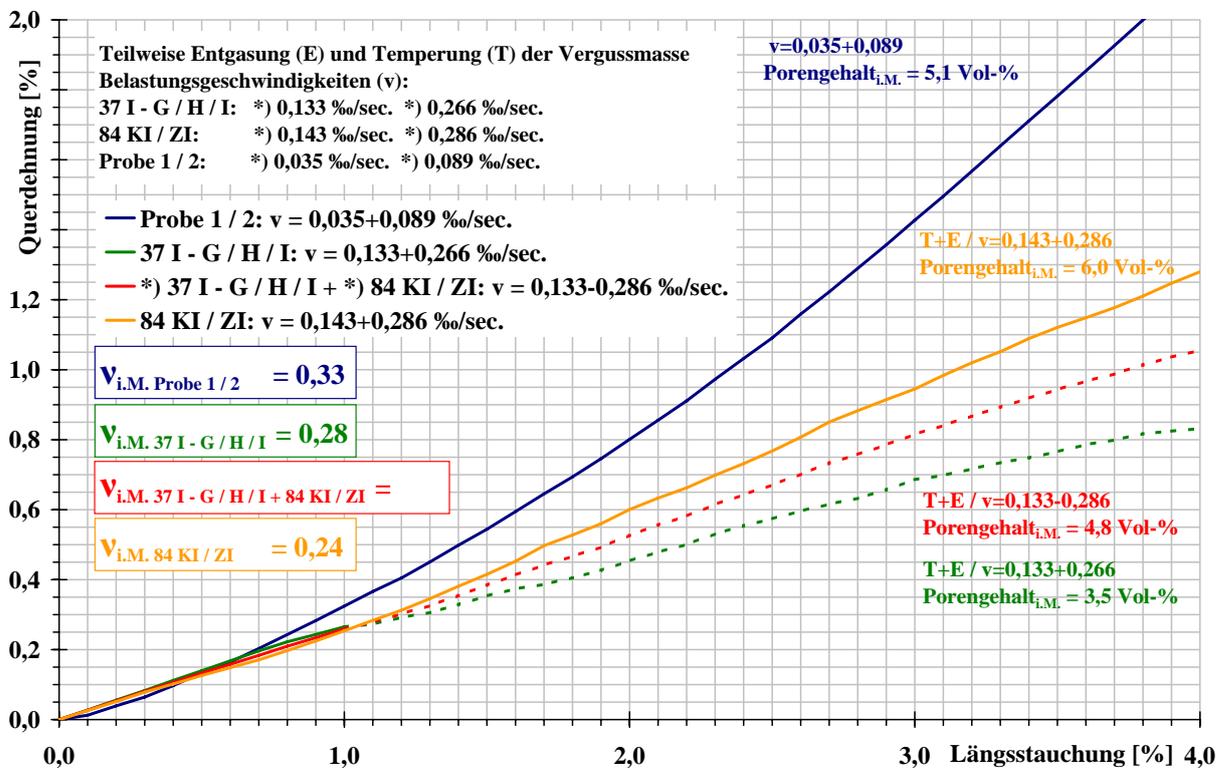


Abbildung 4.27: Mittlere Längsstauchungs - Querdehnungs - Beziehung aller Serien

Aus Abbildung 4.26 ist das nichtlineare Verhalten des verwendeten Epoxidharzes deutlich ersichtlich. Bis zu einer Längsstauchung von  $0,9 \pm 0,1\%$  besitzen sämtliche Serien einen linearen Zusammenhang zwischen Druckspannung und Längsstauchung. Nahezu bei alle Serien ist ein ausgeprägtes Fließplateau (Ausnahme: Serie 37I-G / H / I) mit Längsstauchungen von mind.  $\approx 6\%$  zu erkennen. Der E-Modul und die Druckfestigkeit bewegen sich je nach mittleren Porengehalt (3-18 Vol.%) der Prüfserie zwischen  $3.000 - 5.800 \text{ N/mm}^2$  und  $54 - 88 \text{ N/mm}^2$ . Es gilt, Druckfestigkeit und E-Modul steigen mit sinkendem Porengehalt. Für die Poissonzahl kann ein Wert zwischen 0,24 und 0,33 angegeben werden (Abbildung 4.27). Der qualitative Übergang vom linear elastischen zum plastischen Bereich, gekennzeichnet durch eine höhere Poissonzahl, ist auch hier deutlich ersichtlich (die strichlierte Linie ist quantitativ als unsicherer Datenbereich infolge geringfügigem Verrutschen der Messpunkte zu betrachten).

Die Prüfkörper der Serien 37 Golling-P (14 Stück) und 37 Golling-Z (16 Stück) besitzen dieselbe Vergussmasse wie die Ankerkörper der CFK-Spannglieder im Brückenobjekt Golling. Die Prismen wurden nachträglich aus den Zylindern mit einem Winkelschleifer herausgeschnitten. Bei einem Porengehalt von 11% beträgt die Prismenfestigkeit etwa 89% der Zylinderfestigkeit (siehe dazu auch Abbildung 4.33).

Serie EC\*/EH\*: Nach erfolgtem Biegezugversuch wurden je zwei Prüfkörper aus dem getemperten und dem ungetemperten Biegezugprüfkörper herausgeschnitten. Das Verhältnis von Druck- zur Biegezugfestigkeit beträgt  $\approx 1:3$ .

Die Prüfkörper der Serie Probe 1/2 stammen aus meiner Diplomarbeit [Hor02]. Infolge eines verstopften Verpressschlauches konnte das Vergussmaterial nicht in den Verankerungskörper eingebracht werden. Somit erfolgte die Anfangshärtung des Vergussmaterials unter 1,8-4 bar Druck und über eine Zeit von  $\approx 50$  Minuten innerhalb des Drucktopfes. Obwohl keine explizite Entgasung und Temperung der Vergussmasse vorgenommen wurde, sind der niedrige Porengehalt, die hohe Druckfestigkeit und der hohe E-Modul mit jenen der entgasten und getemperten Vergussmassen (Serien: 37I-G / H / I und 84 KI / ZI) gleichzusetzen.

Die Prüfkörper der Serie 37I-G / H / I (Anzahl der Proben - Druckfestigkeit: 17, E-Modul: 9, Poissonzahl: 4) und 84 KI / ZI (Anzahl der Proben - Druckfestigkeit: 21, E-Modul: 18, Poissonzahl: 4) wurden mit dem Vergussmaterial (Haupt- und Nachverguss) der 37-Draht- und 84-Drahtverankerungen (CFK-Testspannglieder) hergestellt. In den Abbildungen 4.28 und 4.29 (für die übrigen Serien sind diese im Anhang B beigelegt) ist die mittlere Druckspannungs-Stauchungs-Linie und der Zusammenhang zwischen Längsstauchung und Querdehnung sowohl für die beiden Serien selbst als auch für deren gemeinsames Mittel dargestellt. Die hellgrauen Linien stellen dabei die einzelnen Prüfkörper dar. Selbst die nach gleichem Vergusschema hergestellten und mit gleicher Prüfmethode (Variante 2 wie zuvor beschrieben) getesteten Prüfkörper weisen eine Schwankung im Porengehalt von 0-8 Vol.-% auf. Für die mechanischen Kennwerte E-Modul, Druckfestigkeit und Poissonzahl kann ein Wertebereich von  $3.000 - 5.900 \text{ N/mm}^2$ ,  $65 - 97 \text{ N/mm}^2$  und  $0,20 - 0,30$  angegeben werden. Auch hier gilt, desto geringer der Porengehalt umso höher die Kennwerte. Erstaunlich ist auch das plastische Verhalten der Serie 84 KI / ZI. Selbst bei einer Längsstauchung von 10% konnte kein nennenswerter Spannungsabfall verzeichnet werden.

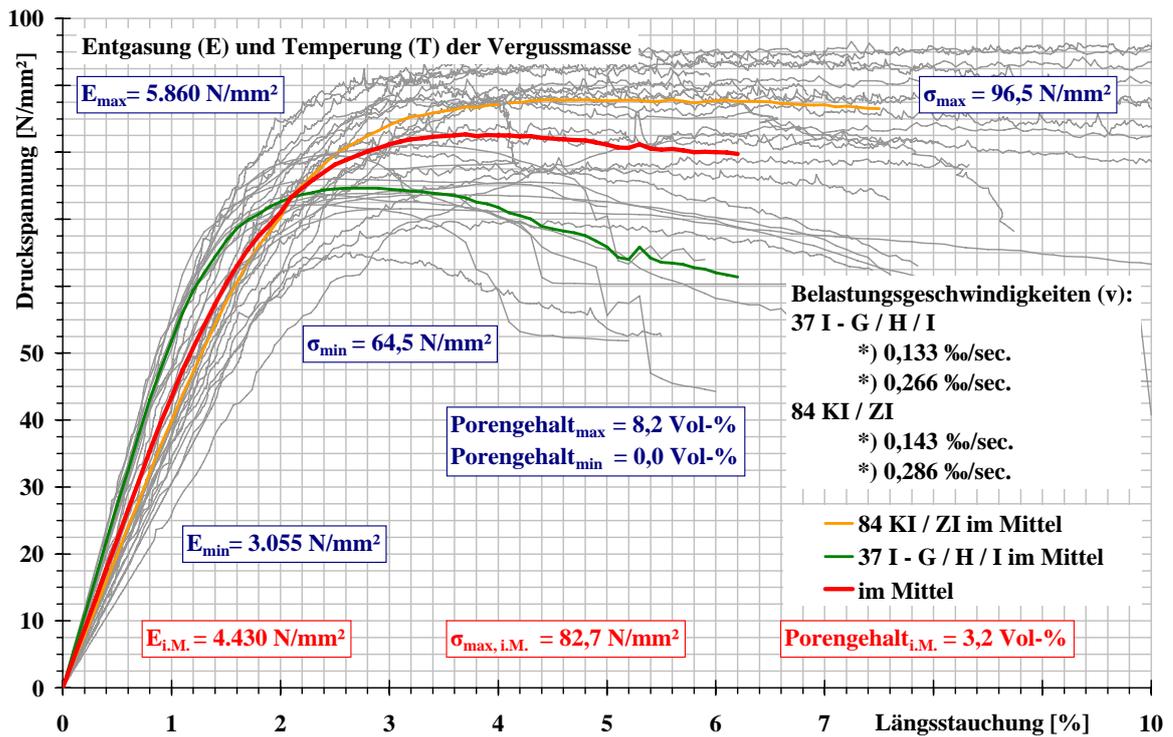


Abbildung 4.28: Mittlere Druckspannungs - Längsstauchungs - Beziehung der Serien 84 KI / ZI + 37 I - G / H / I

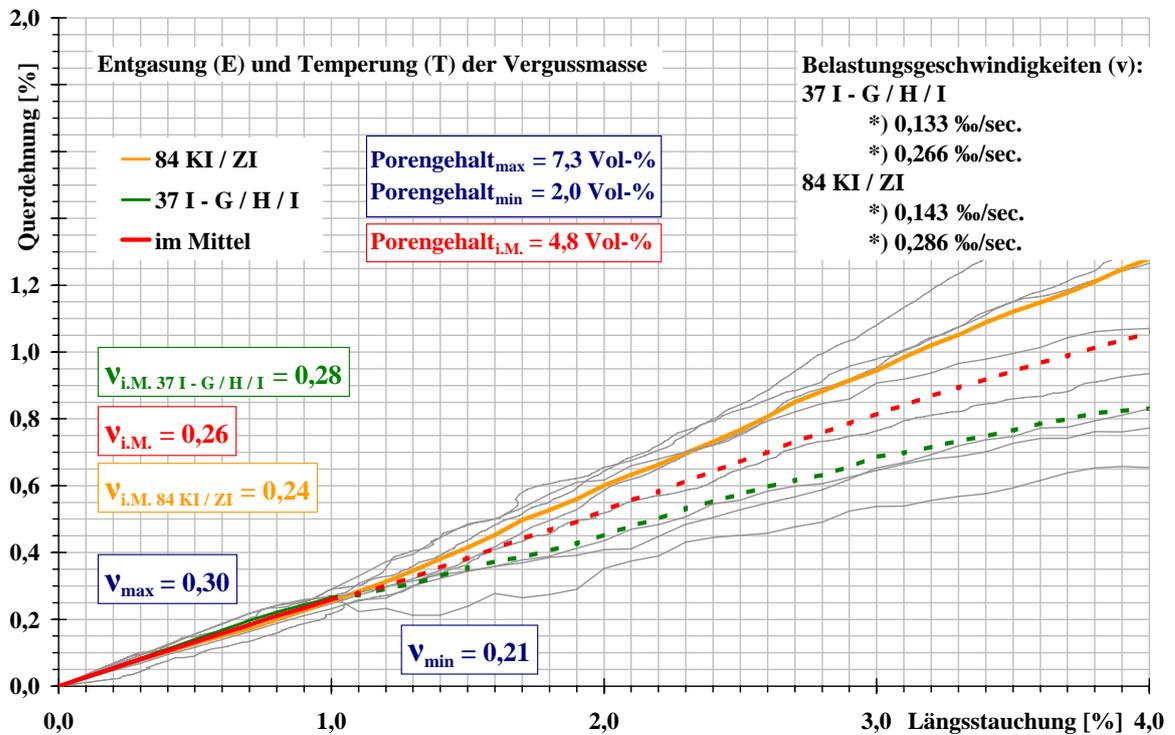


Abbildung 4.29: Mittlere Längsstauchungs - Querdehnungs - Beziehung der Serien 84 KI / ZI + 37 I - G / H / I

Weiters wurde, anhand dieser beiden Serien, der *Einfluss der Belastungsgeschwindigkeit (0,007 - 0,280%/sec.) auf den E-Modul und die Druckfestigkeit* untersucht. Aus Abbildung 4.30 (eine vom Porengehalt abhängige Darstellung ist im Anhang B dargestellt) ist ersichtlich, dass, bei etwa gleichem mittleren Porengehalt der Prüfkörper je Belastungsgeschwindigkeit, keine relevante Abhängigkeit festzustellen ist.

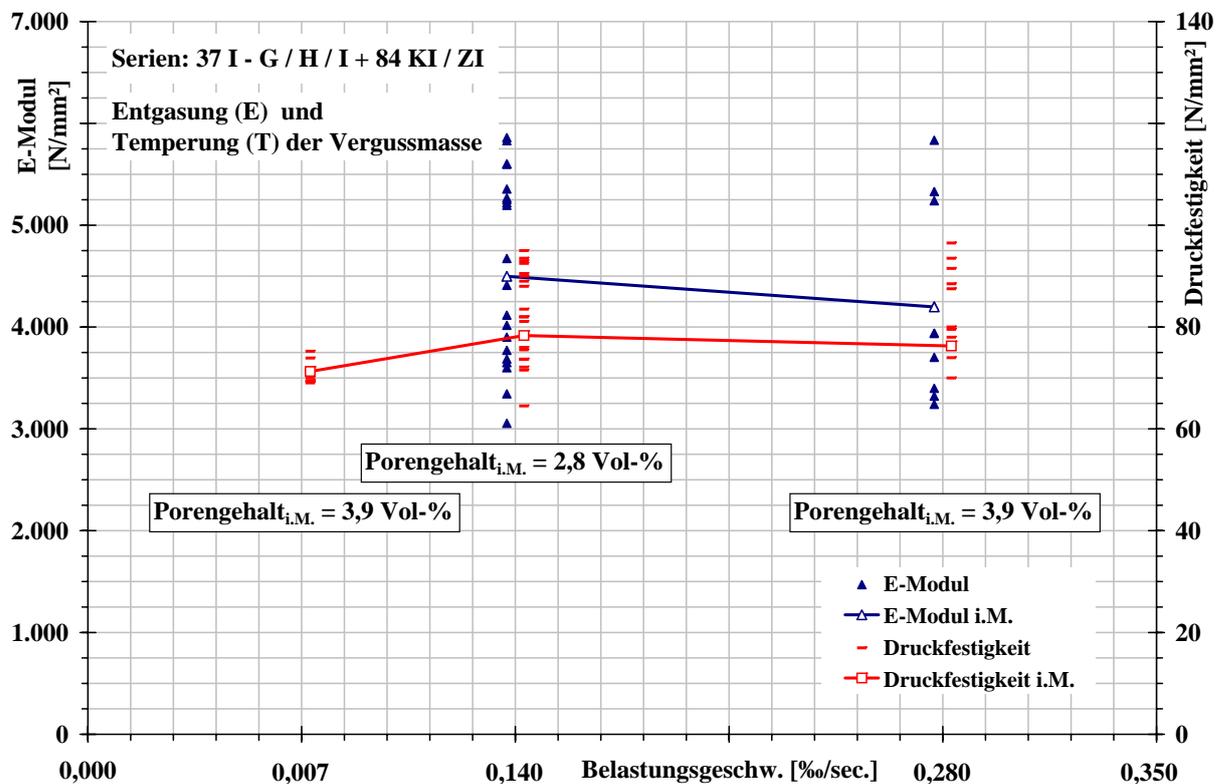


Abbildung 4.30: Einfluss der Belastungsgeschwindigkeit auf den E-Modul und die Druckfestigkeit der Serien 84 KI / ZI + 37 I - G / H / I

Serie EC / EH: Zunächst wurden 3 ungetemperte (EC1, EC2 und EC3) und 3 getemperte (EH1, EH2 und EH3) zylindrische ( $\varnothing 36$  mm) Vergusskörper mit einer Höhe von  $\approx 450$  mm hergestellt. Der Verguss der 6 Zylinder erfolgte in vertikaler Position von unten nach oben, mit derselben Vergussmasse und in alternierender Reihenfolge der in weiterer Folge getemperten bzw. ungetemperten Zylinder (EH1, EC1, EH2, EC2, EH3 und EC3). Es wurde keine Entgasung an der Vergussmasse durchgeführt. Der Verguss von 6 Zylindern bei einer Gesamtvergussmasse von  $\approx 8$  kg gestaltete sich äußerst schwierig. Um das Epoxidharz in die mit Teflon beschichteten Vergusschalungen aus Kunststoff einbringen zu können, musste, infolge einer Überschreitung der zulässigen Verarbeitungszeit (35 Minuten bei  $20^\circ\text{C}$ ), der Verpressdruck von 2 bar für die ersten drei Vergusszylinder (EH1, EC1 und EH2) auf 3 bar für die nachfolgenden zwei Zylinder EC2 und EH3 und auf 4 bar für den letzten Zylinder (EC3) erhöht werden. Um den *Porengehalt*, den *E-Modul* und die *Druckfestigkeit in Abhängigkeit der Vergusshöhe* zu erhalten, wurden die 6 Zylinder jeweils in 5 Vergussabschnitte mit einer Höhe von 80 mm zerteilt (Winkelschleifer). Der Vergussabschnitt 1 entspricht der bodennahen Vergussmasse (unterster Teil des Zylinders) und der Vergussabschnitt 5 der obersten und luftzugewandten Seite

des gesamten Vergusszylinders. In Summe ergibt dies  $6 * 5 = 30$  Prüfkörper. Die Belastungsgeschwindigkeit wurde für alle Prüfkörper mit  $0,125\%/sec.$  festgelegt.

In Abbildung 4.31 ist der Verlauf des Porengehalts über die Vergusshöhe und der Verarbeitungszeitpunkt ab Reaktionsbeginn dargestellt. Bei allen 6 Vergusszylindern ist eine Zunahme des Porengehalts mit zunehmender Vergusshöhe zu verzeichnen. Den geringsten bzw. höchsten Porengehalt besitzen die bodennahen (Vergussabschnitt 1) bzw. die obersten und luftseitigen (Vergussabschnitt 5) Prüfkörper. Die über die Vergusshöhe unterschiedliche Dichte ist einerseits auf das Absetzen der Füllstoffkomponente (Dichteunterschied zwischen der Flüssigkomponente  $\rho_{Fluessigkomponente(T=22,7C)} = 1,08 \text{ g/cm}^3$  und der Füllstoffkomponente  $\rho_{Aluminiumoxidpulver(T=22,6C)} = 3,94 \text{ g/cm}^3$  des Epoxidharzes) und andererseits auf das Aufsteigen und nur teilweise Entweichen der eingerührten Luft zurückzuführen.

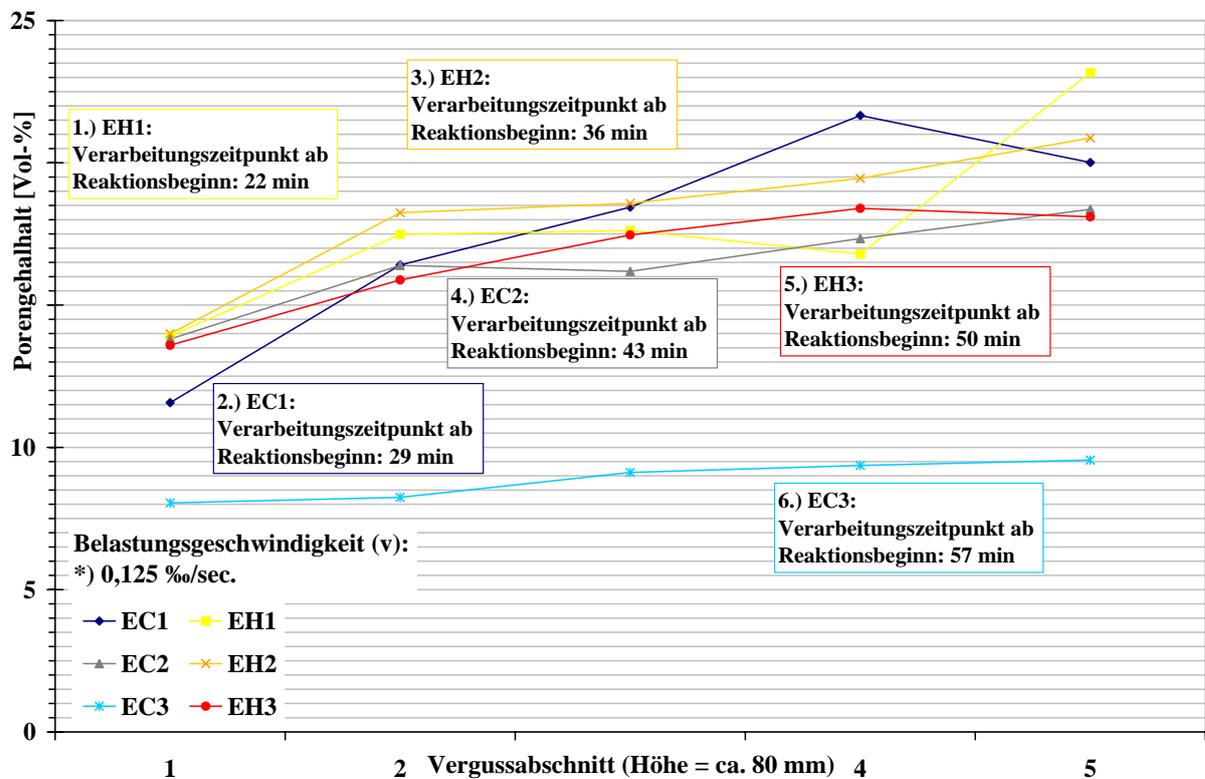


Abbildung 4.31: Einfluss der Vergusshöhe und Verarbeitungszeit auf den Porengehalt der Serien EC / EH

In Abbildung 4.32 sind sowohl die Druckfestigkeit als auch der E-Modul, abhängig vom Porengehalt, der einzelnen Prüfkörper (14 getemperte und ungetemperte wurden letztendlich untersucht) dargestellt. Es ist festzuhalten, dass die Druckfestigkeit der getemperten Prüfkörper (höherer Grad des Aushärtung), trotz höherem Porengehalt, über jenen der ungetemperten Prüfkörper liegt. Beim E-Modul bewirkt die Temperung, unabhängig vom Porengehalt, eine konstante Abnahme von  $\approx 500 \text{ N/mm}^2$ . Weiters ist eine geringere Streuung des Porengehalts bei den getemperten (14-23 Vol.-%) gegenüber den ungetemperten (8-22 Vol.-%) Proben zu erkennen. Durch das Tempern der Vergussmasse konnte eine

Homogenisierung der mechanischen Eigenschaften erreicht werden.

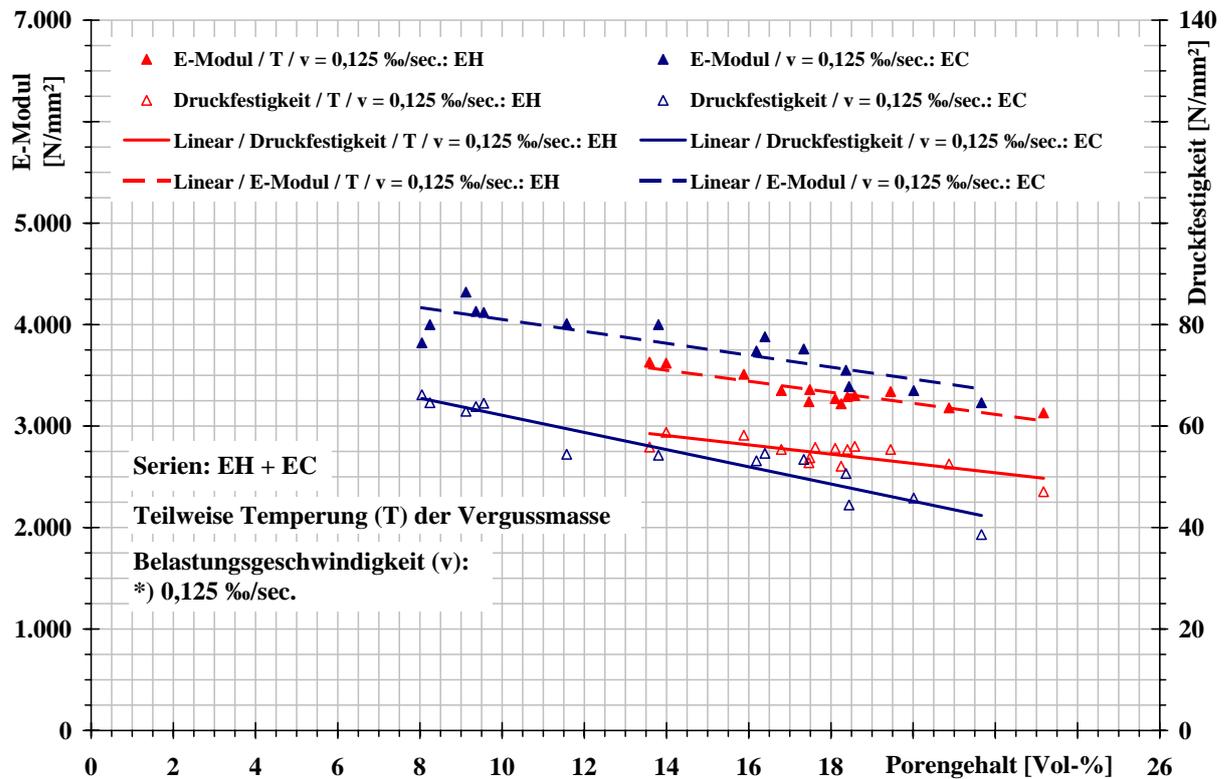


Abbildung 4.32: Einfluss des Temperns auf den E-Modul und die Druckfestigkeit der Serien EC / EH

Dieser verarbeitungsbedingte Effekt, steigender Porengehalt mit steigender Vergusshöhe und der damit verbundenen Reduzierung des E-Moduls und der Druckfestigkeit, kann auch für den Vergusskörper in der Verankerung angenommen werden.

In Abbildung 4.33 ist für alle Serien der **Zusammenhang** zwischen **Druckfestigkeit und Porengehalt** sowie **Elastizitätsmodul (Druck) und Porengehalt** zusammengefasst dargestellt. Für die einzelnen Prüfserien wurde ein linearer Zusammenhang gewählt. Der polynomische Zusammenhang bezieht sich nur auf die getemperten Prüfkörper aller Serien (Anzahl der Prüfkörper - Druckfestigkeit: 72, E-Modul: 61) mit einem Höhe/Dicke- bzw. Höhe/Durchmesser-Verhältnis von etwa 2:1. Bei einem Porengehalt von 12 Vol.-% beträgt die Druckfestigkeit  $\approx 2/3$  und bei einem Porengehalt von 24 Vol.-% nur mehr  $\approx 1/2$  der theoretisch maximalen Druckfestigkeit von  $90 \text{ N/mm}^2$ , d.h. bei einer Erhöhung des Porengehalts von 0 auf 12 Vol.-% sinkt die Druckfestigkeit doppelt stark wie bei einer Erhöhung des Porengehalts von 12 auf 24 Vol.-%. Beim E-Modul ist eine ähnliche Tendenz festzustellen. Der E-Modul beträgt bei einem Porengehalt von 12 Vol.-% bzw. 24 Vol.-%  $\approx 3/4$  bzw.  $3/5$  des theoretischen Maximums von  $4.900 \text{ N/mm}^2$ .

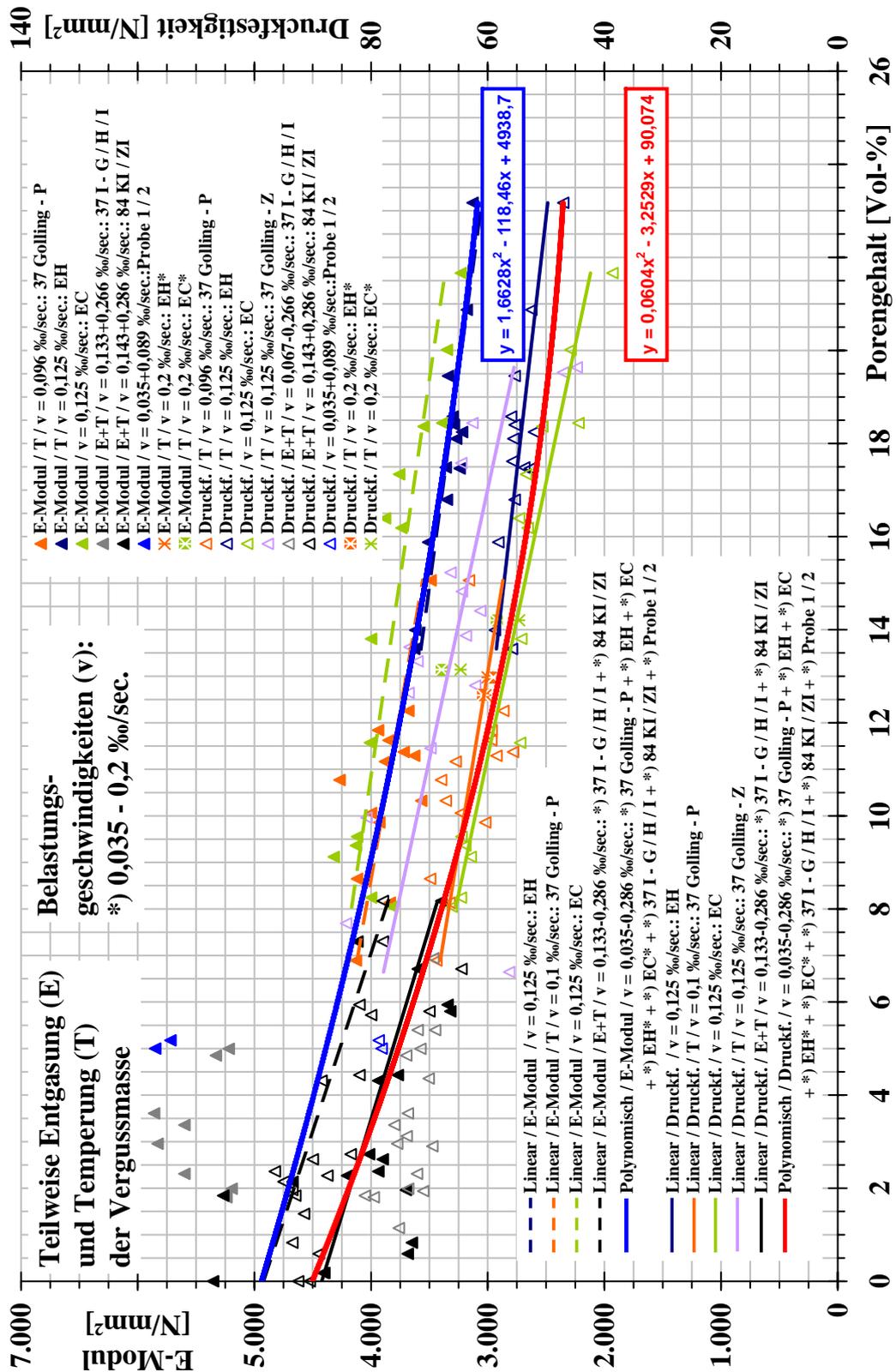


Abbildung 4.33: Zusammenhang Druckfestigkeit - Porengehalt und Elastizitätsmodul - Porengehalt aller Serien

### 4.2.2.5 Linearer Wärmeausdehnungskoeffizient und Gebrauchstemperatur (Glasübergangstemperatur)

Wie beim CFK-Draht wurde die Bestimmung des linearen Temperatureausdehnungskoeffizienten und der Gebrauchstemperatur (Ermittlung der Glasübergangstemperatur) mittels Thermomechanischer Analyse (TMA) durchgeführt. Als Ausgangsmaterial wurden die beim Verguss des Ankerkörpers 37 G10 (Spannglied im SVH Golling) hergestellten Druckprüfzylinder verwendet (keine Entgasung der Vergussmasse). Der Druckprüfzylinder mit der Bezeichnung 37 G10 / 1-h wurde wie der Vergusskörper des Ankerkörpers 37 G10 mit 60 °C und über einen Zeitraum von ca. 19 h nachgetempert. Die Erhärtung des Druckprüfzylinders 37 G10 / 4 erfolgte unter Umgebungstemperatur. Je Zylinder wurden 2 Prüfkörper mit den Abmessungen von 20 x 4 x 4 mm herausgeschnitten. Die Versuchsdurchführung (Prüfgerät: TA Instruments TMA 2940) erfolgte mit einer Heizrate von 2 K/min. und einer Auflast von 20 mN.

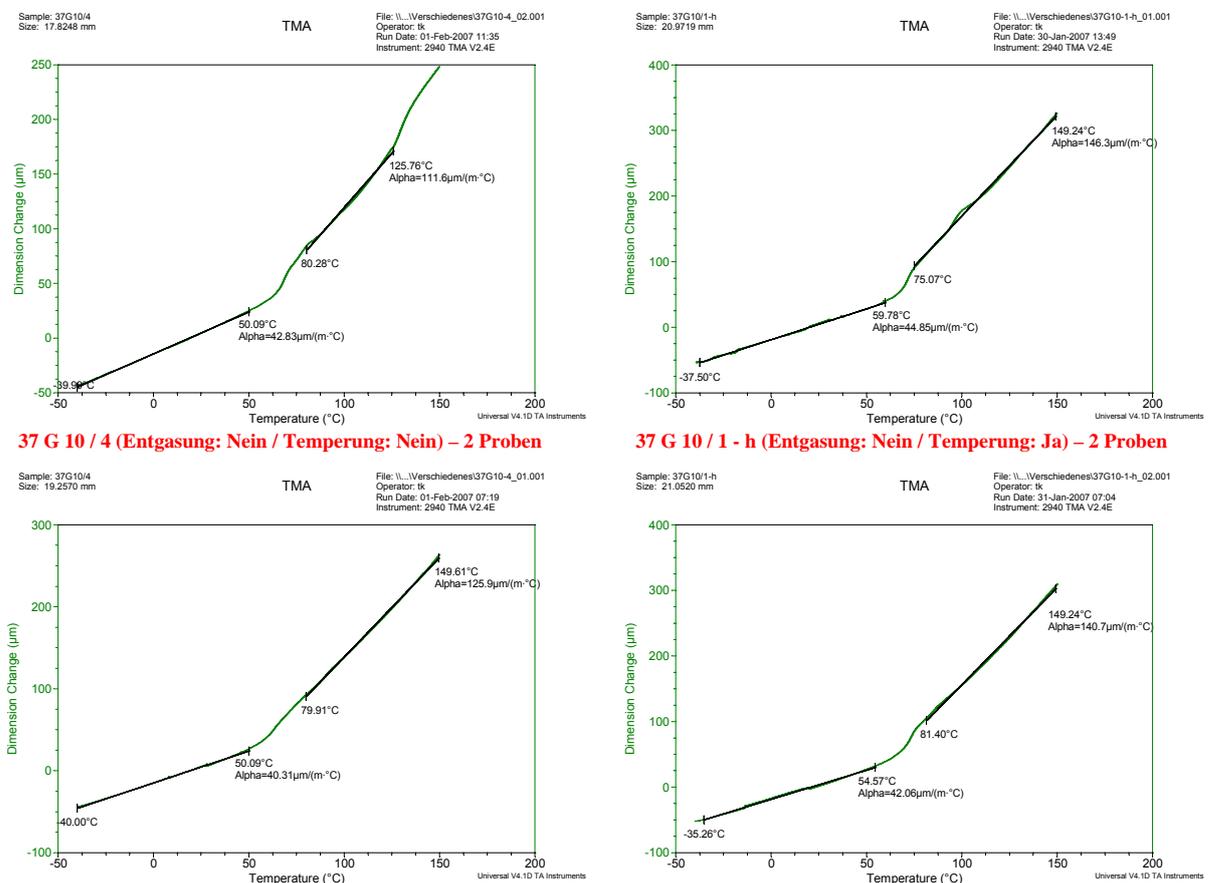


Abbildung 4.34: Linearer Wärmeausdehnungskoeffizient DYWIPOX® CBV/E1

In Abbildung 4.34 ist das Ergebnis der TMA dargestellt. Für die beiden **Prüfkörper ohne Nachtemperatur** (37 G10 / 4) erhält man eine Glasübergangstemperatur von 50 °C und einen linearen Temperatureausdehnungskoeffizient (Temperaturbereich von - 40 °C bis + 50 °C) von  $\alpha_{T,EPOXI} = 40 - 43 \cdot 10^{-6} [1/°C]$ . Die **Prüfkörper mit Nachtemperatur** (37 G10 / 1-h) besitzen ein Gebrauchstemperatur von  $\approx 58$  °C und einen linea-

ren Temperatureausdehnungskoeffizienten (Temperaturbereich von  $-40\text{ °C}$  bis  $+58\text{ °C}$ ) von  $\alpha_{T,EPOXI} = 42 - 45 * 10^{-6} [1/\text{°C}]$ . Durch das Nachtempern des Vergusscharzes konnte die Gebrauchstemperatur um nahezu  $10\text{ °C}$  gesteigert werden und ist somit gleich groß wie jene des CFK-Drahtes. Der Unterschied beim Ausdehnungskoeffizienten ist als gering einzustufen.

### 4.3 Stahlhülse

Für die Ankerkörper wurde Stahl der Güte 2C45 mit einer maximalen Zugfestigkeit von  $580\text{ N/mm}^2$  und einer Streckgrenze von  $205\text{ - }305\text{ N/mm}^2$  (je nach Materialstärke) eingesetzt. Weiters werden ein E-Modul von  $210.000\text{ N/mm}^2$  und eine Poissonzahl von  $0,3$  angegeben.

# Kapitel 5

## CFK-Testspannglieder und Versuchsprogramm

In den folgenden Unterkapiteln werden das Versuchsprogramm und die dazugehörige Messtechnik, sowie die Versuchskörperherstellung (CFK-Testspannglieder), die Versuchseinrichtung und der Versuchsablauf erläutert.

Es wurden 9 Zugversuche und 3 Dauerstandsversuche mit unterschiedlicher Anzahl von CFK-Drähten durchgeführt, siehe Tabelle 5.1.

<i>Versuchskörper (CFK-Testspannglieder)</i>	<i>Einaxialer Zugversuch</i>	<i>Dauerstandsversuch</i>
<i>[Anzahl der CFK-Drähte]</i>	<i>[Anzahl der Versuchskörper]</i>	<i>[Anzahl der Versuchskörper]</i>
$18^1 / 19^2$	3	2
$36^1 / 37^2$	4	1
84	2	-

<sup>1)</sup> einaxialer Zugversuch, <sup>2)</sup> Dauerstandsversuch

Abbildung 5.1: Allgemeine Übersicht der Versuchskörper

### 5.1 Versuchsprogramm

Durch Kurz- (Zugversuche) und Langzeitversuche (Dauerstandsversuche) wurde die Tragfähigkeit und Gebrauchstauglichkeit der segmentierten Vergussverankerung überprüft.

#### 5.1.1 Messgrößen - Zugversuche

Für die Bewertung des untersuchten Verankerungssystems bei Kurzzeitbeanspruchung wurden folgende Messdaten festgelegt:

1. Spannkraft
2. Spannweg
3. Längenänderung der CFK-Drähte auf freier Spanngliedlänge
4. Auszug des Vergusskörpers / des Kerndrahtes aus der Stahlhülse am lastnahen Verankerungsende
5. Verwölbung des Vergusskörpers am lastnahen Verankerungsende
6. Einzug des Vergusskörpers / des Kerndrahtes in die Stahlhülse am lastfernen Verankerungsende
7. Verschiebung des Vergusskörpers über die Verankerungslänge bezogen auf die lastferne Seite der Anker Mutter
8. Auszug eines CFK-Eckdrahtes der äußersten Lage aus der Hülse bzw. aus dem Vergusskörper bezogen auf die lastnahe Stirnseite der Verankerung
9. Einzug desselben CFK-Eckdrahtes in die Hülse bezogen auf die lastferne Stirnseite der Verankerung
10. Einzug weiterer CFK-Eckdrähte in die Hülse bezogen auf die lastferne Stirnseite der Verankerung
11. Dehnungsverlauf über die Verankerungslänge im Zentrum des Vergusskörpers
12. Dehnungen an der Außenseite der Verankerung (Stahlhülse) und der Mutter in Längs- und Tangentialrichtung

Die Lage der einzelnen Messpunkte und die dazugehörigen Messgrößen sind in Abbildung 5.2 schematisch dargestellt. Die exakte Ortsangabe der einzelnen Messpunkte erfolgt im Rahmen der Beschreibung der Versuchseinrichtung und der Installation der Messtechnik (Kapitel 5.4).

### 5.1.2 Messdaten - Dauerstandsversuche

Die Phasen dieser Versuche bestehen aus der Belastung, dem Dauerstandsversuch, der Entlastung und gegebenenfalls einem abschließenden einaxialen Zugversuch.

Für die Bewertung des untersuchten Verankerungssystems bei Langzeitbeanspruchung sollten folgende Messdaten über die Zeit erfasst werden:

1. Kraft
2. Längenänderung der CFK-Drähte auf freier Spanngliedlänge

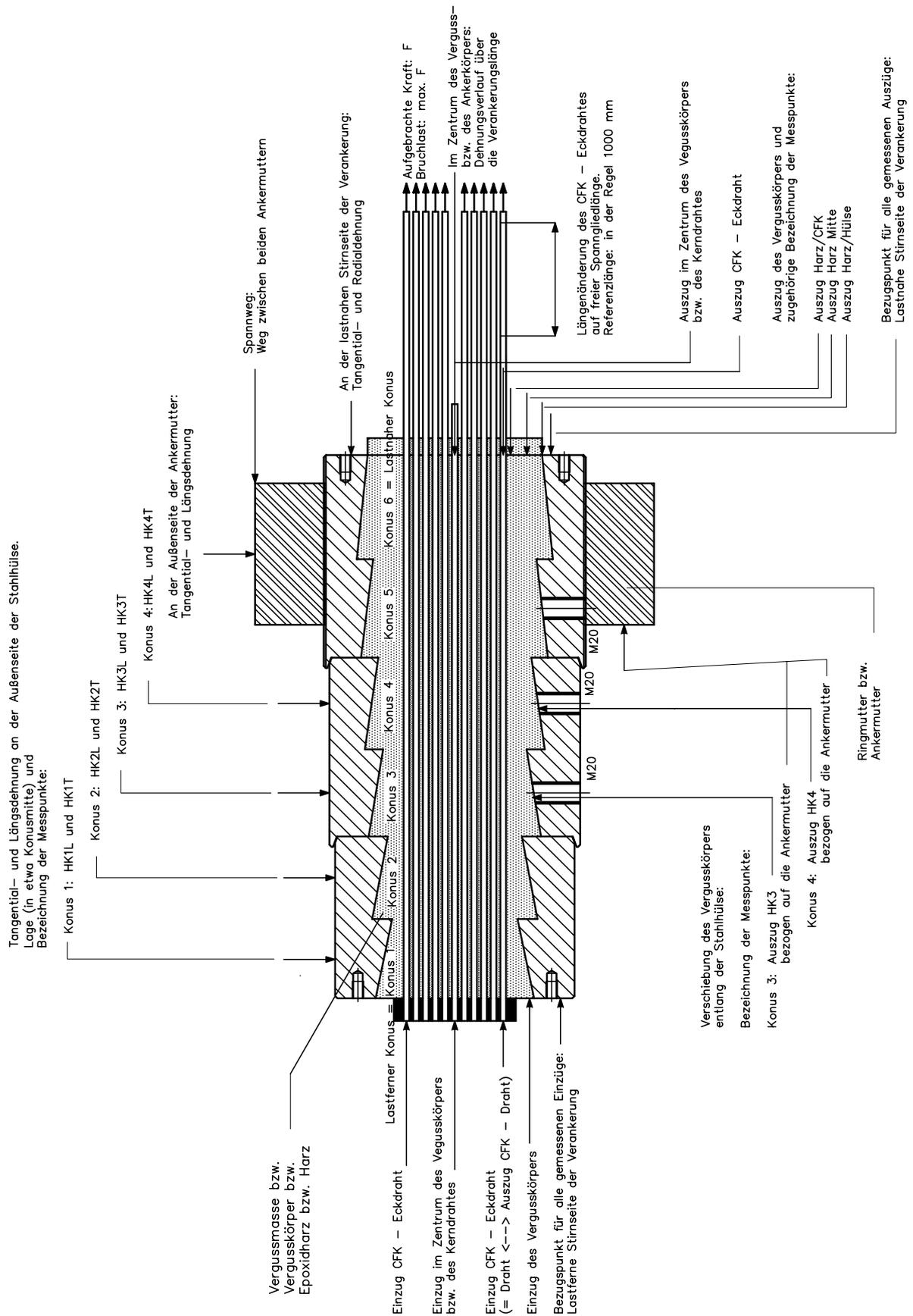


Abbildung 5.2: Schematische Darstellung der vorgenommenen Messungen

3. Auszug eines CFK-Eckdrahtes der äußersten Lage aus der Stahlhülse bzw. aus dem Vergusskörper (lastnahes Verankerungsende)
4. Auszug des Vergusskörper aus der Stahlhülse am lastnahen Verankerungsende
5. Verwölbung des Vergusskörpers am lastnahen Verankerungsende

## 5.2 Verwendete Messtechnik

Bei der verwendeten Messtechnik handelt es sich sowohl um handelsübliche Standardmessinstrumente als auch um selbstgebaute Messinstrumente. Die Zuordnung der verwendeten Messinstrumente zum Messwert und deren Anordnung wird im Kapitel 5.4 (Versuchseinrichtung und -durchführung) angegeben. Der digitale Wegaufnehmer, das Videoextensometer sowie die verwendeten Temperaturfühler wurden bereits im Kapitel 4.2.2.2 erläutert.

### 5.2.1 Induktive Wegaufnehmer

Die verwendeten induktiven Wegaufnehmer weisen eine maximale Messlänge von 200 mm auf, und besitzen im gesamten Messbereich eine Genauigkeit von  $\pm 0,1$  mm.

### 5.2.2 Kraftmessdosen

Um Ungenauigkeiten bei der Messung der Kraft, die bei der Messung über den Öldruck der Pressenzylinder vorhanden sein können, auszuschalten und um eine Kontrolle des Öl-drucks zu erhalten wurden Kraftmessdosen eingesetzt. Die Messungen mit Kraftmessdosen wurden nicht bis zur Bruchlast der Versuchskörper durchgeführt, da diese Messdosen sehr empfindlich auf Schläge reagieren, die beim plötzlichen Versagen der Versuchskörper auftreten. Zum Einsatz kamen drei baugleiche Messdosen von der Firma HBM. Mit diesen Kraftmessdosen können Kräfte von 0- 1000 kN gemessen werden. Deren Genauigkeit beträgt für den gesamten Messbereich 0,05 % von 1.000 kN, d.h. 0,5 kN.

### 5.2.3 Dehnmessstreifen (DMS)

Die vielseitigen Verwendungszwecke der Dehnmessstreifen, ihre relativ einfache Handhabung, sowie die großen Messgenauigkeiten machen DMS zu den weitest verbreiteten Punktmessverfahren der experimentellen Verzerrungsanalyse. Die untere Grenze des Messbereichs ist bei einer Verzerrung von etwa  $1 \mu\text{m}/\text{m}$  angesiedelt. Das Funktionsprinzip beruht auf der Änderung des Ohmschen Widerstandes eines elektrischen Leiters, wenn sich dessen Länge ändert.

Verwendet wurden durchgehend Dehnmessstreifen vom Typ 3/120LY11\* der Firma Hottinger Baldwin Messtechnik (HBM). Der Messbereich der DMS konnte nicht bei allen

Versuchen (Versuchskörper mit 19- und 37-Drahtverankerungen) ausgenutzt werden da der zu diesem Zeitpunkt verwendete Messverstärker (Dewetron-Anlage) nur einen Messbereich bis ca. 7.000  $\mu$ Strain aufzeichnen konnte. Für die Versuchskörper mit 84 CFK-Drähten kam ein neuer Messverstärker (Spider von HBM) mit einem größeren Messbereich zum Einsatz, wodurch die Aufzeichnung sämtlicher DMS nahezu bis zum Versuchsende durchgeführt werden konnte. Appliziert wurden die DMS entweder mit dem Klebstoff Z 70 oder einem Zweikomponenten Epoxidharz-Kleber vom Typ X280 (temperaturbeständig bis 280°C) ebenfalls von HBM.

#### 5.2.4 DMS-Messstab

Um die Kraftabtragung innerhalb der Verankerung erfassen zu können wurde ein DMS-Messstab zur Dehnungsmessung entwickelt und in Handarbeit produziert. Hierbei handelt es sich um ein quasi "linienförmiges Messinstrument" aus einem dünnen Blech welches im Inneren mit DMS bestückt wurde. Dieser wurde anstelle des Zentrumdrahtes im Vergusskörper der Verankerung angeordnet.

##### *Produktion der DMS-Messstäbe:*

Zuerst wurden aus einem dünnen Aluminiumblech Streifen mit einer Breite von ca. 12 bis 14 mm ausgeschnitten und zu einem U-Profil mit einer Profilhöhe von ca. 6 mm und einer Flankenhöhe von rund 3 mm aufgebogen. Zur Erhöhung der Verbundfestigkeit zwischen Vergussmasse der Verankerung und Oberfläche des DMS-Messstabes wurde das Aluminiumblech zuvor mit einem feinkörnigen Sandpapier angeschliffen. Die Längen variierten je nach Verankerungslänge zwischen 45 und 51 cm. Da zwei U-Profile zu einem Hohlquerschnitt mit Abmessungen von 6 x 6 mm, zusammengefügt wurden, musste bei der Herstellung auf eine hohe Passgenauigkeit geachtet werden.

Die DMS wurden auf der Innenseite des U-Profils in Längsrichtung eingeklebt. Die DMS-Positionen richteten sich nach den einzelnen Konusabschnittshöhen der Verankerungen und entsprachen etwa den Viertel-, Drittel- und Halbierungspunkten der einzelnen Koni bzw. stellten den Übergang zweier benachbarter Koni dar. Je nach Ankerkörper wurden somit zwischen 6 und 24 DMS eingeklebt. Aus Platzmangel erfolgte die Klebung teilweise auf beiden Innenseiten der Profilschienen (Abbildung 5.3).



Abbildung 5.3: Ausschnitt (Konus 1 und 2) des DMS-Messstabes für den Ankerkörper 19 I A 1 (insgesamt 18 DMS)

Als DMS-Kleber kamen der Klebstoff Z70 und ein Zweikomponenten Epoxidharz-Kleber vom Typ X280 (temperaturbeständig bis 280 °C) zur Anwendung. Die Wahl des verwendeten Klebstoffes richtete sich nach der zu erwartenden Maximaltemperatur der Vergussmasse, d.h. für die DMS-Stäbe der 19- und 37-Drahtverankerungen wurde der Z 70 und für die DMS-Stäbe der 84-Drahtverankerungen, aufgrund der großen Vergussmasse und der damit verbundenen hohen Reaktionstemperatur, der Klebstoff X280 verwendet.

Nach dem Erhärten des Klebstoffes wurden die tatsächlichen DMS Positionen bestimmt und für die spätere Auswertung der einzelnen Messdaten dokumentiert.

Um ein Abreißen der Messdrähte oder der Leiterfährchen beim Hantieren mit dem Messstab und die Bewegungsfreiheit der Messdrähte bei Dehnung des Stabes innerhalb der Verankerung zu gewährleisten, wurden die Messdrähte nach ein paar geklebten DMS in der U-Schiene (mittels eines sehr kleinen Stück Schrumpfschlauches und mit Klebstoff getränkter Watte) fixiert und mit Schlaufen zwischen den einzelnen Stützpunkten versehen (Abbildung 5.4).

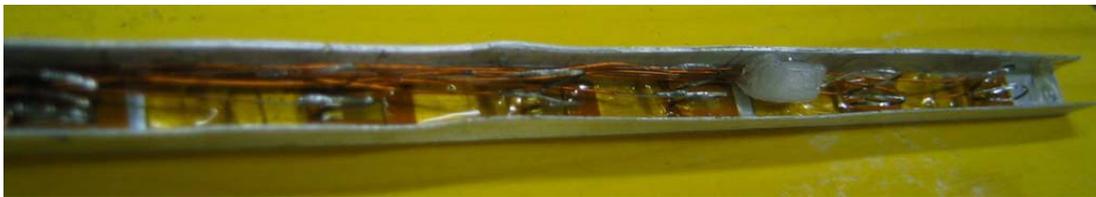


Abbildung 5.4: Fixierung der Messdrähte zwischen dem zweiten und dritten DMS von rechts

Nach der Prüfung der einzelnen DMS wurden die zwei Schienen aufeinander gelegt und zusammengeklebt. Danach wurde am lastfernen Ende der Schiene ein Stück CFK-Draht angeklebt (Abbildung 5.5), damit später das Einfädeln und Fixieren des Messstabes ohne Probleme bewerkstelligt werden konnte.

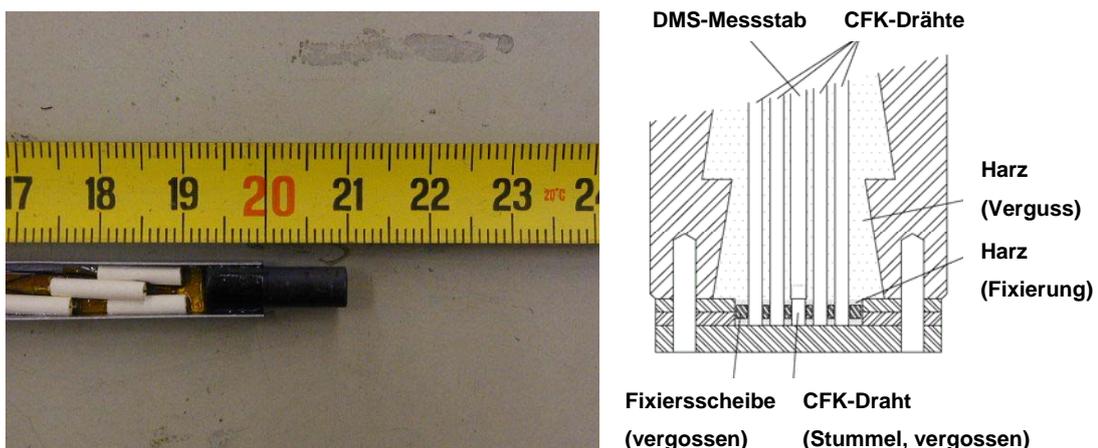


Abbildung 5.5: Einpassung des DMS-Messstabes

Schließlich wurde der gesamte Messstab mit einem Zweikomponentenkleber dünn ummantelt. So konnten sämtliche Fugen zwischen den beiden Schienen und am unteren Ende

zwischen eingeklebtem CFK-Draht und Schiene mit Kleber ausgefüllt werden, und ein Eintreten des Epoxidharzes beim Verguss (Verfälschung der Messergebnisse) verhindert werden. Am lastfernen Ende des Messstabes (offener Profilquerschnitt) wurden die Messdrähte zu einem Bündel zusammengeführt und mit Isolierband umwickelt. Durch diese Maßnahme konnte sichergestellt werden, dass es beim späteren Einbau in den Versuchskörper zu keinen Beschädigungen der dünnen Messdrähte kommen konnte.

Um eine Reduktion des DMS-Messbereiches vor Beginn des Versuchs zu vermeiden (Dehnung des DMS infolge exothermer Reaktion des Epoxidharzes), wurde in weiterer Folge INVAR (Legierung aus 64% Eisen und 36% Nickel) anstelle des Aluminiums verwendet. Dieses Material besitzt im Vergleich zu Aluminium ( $23,5 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$  bei 0-100°C) einen niedrigeren Temperaturexpansionskoeffizienten von  $1,7 - 2,0 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ .

### 5.2.5 Bogenwegaufnehmer

Zur Wegmessung kamen eigens hergestellte Bogenwegaufnehmer mit einem Messweg von ca. 2-15 mm zum Einsatz. Es wurden Streifen aus einem Uhrfederblech (Federbronze) oder gleichwertigem Material in eine ringförmige bzw. halbkreisförmige Form gebogen und an ihre Enden mit Stellschrauben versehen. Auf die seitliche Fläche des so entstandenen Rings bzw. Halbkreises wurde ein DMS inklusive Lötstützpunkt aufgeklebt (Abbildung 5.6). Durch Zusammendrücken des Bogens erfährt der Metallbogen an dessen Außenseite und der DMS eine Dehnung. Durch Kalibrieren der Bogenwegaufnehmer, mittels eines geeichten induktiven Wegaufnehmers, stehen somit sehr genaue Wegaufnehmer zur Verfügung. Die Messgenauigkeit beträgt ca.  $\pm 0,3 \mu\text{m}$ .



Abbildung 5.6: Links: Bogenwegaufnehmer – Ringförmig; rechts: Bogenwegaufnehmer – Halbkreisförmig vor der Fertigstellung

## 5.3 Herstellung der Versuchskörper

Sämtliche Versuchskörper (CFK-Testspannglieder) wurden nach demselben Schema hergestellt. Es sei jedoch erwähnt, dass mit zunehmender Erfahrung die einzelnen Produktionsschritte sukzessive verbessert und infolge steigender Drahtanzahl geringfügig adaptiert

wurden. Da die einzelnen Adaptierungen keinen Einfluss auf die Versuchsergebnisse haben, wird in dieser Arbeit nur die Endversion der Versuchskörperherstellung detailliert wiedergegeben [Dor04] [Hof06].

Der Zusammenbau erfolgte im Wesentlichen in 5 Arbeitsschritten:

1. Vorbereitungsphase
2. Fixieren des hexagonal angeordneten CFK-Drähte (hexagonales Zugelement)
3. Zentrieren des CFK-Drahtbündels im Ankerkörper
4. Vergießen
5. Tempern
6. Nachbehandlung

Zu Beginn jeder Vorbereitung stand die Reinigung der einzelnen Verankerungsteile (dreiteilige Stahlhülse, Zentrierscheiben und Fixierscheiben, etc.), d.h. Entfernen von Verunreinigungen wie Fett, Staub und losen Teilen. Dies garantierte eine sichere und dichte Verbindung der einzelnen Verankerungsteile. Für das Reinigen wurde Aceton verwendet. Bei diesen Reinigungsarbeiten war das Tragen einer Schutzbrille bzw. von Latexarbeitshandschuhen unumgänglich. Auf eine ausreichende Lüftung der Arbeitsräume war zu achten. Folge von unsachgemäßer Handhabung sind allergische Reaktionen wie z.B. Hautausschläge, Mundtrockenheit und Heiserkeit.



Abbildung 5.7: Gereinigter und teflonbeschichteter dreiteiliger Verankerungskörper vom Typ 19 II

Damit sich die Gleitfläche zwischen Vergusskörper und Stahlhülse ungehindert ausbilden kann, wurden die Konusinnenflächen mehrfach mit handelsüblichem Teflonspray beschichtet (in zeitlichen Abständen um ein Abblättern der Teflonschicht zu verhindern). Diese Teflonschicht verhindert weiters eine Kontaktkorrosion zwischen der Stahlhülse und dem Aluminiumoxidpulver der Vergussmasse. Die gereinigten und einteflonisierten (bis auf die Fixierscheibe) Verankerungsteile sind in den Abbildungen 5.7 und 5.8 dargestellt. Die Beschriftung des Ankerkörpers erfolgte nach den in Kapitel 3.3 beschriebenen Regeln. Der lastnahe Ankerteil wurde anschließend mit einer Folie umwickelt, um eine dauerhafte

Funktionsfähigkeit des Gewindes (Schutz vor überlaufendem Epoxidharz) zu gewährleisten.

Durch die Reinigung und Teflonbeschichtung konnten alle Schraubverbindungen, Zentrier- und Endscheiben, welche nur während des Vergussvorgangs nötig waren, ohne Schwierigkeiten gelöst und entfernt werden. Der gesamte Säuberungsprozess sollte generell nicht länger als 24 Stunden vor dem Verguss erfolgen, da ansonsten die Teile wieder Staub ansetzen und verschmutzt werden.

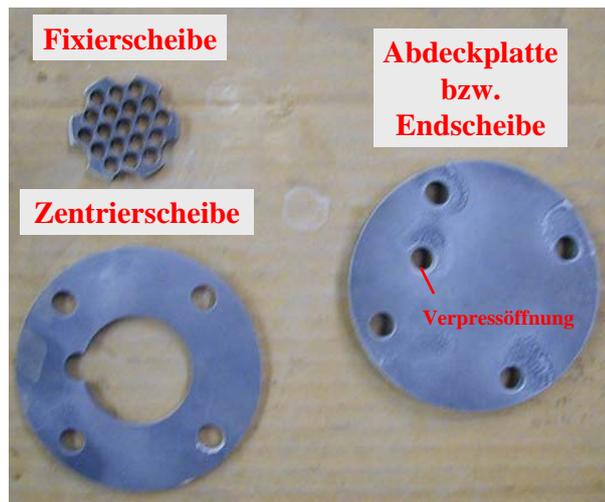


Abbildung 5.8: Gereinigte Fixierscheibe / gereinigte und teflonbeschichtete Zentrier- und Endscheibe

Am Ende der Vorbereitungsphase stand der Zusammenbau der einzelnen Verankerungsteile. Zunächst wurde am lastnahen Ende der Verankerung die Zentrierscheibe und die Abdeckplatte mittels Schraubverbindung angebracht. In diese konnte anschließend der Verpressnippel (späteres Einbringen der Vergussmasse) geschraubt werden.

Im nächsten Arbeitsschritt wurde die dreiteilige Stahlhülse je nach Verankerungsgröße in einer senkrechten Schalung oder auf einer waagrechten Ebene und weiteren Hilfseinrichtungen für den späteren Vergussvorgang (Abbildungen 5.9 und 5.10) wie folgt zusammengebaut: Die drei Teile der Stahlhülse wurden nochmals mit einer dünnen Schicht Teflon versehen, zentriert und senkrecht aufeinander gestellt, kurz gegeneinander verdreht und somit eine leichte Verklebung durch das noch frische Teflon hergestellt (Dichtungsmaßnahme gegen das Auslaufen des Epoxidharzes). Eventuell seitliche Verpressöffnungen (zur Sicherheit vorgesehen, falls mehrere Verpressvorgänge notwendig wären) wurden mit M 20 Schrauben verschlossen. Abschließend wurde die lastnahe Öffnung der Verankerung bis zum Beginn des Vergusses mit Folie abgedeckt.

Anschließend wurden die CFK-Drähte auf eine definierte Länge gebracht und jeder einzelne Draht einer genauen visuellen Prüfung, hinsichtlich Schwachstellen, unterzogen. Drähte mit offensichtlichen Schwachstellen wurden in diesem Schritt aussortiert. Danach erfolgte im Bereich der späteren Verbundstrecke die Reinigung der Drähte mittels Aceton. Somit konnte ausgeschlossen werden, dass Fett oder ungewollte Verunreinigungen den späteren Verbund zwischen Vergussmasse und CFK-Drähte beeinträchtigen. Bei allen Arbeiten war

daher das Tragen von Latexhandschuhen unabdingbar.



Abbildung 5.9: Blick in die zusammengesetzte und teflonbeschichtete Vergussverankerung



Abbildung 5.10: Schalung und zusammengesetzte Verankerungskörper

Das Fixieren des hexagonalen Zuelementes erfolgte nach folgendem Ablaufschema:

1. Im ersten Schritt wurden zwei Stück Fixierscheiben passend (Deckung der Lochbilder) übereinander zu liegen gebracht und die CFK-Drähte eingefädelt (Abbildung 5.11 links). Danach wurde die erste Fädelscheibe vorsichtig an einem Ende des Zuelementes positioniert und die Drähte über den Querschnitt ausgerichtet, d.h. die Drahtenden in eine Ebene gebracht. Die zweite Fixierscheibe wurde vorläufig in einem Abstand von ca. 75 cm in Position gebracht. Jetzt konnte ein gegebenenfalls vorhandener DMS-Messstab in die Fixierscheibe am Ende des CFK-Zuelementes eingebracht werden. Das Messkabel des DMS-Messstabes wurde zwischen den Drähten nach außen geführt. Durch Abstandsplättchen bzw. Steckbleche wurden sowohl die Drähte, zwischen den beiden Fixierscheiben, als auch der vorhandene DMS-Stab verdrillungsfrei in die richtige Position gebracht (Abbildung 5.11 rechts). Während des Einfädels der CFK-Drähte ist es wichtig, dass kein Verspannen der Drähte auftritt,

wodurch die Drähte einerseits beschädigt und andererseits im Verankerungsbereich die Besandung abgekratzt wird. Falls das Bündel nicht sofort weiterverarbeitet wird, ist darauf zu achten, dass die Enden zusätzlich, z.B. durch Umwicklung mit Folie, geschützt werden. Um ein Durchhängen des CFK-Bündels zu verhindern, wurden in kleinen Abständen Holzblöcke untergelegt. Seitlich der Stellen, an denen die Drähte mittels Steckblechen geordnet wurden, kamen Kabelbinder zum Einsatz, die das gesamte Drahtpaket inklusive der Steckbleche in ihrer Lage zusammenhielten und so stabilisierten.



Abbildung 5.11: Links: Fädeln der CFK-Drähte; rechts: Erste Fixierscheibe am ausgerichteten Ende des CFK-Zugelementes

2. Jetzt konnte das erste Ende des CFK-Zugelementes mit Hilfe eines Zweikomponenten-Epoxidharzklebers verklebt werden (Abbildung 5.12). Nach dem Erhärten des Klebers wurde die wellige Klebefläche mit einem Winkelschleifer (Flex) bis zu den Enden der CFK-Drähte abgeschliffen und somit begradigt (Abbildung 5.12 links). Weiters war es notwendig, das überschüssige bzw. überstehende Epoxidharz zu entfernen, sodass das fixierte Drahtbündel später reibungslos in die Verankerung eingesetzt werden konnte. Nun konnte die noch nicht verklebte zweite Fixierscheibe schrittweise ans andere Ende des CFK-Zugelementes geschoben werden und parallel dazu die Drähte mittels Steckblechen und Kabelbindern in Abständen von 75 cm in Position gebracht werden (Abbildung 5.12 rechts).



Abbildung 5.12: Links: Verkleben des CFK-Drahtbündels mit einem 2-Komponenten-Epoxidharz; rechts: Verklebtes Ende mit Steckblechen und zweiter Zentrierscheibe beim Aushärten

- Am zweiten Ende erfolgte wiederum das Einsetzen eines gegebenenfalls vorhandenen DMS-Messstabes, die Verklebung und Nachbearbeitung wie in Punkt 2. beschrieben. Abbildung 5.13 zeigt ein an beiden Enden fixiertes CFK-Zugelement.



Abbildung 5.13: An beiden Enden fixiertes CFK-Zugelement mit Steckblechen auf freier Länge

Aufgrund von Lieferschwierigkeiten war es der Herstellerfirma der CFK-Drähte nicht möglich, die erforderliche Anzahl von 162 Drähten für die Herstellung von je drei Versuchskörpern mit 19 und 37 Drähten zu liefern, sondern nur 132 Drähte. Die fehlenden Drähte wurden durch glatte bzw. schlecht besandete CFK-Drähte gleicher Länge ersetzt (Abbildung 5.14).

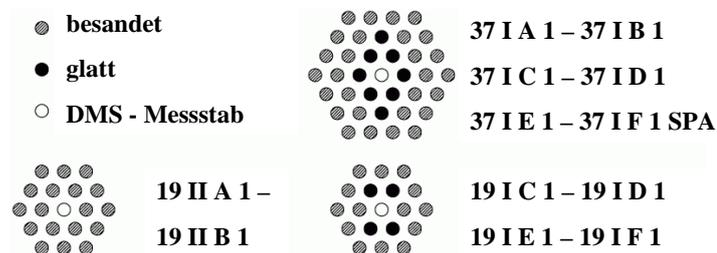


Abbildung 5.14: Bestückungsschema der angeführten CFK-Spannglieder

Überlegungen haben zu dem Schluss geführt, dass das Ersetzen von besandeten durch glatte Drähte zu keinem Verlust an Tragfähigkeit oder Reduktion der Bruchlast führte. Wichtig erschien, dass die CFK-Drähte der äußersten Lage aufgrund der größten Schubbeanspruchung einen guten Verbund (besandete Oberfläche) zum Vergussmaterial erhielten.

Das Zentrieren des hexagonalen CFK-Zugelementes erfolgte sowohl lastnah und lastfern über eigene Zentrierscheiben. An der lastfernen Seite der Verankerung wurde diese, wie bereits bei der Vorbereitungsphase erwähnt, an den Ankerkörper festgeschraubt. Hierbei handelte es sich um eine Scheibe mit einer kreisrunden und zentrisch angeordneten Ausnehmung, in die das Ende des fixierten Zugelements genau eingepasst und somit in ihre definierte Lage gebracht werden konnte (Abbildung 5.15).

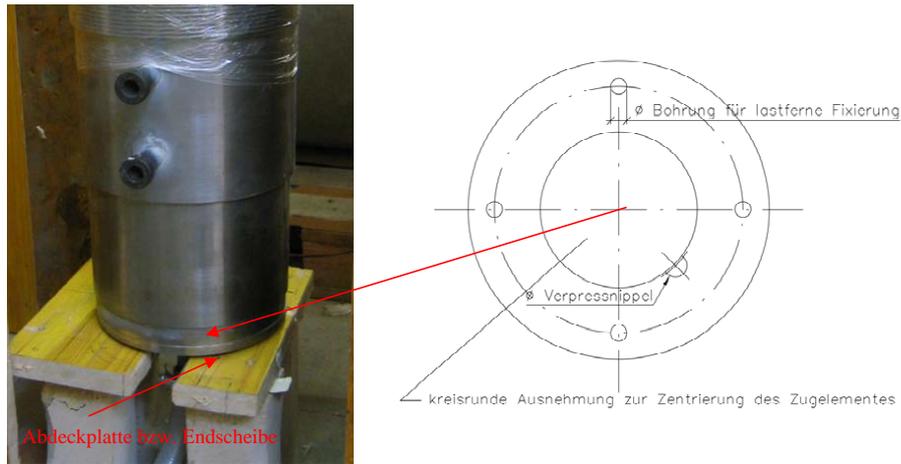


Abbildung 5.15: Lastferne Zentrierung des hexagonalen CFK – Zugelementes

Am lastnahen Ende wurde das CFK-Zugelement mit Hilfe einer dreiteiligen Zentrierscheibe (im Abstand von einigen Zentimetern am lastnahen Verankerungsende fixiert) in die korrekte Lage gebracht (Abbildung 5.16).

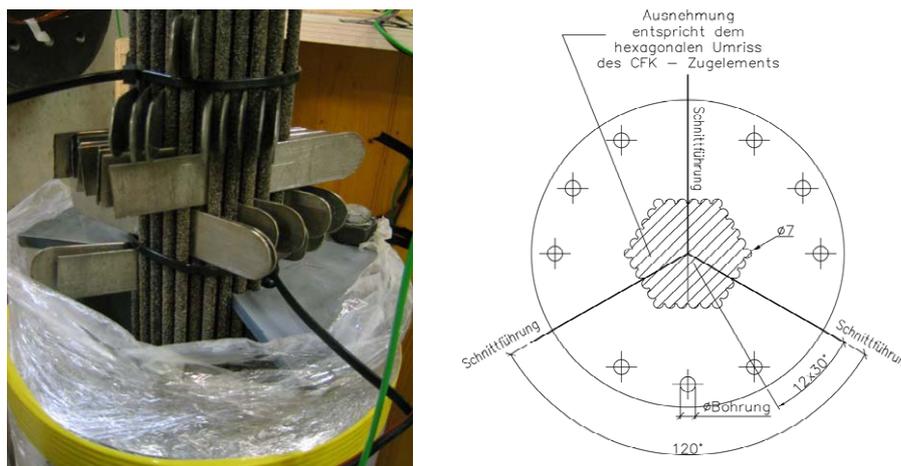


Abbildung 5.16: Lastnahe Fixierung des CFK – Zugelementes mittels lastnaher Zentrierscheibe

Um die höhenmäßige Lage des CFK-Zuggliedes (Zugelement) innerhalb der Verankerung zu garantieren, wurde die höhenmäßige Endlage, vorab an den CFK-Drähten markiert und mit der lastnahen Oberkante der Verankerung verglichen. Um ein Aufschwimmen des zentrierten CFK-Zugelements (CFK-Zugglied) während des Vergussvorganges zu unterbinden, wurde es durch Kabelbinder und einen Draht in ihrer Höhenlage gesichert. War das CFK-Zugglied in Höhe und Lage fixiert, konnte mit dem Vergussvorgang begonnen werden.

Bei den 19- und 37-Drahtverankerungen erfolgte der Vergussvorgang zunächst vollständig in einem Zug. Um die Reaktionsschwindung der Vergussmasse, vor allem im lastnahen Verankerungsbereich, zu kompensieren bzw. gering zu halten und somit ein sattes Anliegen

des Vergusskörpers an der Innenseite der Verankerung zu gewährleisten, wurden diese zwischen 1 und 2 cm übergossen.

Verguss der 84-Drahtverankerungen: Zunächst wurde anhand von Vorversuchen der Vergussvorgang für eine große Vergussmasse erprobt und optimiert. Dazu wurde eine quasi rein konische Vergussverankerung entworfen, die sich Richtung lastnaher Verankerungsseite öffnet. Die Massenverhältnisse des Vergusskörpers, der CFK-Drähte (84 + 1 Eckdraht zur Aufnahme der Temperaturfühler) und des Ankerkörpers (Stahl) wurden im Mittel äquivalent den Verankerungstypen 84 KI und 84 ZI gewählt. Für die Bestimmung des Temperaturverlaufs während und nach dem Vergussvorgang wurden am Eckdraht des Zugelementes insgesamt 6 Temperaturfühler, mit einem Abstand von jeweils 7 cm, angeordnet (Abbildung 5.17)

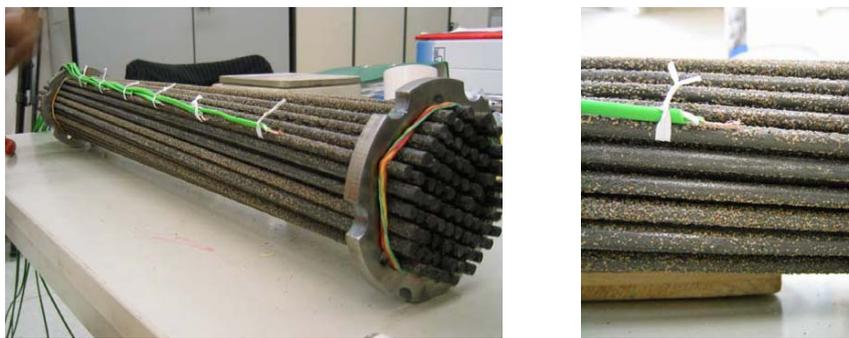


Abbildung 5.17: Befestigung der Temperaturfühler am Drahtbündel

Die einzelnen Probekörper unterschieden sich hinsichtlich angerührter Vergussmasse, Entgasung und der anschließenden Verarbeitung wie folgt voneinander:

\* Vorversuch Harz 1 (Bez.: 84-1)

Es wurde eine Vergussmasse von ca. 13,5 kg Epoxidharz angerührt. Zur Entgasung wurde ein Unterdruck von 0,85 bar aufgebracht. Die Verarbeitungsdauer war mit 27 Minuten relativ kurz. Beim Verguss kam es infolge einer zu raschen Entgasung zu Luftblasenbildungen an der Harzoberfläche.

\* Vorversuch Harz 2 (Bez.: 84-2)

Für diesen Versuchskörper wurden nur 13 kg Epoxidharz angerührt. Der Unterdruck wurde schrittweise (ca. 0,2 bar Schritte und halten über eine Dauer von ca. 2 Minuten) aufgebracht, um eine kontinuierliche Entgasung des Harzes zu erreichen und somit die Luftblasenbildung zu reduzieren. Leider kam es am Ende des Vergussvorganges zu einer starken Luftblasenbildung, da die Epoxidharzmenge für die Verankerungsgröße zu knapp kalkuliert war und daher Luft angesaugt wurde.

\* Vorversuch Harz 3 (Bez.: 84-3)

Es wurden wieder 13,5 kg Harz angerührt. Der aufgebrachte Unterdruck betrug 0,85 bar und wurde wieder in Stufen von etwa 0,2 bar aufgebracht. Die Vergussdauer wurde durch Regulierung des Durchflusses aus dem Drucktopf verlängert. Weiters wurde der Verguss in 2 Phasen durchgeführt:

1. Verguss der Hülse bis auf die obersten  $\approx 3$  cm (luftseitig)
2. Kurz vor dem Erreichen der maximalen Harztemperatur erfolgte der Nachverguss der fehlenden 3 cm und ein Überguss von 2-3 cm.

Alle drei Probekörper wurden getempert. Nach dem Erhärten des Harzes wurden die Vergusskörper einer optischen Prüfung unterzogen. Bei Vergleich der drei Harzkörper (Abbildungen 5.18 und 5.19) ist die Qualitätssteigerung des Vergusses, von Verguss zu Verguss, gut ersichtlich.



Abbildung 5.18: Von links nach rechts: 84-1, 84-2 und 84-3



Abbildung 5.19: Nahaufnahmen / von links nach rechts: 84-1, 84-2 und 84-3

Durch die Vergussmodifikationen (Endversion - Vergusschema nach Vorversuch Harz 3), konnten sämtliche Lufteinschlüsse, wie sie bei den Vorversuchen Harz 1 und Harz 2 beobachtet wurden, verhindert werden. Diese Lufteinschlüsse und die damit verbundenen Verästelungsstrukturen im Epoxidharzkörper sind auf Schwindverformungen und auf ein damit verbundenes Nachsaugen von Außenluft (quasi Anlegen eines Unterdruckes in der Hülse) zurückzuführen. Durch den Nachverguss im Bereich der Maximaltemperatur der Vergussmasse wird der Reaktionsschwund der ersten Vergussmasse durch Nachfließen der Vergussmasse des Nachvergusses kompensiert.

In Abbildung 5.20 ist der mittlere Temperaturverlauf aus den drei Vorversuchen während der Reaktionsphase dargestellt. Gut ist die unterschiedliche Temperatur in den verschiedenen Höhenlagen ersichtlich. Die niedrigste Temperatur ( $85^{\circ}\text{C}$ ) misst der Fühler Nummer

1. Dieser befindet sich am unteren Ende (lastfernes Verankerungsende) des Zugelements. Die höchsten Temperaturen werden mit Fühler 5 und 6 gemessen und bewegen sich bei ca. 135°C. Diese zwei Fühler befinden sich am lastnahen Ende der Verankerung, wo auch die größte Harzmasse und die geringste Wandstärke der Stahlhülse vorhanden ist.

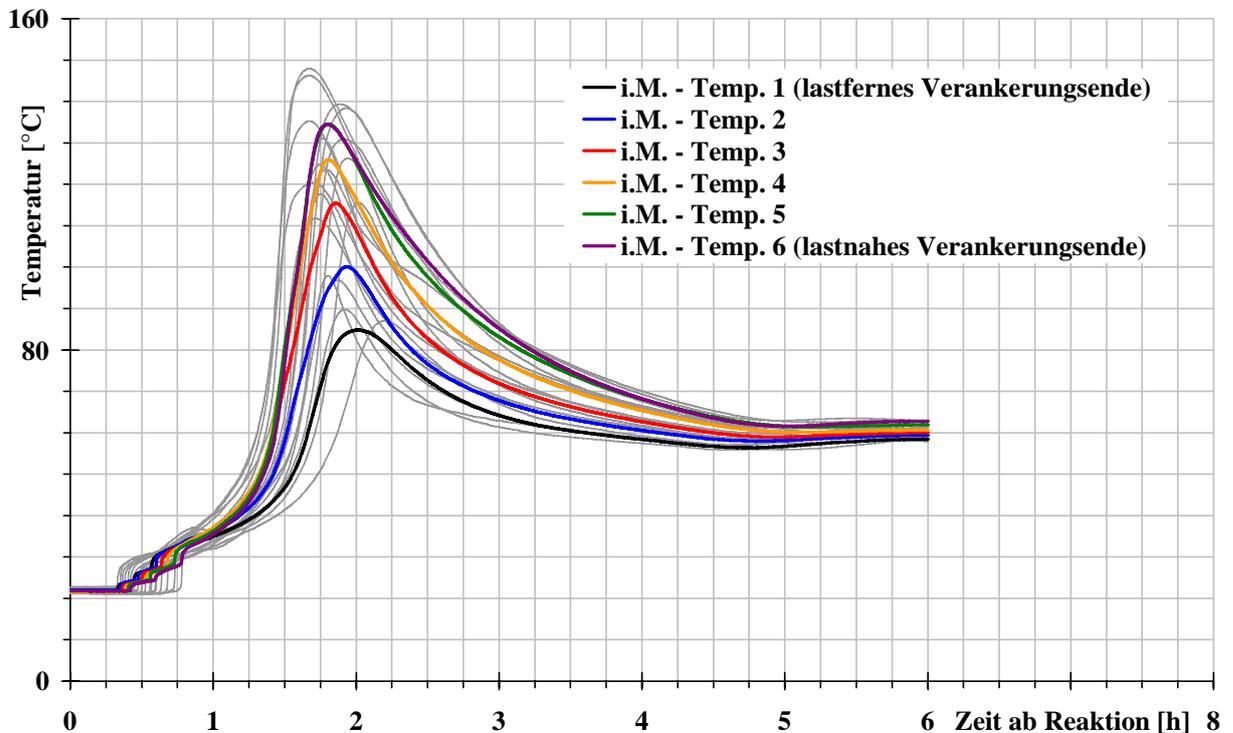


Abbildung 5.20: Mittlerer Verlauf der Temperaturentwicklung während der Reaktionsphase

Um die Ausbreitung und die Qualität im Inneren der Vergussmasse zu untersuchen erfolgte ein Trennen der Vergusskörper in Längs- und Querschnitte mittels einem Winkelschleifer (Flex) mit Diamantscheibe. Aus Abbildung 5.21 ist eine gleichmäßige Verteilung des Epoxidharzes zwischen den CFK-Drähten erkennbar. Es sind kaum Luftpinschlüsse vorhanden und daher ein optimaler Verbund zwischen Epoxidharz und den Drähten gewährleistet. Auch die regelmäßige Anordnung der CFK-Drähte, durch ihre Fixierung mittels der Fixierscheiben, ist deutlich ersichtlich.



Abbildung 5.21: Längs und quer zerschnittene Ankerkörper

Die Vergussmethode nach Vergusschema Vorversuch Harz 3 wurde, auf Grundlage der hervorragenden Qualität des Vergusskörpers, somit für alle nachfolgend durchgeführten Vergussvorgänge als Standard festgelegt.

Misch- und Verarbeitungsprotokoll 19 II F 1				Misch- und Verarbeitungsprotokoll 37 I F 1 - SPA					
<b>Allgemeines:</b>				<b>Allgemeines:</b>					
Ankerkörper:	19 II F 1			Ankerkörper:	37 I F 1 - SPA				
Vergussdatum:	19.05.2003			Vergussdatum:	27.06.2003				
Vorbereitung:	19.05.2003			Vorbereitung:	27.06.2003				
Harzbedarf:	1883	[ml/Stk]		Harzbedarf:	2675	[ml/Stk]			
Raumtemperatur:	20	[°C]		Raumtemperatur:	20	[°C]			
<b>Versuchsdauer:</b>				<b>Versuchsdauer:</b>					
Reaktionsbeginn:	16:40	[hh:mm]		Reaktionsbeginn:	17:13	[hh:mm]			
Verarbeitungsende:	17:00	[hh:mm]		Verarbeitungsende:	17:35	[hh:mm]			
Verarbeitungsdauer:	20	[min]		Verarbeitungsdauer:	22	[min]			
<b>Mischverhältnis:</b>				<b>Mischverhältnis:</b>					
Komponente	errechnet		tatsächlich		Komponente	errechnet		tatsächlich	
	[g]	[%]	[g]	[%]		[g]	[%]	[g]	[%]
A:	1404,0	36,0	1405,0	36,0	A:	1980,0	36,0	1980,0	36,0
B:	546,0	14,0	547,0	14,0	B:	770,0	14,0	770,0	14,0
A+B (vor Umtopfen):	---	---	1952,0	---	A+B (vor Umtopfen):	---	---	2750,0	---
A+B (nach Umtopfen):	1950,0	---	1943,0	---	A+B (nach Umtopfen):	2750,0	---	2737,0	---
C (Füller):	1950,0	50,0	1945,0	50,0	C (Füller):	2750,0	50,0	2739,0	50,0
Gesamt (A+B+C):	3900,0	100,0	3888,0	100,0	Gesamt (A+B+C):	5500,0	100,0	5476,0	100,0
<b>Hilfsmaterialien:</b>				<b>Hilfsmaterialien:</b>					
Verpressnippel:	M16 mit 8 mm Innenbohrung			Verpressnippel:	M16 mit 8 mm Innenbohrung				
Verpressschlauch:	Gewebeschlauch (PVC - Schlauch ) 16x19 mm			Verpressschlauch:	Gewebeschlauch (PVC - Schlauch ) 16x19 mm				
Verpressgerät:	Drucktopf			Verpressgerät:	Drucktopf				
Verpressdruck:	2,0 - 2,5 bar			Verpressdruck:	2,0 - 2,5 bar				
Gleitschicht:	PTFE - Gleitspray der Firma Haberkorn GmbH			Gleitschicht:	PTFE - Gleitspray der Firma Haberkorn GmbH				
Vergussharz:	3 - Komponenten Epoxidharz DYWIPOX® CBV/EI			Vergussharz:	3 - Komponenten Epoxidharz DYWIPOX® CBV/EI				
<b>Bemerkungen:</b>				<b>Bemerkungen:</b>					
- stark Übergossen; kein Schwindverlust; - nach dem Vergossen war ein gewisser Harzaustritt an den Endplatten der Hülse zu bemerken (entmischt, ohne Füller, sehr wenig)				- Tempern während der Erhärtung					

Abbildung 5.22: Misch- und Verarbeitungsprotokoll der Verankerungen 19 II F 1 (links) und 37 I F 1 - SPA (rechts)

Bei allen Vergussvorgängen wurden Informationen betreffend dem Mischvorgang und der Verarbeitung des Vergussmaterials in Misch- und Verarbeitungsprotokollen festgehalten.

Ein solches Protokoll für den Misch- bzw. Verpressvorgang enthält:

- \* das Datum des Vergusses,
- \* die Bezeichnung der vergossenen Verankerung,
- \* die errechneten und die tatsächlichen Mischmengen,
- \* die benötigte Verarbeitungszeit,
- \* Informationen über den Entgasungsvorgang (Dauer und Größe des Unterdrucks), den Nachverguss und den Tempervorgang - falls durchgeführt,
- \* eine Angabe, ob Epoxidharzprüfzylinder zur Bestimmung der Druckfestigkeit und des E-Moduls hergestellt wurden,
- \* Informationen über das verwendete Hilfsmaterial (nicht in allen Protokollen),

- \* allfällig Abweichungen vom festgelegten Vergusschema, aufgetretene Probleme und deren Lösung.

Abbildung 5.22 zeigt ein solches Misch- und Verarbeitungsprotokoll für eine 19- und eine 37-Drahtverankerung. Aus diesem ist ersichtlich, dass beide Vergussmassen keiner Entgasung unterzogen wurden. Bei der 37-Drahtverankerung mit der Bezeichnung 37 IF 1 SPA kam bereits eine kontrollierte Erhärtung der Vergussmasse mittels eines Tempervorganges zur Anwendung. Ebenfalls kann aus beiden Protokollen herausgelesen werden, dass mit der Vergussmasse keine Epoxidharzprüfzylinder hergestellt wurden. Beide Protokolle liefern Informationen über verwendetes Hilfsmaterial.

**MISCH- UND VERARBEITUNGSPROTOKOLL**

**VERANKERUNG + PRÜFZYLINDER**

Verankerungsbezeichnung **84 KI 1**  
 Datum 08.10.2004

Komponenten lt. Berechnung:

A	[g]	5220
A + B	[g]	7250
C	[g]	7250
A + B + C	[g]	14500

Mischung:

Beginn Reaktion der Komponenten	[Uhrzeit]	10:41
Beginn Anbringen von 0,2 bar Unterdruck	[Uhrzeit]	10:59
Beginn Anbringen von 0,5 bar Unterdruck	[Uhrzeit]	11:01
Beginn Anbringen von 0,7 bar Unterdruck	[Uhrzeit]	11:03
Beginn Anbringen von 0,8 bar Unterdruck	[Uhrzeit]	11:06
Ende Anbringen Unterdruck	[Uhrzeit]	11:09
Verpressbeginn	[Uhrzeit]	11:16
Ende Verarbeitung	[Uhrzeit]	11:31
Verarbeitungsdauer	[min]	50

Komponenten:

A	[g]	5220
A + B vor dem Umtopfen	[g]	7250
A + B nach dem Umtopfen	[g]	7208
C	[g]	7214

Herstellung von 3 Prüfzylindern:

Herstellung von 3 Prüfzylindern direkt nach Verpressende  
 Prüfzylinder 84 KI 1/1, 84 KI 1/2, 84 KI 1/3  
 Verpressbeginn Prüfzylinder 11:33 Uhr  
 Verpressende Prüfzylinder 11:48 Uhr  
 Verpressdruck 2,8 bar  
 Verarbeitungsdauer ab Reaktionsbeginn 67 min

Bemerkungen:

**MISCH- UND VERARBEITUNGSPROTOKOLL**

**NACHVERGUSS + PRÜFZYLINDER**

Verankerungsbezeichnung **84 KI 1**  
 Datum 08.10.2004

Komponenten lt. Berechnung:

A	[g]	720
A + B	[g]	1000
C	[g]	1000
A + B + C	[g]	2000

Mischung:

Beginn Reaktion der Komponenten	[Uhrzeit]	12:28
Beginn Anbringen von 0,85 bar Unterdruck	[Uhrzeit]	12:35
Ende Anbringen Unterdruck	[Uhrzeit]	12:40
Beginn Nachverguss	[Uhrzeit]	12:40
Ende Verarbeitung Nachverguss	[Uhrzeit]	12:42
Verarbeitungsdauer	[min]	14

Komponenten:

A	[g]	720
A + B vor dem Umtopfen	[g]	1003
A + B nach dem Umtopfen	[g]	978
C	[g]	980

Herstellung von 3 Prüfzylindern:

Prüfzylinder 84 KI 1/4, 84 KI 1/5, 84 KI 1/6  
 Verpressbeginn Prüfzylinder 12:50 Uhr  
 Verpressende Prüfzylinder 12:55 Uhr  
 Verpressdruck 2,8 bar  
 Verarbeitungsdauer ab Reaktionsbeginn 27 min

Temperatur Prüfkörper Beginn Nachverguss 84°C  
 Temperatur Prüfkörper Ende Nachverguss 80°C

Bemerkungen:

Abbildung 5.23: Misch- und Verarbeitungsprotokoll der Verankerung 84 KI 1

Das Misch- und Verarbeitungsprotokoll der Verankerung 84 KI 1 ist in Abbildung 5.23 dargestellt. Dieses Protokoll gliedert sich in zwei Teile. Der erste Teil bezieht sich auf den

Verguss der Verankerung bis auf die lastnahen 2-3 cm der Verankerung. Der zweite Teil widmet sich dem fehlenden Verguss der Verankerung und einem Überguss der Verankerung von 1,5-3 cm. Aus den beiden Protokollen ist ersichtlich, dass sowohl die Vergussmasse der Verankerung als auch die des Nachvergusses einer Entgasung unterzogen wurden. Die Entgasung der Vergussmasse für das Verpressen des Ankerkörpers erfolgt schrittweise, hingegen jene des Nachvergusses in einem Zug. Weiters ist in beiden Misch- und Verarbeitungsprotokollen die Herstellung von Epoxidharzprüfzylindern angeführt. Diese wurden sowohl mit der Vergussmasse des Ankerkörpers als auch mit der Epoxidharzmischung des Nachvergusses hergestellt.

Beim Vergleich der Protokolle für die 19-, 37- und 84-Drahtverankerungen ist zu bemerken, dass sich mit steigender Vergussmasse und dem Entgasen auch die Verarbeitungsdauer verlängert. Diese liegt bei den 19- und 37-Drahtverankerungen, sowie beim Nachverguss unterhalb der vom Hersteller angegebenen Verarbeitungszeit von 35 Minuten bei 20°C Verarbeitungstemperatur. Beim Verguss der 84-Drahtverankerung wurde diese um 15 Minuten überschritten. Das Verarbeiten und Einbringen der Epoxidharzmasse konnte jedoch ohne Schwierigkeiten durchgeführt werden. Somit kann gesagt werden, dass mit steigender Vergussmasse die Verarbeitung des Epoxidharzes immer schwieriger wird.

Bei einigen Verankerungen wurde eine kontrollierte Erhärtung der Vergussmasse durch Temperung durchgeführt. Die für die Aufzeichnung des zeitlichen Verlaufes der Harztemperatur erforderlichen Temperaturfühler wurden im lastnahen Konus (etwa 1,5 cm unterhalb der lastnahen Stirnfläche der Stahlhülse) bereits beim Verguss der Verankerung miteingegossen. Die daraus resultierenden Temperaturverläufe werden nachfolgend für sämtlich getemperten Verankerungen dargestellt und diskutiert.

An den folgenden drei Bildern werden die wesentlichsten Einflussfaktoren auf das Temperaturmaximum und dessen Lage erläutert.

Einflussfaktoren auf die Lage (zeitliche Temperaturentwicklung) und wertmäßige Größe der Maximaltemperatur der Vergussmasse:

\* Umgebungstemperatur:

Je höher die Umgebungstemperatur, umso steiler ist der Temperaturverlauf und umso höher liegt das Temperaturmaximum.

Faustformel: Durch Steigerung der Umgebungstemperatur um 10°C verkürzt sich die Reaktionszeit der Vergussmasse um die Hälfte. Weiters gilt: Mit steigender Reaktionsgeschwindigkeit steigt auch die Reaktionstemperatur.

\* Massenverhältnis: Vergussmasse zu Masse der CFK-Drähte und Masse des Stahlankerkörpers (leiten die Reaktionswärme ab, dazu gehört auch die äußere Mantelfläche des Ankerkörpers).

Es gilt bei gleicher Vergussmenge: Große Stahl- bzw. CFK- Masse  $\Rightarrow$  Verlangsamung der Reaktionsgeschwindigkeit und Verringerung der maximalen Reaktionstemperatur.

In der Tabelle 5.1 sind die Massenverhältnisse der einzelnen Verankerungstypen angeführt.

Verankerungstyp	G <sub>Harz</sub>	G <sub>CFK</sub>	G <sub>Stahl</sub>	G <sub>Harz</sub>	G <sub>CFK</sub>	G <sub>Stahl</sub>	A <sub>Äußere Stahlmantelfläche</sub>
[Anzahl der CFK -D röhre]	[g]	[g]	[g]	[-]	[-]	[-]	[cm <sup>2</sup> ]
19 II	3.180	224	28.669	1	0,07	9,02	1.782
37 I	4.521	436	26.447	1	0,10	5,85	1.782
37 I SPA	4.521	436	52.207	1	0,10	11,55	2.509
84KI	12.019	1187	80.412	1	0,10	6,69	3.318
84ZI	11.931	1187	81.799	1	0,10	6,86	3.329

Tabelle 5.1: Massen der einzelnen Verankerungstypen

*Diskussion der Kurvenverläufe - Abbildungen 5.24 und 5.25:*

Die Maximaltemperatur ist bei den 19-Drahtverankerungen (65-80°C), aufgrund der geringen Vergussmasse und großen Stahlmasse (Tabelle 5.1), deutlich geringer und wird viel später als bei den 37-Drahtverankerungen (100-115°C) erreicht.

Die Verankerungen 37 IC 1, 37 ID 1 und 37 I 1 besitzen die gleichen Massenverhältnisse. Die Stahlmasse der Verankerung 37 F 1 SPA ist hingegen fast doppelt so groß (Tabelle 5.1).

Die Umgebungstemperatur der Verankerung 37 IC 1 lag bei Reaktionsbeginn um ca. 5°C unter jener der Verankerung 37 ID 1 (beide besitzen das gleiche Massenverhältnis). ⇒ Die Vergussmasse der Verankerung 37 IC 1 erreichte die Maximaltemperatur erst durch den Tempervorgang nach 7h00min, die Vergussmasse der Verankerung 37 ID 1 hingegen bereits nach 2h06min mit einem Temperaturmaximum von 100,3°C.

Die Verankerungen 37 IE 1 und 37 IF 1 SPA wurden bei gleicher Umgebungstemperatur (ca. 25°C) vergossen und besitzen wie bereits erklärt unterschiedliche Massen (sowie geringfügig unterschiedliche Außenflächen) betreffend der Stahlhülse. ⇒ Die Vergussmasse der Verankerung 37 IE 1 erreicht bereits nach 1h30min einen Temperaturpeak von 114,7°C. In der Verankerung 37 IF 1 SPA wird durch die größere Stahlmasse die Maximaltemperatur von 104,7°C erst nach 1h46min erreicht.

- \* Form bzw. Kompaktheit und Masse des Vergusskörpers:

Je größer und kompakter die Vergussmasse ausgebildet ist (Verhältnis: Volumen zu Oberfläche) umso größer ist das zu erwartende Temperaturmaximum einerseits und umso rascher steigt andererseits die Reaktionstemperatur an.

- \* Nachverguss:

Durch einen eventuellen Nachverguss sinkt die Reaktionstemperatur in diesem Bereich zunächst ab und steigt nach erfolgtem Temperaturausgleich zwischen Erstverguss und Nachverguss wieder an (Abbildungen 5.27 und 5.26). ⇒ Temperaturverlauf mit 2 Hochstellen.

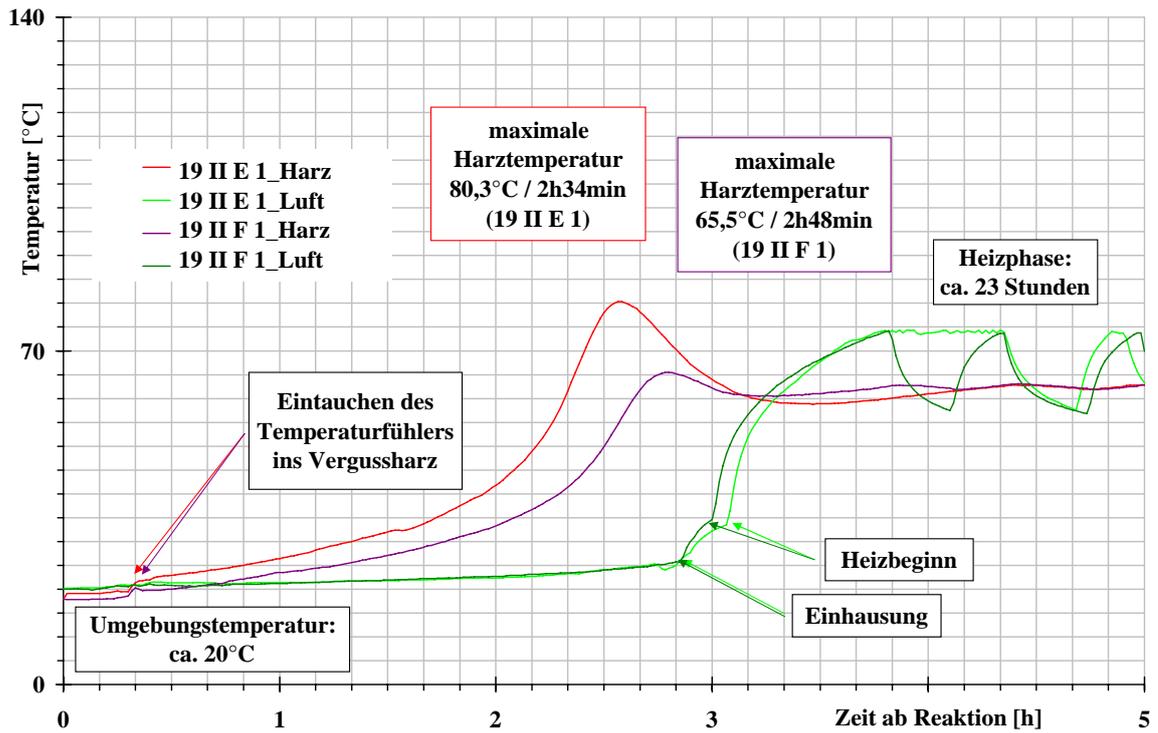


Abbildung 5.24: Getemperte 19-Drahtverankerungen (keine Entgasung der Vergussmasse / Vergussvorgang ohne Nachverguss)

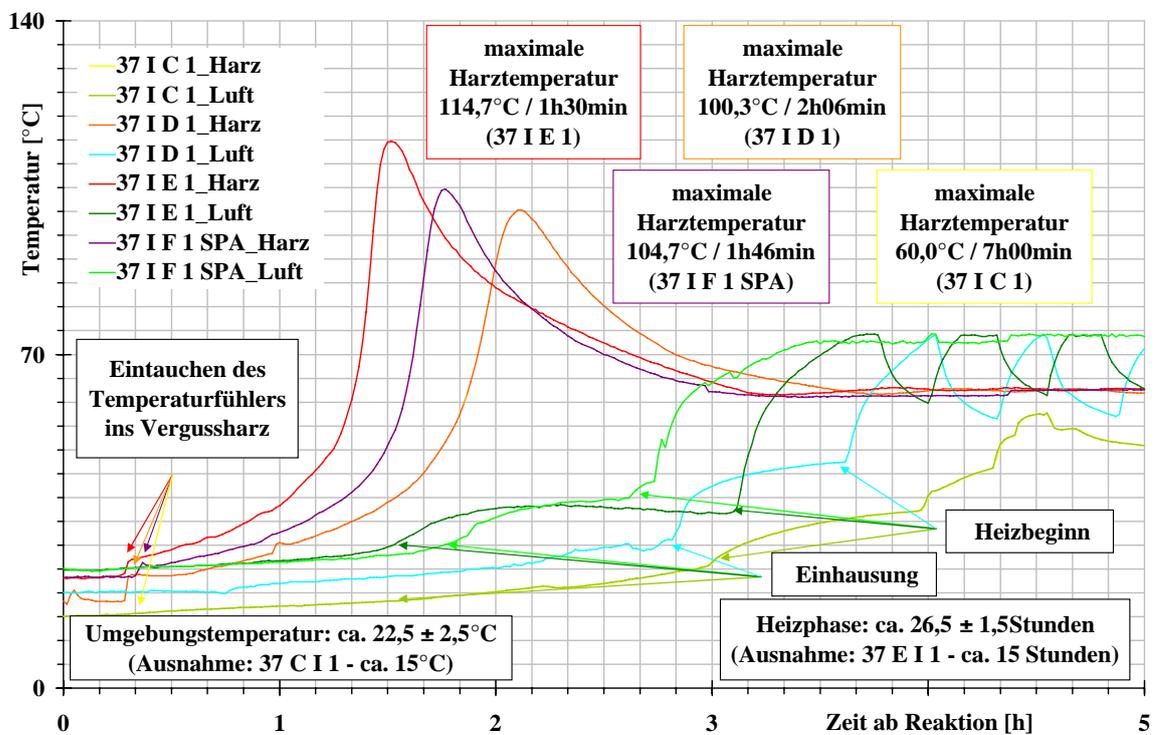


Abbildung 5.25: Getemperte 37-Drahtverankerungen (keine Entgasung der Vergussmasse / Vergussvorgang ohne Nachverguss)

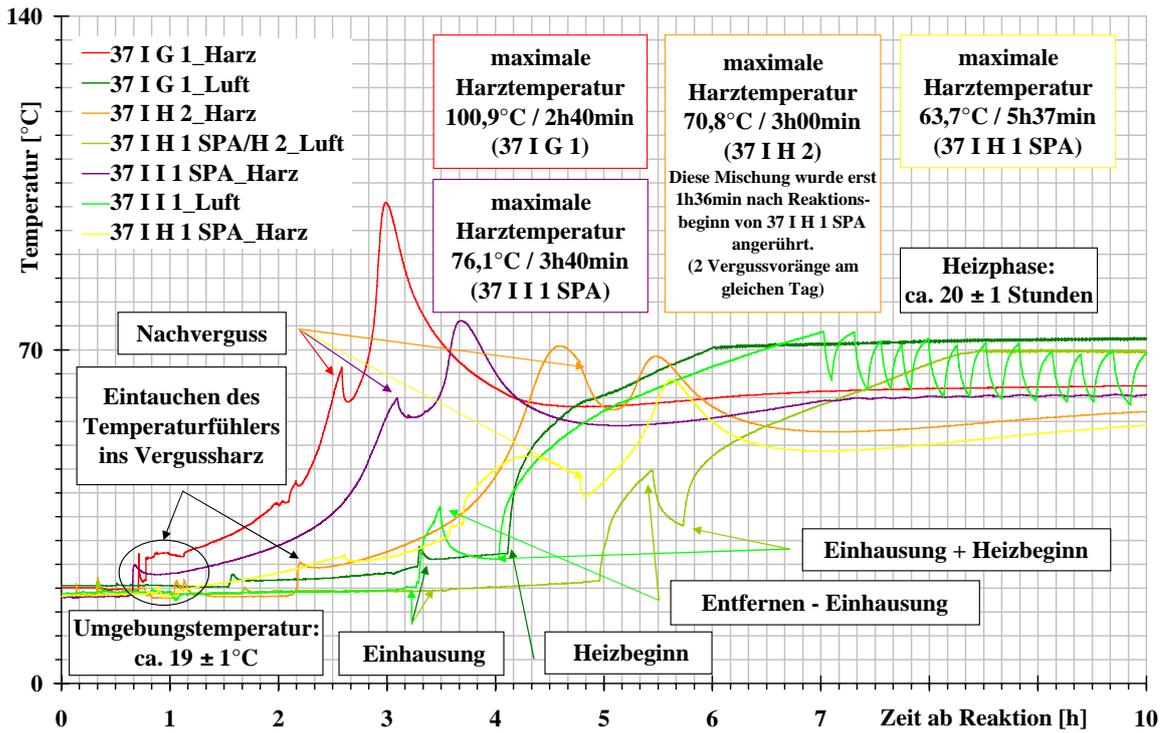


Abbildung 5.27: Getemperte 37-Drahtverankerungen (Entgasung der Vergussmasse / Vergussvorgang mit Nachverguss)

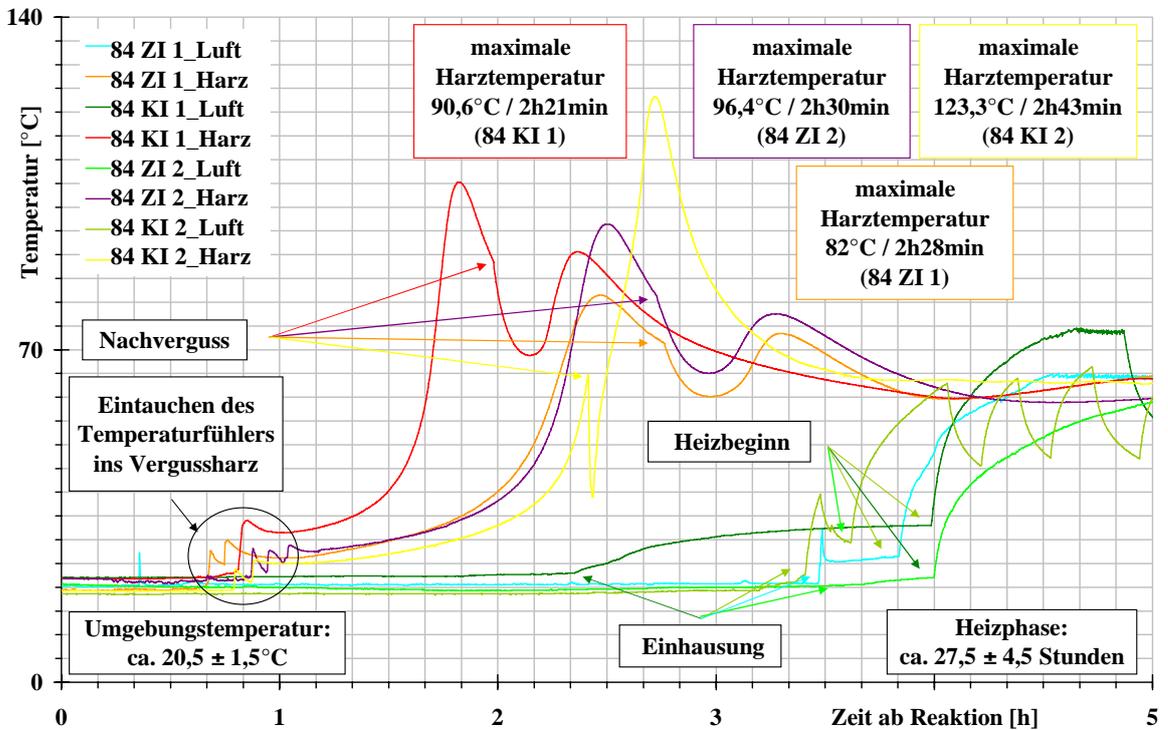


Abbildung 5.26: Getemperte 84-Drahtverankerungen (Entgasung der Vergussmasse / Verpressvorgang mit Nachverguss)

\* Verarbeitung und Verarbeitungsdauer:

Durch eine gleichmäßige Mischung der Harz- und Härterkomponente kann die Reaktion (Polyaddition) gleichmäßig über die Vergussmasse ablaufen.  $\Rightarrow$  rascher Anstieg der Reaktionstemperatur. Werden die Harz- und Reaktionskomponente ungleichmäßig vermischt, d.h. Harz- und Reaktionskomponenten sind innerhalb der Vergussmasse ungleichmäßig verteilt, kommt es zu einer Verzögerung des Reaktionsablaufes und zu einer vergleichsweise niedrigen Maximaltemperatur. Mit steigender Verarbeitungsdauer beginnt die Epoxidharzmasse im Mischbehälter mit dem Reaktionsablauf.

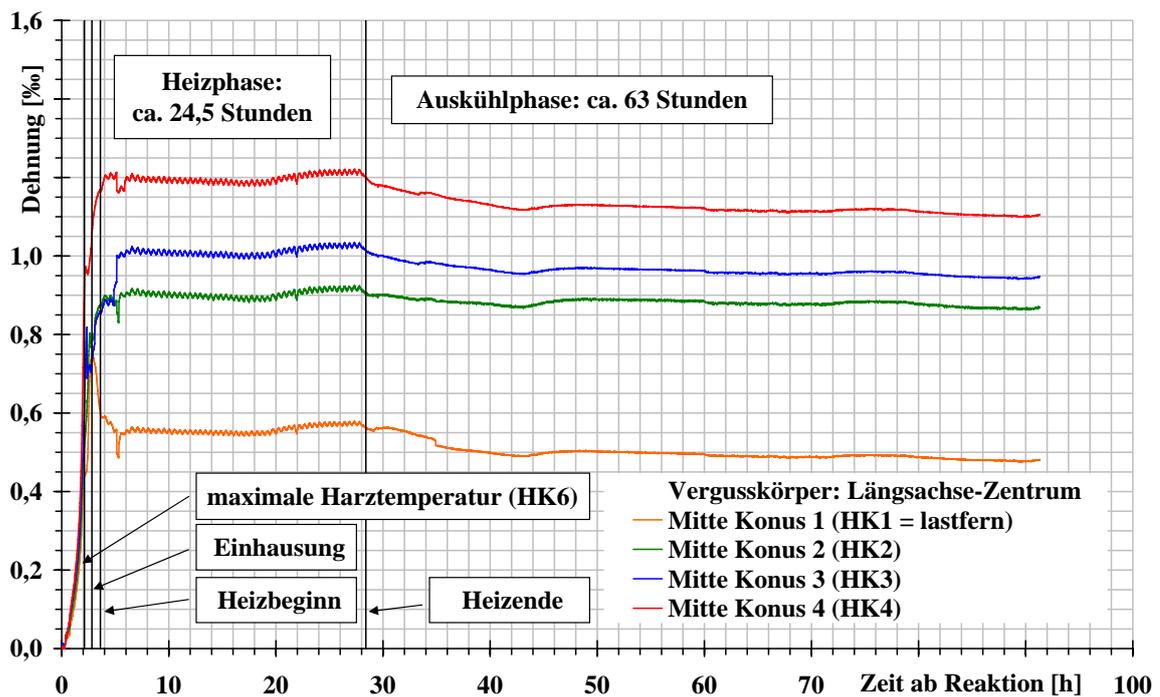


Abbildung 5.28: Dehnungsverlauf im Zentrum des Vergusskörpers während der Verguss-, Temper- und Auskühlphase

Beim Verguss des Ankerkörpers 37ID1 wurde nicht nur die Temperatur über die Zeit aufgezeichnet, sondern auch die Dehnungen (temperaturkompensierte DMS-Messung) im Zentrum des Vergusskörpers (Abbildung 5.28). Aufgrund der unterschiedlichen Temperatureausdehnungskoeffizienten zwischen dem Vergussmaterial und dem CFK-Draht und einem Erstarren der Vergussmasse bei hoher Temperatur sind nach dem Auskühlen bleibende Dehnungen von bis zu 1‰ zu verzeichnen, d.h. es kommt über die Hülsenlänge zu einer Vorbelastung des Vergusskörpers und des Verbundes zwischen Draht und Epoxidharz.

Fertigstellung des CFK-Testspanngliedes (Versuchskörper): War die erste Verankerung des CFK-Testspanngliedes fertig vergossen und ausgehärtet, konnte das halbfertige Spannglied aus der Schalung genommen, umgedreht und in den zweiten Ankerkörper eingefädelt werden. Danach wurde das halbfertige Spannglied derart fixiert, dass das unvergossene Ende zwängungsfrei in der Verankerung zu hängen kam.

Nachbehandlung: Für eine fachgerechte Installation der Messtechnik wurden die an den Außenflächen der Verankerungen vorhandenen ausgehärteten Epoxidharzreste entfernt.

In der Tabelle 5.2 sind alle Produktionscharakteristika der Versuchskörper zusammengefasst.

<i>Versuchskörper (CFK – Spannglied)</i>	<i>Temperung Vergusskörper</i>	<i>Entgasen Vergussmasse</i>	<i>Epoxidharz- prüfkörper</i>	<i>Drahtoberfläche</i>	<i>Freie Spanngliedlänge</i>
<i>[Bezeichnung Ankerkörper]</i>	<i>[Ja / Nein]</i>	<i>[Ja / Nein]</i>	<i>[Ja / Nein]</i>	<i>[glatt / besandet bzw. gemischt]</i>	<i>[m]</i>
<i>Verankerungstyp 19 I</i>					
<i>19 I F 1 - 19 I B 1</i>	<i>Nein</i>	<i>Nein</i>	<i>Nein</i>	<i>glatt</i>	<i>2,29</i>
<i>19 I C 1 - 19 I F 2</i>	<i>Nein</i>	<i>Nein</i>	<i>Nein</i>	<i>glatt</i>	<i>2,29</i>
<i>Verankerungstyp 19 II</i>					
<i>19 II A 1 - 19 II B 1</i>	<i>Nein</i>	<i>Nein</i>	<i>Nein</i>	<i>besandet</i>	<i>2,32</i>
<i>19 II C 1 - 19 II D 1</i>	<i>Nein</i>	<i>Nein</i>	<i>Nein</i>	<i>glatt + besandet</i>	<i>2,33</i>
<i>19 II E 1 - 19 II F 1</i>	<i>Ja</i>	<i>Nein</i>	<i>Nein</i>	<i>glatt + besandet</i>	<i>2,325</i>
<i>Verankerungstyp 37 II</i>					
<i>37 I A 1 - 37 I B 1</i>	<i>Nein</i>	<i>Nein</i>	<i>Nein</i>	<i>glatt + besandet</i>	<i>2,33</i>
<i>37 I C 1 - 37 I D 1</i>	<i>Ja</i>	<i>Nein</i>	<i>Nein</i>	<i>glatt + besandet</i>	<i>2,33</i>
<i>37 I E 1 - 37 I F 1 SPA</i>	<i>Ja</i>	<i>Nein</i>	<i>Nein</i>	<i>glatt + besandet</i>	<i>2,325</i>
<i>37 I G 1 - 37 I H 2 SPA</i>	<i>Ja</i>	<i>Ja</i>	<i>Ja (10 Stück)</i>	<i>besandet</i>	<i>2,325</i>
<i>37 I H 1 SPA - 37 I I 1 SPA</i>	<i>Ja</i>	<i>Ja</i>	<i>Ja (8 Stück)</i>	<i>besandet</i>	<i>2,327</i>
<i>Verankerungstyp 84 ZI</i>					
<i>84 ZI A 1 - 84 ZI B 1</i>	<i>Ja</i>	<i>Ja</i>	<i>Ja (12 Stück)</i>	<i>besandet</i>	<i>2,69</i>
<i>Verankerungstyp 84 KI</i>					
<i>84 KI A 1 - 84 KI B 1</i>	<i>Ja</i>	<i>Ja</i>	<i>Ja (11 Stück)</i>	<i>besandet</i>	<i>2,69</i>

Tabelle 5.2: Produktionscharakteristika der Versuchskörper (CFK – Testspannglieder)

## 5.4 Versuchseinrichtung und -durchführung

Alle Versuche an den CFK-Testspanngliedern wurden im Labor für Bauteilversuche des Institutes für Tragkonstruktionen unter normalen Umweltbedingungen und Raumtemperatur durchgeführt.

## 5.4.1 Einaxiale Zugversuche

### 5.4.1.1 Versuchsrahmen und -aufbau

Der für die Zugversuche an CFK-Testspanngliedern mit 19- bzw. 37-Drahtverankerungen verwendete Prüfrahmen (stehendes System) ist für eine maximale statische Zugkraft von 2.000 kN ausgelegt und in Abbildung 5.29 dargestellt.

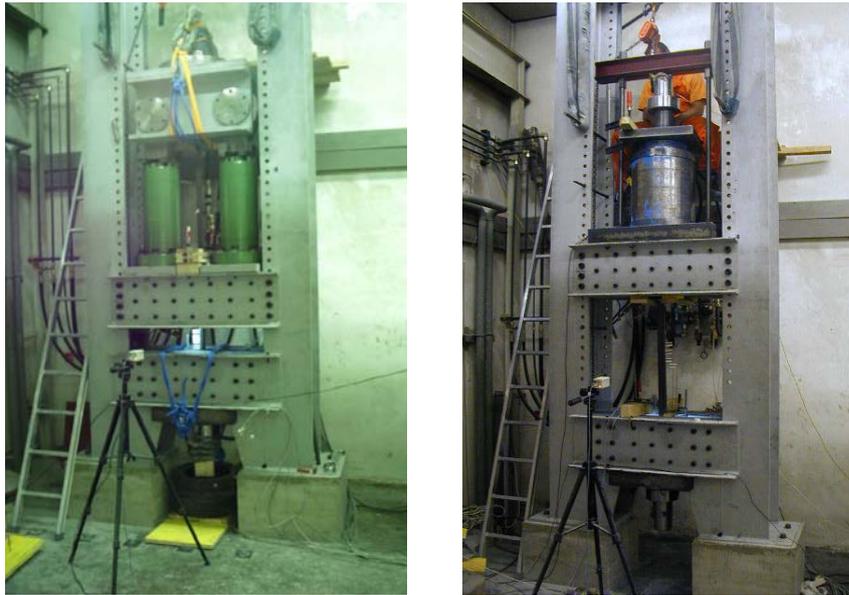


Abbildung 5.29: Prüfrahmen für Zugversuche an CFK-Testspanngliedern mit 19 Drähten (links) und 37 Drähten (rechts)

Je nach zu erwartender Bruchlast wurde entweder die Originalpresse der Prüfmaschine (Doppelzylindersystem für eine maximale Zugbelastung von 1.700 kN in Verbindung mit dem stationären Hydraulikaggregat des Labors) oder eine Spannpresse (Hohllochpresse für eine Zugbelastung von max. 4.000 kN: Abbildung 5.29 - rechts) der Firma Vorspann-Technik, Salzburg in Verbindung mit einem ortsungebundenen Hydraulikaggregat der Firma Eberspächer verwendet. Die Versuchsdurchführung erfolgte mit einer Prüfgeschwindigkeit von 0,02 mm/sec. (Originalpressen) bzw. 0,0475 mm/sec. (Spannpresse).

Für die Zugversuche an den Versuchskörpern mit 84 CFK-Drähten wurde für den Spannbock eine Schleuderbetonstütze der Fa. MABA verwendet (diese ist im Zentrum, über die gesamte Länge, aufgrund der Fertigung hohl und erfordert das Durchfädeln des Versuchskörpers). Hierbei handelt es sich um ein liegendes und weggesteuertes System. Die Kraft wurde wie bei den 37-Drahtverankerungen mit einer Hohllochpresse der Fa. Vorspann-Technik und einem Hydraulikaggregat der Firma Eberspächer aufgebracht (Abbildung 5.30).

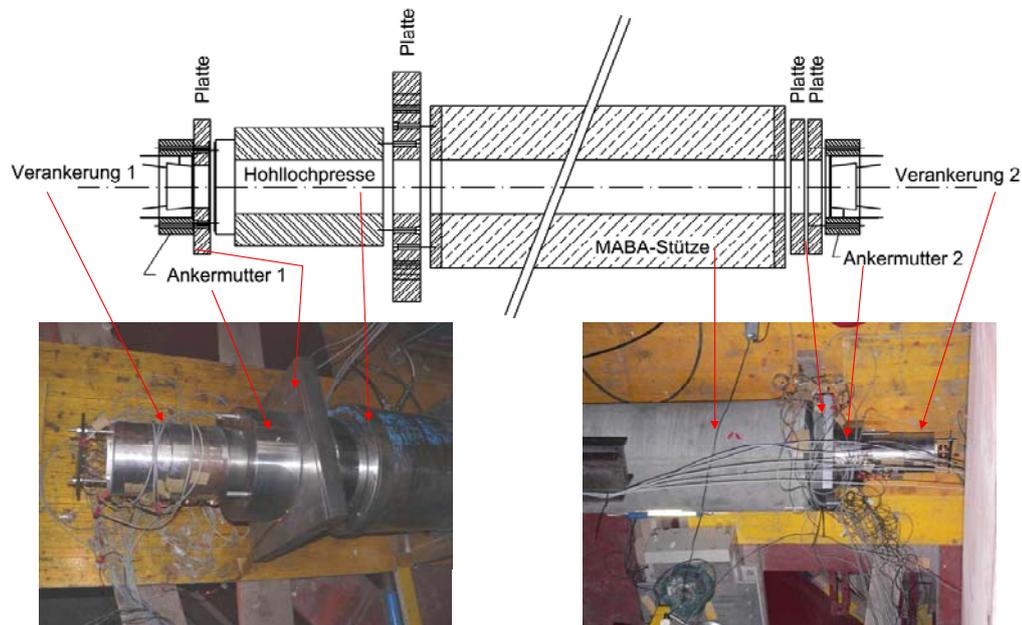


Abbildung 5.30: Versuchsaufbau für Zugversuche an CFK-Testspanngliedern mit 84 Drähten

#### 5.4.1.2 Installation der Messtechnik - an allen 19-, 37- und 84-Drahtversuchskörpern

##### *Spannkraft und Spannweg*

Die Ermittlung der Spannkraft erfolgte über den Öldruck und eine zugehörige Eichkurve. Zur Messung des Spannweges wurde zwischen den beiden Ankerplatten des Versuchskörpers ein induktiver Wegaufnehmer mit entsprechender Messlänge befestigt.

##### *Dehnungen an der Außenseite der Stahlhülse bzw. Ankermutter*

Zur Dehnungsmessung an der Stahlhülse wurden auf ihrer äußeren Mantelfläche Dehnmessstreifen in longitudinaler (Belastungsrichtung des CFK-Testspanngliedes) und transversaler Richtung aufgeklebt. Ihre Position wurden so gewählt, dass sich die DMS ungefähr in den Halbierungspunkten der einzelnen Konussegmente befanden. Bei einigen Verankerungen wurden zusätzliche DMS an der lastnahen Stirnseite der Stahlhülse angebracht. Die genaue Lage der einzelnen DMS-Messpunkte und deren Bezeichnung ist für die 84-Drahtverankerungskörper in den Abbildung 5.31 und 5.32 dargestellt (Für die restlichen Verankerungen sind diese im Anhang C festgehalten).

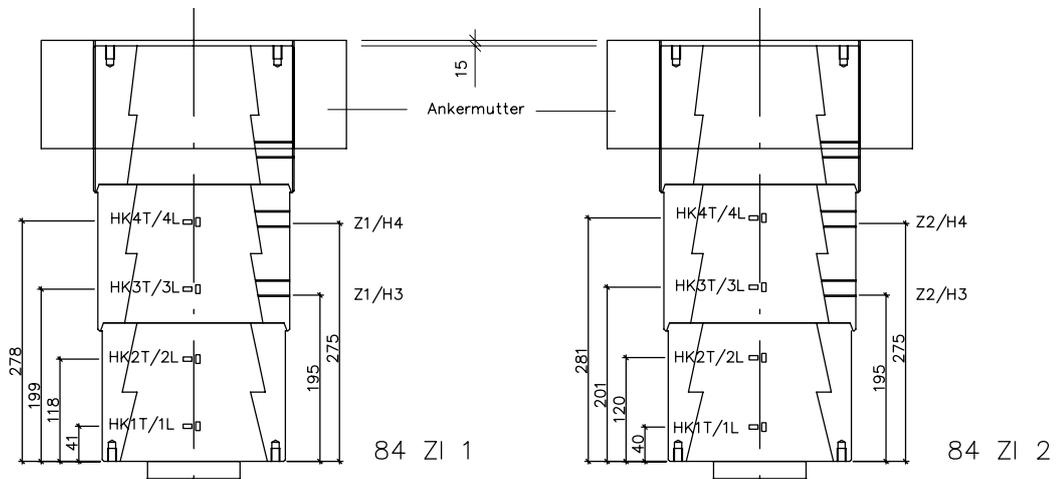


Abbildung 5.31: Anordnung der DMS auf den Ankerhülsen 84 ZI 1 und 84 ZI 2

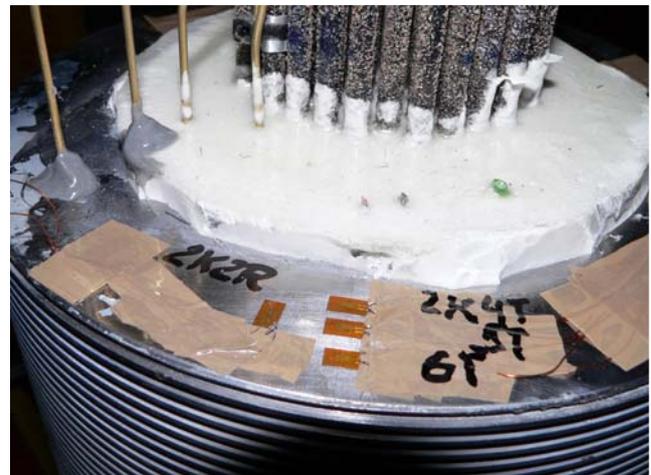
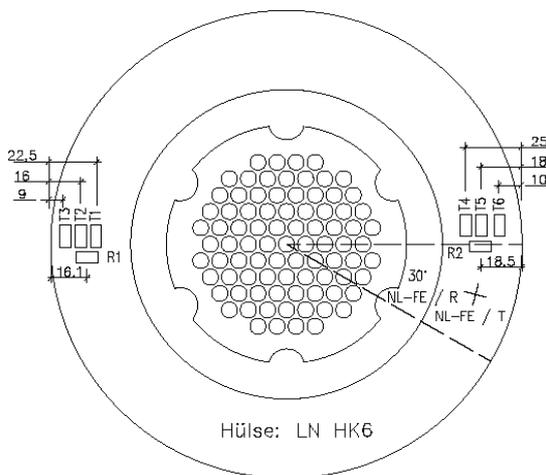


Abbildung 5.32: Anordnung der DMS auf der Stirnseite der Ankerhülse bei 84 KI 2

### *Dehnungen im Vergusskörper*

Die Dehnungsmessung im Zentrum des Vergusskörpers erfolgte mit dem in Kapitel 5.2.4 beschriebenen DMS-Messstab.

5.4.1.3 Installation der Messtechnik -  
vorwiegend 19- und 37-Drahtversuchskörper

*Einzug der CFK-Drähte, bezogen auf die lastferne Stirnseite der Verankerung - Installationsmethode 1*

Die in Abbildung 5.33 dargestellte Messung wurde mittels Hebelgesetz durchgeführt. Dazu wurden Wippen verwendet, welche die Verschiebung des Messpunktes an die digitalen Wegaufnehmer (Einzüge der CFK-Drähte) sowie an einen Bogenwegaufnehmer (Verschiebung der Hülse) weitergaben. Die Wegaufnehmer waren 1/3 der Wippenlänge vom Wippenauflager und 2/3 der Wippenlänge vom Messpunkt am Draht (Wippenende) entfernt. Um den tatsächlichen Einzug zu erhalten, mussten daher die aufgezeichneten Messwerte für die Versuchsauswertung noch mit dem Faktor 3 multipliziert werden. Die gesamte Wippenkonstruktion (Wippen und die einzelnen Wegaufnehmer) wurde an der Decke unterhalb der Prüfmaschine angebracht. Um die Distanz zwischen Messpunkt und Wippenende zu überbrücken, wurden gelenkig gelagerte CFK-Drähte verwendet.



Abbildung 5.33: Wippenkonstruktion zur Messung der Einzüge

**CFK-Eckdraht bzw. DMS-Messstab: Auszug, bezogen auf die lastnahe Stirnseite der Verankerung und Dehnung auf freier Spannungslänge - Installationsmethode 1**

Ein - und Auszug wurden am selben CFK-Eckdraht gemessen. Die Distanz zwischen Messpunkt und weiß/schwarzer Messmarke (Messfahnen für die Videoextensometermessung) wurde mit in Messingrohren (am CFK-Draht mit einem Kabelbinder fixiert) geführten Messingstäben überbrückt. Die Lage der Messpunkte und Messmarken ist in Abbildung 5.34 dargestellt.

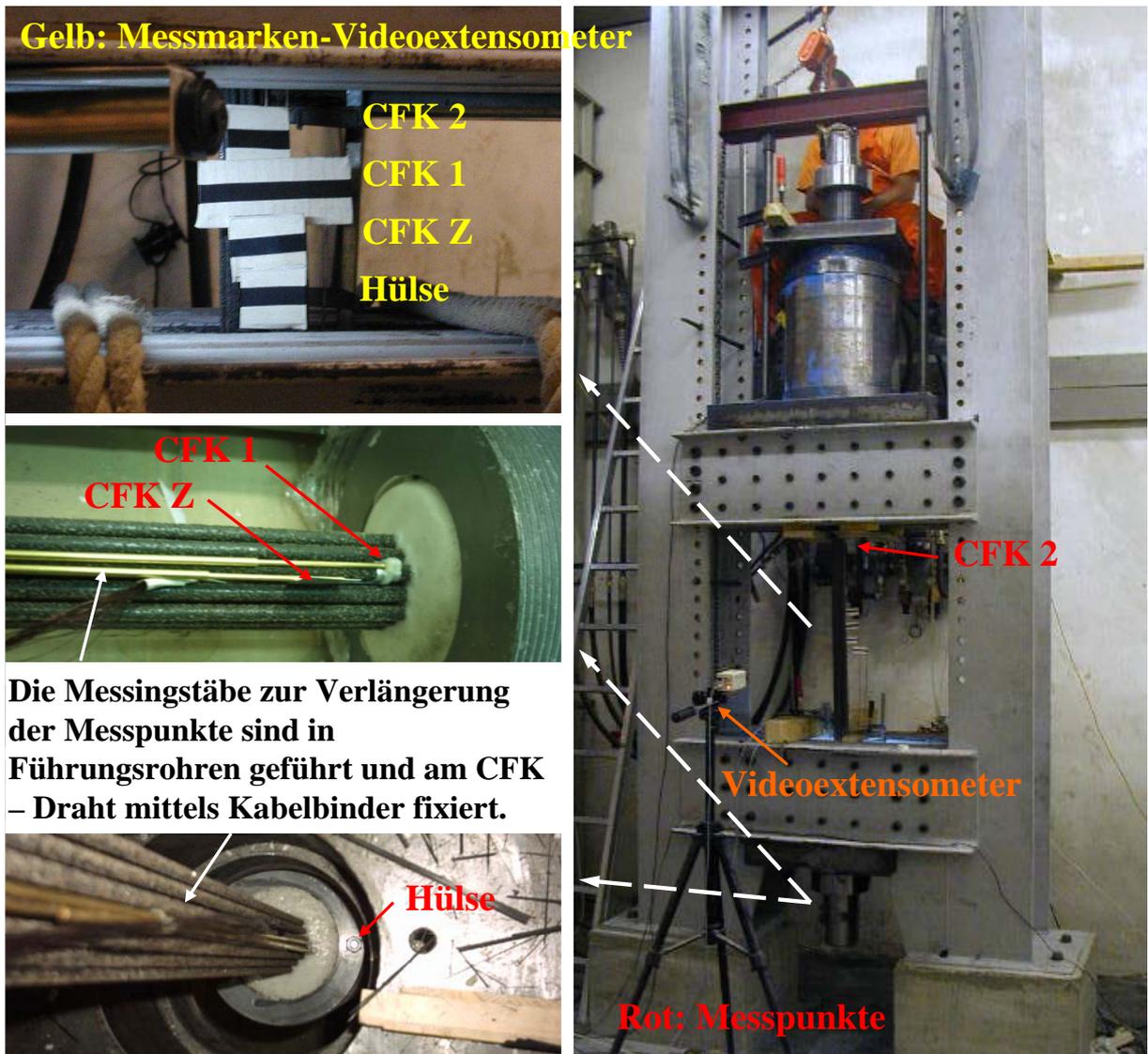


Abbildung 5.34: Messmarken und -punkte des Videoextensometers

Aus den gemessenen Relativverschiebungen der Messmarken Hülse - CFK Z und CFK Z - CFK 1 wurden der Auszug des CFK-Eckdrahtes und jener des DMS-Messstabes, bezogen auf die lastnahe Stirnseite der Verankerung, errechnet. Da sich der Messpunkt CFK-1  $\approx$  15 mm über dem Vergusskörper befand, wurde der aus der Messung errechnete Auszug um

die Dehnung dieser 10- 20 mm reduziert (Auszug des Drahtes an der Vergussoberfläche). Mit der Relativverschiebung CFK 1 - CFK 2 erhält man die Verlängerung des CFK-Eckdrahtes, bezogen auf eine Ausgangslänge von 1.000 mm.

***Vergusskörperauszug, an der Gleitfläche zwischen Vergusskörper und Stahlhülse, bezogen auf die lastnahe Stirnseite der Stahlhülse - Installationsmethode 1***

Die Messung erfolgte mit zwei Bogenwegaufnehmern. Der erste Bogenwegaufnehmer diente zur Bezugsmessung und wurde an der lastnahen Stirnseite der Verankerung positioniert. Der zweite Bogenwegaufnehmer kam direkt am Vergusskörper zu liegen und lieferte die Absolutverschiebung des Harzkörpers (Abbildung 5.35).

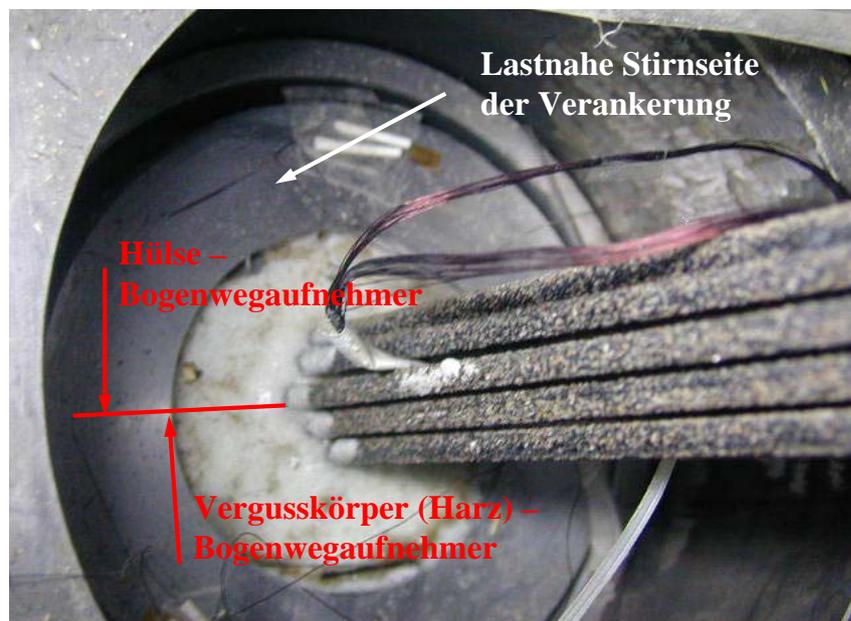


Abbildung 5.35: Lage der Messpunkte - Auszug des Vergusskörpers am Innenrand der Verankerung

**5.4.1.4 Installation der Messtechnik - vorwiegend 84-Drahtversuchskörper**

Die Installation der Messtechnik wird anhand der Verankerungskörper 84 ZI 1 und 84 ZI 2 erläutert. Für die restlichen Verankerungen ist die genaue Lage der Messpunkte im Anhang C dargestellt.

***Einzug der CFK-Drähte (am lastfernen Verankerungsende) und Verschiebung des Vergusskörpers (lastfern bzw. in der Mitte der Koni 3 und 4) - Installationsmethode 2***

Messinstrument: Bogenwegaufnehmer

Einzüge, bezogen auf die lastferne Stirnseite der Stahlhülse (84 ZI 1 und 84 ZI 2): Die genaue Position der Messpunkte (DMS-Messstab: CFK Z, CFK-Eckdrähte: CFK A und B

bzw. CFK C und D, Vergusskörper: ZI1/H1) ist in Abbildung 5.36 dargestellt. Die Einzüge CFK A und CFK C bzw. CFK B und CFK D befinden sich am selben CFK-Eckdraht des CFK-Testspannglieds. Die lastferne Installation der Bogenwegaufnehmer ist aus Abbildung 5.37 - links ersichtlich.

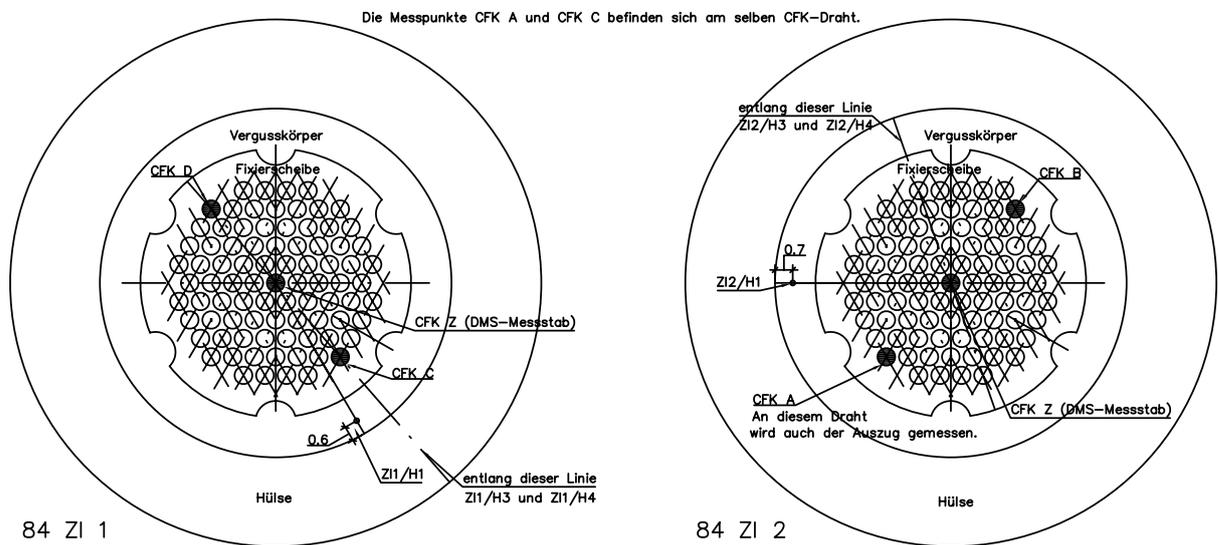


Abbildung 5.36: Anordnung der Bogenwegaufnehmer auf der lastfernen Stirnseite und seitlich der Hülse - 84 ZI

Die zur Messung der Vergusskörperverschiebung, bezogen auf die lastnahe Stirnseite der Verankerung, applizierten Bogenwegaufnehmer sind aus Abbildung 5.37 - rechts ersichtlich. Mit in den Vergusskörper eingeschraubten Gewindestangen (M20-Öffnungen in der Stahlhülse) wurde die Distanz zwischen Messpunkt und Messwerterfassung-Bogenwegaufnehmer überbrückt.

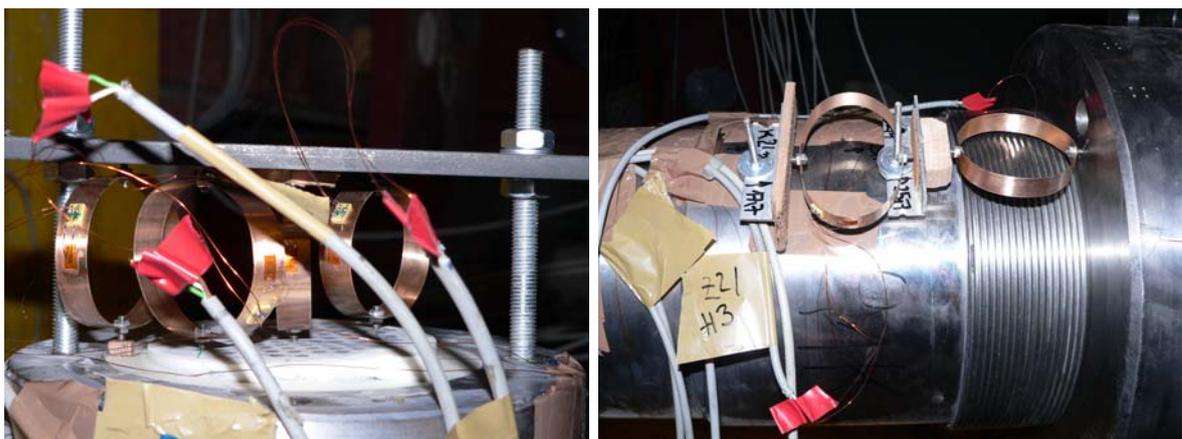


Abbildung 5.37: Bogenwegaufnehmer - Einzug (Referenz: lastferne Stirnfläche des Ankerkörpers; links); Bogenwegaufnehmer - Verschiebungsmessung des Vergusskörpers im Konus 3 und Konus 4 (Referenz Antermutter bzw. lastnahe Verankerungsseite; rechts)

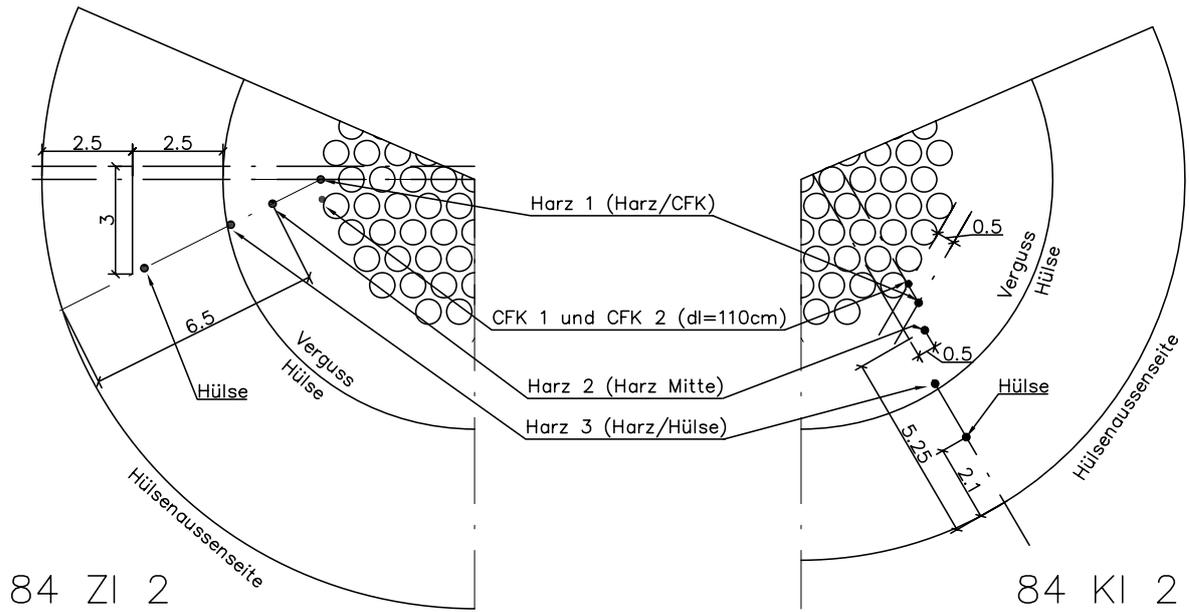


Abbildung 5.38: Lage der Messpunkte für die Videoextensometermessung auf der lastnahen Stirnseite der Verankerungen 84 ZI 2 und 84 KI 2

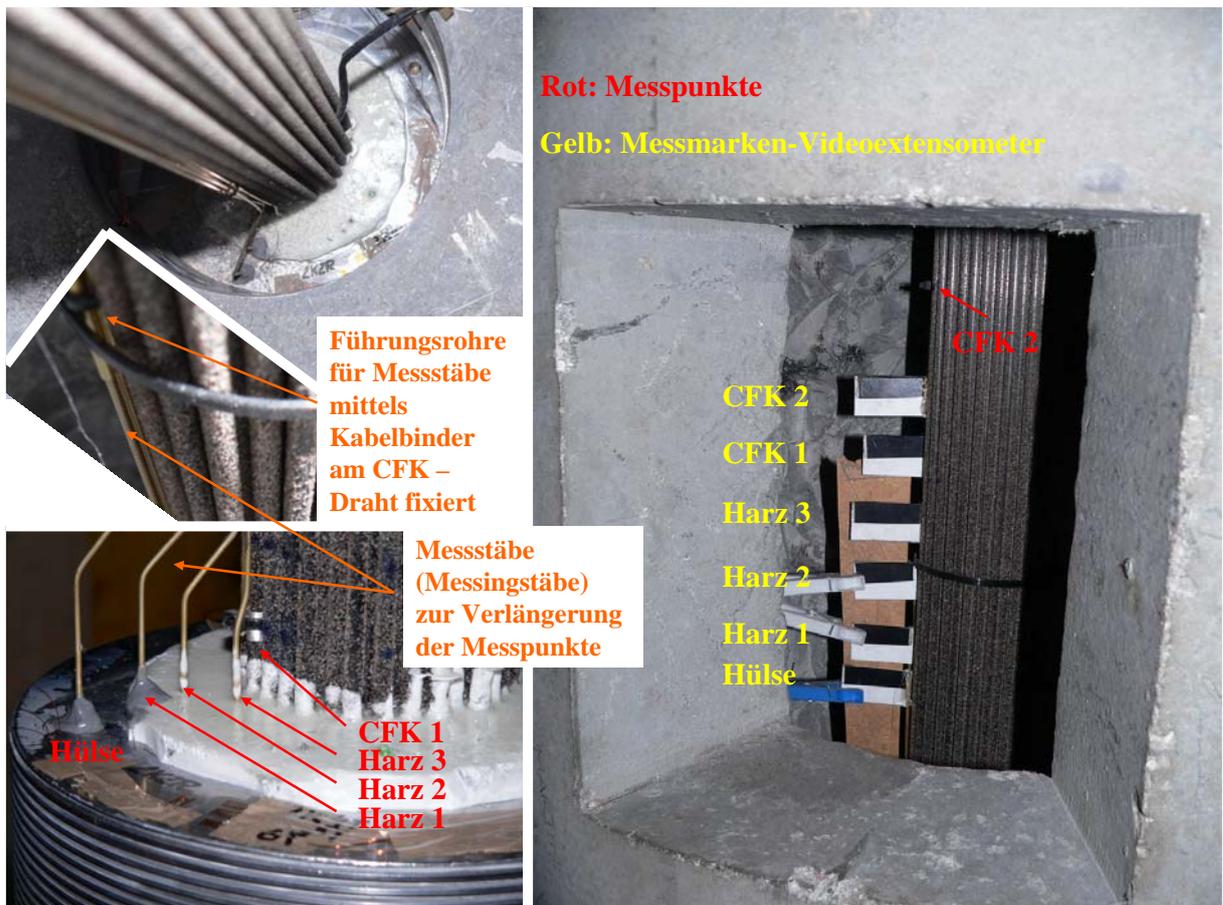


Abbildung 5.39: Messpunkte und zugehörige Fähnchen (Messmarken)

***Diverse Auszüge, bezogen auf die lastnahe Stirnseite der Stahlhülse und Dehnung des CFK-Eckdrahtes - Installationsmethode 2***

Die Position der Messpunkte am CFK-Draht und am Vergusskörper ist in den Abbildungen 5.38 und 5.39 dargestellt. Die Installationsart und Messwerterfassung (Videoextensometer) erfolgte wie bei der Installationsmethode 1, jedoch für eine größere Anzahl von Messpunkten. Der Auszug des CFK-Eckdrahtes wurde am selben CFK-Draht wie der Einzug CFK A gemessen. Mit der Relativverschiebung der Messpunkte CFK 1 und CFK 2 und deren Distanz vor Versuchsbeginn (110 cm) wurde die Dehnung des CFK-Eckdrahtes auf freier Spannliedlänge errechnet.

#### **5.4.1.5 Versuchsdurchführung**

##### ***19-Drahtversuchskörper***

An allen CFK-Testspanngliedern mit 19-Drahtverankerungen vom Typ 19 II wurden reine Zugversuche durchgeführt, d.h. kontinuierliche Kraftaufbringung infolge Wegsteuerung bis zum Bruch der CFK-Drähte bzw. bis zum Versagen des Spanngliedes.

##### ***37-Drahtversuchskörper***

Das CFK-Testspannglied ***37IA 1 - 37IB 1*** konnte vorerst, aufgrund zu geringer Presskraft, nicht bis zum Versagen belastet werden (erhält in der Versuchsauswertung den Index v1 - für Versuch 1). Nach dem Umrüsten des Versuchsrahmens und Einbau einer geeigneten Presse (Hohllochpresse der Firma Vorspann-Technik) konnte auch an diesem Versuchskörper ein Zugversuch (***37IA 1 - 37IB 1\_v2***; Index v2 steht für die Zweitbelastung dieses Versuchskörpers) bis zum Versagen durchgeführt werden.

***37IC 1 - 37ID 1***: An diesem Spannglied wurden folgende zwei Punkte untersucht:

- \* ob die Anker Mutter auch bei gespanntem Spannglied aufgedreht werden kann (Verformung Stahlhülse - Gewindenspiel)
- \* das Verhalten der Verankerung bei Wiederbelastung.

Der Versuchsablauf, zur Klärung der oben beschriebenen Punkte, ist in 5.40 dargestellt.

Abbildung 5.40 - Versuch v1: Die Anker Mutter am Verankerungskörper ***37IC 1*** wurde nur zu zwei Dritteln aufgeschraubt. Die Belastung (***37IC 1 - 37D 1\_v1***) erfolgte auf ca. 800 kN, dies entspricht  $\approx 47\%$  der Kabelnennbruchlast. Mit diesem Versuch wurde die Tangentialdehnung an der lastnahen Stirnseite des Stahlhülse ermittelt.

Abbildung 5.40 - Versuch v2: Der obere Ankerkörper (***37ID 1***) wurde auf der Stirnfläche gelagert und es wurde wiederum auf 800 kN belastet (Versuch: ***37IC 1 - 37D 1\_v2***). Bei dieser Belastung wurde versucht, die Mutter nach dem Spannvorgang soweit wie möglich über das Gewinde des Ankerkörpers ***37ID 1*** zu drehen. Wie erwartet, gelang dies über die gesamte Gewindelänge.

Abbildung 5.40 - Versuch v3: Abschließend wurde der Zugversuch (Versuch: 37 I C 1 - 37 D 1\_v3) bis zum Versagen des Testspanngliedes durchgeführt.

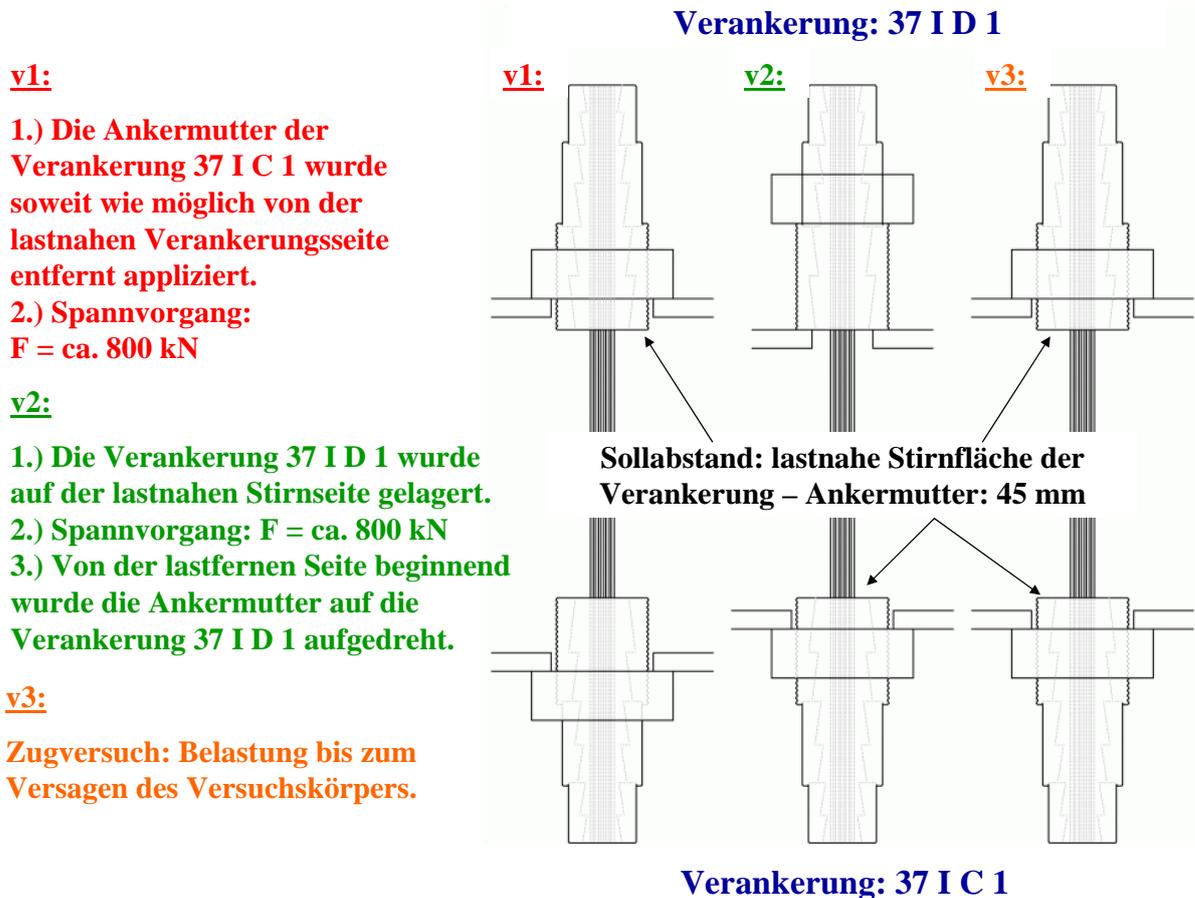


Abbildung 5.40: Versuchskörper 37 I C 1 - 37 I D 1: Position der Anker Mutter für die Versuche v1, v2 und v3 (Varianten)

Der Versuchskörper **37 I E 1 - 37 I F 1 SPA** bestand aus einem dreiteiligen Ankerkörper 37 I E 1 und einem Ankerkörper des Typs 37 I SPA (wurde für den Baustelleneinsatz konzipiert und erstmals im Brückenobjekt „SVH Golling“ eingebaut, Kapitel 8) mit der Bezeichnung 37 I F 1 SPA. Bei diesem Versuch wurde zu Beginn der Vorspannvorgang unter Baustellenbedingungen simuliert. Dazu wurde der Versuchskörper so eingebaut, dass der Ankerkörper 37 I F 1 SPA im unteren Teil des Prüfrahmens zu liegen kam. Danach wurde die Spannstange in den lastfernen Teil der Verankerung eingedreht und mit einer Spannmutter am unteren Querhaupt des Prüfrahmens fixiert. Anschließend erfolgte die Belastung des Versuchskörpers, 37 I E 1 - 37 I F 1 SPA\_v1, auf ca. 1.000 kN, dies entspricht ca. 59 % der Nennbruchlast (Die vorhandene Kraft im Spannglied wurde sowohl über den Öldruck als auch über eine lastverteilende Platte und drei Druckmessdosen gemessen  $\Leftrightarrow$  Spannkraftkontrolle). Das Aufdrehen der Anker Mutter (von der lastnahen Verankerungsseite 37 I F 1 SPA) konnte ohne Schwierigkeiten über die gesamte Gewindelänge durchgeführt werden (Abbildung 5.41).

Anschließend wurde der Versuchskörper wieder ausgebaut und so eingebaut, dass der Ankerkörper 37IE1 im unteren Teil des Versuchsrahmens zu liegen kam. Es erfolgte die Anbringung der Versuchseinrichtungen wie bei den vorhergehenden Versuchen und der zerstörende Zugversuch 37IE1 - 37IF1SPA\_v2.

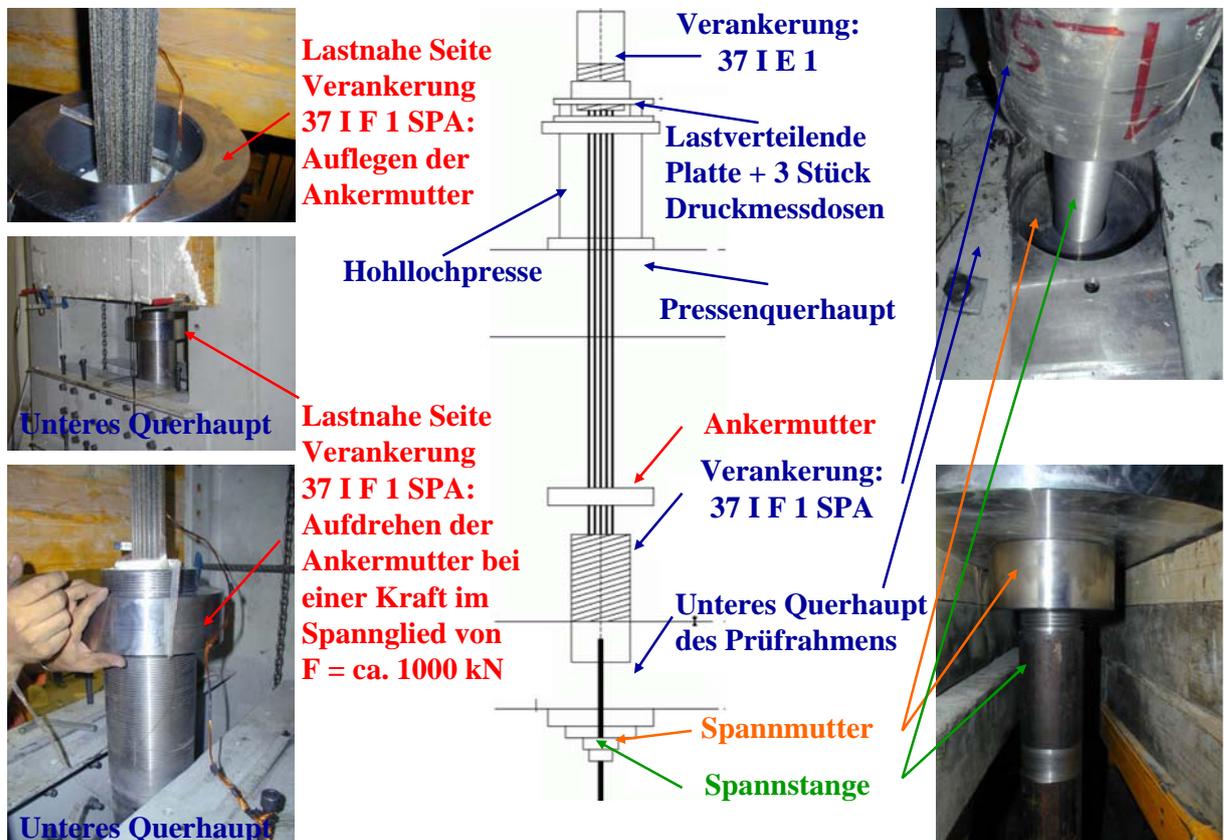


Abbildung 5.41: Simulation eines Spannvorgangs

Das Testspannglied **37IG1 - 37IH2** wurde wie die 19-Drahtversuchskörper ohne Vorbelastung bis zum Versagen desselbigen in einem Zugversuch getestet.

Bei allen Zugversuchen an 19- und 37-Drahtversuchskörpern wurden die Ankermuttern 45 mm von der lastnahen Stirnseite der Verankerung positioniert.

#### **84-Drahtversuchskörper**

Beim CFK-Testspannglied 84ZI1 - 84ZI2 (zylindrisch segmentierte Verankerungskörper) wurde der Spannweg kontinuierlich bis zum Versagen des Spannglied gesteigert.

CFK-Testspannglied 84KI1 - 84KI2: Bei einer Spannkraft von 350, 1.000, 2.000 und 3.000 kN wurde der Spannweg für 3-4 min. konstant gehalten und der Kraftabfall beobachtet. Daraus sollten Rückschlüsse auf den Beanspruchungszustand des Vergusskörpers (Herauskriechen des Vergusskörpers bei unterschiedlichen Lastniveaus) gewonnen werden. Der Versuch wurde bis zum Versagen des Spanngliedes durchgeführt.

#### 5.4.1.6 Sicherungsmaßnahmen

Bei allen Arbeiten und Versuchsdurchführungen wurde auf die Sicherheit und den Schutz der beteiligten Personen geachtet und dementsprechend Sicherheitsvorkehrungen vorgenommen.

##### *19- und 37-Drahtversuchskörper*

Das Materialverhalten von CFK ist spröde, und der Bruch tritt schlagartig ein. Die in den CFK-Drähten gespeicherte Energie wird dabei plötzlich frei, und die Verankerungen müssen gesichert werden. Dazu wurden die beiden Verankerungen mit Gurten und Seilen an die Querhäupter des Rahmens zurückgehängt. Zusätzlich wurden an beiden Seiten des Versuchskörpers Auffangkonstruktionen angebracht, die bei Versagen der Seile die Verankerungen stoppen sollten. Bei allen Versuchen reichten die vorhandenen Sicherungsmaßnahmen aus (Abbildung 5.42).

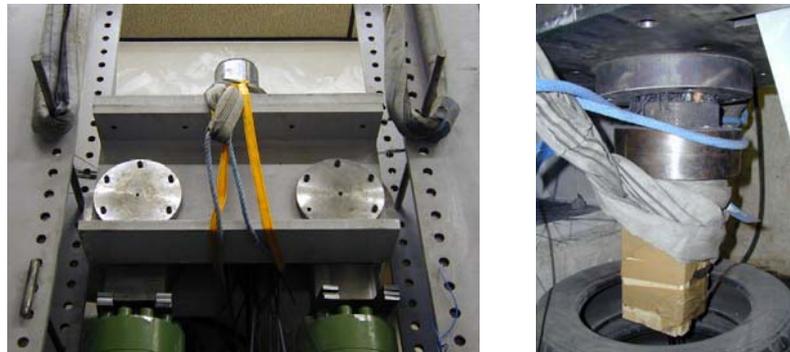


Abbildung 5.42: Sicherungsmaßnahmen am unteren und oberen Querhaupt

##### *84-Drahtversuchskörper*

Bei diesen Versuchskörpern wurden die Verankerungskörper nicht wie bei den 19- und 37-Drahtversuchskörpern fixiert sondern mittels einer seitlichen Abfangkonstruktion aus Holzplatten und dazwischen liegenden Styroporplatten (Entfernung Ankerkörper - Abfangkonstruktion: ca. 1,0 m) an einem unkontrollierten Herumfliegen gehindert.



Abbildung 5.43: Fertig verkabelter Versuchskörper (links); Abfangkonstruktion aus Holz und Styropor (rechts)

## 5.4.2 Dauerstandsversuche

Alle Dauerstandsversuche sollten mit einer höchstmöglichen Anfangskraft, ohne dabei ein vorzeitiges Versagen des Versuchskörpers beim Aufbringen der Kraft zu erhalten, durchgeführt werden.

Ein vollständiger Dauerstandsversuch gliedert sich in folgende Phasen der Versuchsdurchführung:

1. Aufbringen der definierten Kraft für den Dauerstandsversuch (Belastung).
2. Beobachten der Kraft über die Zeit (Dauerbelastung).
3. Entlastung des Versuchskörpers nach erfolgtem Dauerstandsversuch (Entlastung).
4. Zugversuch bis zum Versagen des CFK-Testspanngliedes.

Die Vorgehensweise bei der Installation der Messtechnik für die Belastung und Entlastung des Versuchskörpers sowie einen gegebenenfalls durchgeführten Zugversuch entspricht der bei den Zugversuchen beschriebenen und wird an dieser Stelle nicht wiederholt.

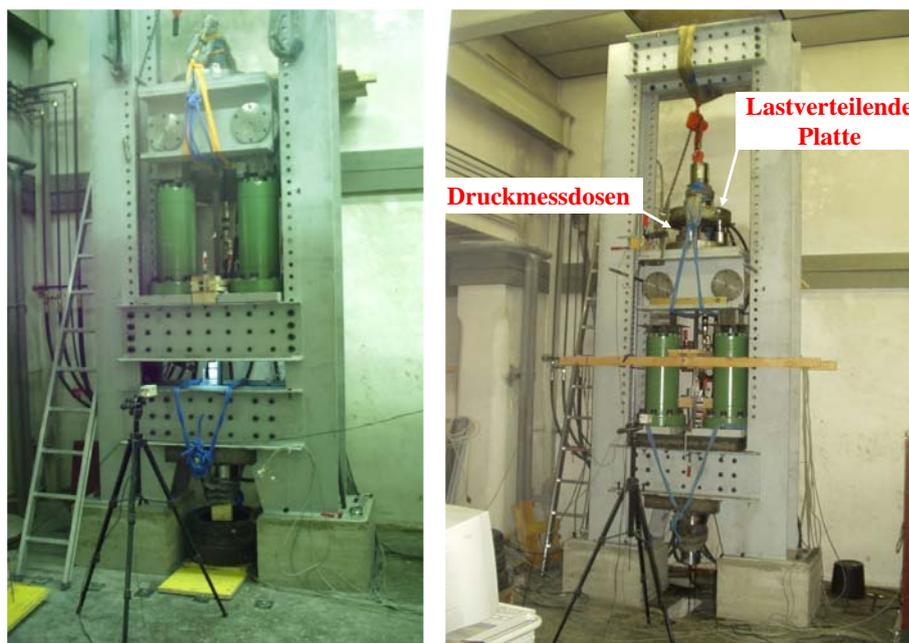


Abbildung 5.44: Versuchsaufbau – Dauerstandsversuch: Versuchskörper: 19IF1 - 19IB1 / Abhebeversuch  $\Rightarrow$  Spannkraftverlust (links); Versuchskörper: 19IC1 - 19IF2 und 37IH1SPA - 37II1SPA / 3 Stück Druckmessdosen  $\Rightarrow$  Spannkraftverlust (rechts)

#### 5.4.2.1 Versuchsrahmen und -aufbau

Für die Dauerstandsversuche wurde der gleiche Prüfrahmen wie bei den Zugversuchen an den 19- und 37-Drahtverankerungen verwendet. Für die Kraftaufbringung wurde die Originalpresse des Prüfrahmens eingesetzt (Versuchsgeschwindigkeit 0,02 mm/sec.). Der Versuchsaufbau für die drei Dauerstandsversuche ist in Abbildung 5.44 dargestellt.

Nach erfolgreichem Aufbringen der definierten Anfangskraft für den Dauerstandsversuch wurden die Zylinderköpfe der Presse mit Stahlplatten unterlegt und somit der zugehörige Spannweg fixiert (Abbildung 5.45).



Abbildung 5.45: Festhalten des Zylinderkopfes für den Dauerstandsversuch

#### 5.4.2.2 Versuchsdurchführung

##### **19IF1 - 19IB1**

Der Versuchskörper 19IF1 - 19IB1 wurde mit einer Anfangskraft von 580 kN (65 % der nominellen Bruchlast) belastet und für eine Dauer von 35 Tagen stehen gelassen. Während dieser Zeit wurde die Vorspannkraft mehrmals durch Abhebversuche kontrolliert. Dazu wurde immer wieder auf einen gleichen definierten Pressenweg gefahren und die jeweilige Kraft festgestellt.

Im Anschluss an den Dauerstandsversuch wurde der Versuchskörper bis zum Versagen getestet.

##### **19IC1 - 19IF2**

An diesem CFK-Testspannglied wurden alle Phasen eines vollständigen Dauerstandsversuchs durchgeführt, d.h. Belastung, Dauerbelastung, Entlastung des Versuchskörpers und ein abschließender Zugversuch bis zum Versagen des CFK-Testspanngliedes.

Die Anfangskraft für den Dauerstandsversuch wurde mit 685 kN (entspricht 76,5 % der nominellen Bruchlast) festgelegt.

Der Spannkraftverlauf über die Zeit wurde im Unterschied zum Versuchskörper 19IF1 -

19IB1 nicht durch Abhebekontrollen, sondern durch eine kontrollierte Messung mittels einer lastverteilenden Platte am Pressenquerhaupt und der Verwendung von drei Stück Druckmessdosen festgestellt. Die Spannkraft wurde über einen Zeitraum von 5.730 Stunden beobachtet und protokolliert. In den ersten 1.400 Stunden erfolgte eine fast kontinuierliche Aufzeichnung der Kraft. Die weitere Aufzeichnung der Spannkraft erfolgte in größeren zeitlichen Abständen.

*Anmerkung:* Mit dem Videoextensometer sollte das Heraus kriechen des Vergusskörpers über die Zeit aufgezeichnet werden. Eine wesentliche Voraussetzung für die Anwendbarkeit dieses Messsystems ist eine konstante Ausleuchtung der Messmarken. Aufgrund unterschiedlicher Intensität der natürlichen Ausleuchtung (trotz künstlicher Ausleuchtung) zwischen Tag und Nacht und einer sehr kleinen Messgröße kam es zu unbrauchbaren Messdaten.

### **37IH1 SPA - 37II1 SPA**

An diesem Testspannglied wurde ein Dauerstandsversuch ohne nachfolgenden Zugversuch durchgeführt. Die Versuchsdurchführung erfolgte ansonsten ähnlich dem des Versuchskörpers 19IC1 - 19IF2.

Die Kraft zu Beginn des Dauerstandsversuchs betrug 1.285 kN (entspricht 73,7 % der nominalen Bruchlast). In den ersten 260 Stunden wurde die Kraft ebenfalls fast kontinuierlich ausgezeichnet. Die anschließende Messwerterfassung konnte aufgrund von großräumigen Umbaumaßnahmen des Labors einerseits kurzzeitig nicht und andererseits nicht vollständig bis zum Abklingen der Verluste durchgeführt werden. Der Versuch wurde nach 3.400 Stunden beendet.

## **5.4.3 Zusammenfassung**

In den nachfolgenden fünf Tabellen werden die einzelnen durchgeführten Versuche – Zug- und Dauerstandsversuche – detailliert mit der beschriebenen Messtechnik, der Art der Installation, dem Ankerkörper an welchem diese installiert wurde, der Versuchsgeschwindigkeit und dem Versuchsablauf in Verbindung gebracht.

Versuchskörper (CFK-Testspannglied)	Verankerung	Versuch	Belastungs- geschwindigkeit	Spann- kraft	Spannweg	Einzug CFK-D-röhre /Verguss- körper (L/F)	Auszug Verguss- körper (Konus 3 und 4)	Auszug CFK-Eckdraht /Vergusskörper(LIN) CFK-D-ehmung auf freier Spanngliedlänge	D-ehnungs- verlauf Zentrum Hülse	D-ehnung Hülse- außen- seite	Bemerkung
[-]	[-]	[-]	[mm/sec]	[-]	[-]	[-]	[-]	[-]	[-]	[-]	[-]
19 IIA 1 - 19 IIB 1	19 IIA 1	-	0,02	Öldruck	Induktiver Weg- aufnahme	Wippen- konstruktion	-	Videooxtensometer-1	DM S - Messstab	DM S	Belastung erfolgte bis zum Bruch.
	19 IIB 1	-				-	-	-	-	-	
19 IIC 1 - 19 IID 1	19 IIC 1	-	0,02	Öldruck	Induktiver Weg- aufnahme	Wippen- konstruktion	-	Videooxtensometer-1	DM S - Messstab	DM S	Belastung erfolgte bis zum Bruch.
	19 IID 1	-				-	-	-	-	-	
19 IIE 1 - 19 IIF 1	19 IIE 1	-	0,02	Öldruck	Induktiver Weg- aufnahme	Wippen- konstruktion	-	Videooxtensometer-1 + Bogenwegaufnahme er-1	DM S - Messstab	DM S	Belastung erfolgte bis zum Bruch.
	19 IIF 1	-				-	-	-	DM S - Messstab	DM S	
37 IA 1 - 37 IB 1	37 IA 1	v1	0,02	Öldruck	Induktiver Weg- aufnahme	Wippen- konstruktion	-	Messfehler	DM S - Messstab	DM S	Belastung erfolgte bis zu einer Kraft von 1.680 kN.
	37 IB 1	v1				-	-	-	-	-	

Wippenkonstruktion: Einzug der CFK-D-röhre am lastfremden Verankerungsende über Wippen in Kombination mit digitalen Wegaufnahme am (CFK-D-röhre) und ehren Bogenwegaufnahme (lastfremde Stirnseite der Hülse) - Installationmethode 1 aus Kapitel 5.4.1.3

Videooxtensometer-1: Messung diverser CFK-Auszüge an der lastnahen Verankerungsseite und der CFK-D-ehmung auf der freien Spanngliedlänge am Eckdraht des Zugelementes - Installationmethode 1 aus Kapitel 5.4.1.3

Videooxtensometer-1 + Bogenwegaufnahme er-1: Messung diverser CFK-Auszüge an der lastnahen Verankerungsseite und der CFK-D-ehmung am Eckdraht des Zugelementes + Messung des Vergusskörperauszuges an der Gleitfläche zwischen Vergusskörper und Hülse - Installationmethode 1 aus Kapitel 5.4.1.3

Tabelle 5.3: Zusammenfassung: Zugversuche an 19- und 37-Drahtversuchskörpern - Teil 1

Versuchskörper (CFK-Testspannglied)	Verankerung	Versuch	Belastungs- geschwindigkeit	Spann- kraft	Spannweg	Einzug CFK-Drähite /Verguss- körper (u.F)	Auszug Verguss- körper (Konus 3 und 4)	Auszug CFK-Eckdraht /Vergusskörper (LN) CFK-Dehnung auf freier Spanngliedlänge	Dehnungs- verlauf Zentrum Hülse	Dehnung Hülse- außen- seite	Benennung
[-]	[-]	[-]	[mm/sec.]	[-]	[-]	[-]	[-]	[-]	[-]	[-]	[-]
37 IA 1 - 37 IB 1	37 IA 1	v2	0,0475	Öldruck	Induktiver Weg- aufnahme	Wippen- konstruktion	-	Messfehler	DM S - Messstab	DM S	Belastung erfolgte bis zum Bruch.
	37 IB 1	v2							-	-	
37 IC 1 - 37 ID 1	37 IC 1	v1	0,0475	Öldruck	Induktiver Weg- aufnahme	Wippen- konstruktion	-	Videoextensometer-1+ Bogenwegaufnahme er-1	DM S - Messstab	DM S	Belastung erfolgte bis zu einer Kraft von 803,7 kN.
	37 ID 1	v1							-	-	
	37 IC 1	v2	0,0475	Öldruck	-	-	-	-	DM S - Messstab	DM S	Belastung erfolgte bis zu einer Kraft von 800 kN.
	37 ID 1	v2							-	-	
	37 IC 1	v3	0,0475	Öldruck	Induktiver Weg- aufnahme	Wippen- konstruktion	-	Videoextensometer-1+ Bogenwegaufnahme er-1	DM S - Messstab	DM S	Belastung erfolgte bis zum Bruch.
	37 ID 1	v3							-	-	

Wippenkonstruktion: Einzug der CFK-Drähite am Lastfemur (LN) Verankerungsende über Wippen in Kombination mit digitalen Wegaufnehmer (CFK - Drähite) und einem Bogenwegaufnehmer mit einem Messweg von 2 mm (Lastfemur Stimmseite der Hülse) - Installationmethode 1 aus Kapitel 5.4.1.3

Videoextensometer-1: Messung diverser CFK-Auszüge an der Lastnahen (LN) Verankerungsseite und der CFK-Dehnung auf der freien Spanngliedlänge am Eckdraht des Zuglemmentes (Videoextensometermessung) - Installationmethode 1 aus Kapitel 5.4.1.3

Videoextensometer-1 + Bogenwegaufnehmer-1: Messung diverser CFK-Auszüge an der Lastnahen Verankerungsseite und der CFK-Dehnung am Eckdraht des Zuglemmentes (Videoextensometer) + Messung des Vergusskörperauszuges an der Gleitfläche zwischen Vergusskörper und Hülse (Bogenwegaufnehmer mit einem Messweg von 2 mm - Installationmethode 1 aus Kapitel 5.4.1.3)

Tabelle 5.4: Zusammenfassung: Zugversuche an 19- und 37-Drahtversuchskörpern - Teil 2

Versuchskörper (CFK-Testspannglied)	Verankerung	Versuch	Belastungs- geschwindigkeit	Spann- kraft	Spannweg	Einzug CFK-D Röhre /Verguss- körper (L.F)	Auszug Verguss- körper (Konus 3 und 4)	Auszug CFK-Eckdraht /Vergusskörper(LIN) CFK-Dehnung auf freier Spanngliedlänge	Dehnungs- verlauf Zentrum Hülse	Dehnung Hülse- außen- seite	Bemerkung	
37 IE 1 – 37 IF 1 SPA	37 IE 1	v1	0,0475	Öldruck	-	-	-	-	[-]	[-]	Belastung erfolgte bis zu einer Kraft von 1.010 kN.	
												37 IF 1 SPA
	37 IG 1 – 37 IH 2 SPA	37 IE 1	v2	0,0475	Öldruck	Induktiver Weg- aufnahme	Wippen- konstruktion	-	Videoextensometer-1+ Bogenwegaufnehmer-1	DM S - Messstab	DM S	Belastung erfolgte bis zum Bruch.
37 IG 1 – 37 IH 2 SPA	37 IG 1	-	0,0475	Öldruck	Induktiver Weg- aufnahme	Bogener- aufnahme und Gegen- platte	-	Videoextensometer-2	DM S - Messstab	DM S	Belastung erfolgte bis zum Bruch.	
												37 IH 2 SPA

Wippenkonstruktion: Einzug der CFK-D Röhre am Lastfemmen (L.F) Verankerungsende über Wippen in Kombination mit digitalen Wegaufnehmern (CFK-D Röhre) und einem Bogenwegaufnehmer mit einem Messweg von 2 mm (Lastfemmen Seite der Hülse) – Installationsmethode 1 aus Kapitel 5.4.1.3

Videoextensometer-1 + Bogenwegaufnehmer-1: Messung diverser CFK-Auszüge an der Lastfemmen (LIN) Verankerungsseite und der CFK-Dehnung am Eckdraht des Zugelmentes (Videoextensometer)+ Messung des Vergusskörperauszuges an der Gleitfläche zwischen Vergusskörper und Hülse (Bogenwegaufnehmer mit einem Messweg von 2 mm – Installationsmethode 1 aus Kapitel 5.4.1.3

Bogenwegaufnehmer und Gegenplatte: Einzug der CFK-D Röhre und des Vergusskörpers am Lastfemmen (L.F) Ende mittels halbkreisförmiger Bogenwegaufnehmer – Installationsmethode 2 aus Kapitel 5.4.1.4

Videoextensometer-2: Messung aller Auszüge an der Lastfemmen (LIN) Verankerungsseite mittels Videoextensometer – Installationsmethode 2 aus Kapitel 5.4.1.4

Tabelle 5.5: Zusammenfassung: Zugversuche an 19- und 37-Drahtversuchskörpern - Teil 3

Versuchskörper (CFK-Testspannglied)	Verankerung	Versuch	Belastungs- geschwindigkeit	Spann- kraft	Spannweg	Einzug CFK-Draht /Verguss- körper (u.F)	Auszug Verguss- körper (Konus 3 und 4)	Auszug CFK-Eckdraht /Vergusskörper (u.N)	Dehnungs- verlauf Zentrum Hülse	Dehnung- Hülse- außen- seite	Benennung
-	-	-	[m/sec.]	-	-	-	-	-	-	-	-
84 ZI1 - 84 ZI2	84 ZI1	-	0,0475	Öldruck	Induktiver Weg- aufnahme	Bogenweg- aufnahme und Gegen- platte	Bogenweg- aufnahme gegen Anker- mutter	VideoeXTensometer-2	DMS - Messstab	DMS	Belastung erfolgte bis zum Bruch.
84 KI1 - 84 KI2	84 KI1	-	0,0475	Öldruck	Induktiver Weg- aufnahme	Bogenweg- aufnahme und Gegen- platte	Bogenweg- aufnahme gegen Anker- mutter	VideoeXTensometer-2	DMS - Messstab	DMS	Alle 1.000 kN wurde die Kraft ca. 10 m in gehalten. Belastung erfolgte bis zum Bruch.
Bogenwegaufnahme und Gegenplatte: Einzug der CFK-Draht und des Vergusskörpers an Lastfemen (u.F) Ende mittels ringförmiger Bogenwegaufnahme - Installationmethode 2 aus Kapitel 5.4.1.4 Bogenwegaufnahme gegen Anker Mutter: Auszug des Vergusskörpers in der Mitte der Konus 3 und 4 mittels ringförmigen Bogenwegaufnahme - Installationmethode 2 aus Kapitel 5.4.1.4 VideoeXTensometer-2: Messung aller Auszüge an der Lastfemen (u.N) Verankerungsseite mittels VideoeXTensometer - Installationmethode 2 aus Kapitel 5.4.1.4											

Abbildung 5.46: Zusammenfassung: Zugversuche an 84-Drahtversuchskörper - Teil 4

Versuchskörper (CFK-Testspannglied)	Verankerung	Versuch	Belastungs- geschwindigkeit	Spann- kraft	Spannweg	Einzug CFK-Drähite /Verguss- körper (üF)	Auszug Verguss- körper (Konus 3 und 4)	Auszug CFK-Eckdraht /Vergusskörper (üN) CFK-Dehnung auf freier Spannweite	Dehnungs- verlauf Zentrum Hülse	Dehnung Hülse- außen- seite	Beurteilung
[-]	[-]	[-]	[mm/sec.]	[-]	[-]	[-]	[-]	[-]	[-]	[-]	[-]
19 IF 1 - 19 IB 1	-	Dauer	-	Öldruck + Abheben	-	-	-	-	-	-	Anfangskraft F = 580 kN
	-	Zug- versuch	0,02	Öldruck	Induktiver Weg- aufnahme	-	-	-	-	-	Belastung erfolgte bis zum Bruch.
19 IC 1 - 19 IF 2	19 IC 1	Belastung + Ent- lastung	0,02	Druk- messdose	Induktiver Weg- aufnahme	Wippen- konstruktion	-	Videostensometer-1 + Bogenwegaufnahme-1 + DMS (CFK - Dehnung)	-	-	Anfangskraft F = 685 kN
	19 IF 2	Belastung + Ent- lastung									
	-	Dauer	-	Druk- messdose	-	-	-	ausgefallen	-	-	
	-	Zug- versuch	0,02	Öldruck	ausgefallen	ausgefallen	-	Videostensometer-2	-	DMS auf 19 IF 2	Belastung erfolgte bis zum Bruch.
37 IH 1 SPA - 37 III 1 SPA	37 IH 1 SPA 37 III 1 SPA	Belastung	0,02	Druk- messdose	Induktiver Weg- aufnahme	-	-	ausgefallen	-	DMS	Anfangskraft F = 1.285 kN
	-	Dauer	-	Druk- messdose	-	-	-	-	-	-	

Wippenkonstruktion und Videostensometer-1 + Bogenwegaufnahme-1: Messung der Ein- und Auszüge der CFK-Drähite bzw. des Vergusskörpers sowie der CFK-Dehnung mittels Wippenkonstruktion, digitaler Wegaufnahme, Bogenwegaufnahme und Videostensometer - Installationmethode 1 aus Kapitel 5.4.1.3  
Videostensometer-2: Messung aller Auszüge an der Lastbahn (üN) Verankerungsseite mittels Videostensometer - Installationmethode 2 aus Kapitel 5.4.1.4

Tabelle 5.6: Zusammenfassung: Dauerstandsversuche

# Kapitel 6

## Zugversuche und nicht lineare Finite Elemente Berechnungen

Die Tragfähigkeit und das Kurzzeitverhalten der konisch und zylindrisch segmentierten Vergussverankerung wurde anhand von Zugversuchen (CFK-Testspannglieder, Kapitel 5) ermittelt. Eine nachfolgend durchgeführte nicht lineare Finite Elemente Berechnung liefert, nach Abgleich mit den erhaltenen Versuchsergebnissen, weitere Aufschlüsse über die inneren Spannungszustände der Verankerung.

### 6.1 Nicht lineare Finite Elemente (NL-FE) Berechnungen

Für sämtliche Verankerungsgrößen erfolgte die NL-FE Modellierung an einem 30° geöffneten, dreidimensionalen Ausschnitt des Verankerungskörpers mit dem FE-Programm ABAQUS (Version 6.5.1). Die der NL-FE Berechnung zugrunde liegenden Geometrien entsprechen den experimentell untersuchten Verankerungstypen 19 II, 37 I, 84 ZI und 84 KI aus Kapitel 3.2.

In den Tabellen 6.1 bis 6.3 sind für sämtliche Verankerungsgrößen die Lagerungs- und Symmetriebedingungen, die verwendeten Elemente (lineare Verschiebungsfunktion), die Netzaufteilung, die Art der Lastaufbringung sowie die verwendeten Materialparameter und Kontakteigenschaften angeführt.

Das plastische Materialverhalten des Vergusskörpers wurde mit dem Plastizitätsmodell "concrete damaged plasticity" erfasst. Mit diesem Modell können dreidimensionale Druckspannungszustände, wie sie auch im lastfernen Verankerungsbereich vorherrschen, sehr gut erfasst werden. Weiters erlaubt es für den Druck- und Zugbereich eine getrennte Eingabe der Arbeitslinie. Im Zugbereich wurde näherungsweise ein plastisches Verhalten mit reduzierter Zugfestigkeit angesetzt (verschmieren der Zugfestigkeit, um die Rechenstabilität zu gewährleisten).

Für die Stahlhülse wurde die Versagenstheorie nach von MISES verwendet.

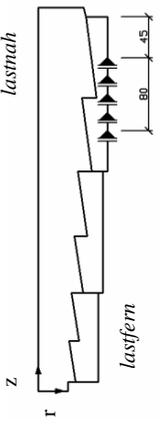
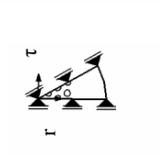
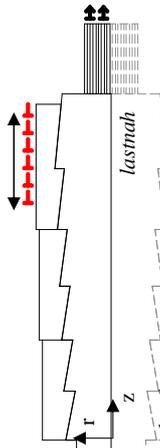
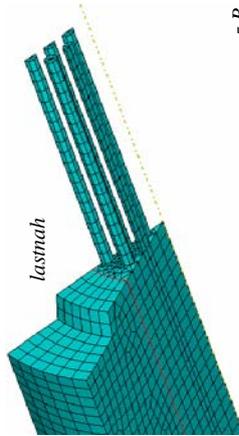
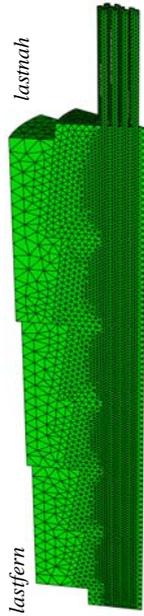
Nicht Lineare Finite Elemente (NL-FE) Berechnung (Abaqus 6.5.1)			
Verankerungstyp	19 II	37 I	84 KI
Drahanzahl [Stück]	18	36	84
RANDBEDINGUNGEN: LAGERUNGSBEDINGUNG und SYMMETRIEBEDINGUNG			
ELEMENTE	Elemente mit linearem Verschiebungsansatz		
CFK-Drähie	C3D6		C3D4
Vergusskörper	C3D6 (zwischen den CFK-Drähien) und C3D8R		
Stahlhülse	C3D8R		C3D4
Elementgrösse	maximal 5 mm		
FE-NETZ			
ART DER LASTAUFBRINGUNG	weggesteuerte Lastaufbringung in Stufen von ca. 0,5 mm		
		z.B.: 37 I	z.B.: 84 KI

Tabelle 6.1: Lagerungs- und Symmetriebedingung, Elemente und FE-Netz, Art der Lastaufbringung

<b>Nicht Lineare Finite Elemente (NL-FE) Berechnung (Abaqus 6.5.1) verwendete Material- und Kontakteigenschaften</b>					
Verankerungstyp		<b>19 II</b>	<b>37 I</b>	<b>84 KI</b>	<b>84 ZI</b>
<b>Zugelement: CFK-Draht</b>					
<i>orthotropes Material</i>					
$E_1$	[N/mm <sup>2</sup> ]	9.500			
$E_2$	[N/mm <sup>2</sup> ]	165.000	165.000	165.000	160.000
$E_3$	[N/mm <sup>2</sup> ]	9.500			
$G_{12}$	[N/mm <sup>2</sup> ]	5.500			
$G_{13}$	[N/mm <sup>2</sup> ]	3.250			
$G_{23}$	[N/mm <sup>2</sup> ]	5.500			
<sup>1)</sup> $\nu_{12}$	[-]	0,017			
<sup>1)</sup> $\nu_{13}$	[-]	0,45			
<sup>1)</sup> $\nu_{23}$	[-]	0,30			
Richtung 2: Faserlängsrichtung (Zugrichtung) Richtung 1 und 3: normal zur Faserlängsrichtung (transversal isotrope Ebene) <sup>1)</sup> $\nu_{ij}$ : Index i - Stauchung bzw. Dehnung normal zur Belastungsrichtung, Index j - Belastungsrichtung (Längsdehnung bzw. -stauchung)					
<b>Kontaktfläche 1: CFK-Draht/Vergusskörper</b>					
<i>vollkommener Verbund (Knotenpunkte sind miteinander verbunden)</i>					
<b>Vergusskörper: Epoxidharz</b>					
<i>isotropes Material und Plastizitätsmodell "concrete damaged plasticity"</i>					
$E$	[N/mm <sup>2</sup> ]	5.800	5.200	4.400	4.300
$\nu$	[-]	0,3	0,25	0,25	0,25
<i>Dilatation Angle</i>	[°]	6,0			
<i>Eccentricity</i>	[-]	0,1			
$f_b/f_{c0}$	[-]	1,16			
$K_c$	[-]	0,66			
<i>Viscosity Parameter</i>	[-]	0,0			

Tabelle 6.2: Verwendete Material- und Kontakteigenschaften - Teil 1

<b>Nicht Lineare Finite Elemente (NL-FE) Berechnung (Abaqus 6.5.1)</b> <b>verwendete Material- und Kontakteigenschaften</b>					
Verankerungstyp		<b>19 II</b>	<b>37 I</b>	<b>84 KI</b>	<b>84 ZI</b>
<b>Fortsetzung Vergusskörper: Epoxidharz</b>					
<i>Verhalten im Druckbereich</i>					
Wertepaare: Spannung/plastischer Anteil der Stauchung	[N/mm <sup>2</sup> ]/[-]	75/0,0 80/0,01	52/0,0 80/0,0066 88/0,023	55/0,0 75/0,01 80/0,1	55/0,0 75/0,01 80/0,1
<i>Verhalten im Zugbereich</i>					
Wertepaare: Spannung/plastischer Anteil der Dehnung	[N/mm <sup>2</sup> ]/[-]	80/0,0	25/0,0	25/0,0 25/0,2	25/0,0 25/0,2
<b>Kontaktfläche 2: Vergusskörper/Hülse</b>					
Reibungskoeffizient	[-]	0,06	0,15	0,075	0,05
<i>Kontaktverhalten in Normalrichtung: „Hard Contact“ Kontaktverhalten in Tangentialrichtung: Reibungskoeffizient</i>					
<b>Hülse (Ankerkörper): Stahl</b>					
<i>isotropes Material und Versagenshypothese nach von MISES</i>					
<i>E</i>	[N/mm <sup>2</sup> ]	210.000			
<i>v</i>	[-]	0,3			
Wertepaare: Spannung/plastischer Anteil der Dehnung	[N/mm <sup>2</sup> ]/[-]	305/0,0	305/0,0	200/0,0	200/0,0
<b>Kontaktfläche 3: Hülse/Hülse</b>					
Reibungskoeffizient	[-]	0,10	0,10	0,11	0,11
<i>Kontaktverhalten in Normalrichtung: „Hard Contact“ Kontaktverhalten in Tangentialrichtung: Reibungskoeffizient</i>					

Tabelle 6.3: Verwendete Material- und Kontakteigenschaften - Teil 2

Die Kontaktschicht zwischen den einzelnen CFK-Drähten und dem umliegenden Vergusskörper wurde durch einen starren Verbund und die Kontaktfläche zwischen dem Vergusskörper und der Stahlhülse bzw. zwischen den einzelnen Teilen der Stahlhülse durch einen Reibverbund mit  $\tan\mu = 0,05 - 0,15$  simuliert. Der hohe Reibungskoeffizient, zwischen Vergusskörper und Stahlhülse, der Verankerung 37 I von  $\tan\mu = 0,15$  (bei den übrigen Verankerungen liegt dieser zwischen 0,05 und 0,075) ist bedingt durch die rauere bzw. tiefer geriffelte Innenfläche der Stahlhülse (Abbildung 6.1).



Abbildung 6.1: Geriffelte Kontaktfläche der Stahlhülse

Zur gewählten Lastaufbringung ist anzumerken, dass es bei einer weginduzierten Lastaufbringung, d.h. alle CFK-Drähte erfahren im lastnahen Verankerungsbereich die gleiche Verschiebung, zu einem Längsspannungsunterschied zwischen der inneren und äußeren CFK-Lage kommt. Die CFK-Drähte der äußersten Lage weisen auf freier Spanngliedlänge eine größere Längszugspannung als die CFK-Drähte der inneren Lage auf. Dies ist nur bei sehr kurzen Spanngliedern der Fall und stellt somit eine Grenzbetrachtung dar. Für lange CFK-Spannglieder, Spanngliedlängen üblicher Brückentragwerke, gibt eine spannungsinduzierte Lastaufbringung die Wirklichkeit, unterschiedlicher Auszug der CFK-Drähte im lastnahen Verankerungsbereich und gleiche Längszugspannung in den einzelnen CFK-Drähten, wieder.

Die in der Endversion der FE-Berechnung verwendeten Materialparameter und Kontakteigenschaften sind das Ergebnis eines iterativen Abgleichs von Versuchsdaten mit den Berechnungsergebnissen und liegen innerhalb der in Kapitel 4 Materialeigenschaften angegebenen Grenzwerte (für das Epoxidharz und den Stahl aus Kapitel 4.2.2 und 4.3, für den CFK-Draht aus Kapitel 4.1.2, [Gau03], [Noi95], [BWH<sup>+</sup>02] und den Herstellerangaben der Fa. Nedri entnommen). Der Abgleich der FE-Berechnung mit den Messdaten erfolgte primär am Auszug der CFK-Drähte und an den im Zentrum der Verankerungen gemessenen Dehnungen des Vergusskörpers. Der über die Vergusshöhe geringfügig veränderliche E-Modul des Epoxidharzes, wie in Kapitel 4.2.2 erläutert, und der mit zunehmender Zugspannung steigende E-Modul des CFK-Drahtes, wie in Kapitel 4.1.2 dargelegt, sowie eine Vorbelastung des Vergusskörpers infolge der exothermen Erhärtung des Epoxidharzes, Kapitel 5.3, wurden vernachlässigt, d.h. näherungsweise wurden für den gesamten Vergusskörper dieselben Materialeigenschaften und für den CFK-Draht ein linear elastisches Materialverhalten verwendet. Aufgrund dieser Annahmen und dem Abgleich der FE-Ergebnisse anhand des Auszuges kommt es beim Einzug zu einer geringfügigen Abweichung zwischen Berechnung und Versuch. Der errechnete Einzug ist meist etwas größer als der experimentell ermittelte. Generell ist festzuhalten, dass eine gute Übereinstimmung zwischen den Ergebnissen der FE-Berechnung und den entsprechenden Versuchsdaten erzielt wurde.

Die Ergebnisse der FE-Berechnung werden bei der nachfolgenden Auswertung der Zugversuche wie folgt dargestellt:

- \* Direkter Vergleich der Versuchsdaten mit dem Ergebnis der FE-Berechnung.
- \* Anhand von dreidimensionalen FE-Schaubildern wird der innere Spannungszustand und somit das Kurzzeitverhalten der Verankerung veranschaulicht.
- \* Die Radial- und Schubspannungsverläufe für den CFK-Draht bzw. im Vergusskörper werden entlang definierter Linien präsentiert. Die Lage der Ausleselinien im Verankerungsquerschnitt sowie das 30° Segment der hexagonalen Drahtanordnung wird bei der Diskussion der entsprechenden Verankerung angeführt. Die Bezeichnung der CFK-Drähte und der Punkte im Vergusskörper wurde wie bei der linear elastischen FE-Berechnung, in Kapitel 3.4, vorgenommen.

## 6.2 CFK-Testspannglieder mit dem Verankerungstyp 19 II (19-Drahtverankerung)

Der FE-Abgleich erfolgte anhand der Versuchsdaten der Verankerung 19 II C 1. Die Einzelauswertung der restlichen Verankerungen ist im Anhang D dargestellt.

Der Spannweg (Abbildung 6.2) sowie die Ein- und Auszüge (Abbildungen 6.2 und 6.4) und deren Differenz (entspricht der Gesamtdehnung des CFK-Eckdrahtes über die Hülslenlänge) steigen nahezu linear mit der aufgebrauchten Spannkraft, bis zum Versagen des Spanngliedes, an. Als Versagensursache wurde Bruch der CFK-Drähte auf freier Spanngliedlänge, durch Erreichen der Zugfestigkeit, festgestellt. Die Kabelnennbruchlast von 895 kN konnte deutlich überschritten werden und beträgt  $\approx 950$  bzw. 959 kN (Testspannglieder: 19 II C 1 - 19 II D 1 und 19 II E 1 - 19 II F 1). Einzige Ausnahme bildet das Spannglied 19 II A II - 19 II B 1. Hier kam es zu einem Verbundbruch, zwischen CFK-Zugelement und umliegendem Vergusskörper, in der Verankerung 19 II A 1 (Abbildung 6.5). Der Grund hierfür war eine mangelhafte Fixierung des hexagonalen Zugelements, d.h. das Festhalten der CFK-Drähte in der Fixierscheibe erfolgte nur durch tangential aufgebrauchte Gummiringe. Beim Vergussvorgang wurden die CFK-Drähte aus der Fixierscheibe gehoben und kamen am Rand zur Stahlhülse (lastfernes Verankerungsende) zu liegen. Ab einer Spannkraft von 700 kN nehmen der Einzug und Spannweg erheblich zu (Versagensankündigung) und die Kabelbruchlast wurde mit 795 kN festgestellt [HO005a] [Hor06a] [Hor06b] [HGD<sup>+</sup>04].

Abbildungen 6.6 und 6.7: Wie bereits bei der FE-Modellierung in Kapitel 3.4.2.2 vermutet kommt es im lastnahen Verankerungsbereich (Konus 6) zu einer rascheren Lastabtragung als im restlichen Verankerungsbereich. In den Koni 1 bis 5 erfolgt eine nahezu lineare Lastabtragung.

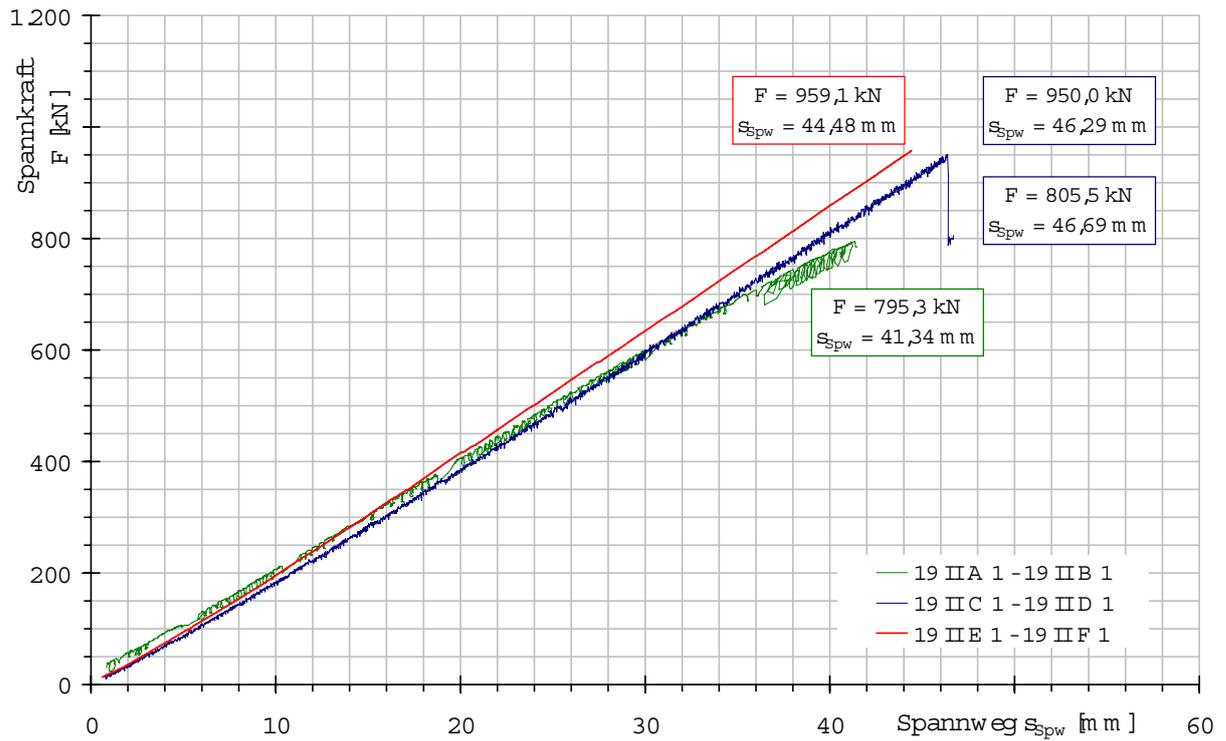


Abbildung 6.2: Verankerungstyp 19 II: Spannkraft - Spannweg - Beziehung der CFK-Testspannglieder

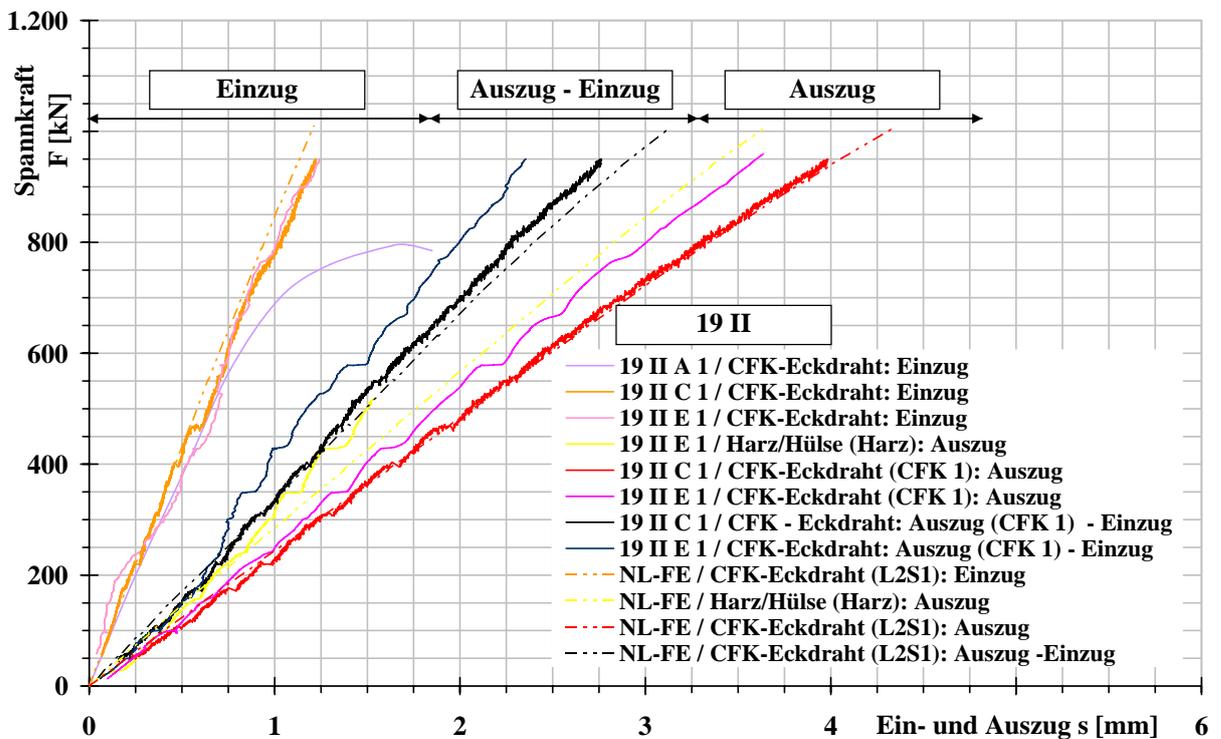


Abbildung 6.3: Verankerungstyp 19 II: Ein- und Auszug der CFK-Testspannglieder

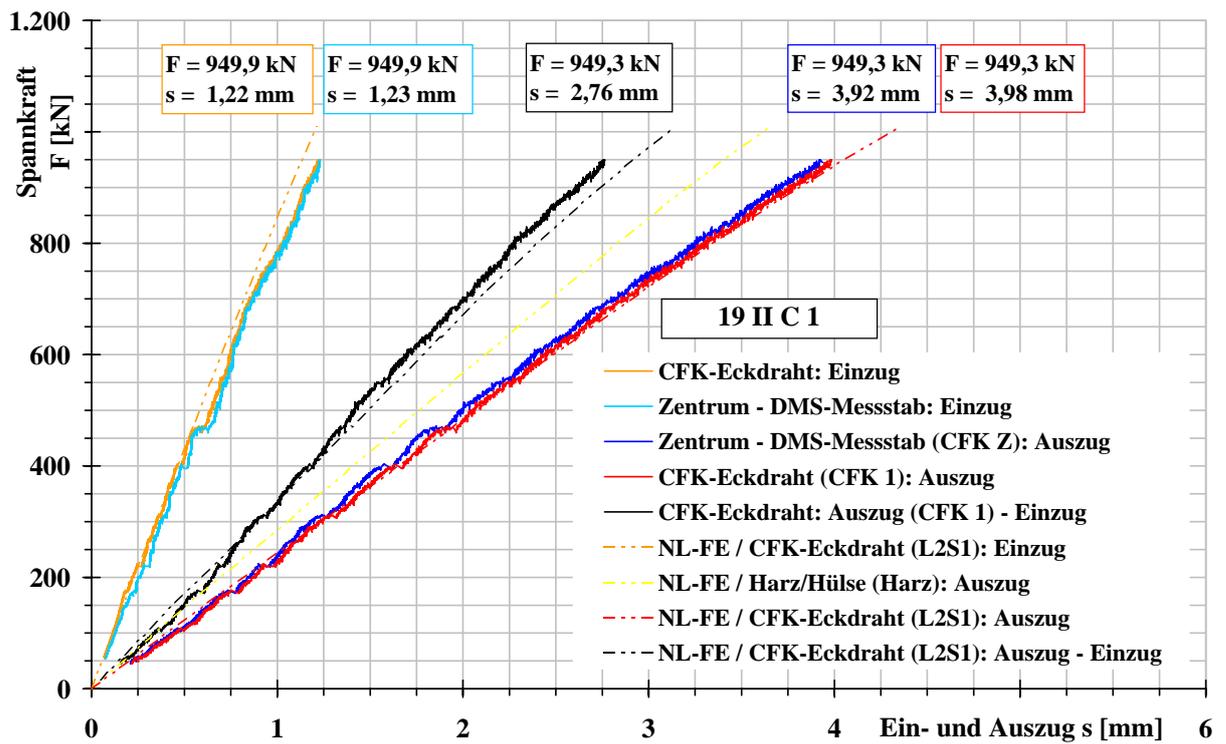


Abbildung 6.4: Ein- und Auszug an der Verankerung 19 II C 1 (19 II C 1 - 19 II D 1)

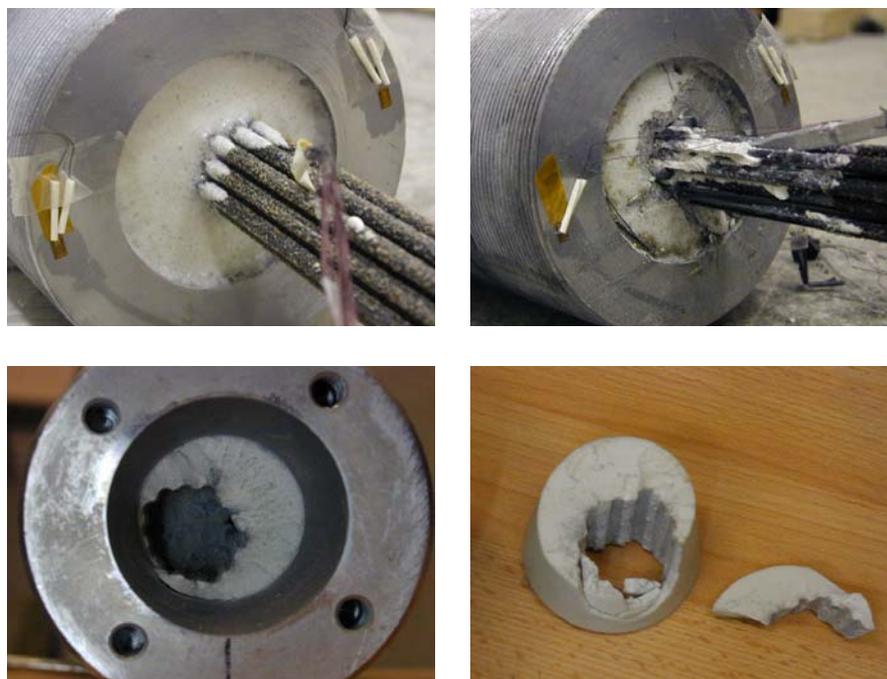


Abbildung 6.5: Links - Verankerungskörper 19 II A 1: oben - lastfernes Verankerungsende vor (links) und nach (rechts, herausgezogenes CFK-Zugelement) dem Zugversuch; unten links - lastfernes Verankerungsende (Konus 1) nach dem Zugversuch; unten rechts - infolge der frei werdenden Bruchenergie herausgebrochener lastferner Vergusskörper (Konus 1)

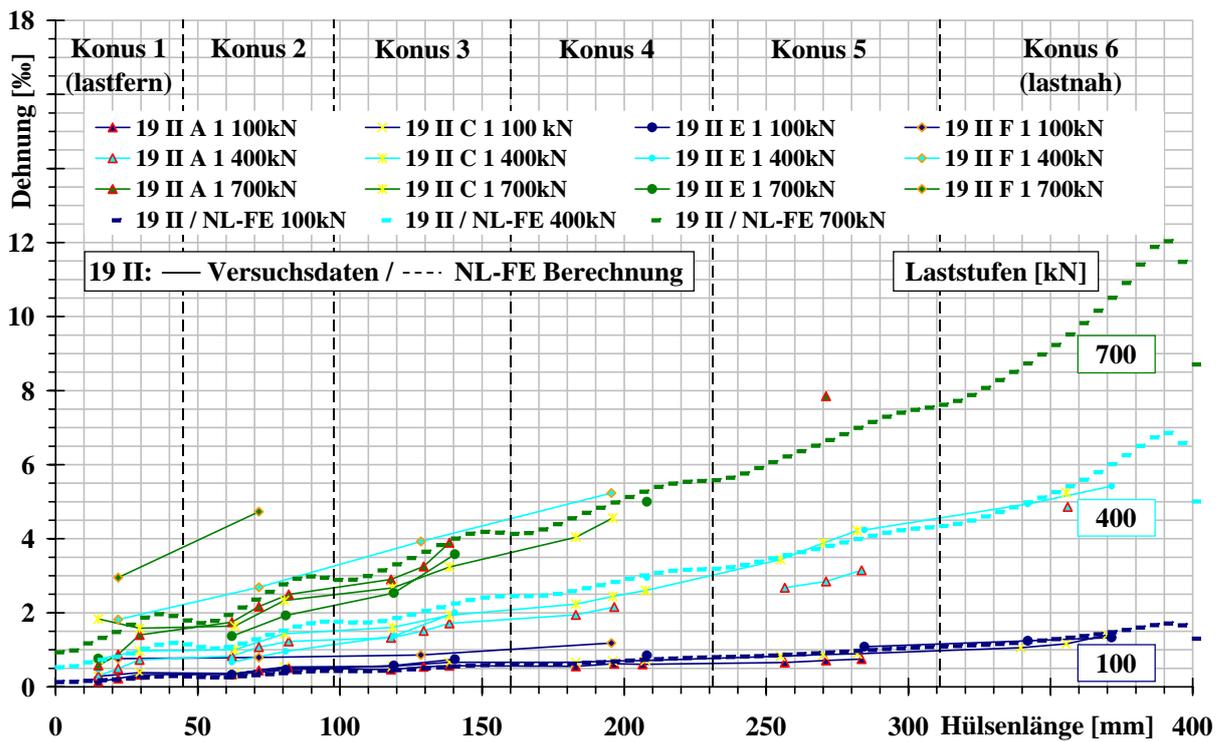


Abbildung 6.6: Verankerungstyp 19 II: Längsdehnung im Zentrum des Vergusskörpers der CFK-Testspannglieder

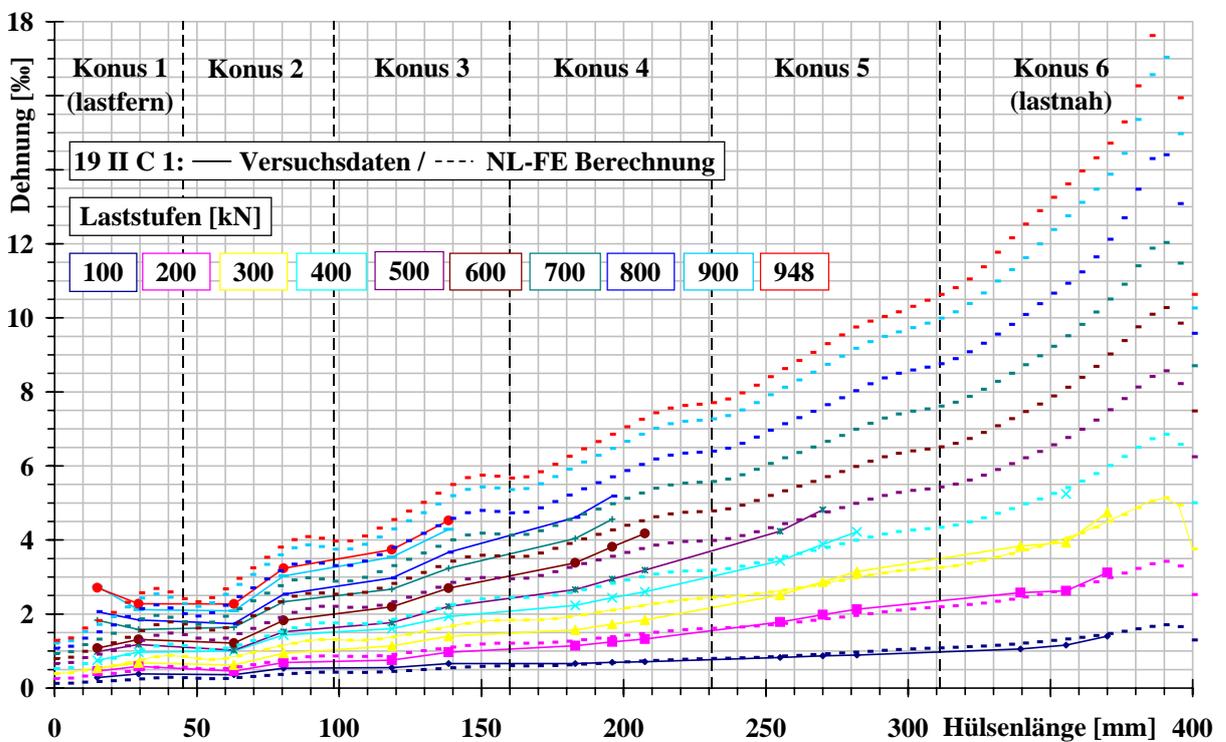


Abbildung 6.7: Längsdehnung im Zentrum des Vergusskörpers 19 II C 1

Die Stauchungen und Dehnungen an der Stahlhülse befinden sich ebenfalls im linear elastischen Bereich (Abbildung 6.8). Die Tangentialdehnung an der lastnahen Stirnseite beträgt 0,42‰. Die Lastabtragung der Stahlhülse ist aus den Stauchungen der Koni 1 bis 4 ersichtlich, d.h. die Längsstauchungen nehmen vom lastfernen Konus 1 (lastferner Konus) zum Konus 4 (befindet sich im Bereich der Anker Mutter) zu.

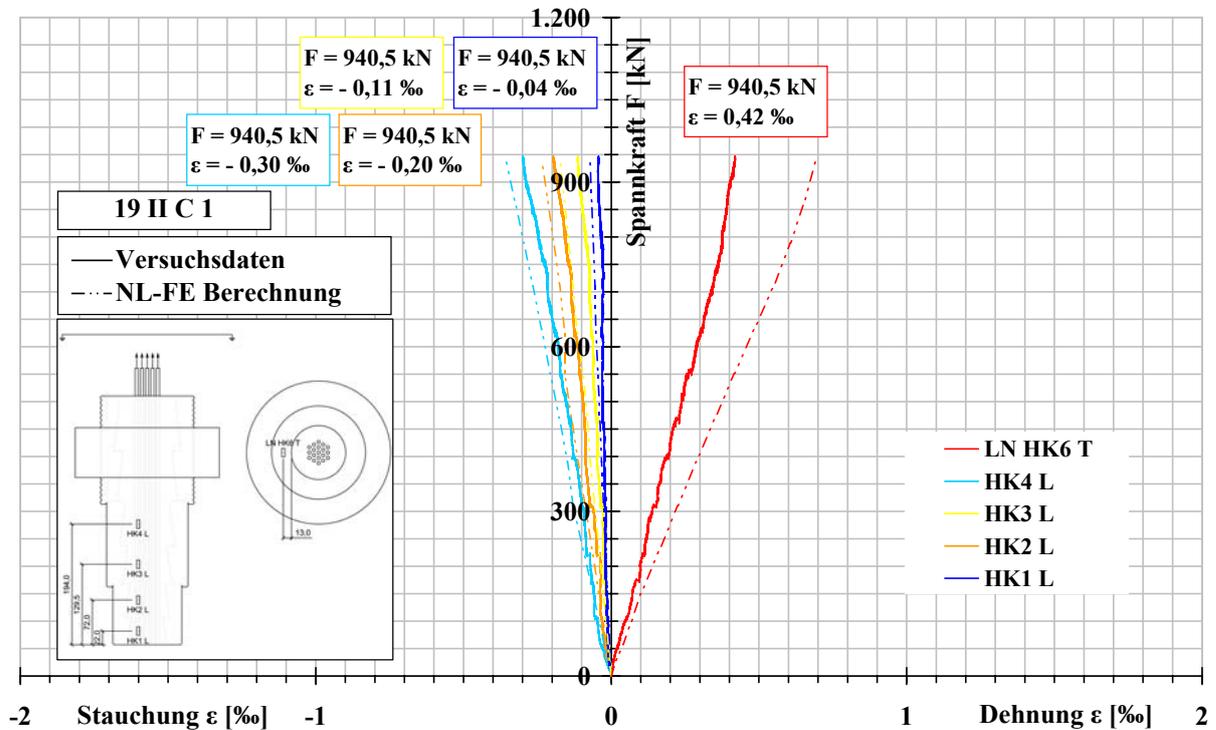


Abbildung 6.8: Dehnungen und Stauchungen an der Hülseaußenseite der Verankerung 19 II C 1

Die bei Kabelbruchlast vorherrschenden Längs-, Radial- und Schubspannungen im CFK-Zugelement und Vergusskörper sind in Abbildung 6.9 dargestellt. Die Spannungen befinden sich im linear elastischen Spannungsbereich der verwendeten Arbeitslinien. Die, bereits erwähnte, höhere Lastabtragung im lastnahen Konus (Konus 6) ist aus dem Verlauf der Längszugspannungen im CFK-Zugelement (links oben) und den hohen Schubspannungen im CFK-Zugelement (links und rechts unten) und Vergusskörper (links unten) deutlich ersichtlich. Weiters ist die bei der linear elastischen FE-Modellierung in Kapitel 3.4.2 beschriebene Zunahme der Schubspannungen von CFK-Lage zu CFK-Lage (links unten) und die über den Drahtumfang ungleichmäßige Schubbeanspruchung der CFK-Drähte (rechts unten) deutlich erkennbar. Die Radialspannungen im CFK-Zugelement sowohl als auch im Vergusskörper weisen über die Verankerungslänge eine relativ gleichmäßige Verteilung auf (rechts oben). Der Vergusskörper erfährt im lastnahen Verankerungsbereich die größte Beanspruchung (rechts Mitte, Vergleichsspannung nach von MISES). Der Überguss im lastnahen Verankerungsbereich befindet sich sowohl in Radial- (rechts oben), Tangential- (ist etwa gleich groß wie in Radialrichtung) als auch in Längsrichtung (links Mitte) unter Zug.

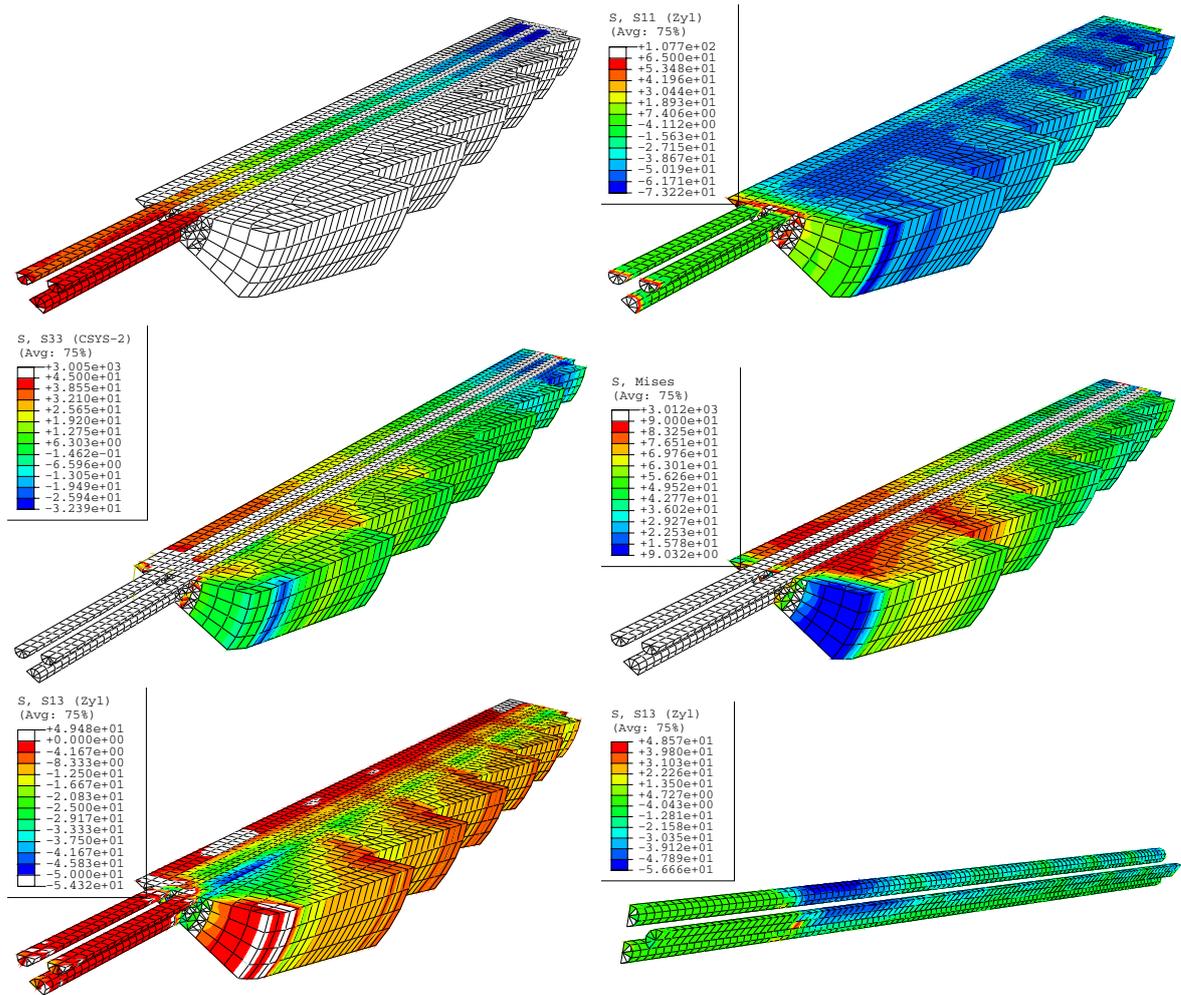


Abbildung 6.9: 19 II / NL-FE - Schaubilder für eine Spannkraft von  $F = 940$  kN (entspricht etwa der Kabelbruchlast): Längszugspannung  $\sigma_{zz}$  im CFK-Zugelement (links oben); Längszugspannung  $\sigma_{zz}$  im Vergusskörper (links Mitte); Schubspannung  $\sigma_{rz}$  (links unten); Radialspannung  $\sigma_{rr}$  (rechts oben); von MISES-Spannung (rechts Mitte); Schubspannung  $\sigma_{rz}$  im CFK-Zugelement (rechts unten)



Abbildung 6.10: Verankerungskörper 19 II F 1 nach dem Zugversuch: links - lastnahes Verankerungsende; rechts - abgebrochener lastnaher Epoxidharzüberguss

Bei Erreichen der CFK-Zugfestigkeit, auf freier Spanngliedlänge, kommt es zu einem abrupten Freiwerden der gespeicherten Energie und somit zu einem Rückschlagen der CFK-Drähte und des Vergusskörpers in die Verankerung. Durch diesen Schlag kommt es im lastnahen Übergang von Radialzug- zur Radialdruckspannung zu einem Wegbrechen des Epoxidharzübergusses (Erreichen der Zugfestigkeit, Abbildung 6.10).

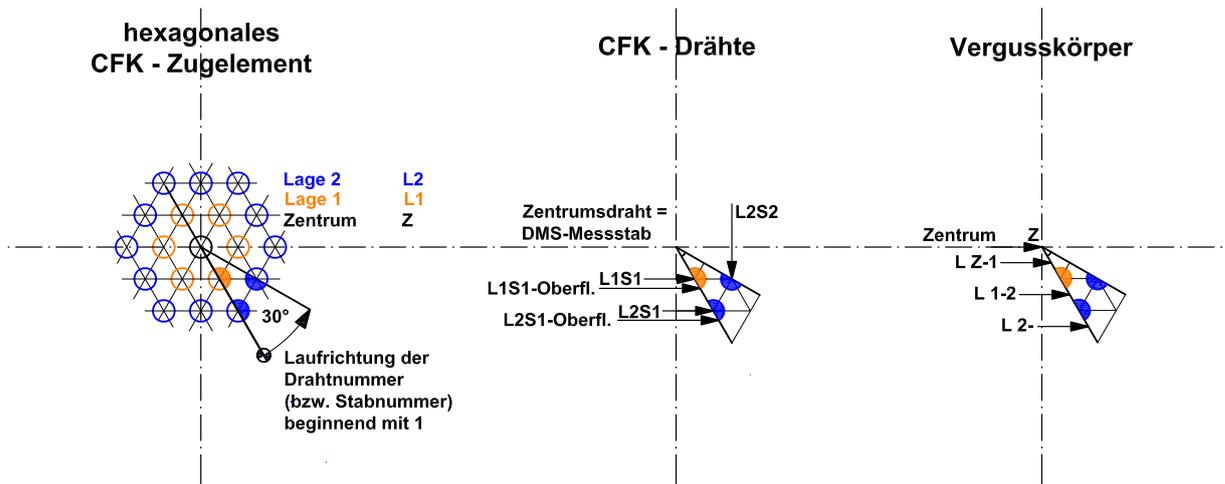


Abbildung 6.11: NL-FE Berechnung: Definition der Ausleselinien

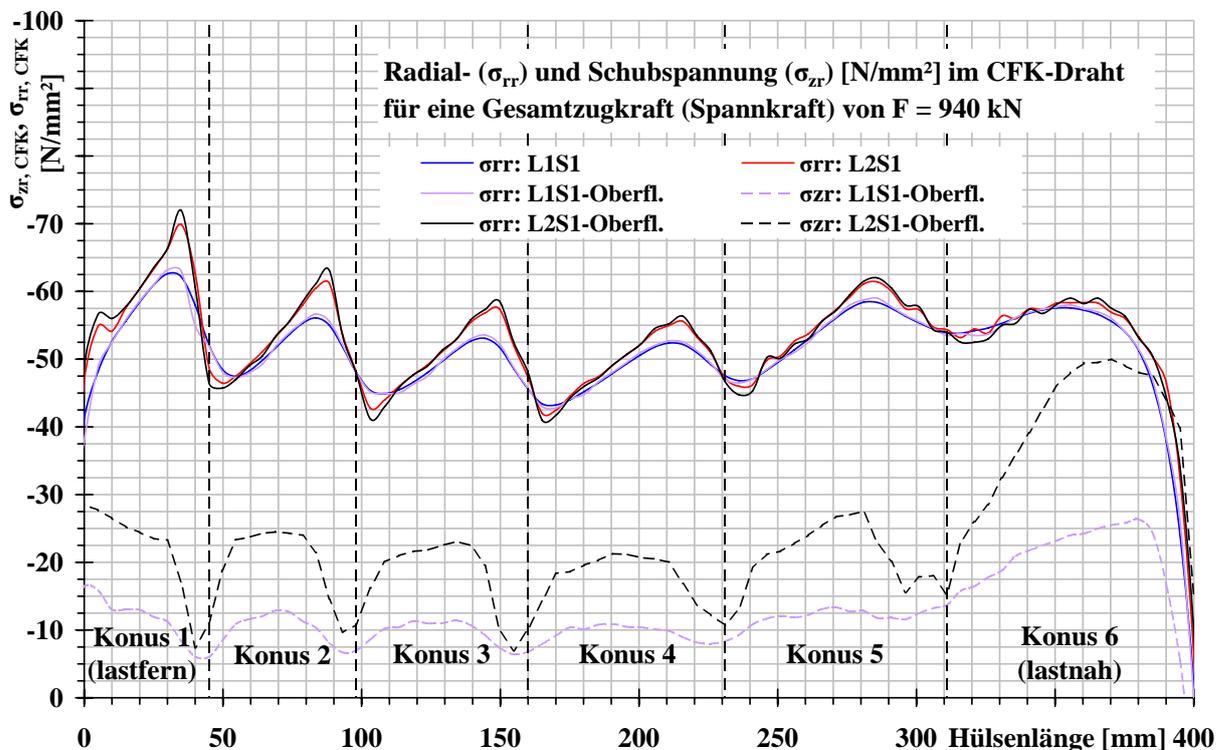


Abbildung 6.12: NL-FE: Radial- und Schubspannung im CFK-Zugelement

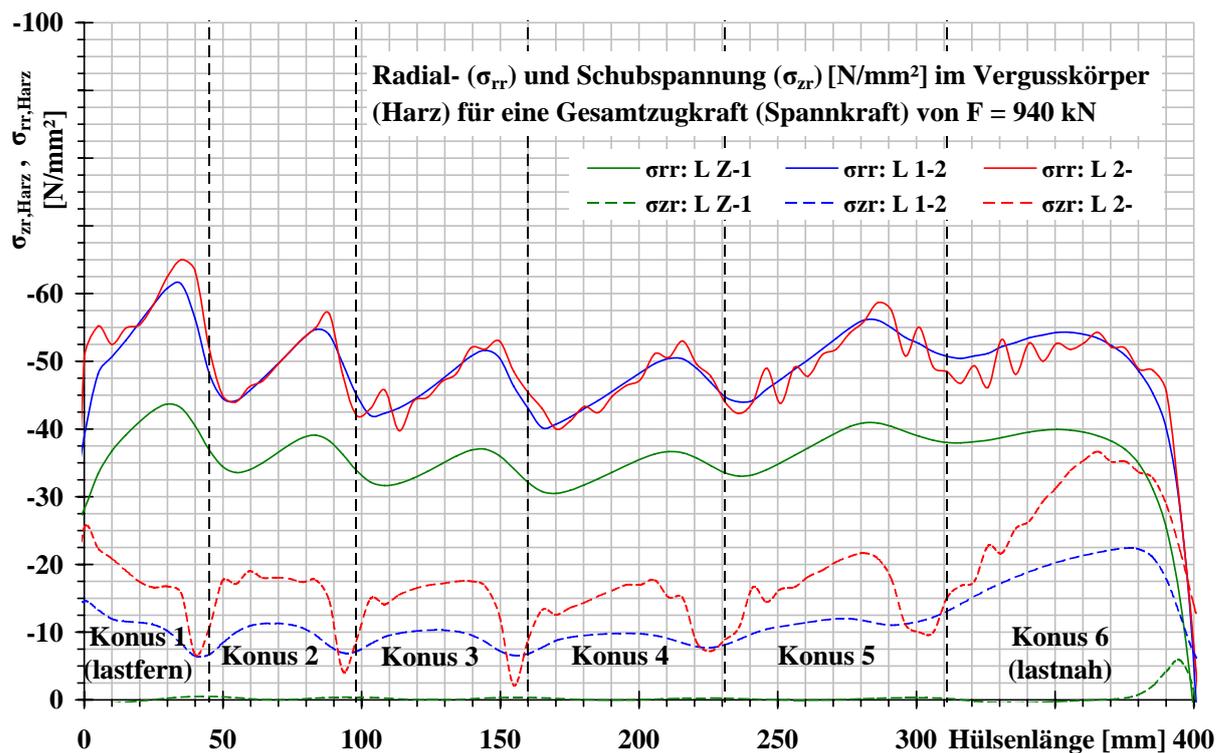


Abbildung 6.13: NL-FE: Radial- und Schubspannung im Vergusskörper

Die Größe der Radial- und Schubspannungen im CFK-Draht und Vergusskörper ist, für die in Abbildung 6.11 definierten Linien, aus den Abbildungen 6.12 und 6.13 ersichtlich. Im Lasteinleitungsbereich, ungefähr Mitte Konus 6, beträgt die maximale Radial- und Schubspannung im CFK-Eckdraht der äußersten Lage  $\approx 60$  N/mm<sup>2</sup> und  $\approx 50$  N/mm<sup>2</sup>. Der Schubspannungsverlauf im Vergusskörper verdeutlicht noch einmal die rasche Lastabtragung im Lasteinleitungsbereich (Konus 6) mit einem Maximalwert von  $\approx 37$  N/mm<sup>2</sup>. Die Radialspannungen sind relativ gleichmäßig über die Verankerungslänge in einem Bereich von 40-60 N/mm<sup>2</sup>.

## 6.3 CFK-Testspannglieder mit dem Verankerungstyp 37 I (37-Drahtverankerung)

### 6.3.1 Vorbemerkungen

Der FE-Abgleich erfolgte anhand der Versuchsdaten der Verankerung 37 I C 1.

Die Darstellung der Versuchsergebnisse erfolgt anhand:

- \* von Gegenüberstellungen der einzelnen 37-Drahtverankerungen
- \* einer detaillierten Auswertung der Verankerungen 37 I C 1, 37 I G 1 und 37 I H 2 SPA

Die restlichen Verankerungen weisen tendenziell das gleiche Verhalten auf und sind der Vollständigkeit wegen im Anhang D dargestellt.

Die nachfolgend angeführten CFK-Testspannglieder wurden, wie im Kapitel 5 ausführlich beschrieben, vor dem eigentlichen Zugversuch wie folgt vorbelastet:

- \* 37IA1 - 37IB1 einmal mit 1.680 kN
- \* 37IC1 - 37ID1 zweimal mit 800 kN
- \* 37IE1 - 37IF1SPA einmal mit 1.000 kN

Die Versuchsdaten aus Erst-, Zweit- und Drittbelastung sind mit einem Zusatz  $_v1$ ,  $_v2$  und  $_v3$  gekennzeichnet.

Da bei diesen drei Testspanngliedern keine durchgehende Messwerterfassung erfolgte, werden die Versuchsergebnisse als Einzelversuche nebeneinander dargestellt, d.h. es wird keine Hysteresendarstellung vorgenommen.

Aus den Versuchsdaten der Erstbelastung (bis 800 kN) und dem eigentlichen Zugversuch (ab 800 kN bis zur Versagenslast) wurden, für die Verankerungen des CFK-Testspanngliedes 37IC1 - 37ID1, Versuchskurven (Ein- und Auszug, Dehnungen im Vergusskörper und an der Hülsenaußenseite; sind mit einem  $_v1+v3$  gekennzeichnet) ermittelt die einer "quasi Erstbelastung", d.h. einem durchgehenden Zugversuch bis zum Versagen des Testspanngliedes entsprechen.

Der Zugversuch am CFK-Testspannglied 37IG1 - 37IH2SPA wurde bis zum Versagen ohne Vorbelastung durchgeführt. Dieser dient als Vergleich und zur Bestätigung der Versuchskurven der "quasi Erstbelastung" des CFK-Testspanngliedes 37IC1 - 37ID1.

### 6.3.2 Diskussion der Ergebnisse

Als Versagensursache kann bei allen Testspanngliedern der Bruch einzelner Drähte oder des gesamten Zugelementes auf freier Spanngliedlänge, d.h. Erreichen der Drahtzugfestigkeit angegeben werden. Die Kabelbruchlast (Abbildung 6.14) liegt in der Regel deutlich über der Kabelnennbruchlast von 1.696 kN. Einzige Ausnahme bildet das Testspannglied 37IG1 - 37IH2SPA. Bei einer Spannkraft von 1.606 kN kam es zum Bruch eines CFK-Drahtes. Als mögliche Ursachen könnten strukturelle Fehlstellen, Drahtbeschädigung bzw. im Vergleich zu den übrigen Drähten eine kürzere Drahtlänge angegeben werden. Die Kabelbruchlast lag bei 1.625 kN (35 CFK-Drähte).

Abbildung 6.15 zeigt ein CFK-Spannglied vor und nach dem Zugversuch (links). Der Bruch der Drähte auf freier Spanngliedlänge ist aus dem Bruchbild deutlich ersichtlich. Die Verankerungen waren während der gesamten Versuchsdauer intakt. Verbundbrüche und Drahtbrüche, innerhalb der Verankerung, konnten aufgrund einer visuellen Begutachtung ausgeschlossen werden [HO005a] [Hor06a] [Hor06b] [HGD<sup>+</sup>04].

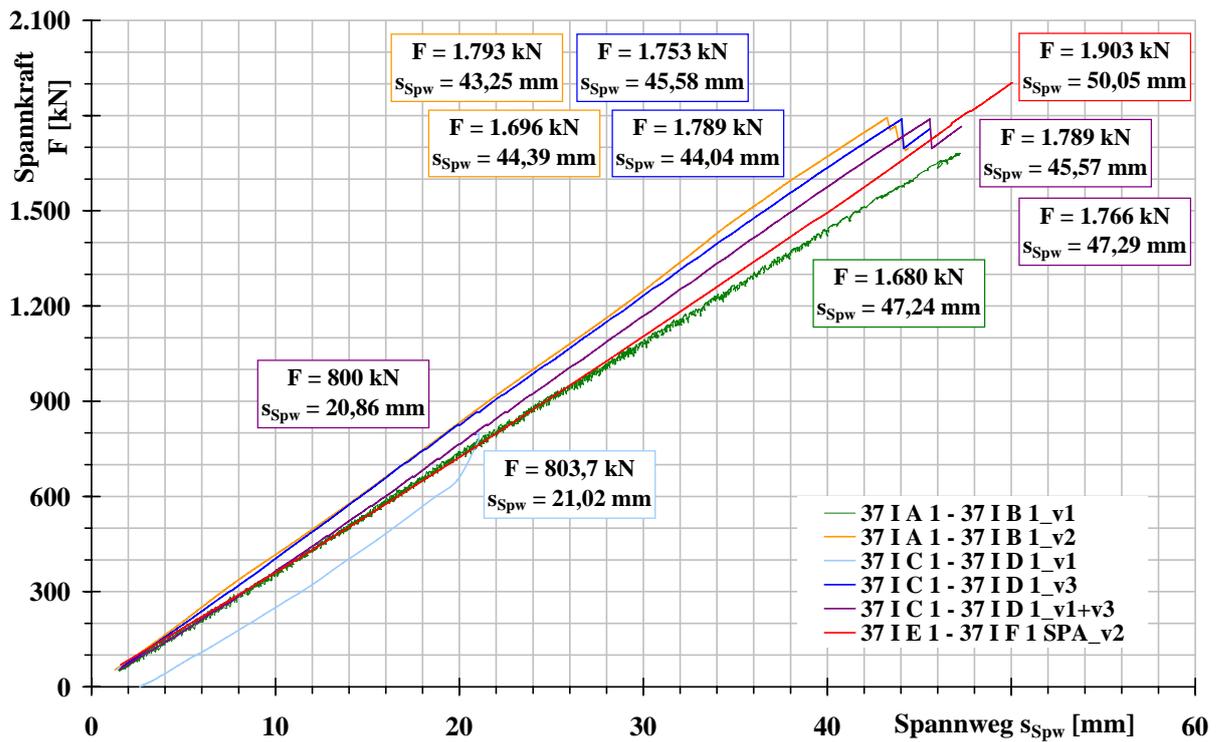


Abbildung 6.14: Verankerungstyp 37 I: Spannkraft - Spannweg - Beziehung der CFK-Testspannglieder (Erst-, Zweit- und Drittbelastung)



Abbildung 6.15: Links: CFK-Testspannglieder vor und nach dem Zugversuch; rechts: lastnahes Verankerungsende vor (oben) und nach (unten) dem Zugversuch

Zu den Ein- und Auszüge in den Abbildungen 6.16 bis 6.19:

Bis zu einer Spannkraft von etwa 1.100 kN ist ein linearer Anstieg der Ein- und Auszüge (Erstbelastung) zu erkennen. Darüber nehmen diese vergleichsweise mehr zu. Die Differenz zwischen Auszug und Einzug (Abbildungen 6.16 und 6.19) entspricht der Drahtdehnung innerhalb der Verankerung und beträgt bei 1.800 kN  $\approx 3$  mm. Für eine lineare Lastabtragung über die Hülsenlänge (36 CFK-Drähte, E-Modul = 165.000 N/mm<sup>2</sup>, Hülsenlänge = 400 mm) ergibt sich die Gesamtdehnung des Drahtes zu 3,1 mm. Zwischen den Ein- und Auszügen der "quasi Erstbelastung" (37 I C 1; Kurvenverläufe aus Erst- und Drittbelastung zusammengefügt, wie in Kapitel 6.3.1 erläutert) und jenen der Erstbelastung (37 I G 1 und 37 I H 2 SPA) ist kein relevanter Unterschied zu verzeichnen.

Die Ein- und Auszüge der Zweit- bzw. Drittbelastung weisen geringere Werte als jene der Erstbelastung auf (Abbildungen 6.16 bis 6.18). Im Spannkraftbereich der Vorbelastung verlaufen die Ein- und Auszüge linear, darüber hinaus nehmen sie erheblich zu. Zwischen Zweit- und Drittbelastung, Vorbelastung mit gleichem Spannniveau, ist keine wesentliche Änderung im Einzugs- und Auszugsverhalten zu bemerken.

Der Grund für die geringeren Ein- und Auszüge bei Wiederbelastung liegt in der Reibung zwischen Vergusskörper und Stahlhülse. Infolge dieser Reibung kommt es in Abhängigkeit der einzelnen Konussteifigkeiten zu einem Verkeilen des Vergusskörpers, d.h. der Vergusskörper rutscht bei Entlastung nicht mehr vollständig in seine Ausgangslage zurück. Dies ist auch aus den Dehnungsverläufen im Zentrum des Vergusskörpers und an der Hülsenaußenseite erkennbar.

Zu den Dehnungsverläufen im Zentrum des Vergusskörpers - Abbildungen 6.20 bis 6.27:

Eine kontinuierliche Lastabtragung ist aus den Dehnungen im Zentrum des Vergusskörpers (Erstbelastung; Abbildungen 6.22, 6.25, 6.26 und 6.27) eindeutig ersichtlich. Die Dehnungsverläufe aus der "quasi Erstbelastung" (Verankerung 37 I C 1; Kurvenverläufe aus Erst- und Drittbelastung zusammengefügt, wie in Kapitel 6.3.1 erläutert; Abbildung 6.25) und einer Erstbelastung (Zugversuch bis zum Versagen des Testspanngliedes: Verankerungen 37 I G 1 und 37 I H 2 SPA; Abbildungen 6.26 und 6.27) sind annähernd gleich.

Bei einer Zweit- bzw. Drittbelastung sind die Dehnungen geringer, im lastfernen Bereich deutlich stärker als im lastnahen Verankerungsbereich, als bei Erstbelastung. Beim CFK-Testspannglied 37 I C 1 - 37 I D 1 wurden die Dehnungsverläufe sowohl bei Be- und Entlastung (zweimal auf 800 kN; für die Verankerung 37 I C 1 sind diese in den Abbildungen 6.22 und 6.23 dargestellt) als auch dem anschließenden Zugversuch (Drittbelastung bis zur Versagenslast, Abbildung 6.24) erfasst. Nach der ersten vollständigen Entlastung (800 kN  $\Rightarrow$  0 kN) sind im lastfernen Verankerungsbereich (steifer Konus) noch Dehnungen, die einer Spannkraft von etwa 700 kN der Erstbelastung entsprechen, zu verzeichnen. Hingegen kommt es im lastnahen Verankerungsbereich (weicher Konus) zu einer fast vollständigen Rückverformung des Vergusskörpers. Bei der Zweitbelastung kommt es im lastfernen Verankerungsbereich nur mehr zu einer geringfügigen Dehnungszunahme, und im lastnahen Verankerungsbereich entsprechen die Dehnungen etwa der Erstbelastung. Nach der zweiten vollständigen Entlastung sind keine weiteren bleibenden Dehnungen zu verzeichnen. Bei der Drittbelastung verhalten sich die Dehnungen, bis 800 kN, wie bei der Zweitbelastung, und darüber ist eine kontinuierliche Dehnungszunahme mit steigender

Spannkraft festzustellen.

Zu den Stauchungen und Dehnungen an der Hülse Außenseite - Abbildungen 6.28 bis 6.31

Die Dehnungen und Stauchungen an der Hülse Außenseite, Abbildung 6.29, weisen das gleiche Verhalten wie die Dehnungen im Zentrum des Vergusskörpers auf. Die Dehnungen und Stauchungen sind bei Zweitbelastung geringer als bei Erstbelastung und bei der Drittbelastung (bis 800 kN) gleich groß wie bei Zweitbelastung. Bei der Drittbelastung über 800 kN kommt es zu einer stärkeren Zunahme der Dehnungen und Stauchungen. Der aus Erst- und Drittbelastung zusammengefügte Stauchungs- und Dehnungsverlauf der Verankerung 37 I C 1 weist tendenziell das gleiche Verhalten wie die Verankerung 37 I G 1 auf (Abbildung 6.29). Die Dehnungen und Stauchungen an den Verankerungen des CFK-Testspanngliedes 37 I G 1 - 37 I H 2 SPA (keine Vorbelastung des Spanngliedes, Abbildungen 6.30 und 6.31) befinden sich im linear elastischen Bereich. Die gemessenen Radialstauchungen und Tangentialdehnungen an der lastnahen Stirnseite der Verankerung 37 I G 1 (die DMS R1, T1 und T2 weisen bereits von Beginn an Messwerte auf, die gegenüberliegenden DMS R1, T1 und T2 hingegen erst ab einer Kraft von  $\approx 550$  kN) weisen eventuell auf eine ungleichmäßige Beanspruchung der Stahlhülse (ungleichmäßiges Aufliegen des Vergusskörpers) hin. Die Stauchungen und Dehnungen an der Hülse Mantelfläche (Tangentialdehnung und Längsstauchung an den Außenflächen der Stahlkoni 1, 2, 3, und 4) steigen linear mit der Spannkraft an.

Die aus der NL-FE Berechnung erhaltenen Spannungen, bei einer Spannkraft von 1.800 kN (etwa Kabelbruchlast), sind in Abbildung 6.32 dargestellt. Die über die Hülse Länge nahezu lineare Lastabtragung (einzige Abweichung: geringfügig raschere Lastabtragung im lastnahen Konus) ist aus den Längs- und Schubspannungen im CFK-Zugelement (links oben und links unten) und aus den Schubspannungen im Vergusskörper (links unten) ersichtlich. Wie bereits bei der FE-Modellierung, in Kapitel 3.4.2, erwähnt, weisen die Drähte der äußersten CFK-Lage die größte Schubbeanspruchung auf (links unten). Die über den Drahtumfang unterschiedliche Schubbeanspruchung ist ebenfalls ersichtlich. Im lastnahen Verankerungsbereich (Konus 5 und 6) weist der Vergusskörper bereits plastische Verformungen auf. Nach der Vergleichsspannung von Mises erfährt der Vergusskörper im Bereich der äußersten CFK-Lage und in der lastfernen Verankerungshälfte die größte Beanspruchung. Die Beanspruchung des Vergusskörpers und des CFK-Zugelements in radialer Richtung (rechts oben) ist in der lastnahen Hälfte der Verankerung kleiner und konstanter als in der lastfernen Verankerungshälfte.

In den Abbildungen 6.33 und 6.34 sind, für die in Abbildung 6.35 definierten Linien, die Radial- und Schubspannungen im Vergusskörper und im CFK-Zugelement dargestellt. In der lastnahen Verankerungshälfte bewegt sich die Radialspannung im CFK-Eckdraht zwischen 50 und 55 N/mm<sup>2</sup>. In der lastfernen Verankerungshälfte steigen die Radialspannungen linear von 55 auf fast 100 N/mm<sup>2</sup> an. Im Lasteinleitungsbereich (Konus 6) wird die maximale Radialspannung von  $\approx 55$  N/mm<sup>2</sup> in Konusmitte erreicht. Die maximalen Schubspannungen im CFK-Eckdraht der äußersten Lage betragen im lastnahen Konus  $\approx 50$  N/mm<sup>2</sup> (Mitte Konus 6) und in den restlichen Koni  $\approx 40$  N/mm<sup>2</sup>.

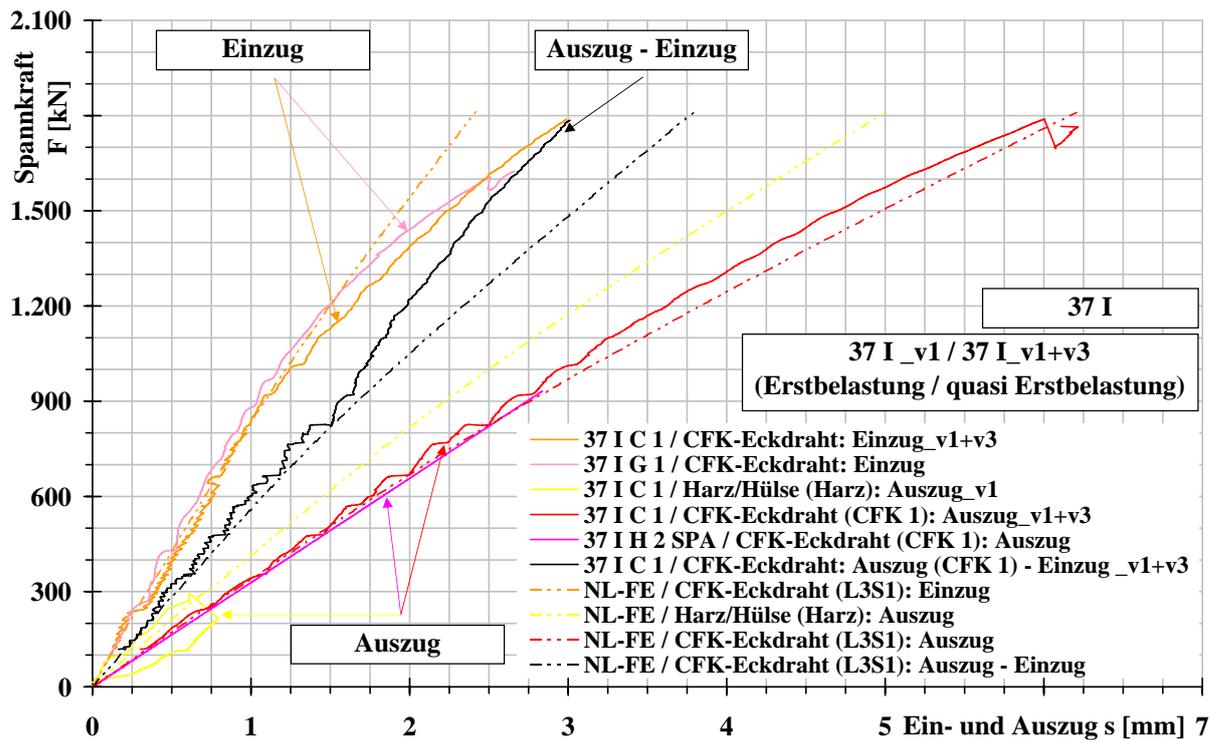


Abbildung 6.16: Verankerungstyp 37 I - Erstbelastung: Ein- und Auszug der CFK-Testspannglieder

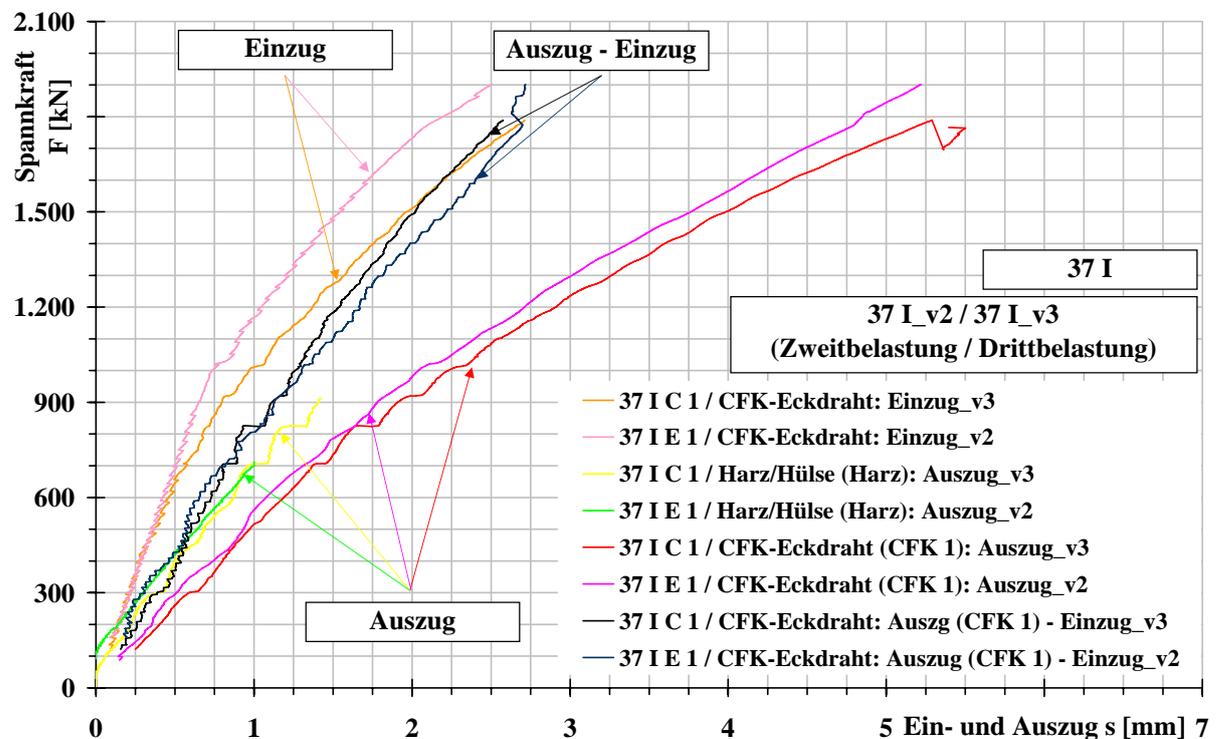


Abbildung 6.17: Verankerungstyp 37 I - Zweit- und Drittbelastung: Ein- und Auszug der CFK-Testspannglieder

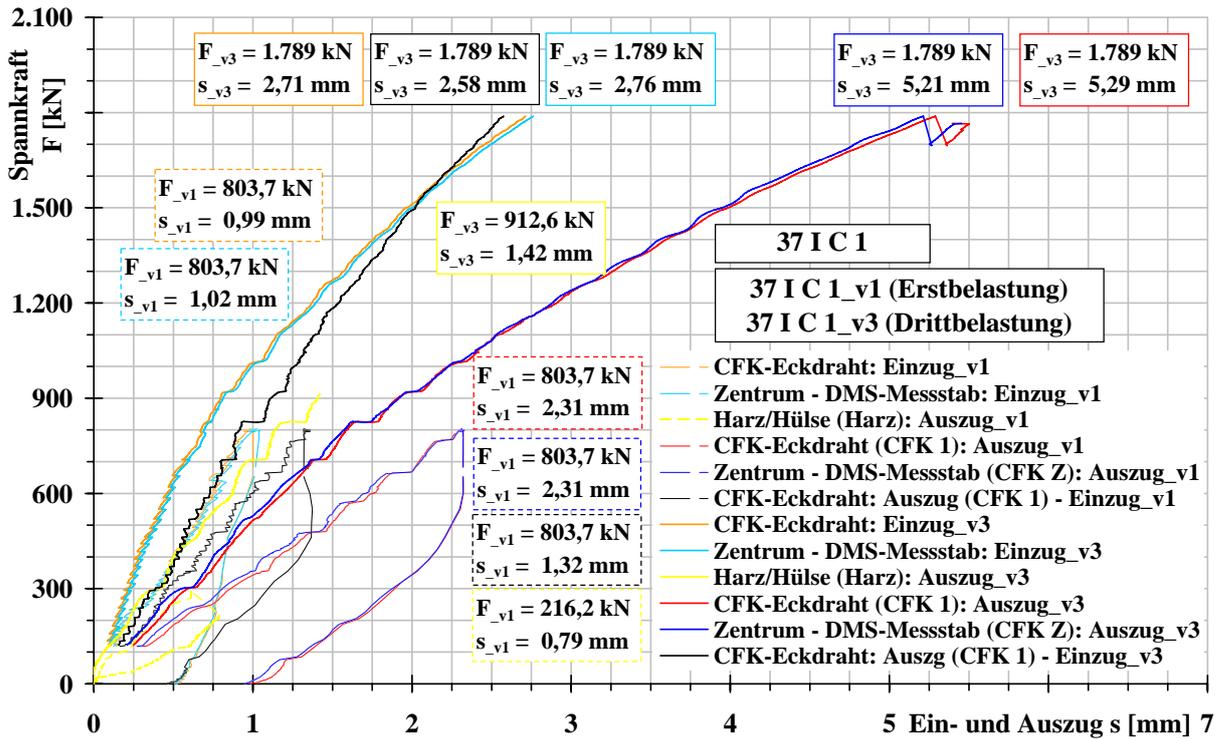


Abbildung 6.18: Erst- und Drittbelastung: Ein- und Auszug an der Verankerung 37 I C 1

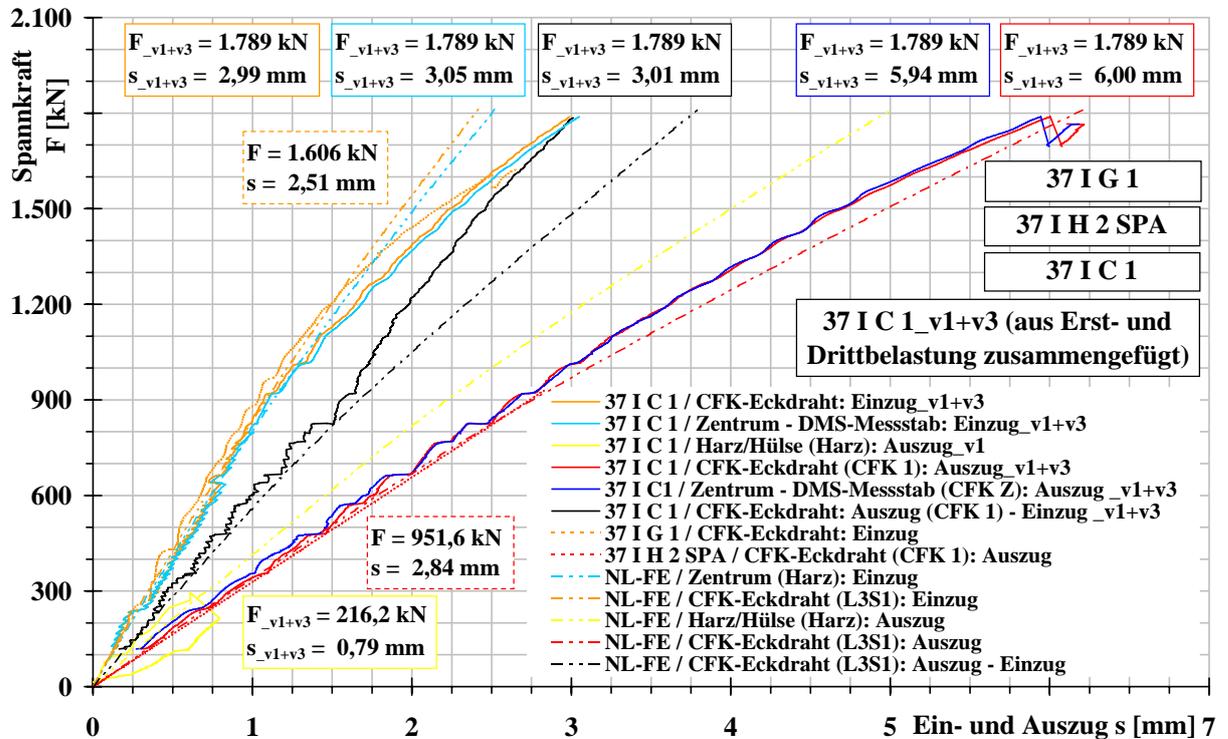


Abbildung 6.19: Erstbelastung bzw. "quasi Erstbelastung": Ein- und Auszug an den Verankerungen 37 I C, 37 I G 1 und 37 I H 2 SPA 1

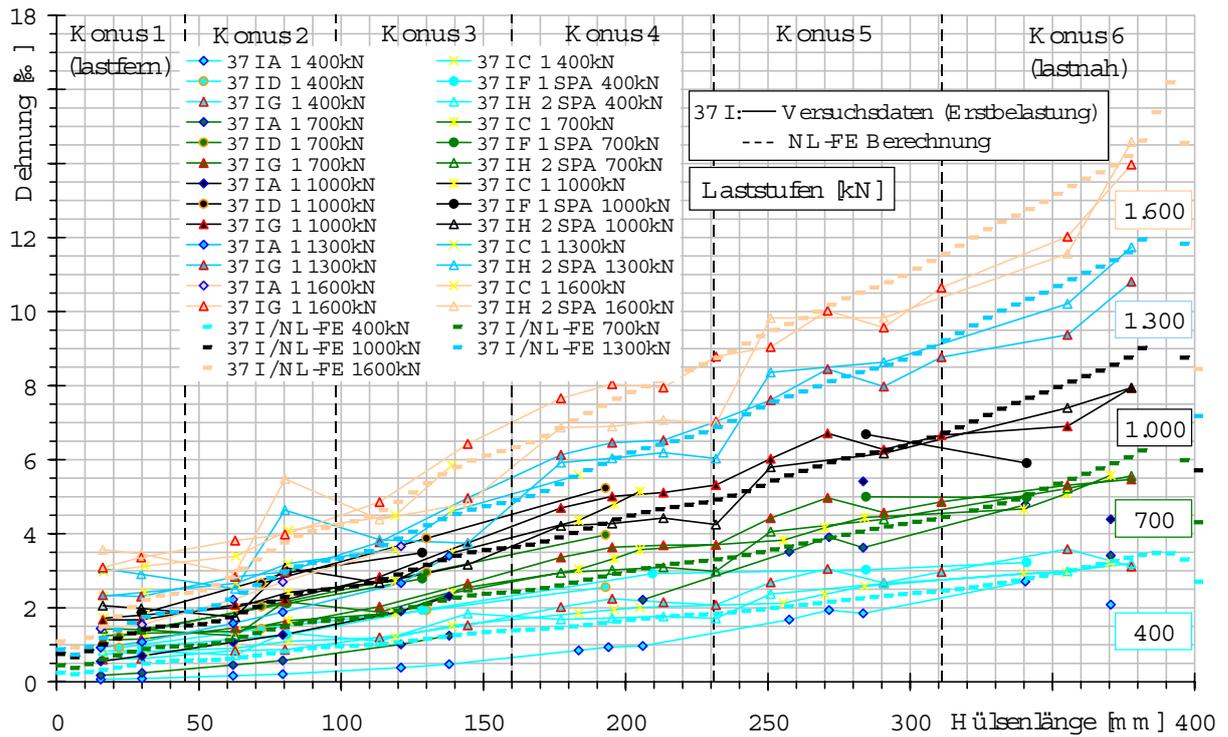


Abbildung 6.20: Verankerungstyp 37 I - Erstbelastung: Längsdehnung im Zentrum des Vergusskörpers der CFK-Testspannglieder

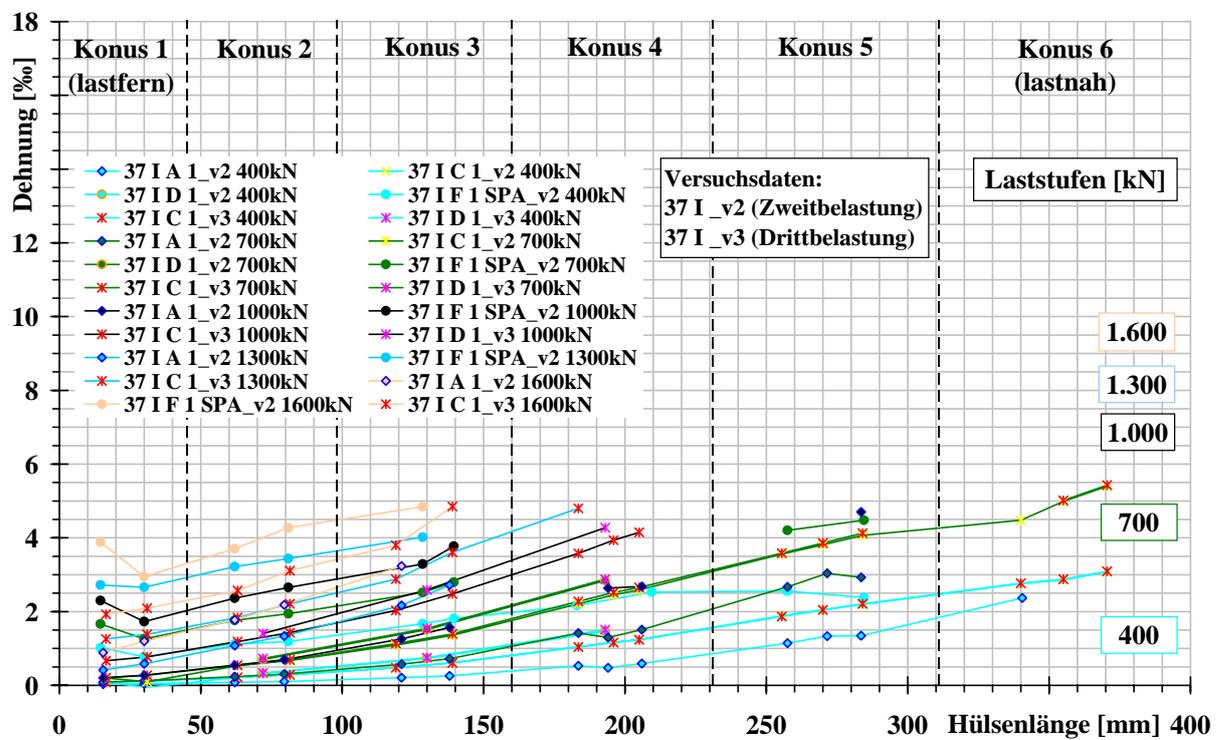


Abbildung 6.21: Verankerungstyp 37 I - Zwei- und Drittbelastung: Längsdehnung im Zentrum des Vergusskörpers der CFK-Testspannglieder

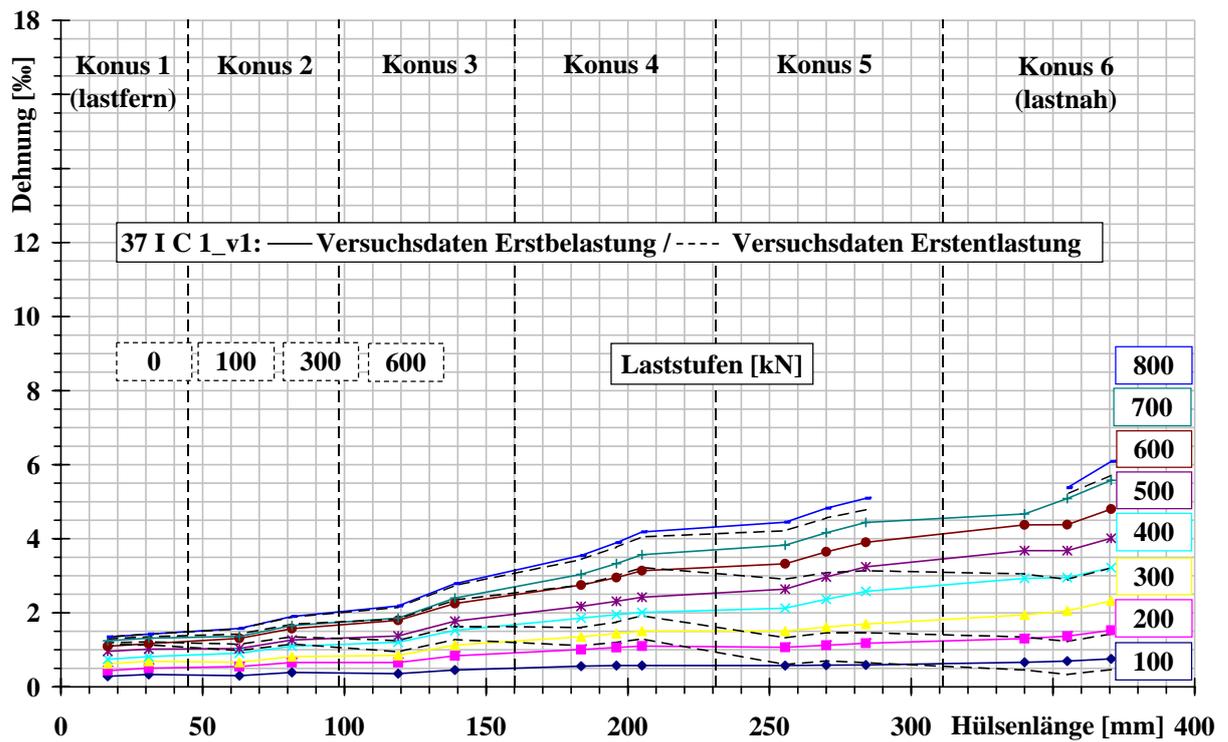


Abbildung 6.22: Erstbe- und -entlastung: Längsdehnung im Zentrum des Vergusskörpers 37 I C 1

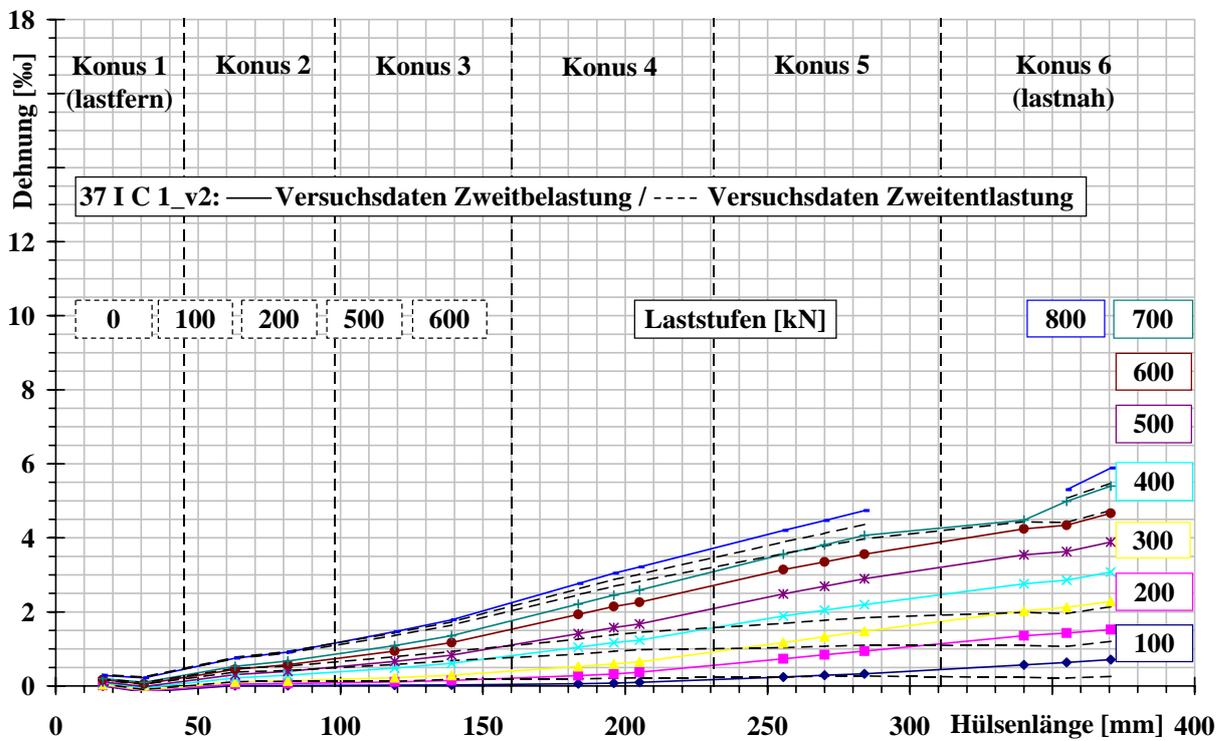


Abbildung 6.23: Zweitbe- und -entlastung: Längsdehnung im Zentrum des Vergusskörpers 37 I C 1

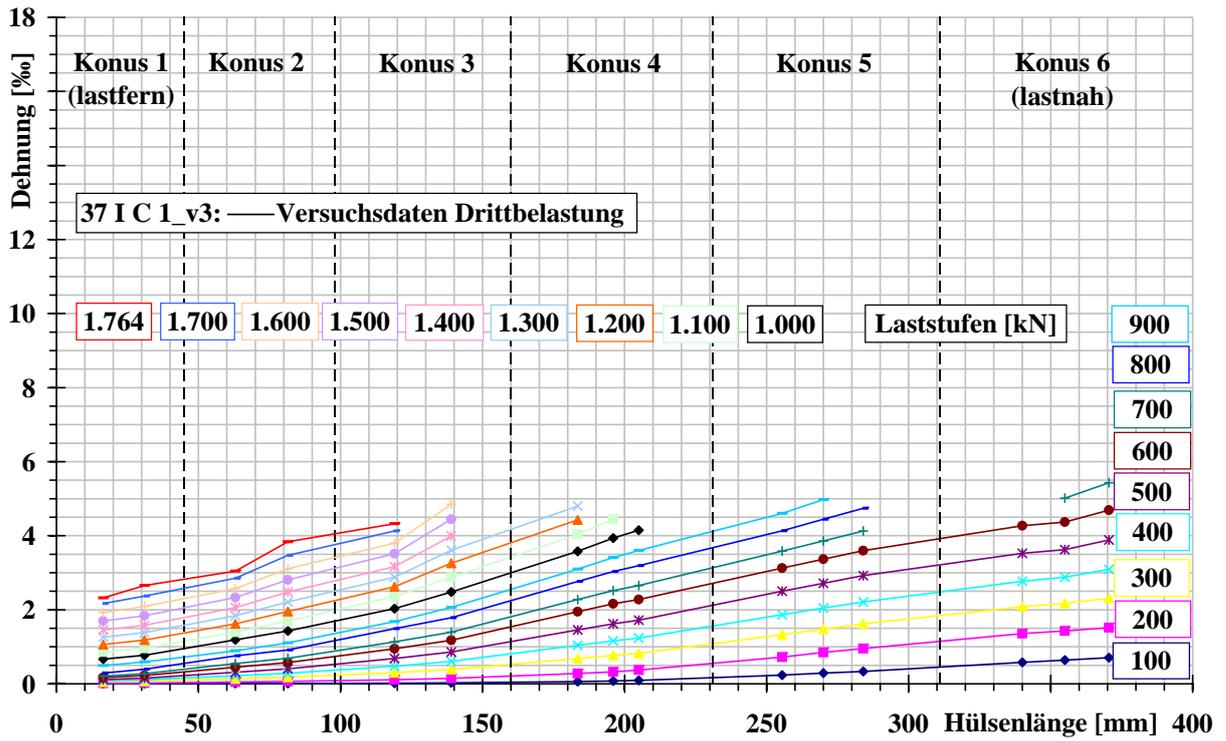


Abbildung 6.24: Drittbelastung (Zugversuch): Längsdehnung im Zentrum des Vergusskörpers 37 I C 1

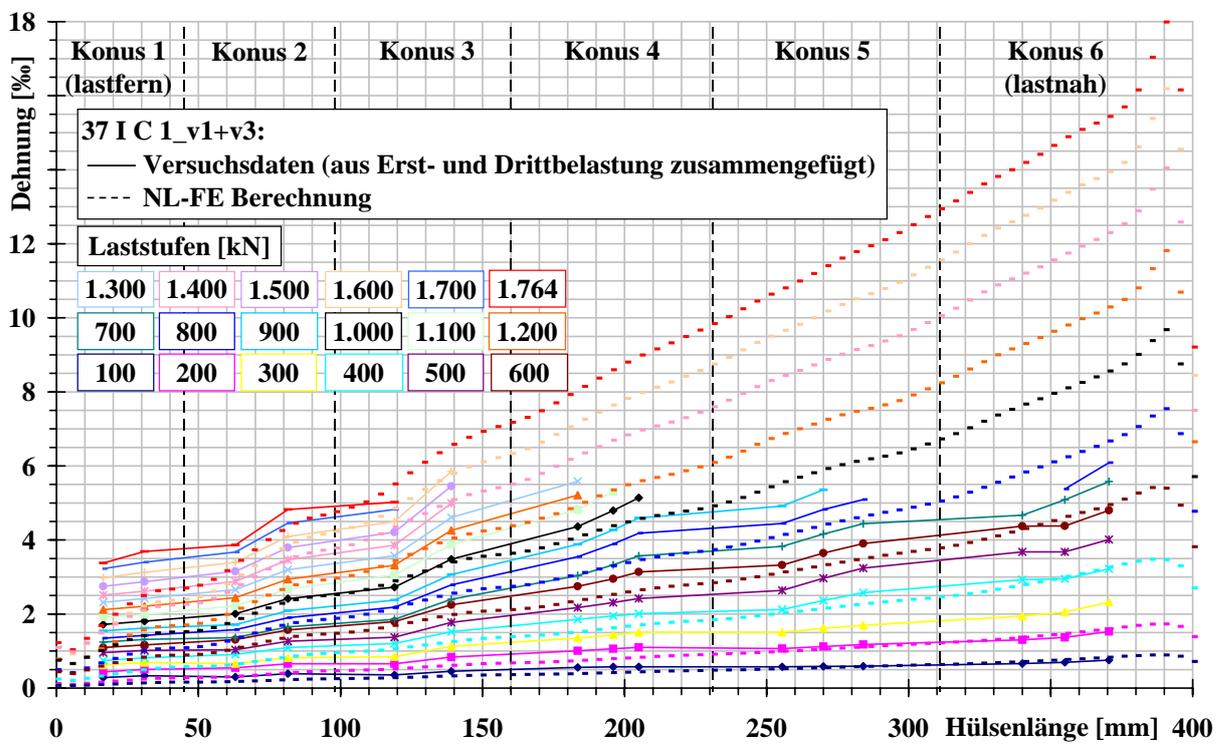


Abbildung 6.25: "Quasi Erstbelastung": Längsdehnung im Zentrum des Vergusskörpers 37 I C 1

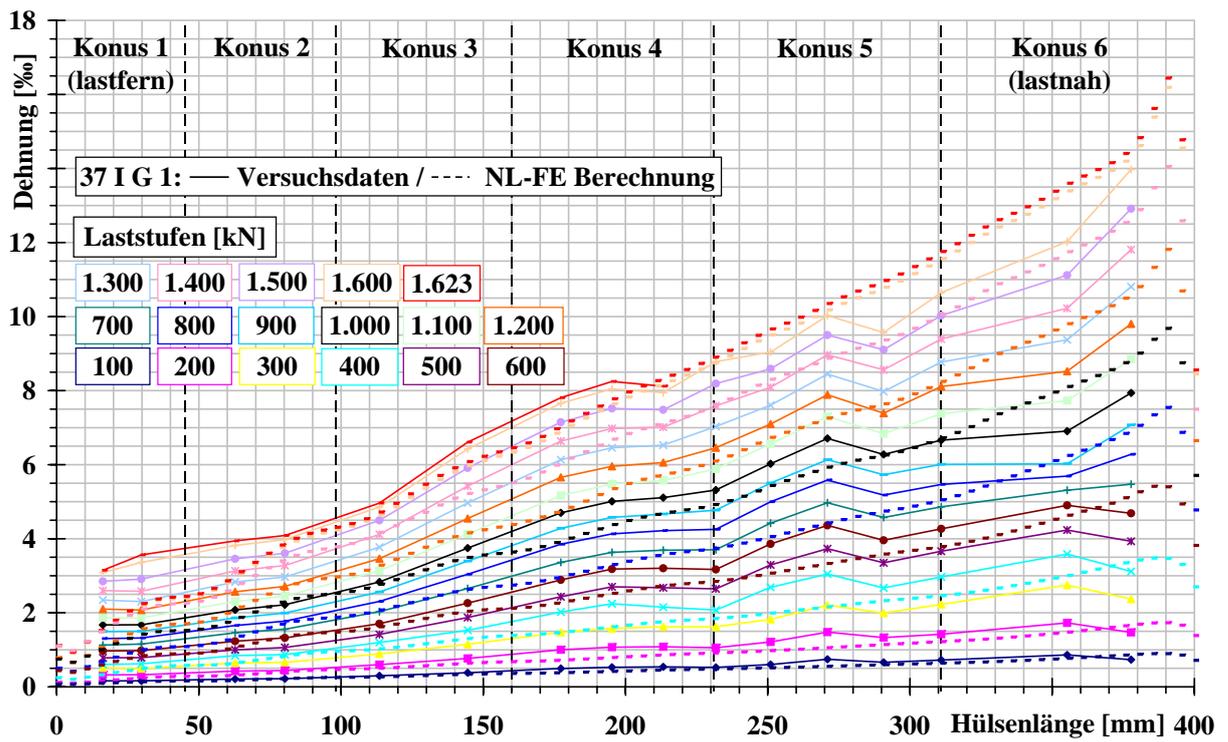


Abbildung 6.26: Längsdehnung im Zentrum des Vergusskörpers 37 I G 1

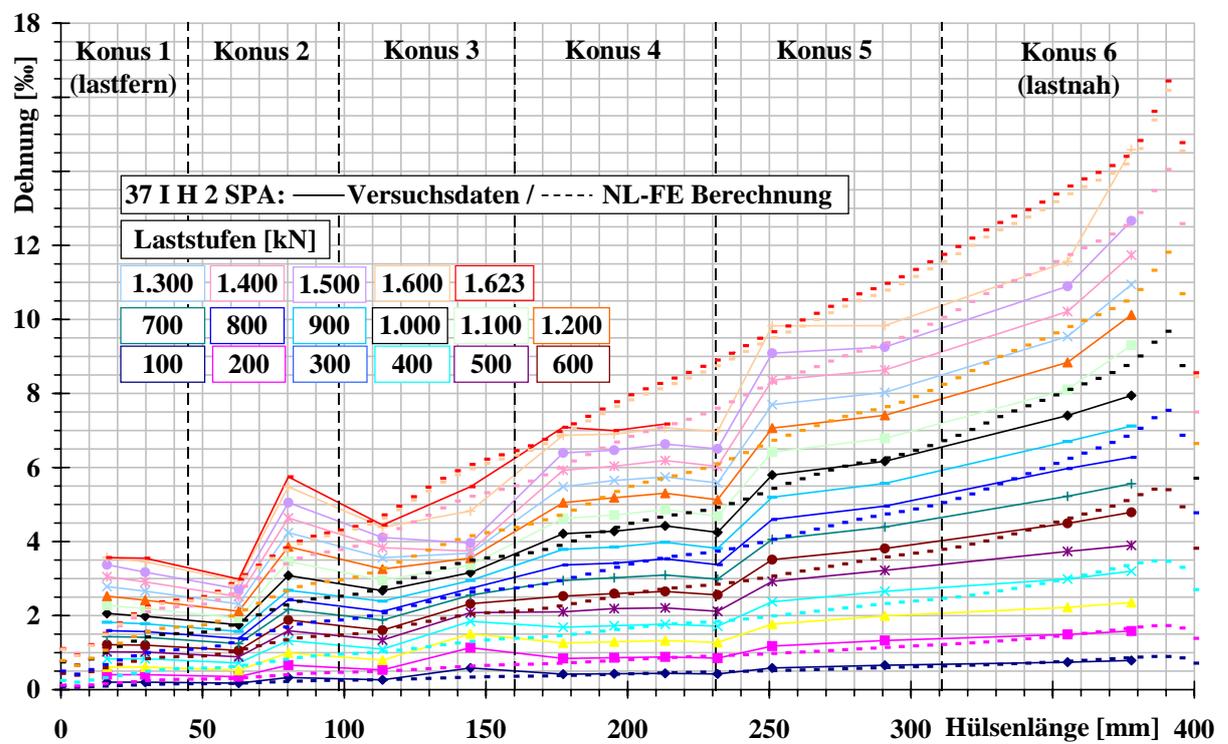


Abbildung 6.27: Längsdehnung im Zentrum des Vergusskörpers 37 I H 2 SPA

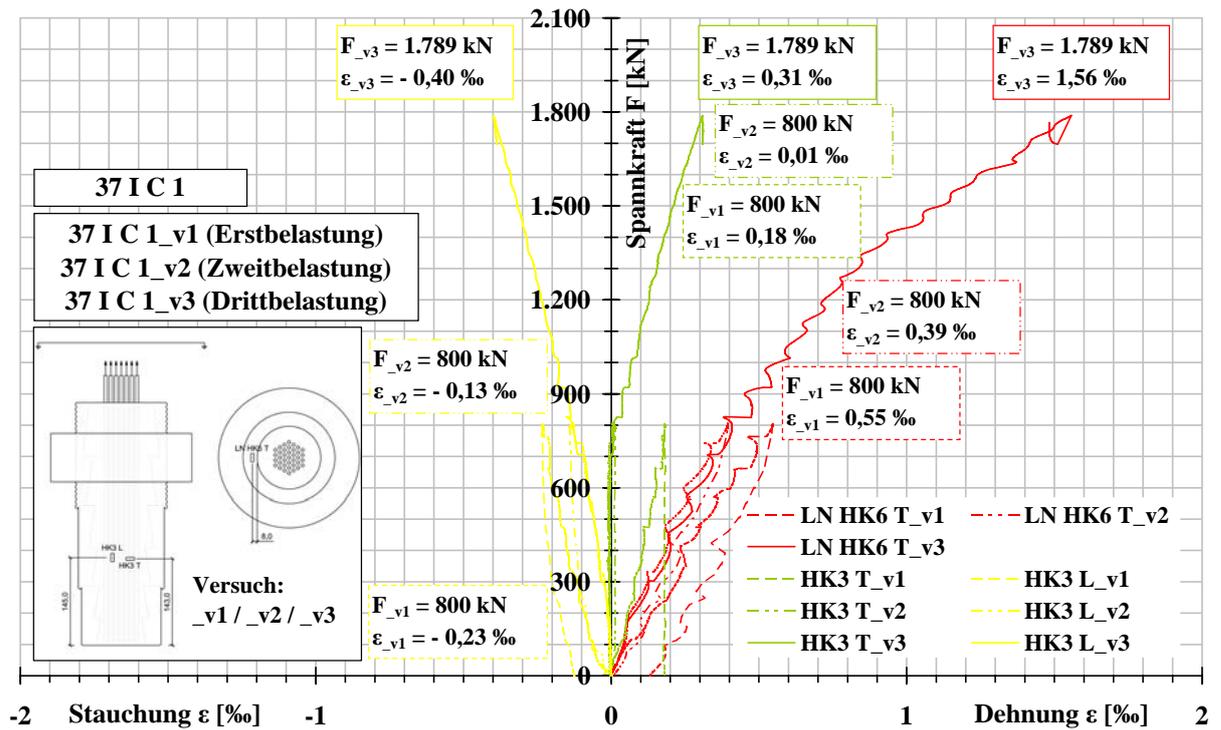


Abbildung 6.28: Erst-, Zweit- und Drittbe- und -entlastung: Dehnungen und Stauchungen an der Hülse Außenseite der Verankerung 37 I C 1

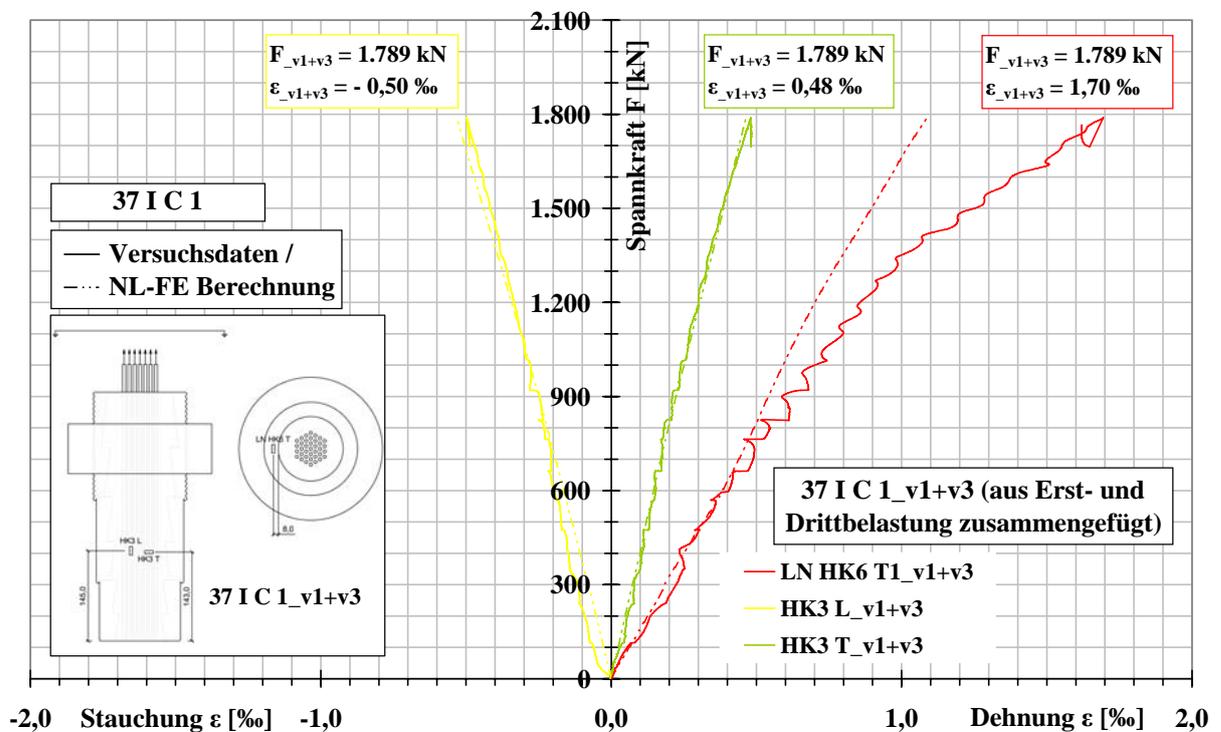


Abbildung 6.29: "Quasi Erstbelastung": Dehnungen und Stauchungen an der Hülse Außenseite der Verankerung 37 I C 1

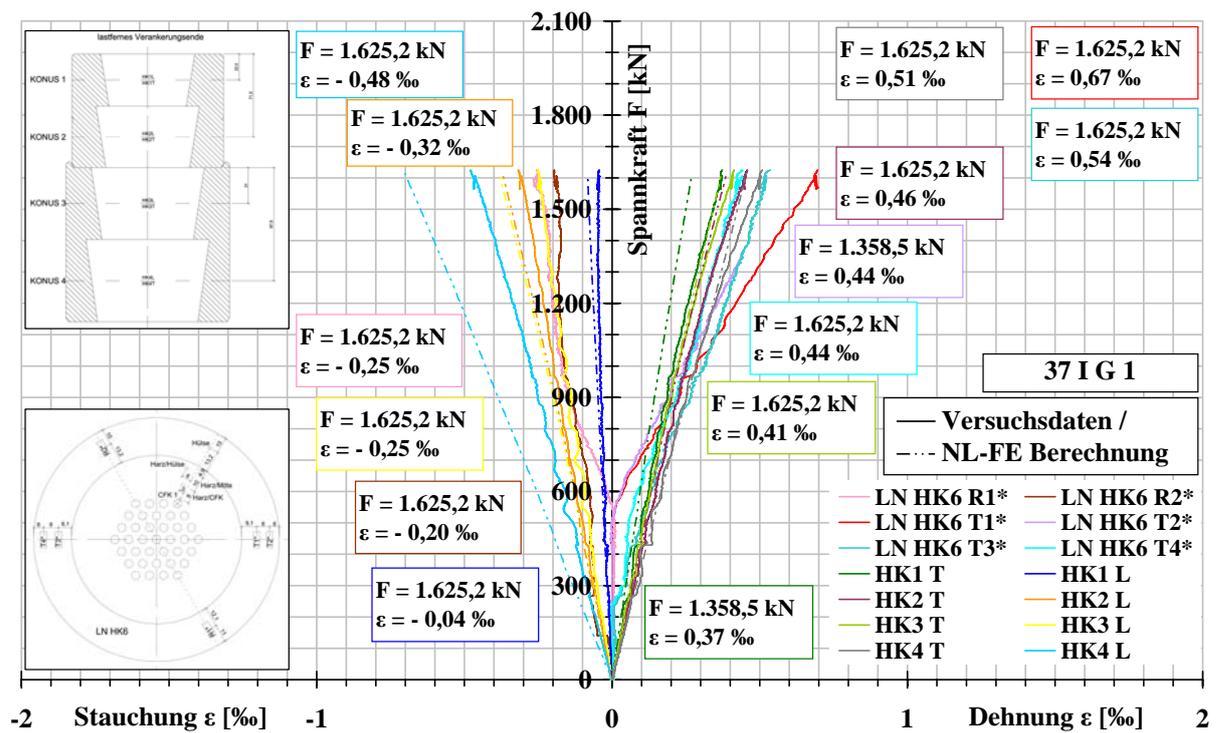


Abbildung 6.30: Dehnungen und Stauchungen an der Hülse Außenseite der Verankerung 37 I G 1

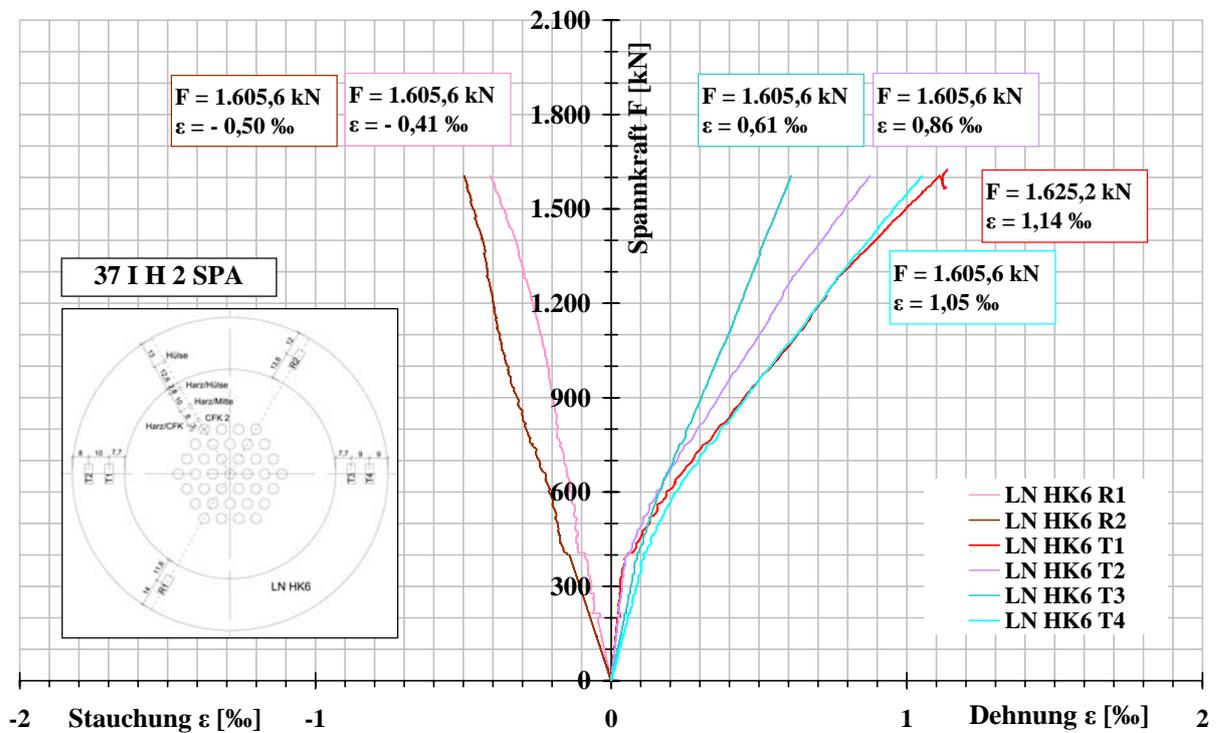


Abbildung 6.31: Dehnungen und Stauchungen an der lastnahen Stirnseite der Verankerung 37 I H 2 SPA

Die über die Verankerungslänge konstanten Schubspannungen im Vergusskörper verdeutlichen noch einmal die gleichmäßige Lastabtragung über die Hülsenlänge. Unmittelbar neben der äußersten CFK-Lage beträgt die maximale Schubspannung im Vergusskörper  $\approx 30 \text{ N/mm}^2$ .

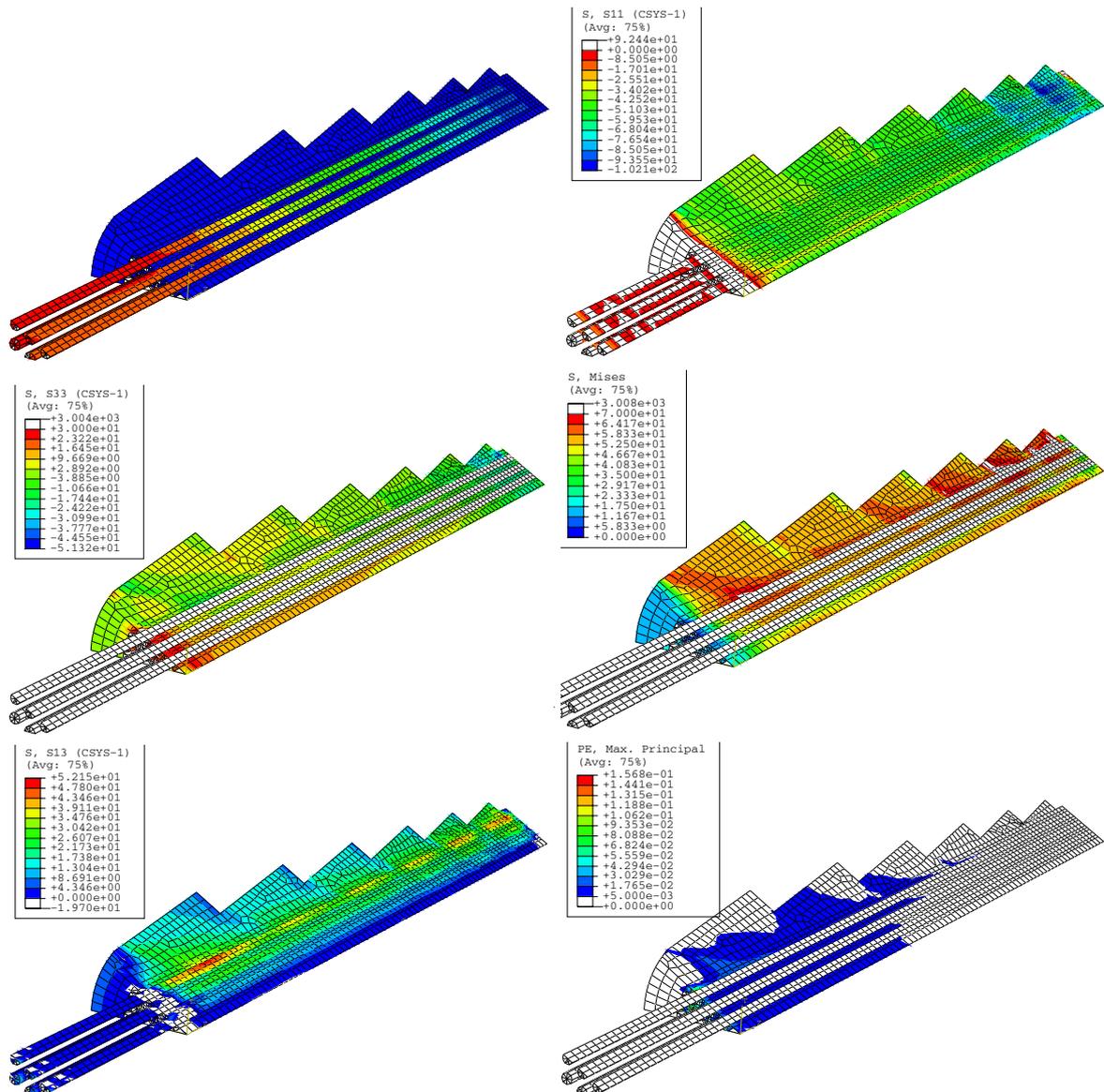


Abbildung 6.32: 37 I / NL-FE - Schaubilder für eine Spannkraft von  $F = 1.800 \text{ kN}$  (entspricht etwa der Kabelbruchlast): Längszugspannung  $\sigma_{zz}$  im CFK-Zugelement (links oben); Längszugspannung  $\sigma_{zz}$  im Vergusskörper (links Mitte); Schubspannung  $\sigma_{rz}$  (links unten); Radialspannung  $\sigma_{rr}$  (rechts oben); von MISES-Spannung (rechts Mitte); bleibender Verformungsanteil an der Hauptdehnung (rechts unten)

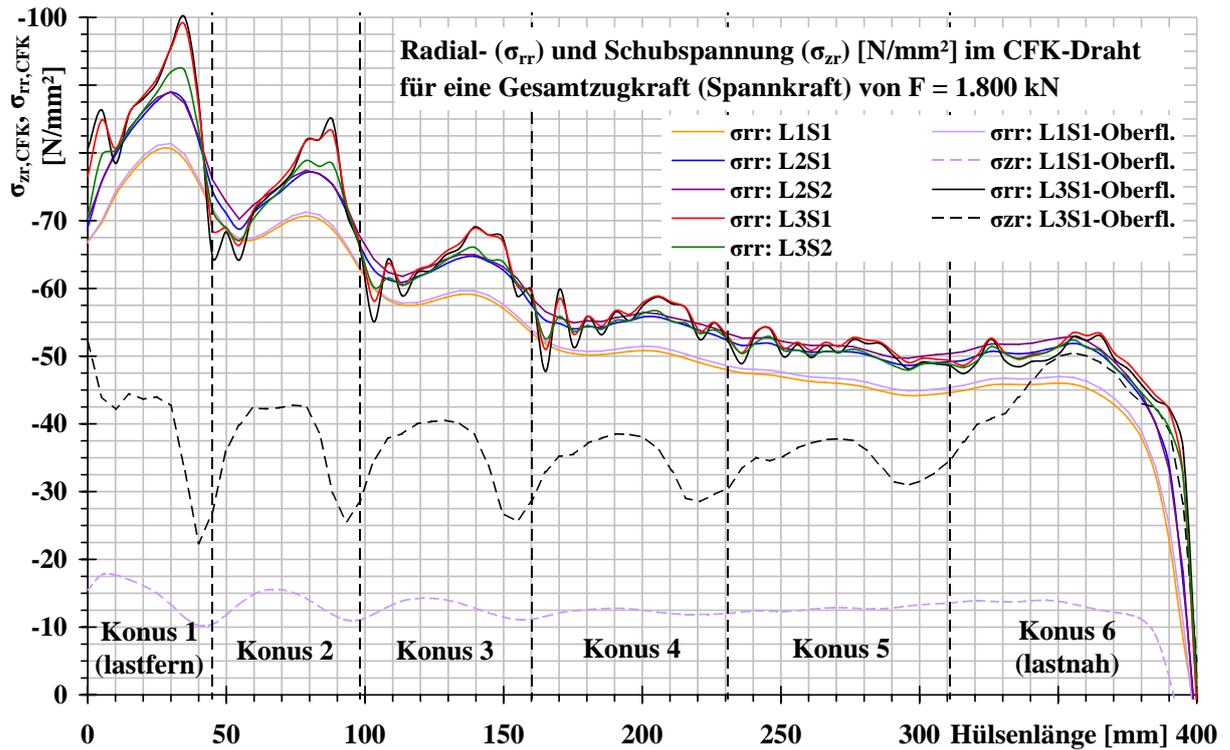


Abbildung 6.33: NL-FE: Radial- und Schubspannung im CFK-Zugelement

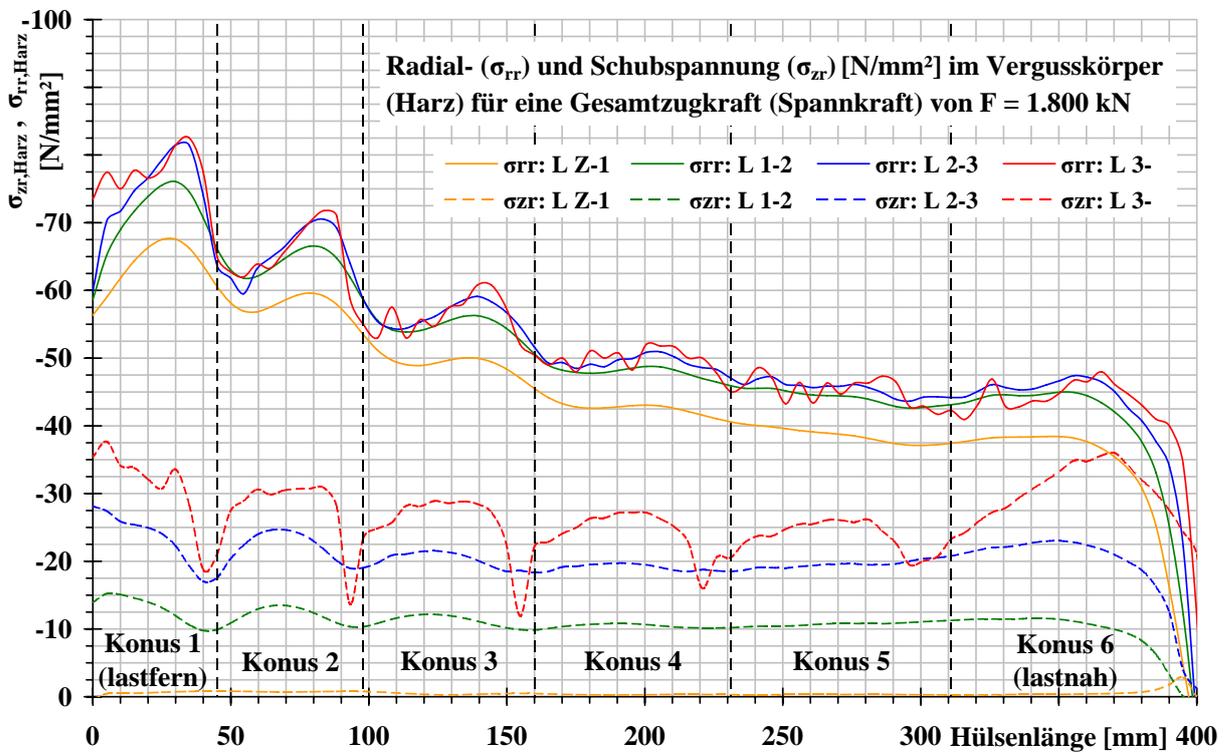


Abbildung 6.34: NL-FE: Radial- und Schubspannung im Vergusskörper

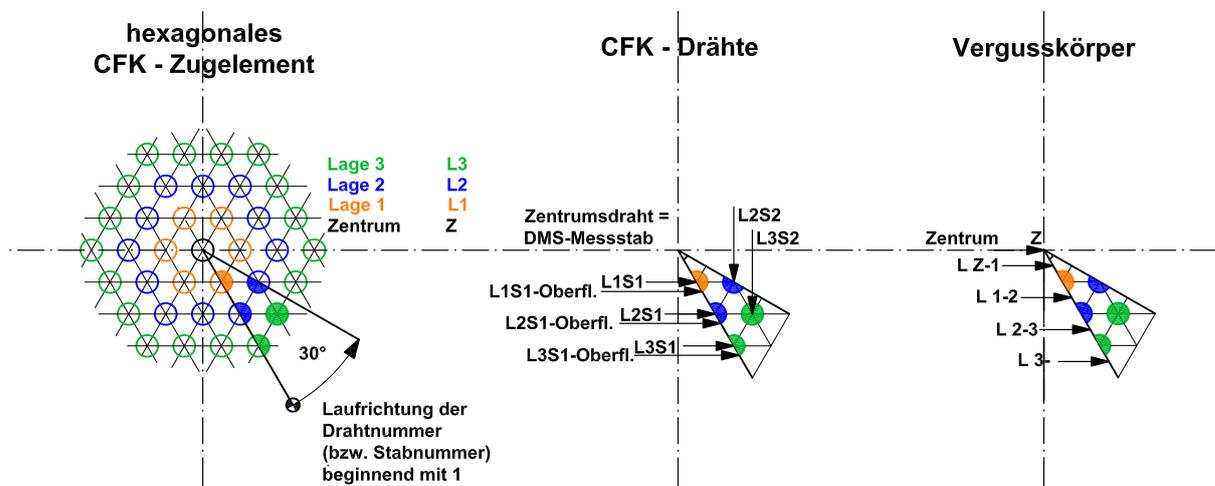


Abbildung 6.35: NL-FE Berechnung: Definition der Ausleselinien

## 6.4 CFK-Testspannglieder mit dem Verankerungstyp 84 ZI und 84 KI (84-Drahtverankerungen)

Abbildung 6.36 Spannkraft-Spannweg-Beziehung des Spanngliedes **84 KI 1 - 84 KI 2**: Die Zunahme des Spannweges und des Kraftabfalls bei einer Spannkraft von 1.000, 2.000 und 3.000 kN resultiert aus einer durchgeführten Versuchsunterbrechung von jeweils 3-4 min. und der damit verbundenen Kriechverformung des Vergusskörpers. Die Kabelbruchlast beträgt 3.394,3 kN.

Abbildung 6.36 Spannkraft-Spannweg-Beziehung des Spanngliedes **84 ZI 1 - 84 ZI 2**: Ab einer Spannkraft von  $\approx 2.700$  kN kommt es mehrmals zu einem schlagartigen Absinken der Spannkraft um etwa 20-30 kN. Dieser Zeitpunkt kann als Versagensbeginn festgehalten werden. Die maximale Spannkraft beträgt 3.262,5 kN.

Mit beiden CFK-Testspanngliedern, 84 KI 1 - 84 KI 2 (konisch segmentierte Vergussverankerungen) und 84 ZI 1 - 84 ZI 2 (zylindrisch segmentierte Vergussverankerungen), konnte die Kabelnennbruchlast von 3.958 kN nicht erreicht werden. Als Grund kann Versagen der Verankerung angegeben werden.

In Abbildung 6.37 sind das 84-drahtige Zugelement und die für die Darstellung der NL-FE Ergebnisse definierten Linien dargestellt.

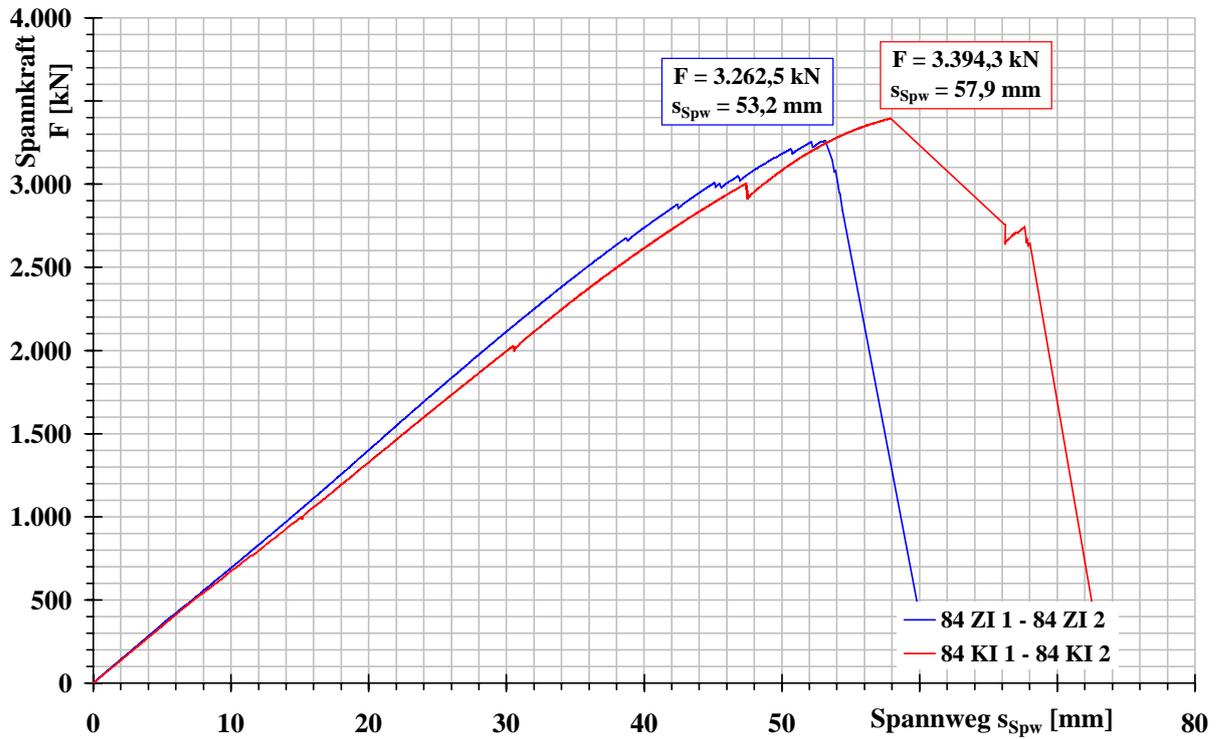


Abbildung 6.36: Verankerungstyp 84 ZI / KI: Spannkraft - Spannweg - Beziehung der beiden CFK-Testspannglieder

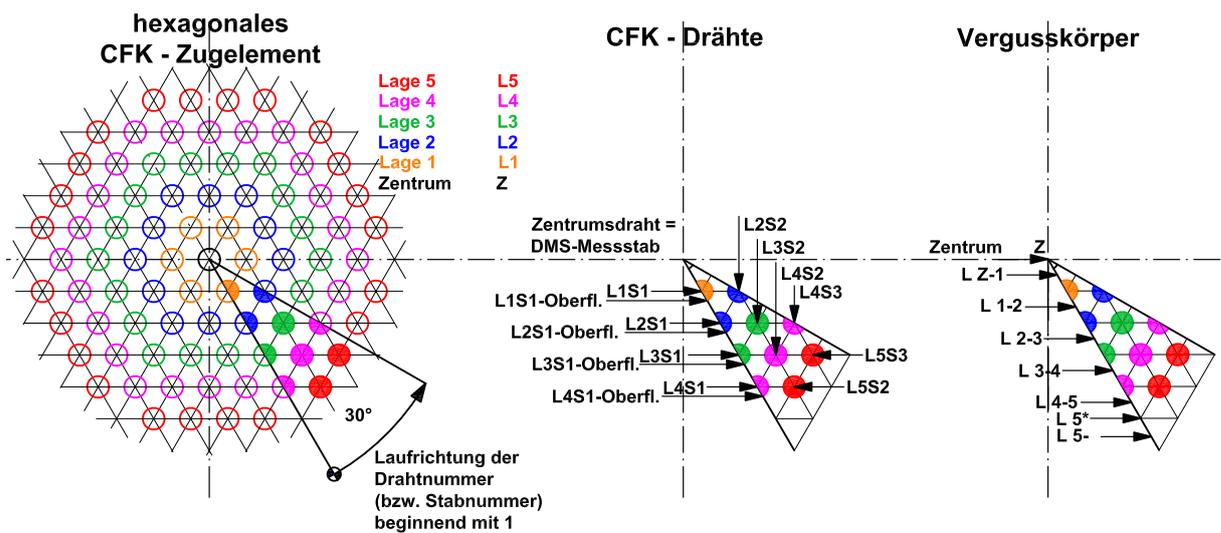


Abbildung 6.37: NL-FE Berechnung: Definition der Ausleselinien

### 6.4.1 CFK-Testspannglied 84 KI 1 - 84 KI 2

Ein- und Auszüge (Abbildungen 6.38 und 6.39):

Bis zu einer Spannkraft von 1.500 - 2.000 kN ist ein nahezu linearer Anstieg der Ein- und Auszüge festzustellen. Zwischen 1.500 bzw. 2.000 und 3.000 kN nehmen sie deutlich und ab 3.000 kN überproportional zu. Bis 2.000 kN weisen beide Verankerungen nahezu gleich große Ein- und Auszüge auf. Über 2.000 kN nehmen die Ein- und Auszüge der Verankerung 84 KI 1 fast doppelt so rasch zu wie jene der Verankerung 84 KI 2.

Ergebnis der rund dreiminütigen Versuchsunterbrechung bei 350, 1.000, 2.000 und 3.000 kN: Eine Zunahme des Ein- und Auszuges, infolge Kriechen des Vergusskörpers, ist erst ab einer Spannkraft von 2.000 kN festzustellen. Die Zunahme des Ein- und Auszuges ist für die beiden Verankerungen wie folgt:

- \* 84 KI 1: bei 2.000 kN  $\approx 0,08$  mm und bei 3.000 kN  $\approx 0,20 - 25$  mm
- \* 84 KI 2: bei 2.000 kN  $\approx 0,15$  mm und bei 3.000 kN  $\approx 0,70$  mm

Bei beiden Verankerungen nehmen die Kriechverformungen mit steigendem Lastniveau nichtlinear zu. Der Vergusskörper der Verankerung 84 KI 1 kriecht weitaus stärker als jener der Verankerung 84 KI 2.

Die Differenz aus Auszug und Einzug des CFK-Eckdrahtes (Gesamtdehnung über die Hülslänge) steigt bei beiden Verankerungen linear mit der Spannkraft an. Bei maximaler Spannkraft weichen die Werte etwa 10 % voneinander ab. Es kann mit großer Wahrscheinlichkeit davon ausgegangen werden, dass über die gesamte Versuchsdauer eine ähnliche Lastabtragung erfolgt.

Aus der NL-FE Berechnung folgt:

- \* Tendenziell ähnlicher Verlauf der Ein- und Auszüge wie bei den Verläufen aus den Versuchsdaten.
- \*  $F \approx 1.250$  kN: Der Vergusskörper weist nahezu keine bleibenden Verformungen auf.
- \*  $F \approx 3.310$  kN: Die vier lastnahen Koni (Koni 3 bis 6) weisen bereits eine große Deformation und erhebliche bleibende Verformungen auf (Abbildung 6.47).

Anhand der Versuchsdaten und dem Ergebnis der FE-Berechnung kann, ab  $F \approx 3.000$  kN, von einer sehr hohen dreiaxialen Beanspruchung (über bzw. im Bereich der einaxialen Druckfestigkeit) des Vergusskörpers ausgegangen werden.

Längsdehnungen im Zentrum des Vergusskörpers (Abbildungen 6.40 und 6.41):

Anhand der wenigen Versuchsdaten kann eine detaillierte Beschreibung der Lastabtragung nicht vorgenommen werden. Tendenziell zeigt die NL-FE Berechnung eine geringe Lastabtragung im lastnahen und eine relativ große Lastabtragung im lastfernen Verankerungsbereich (siehe Abbildung 6.47 links oben).

Stauchungen und Dehnungen an der Hülsenaußenseite (Abbildungen 6.42 bis 6.44):

Diese nehmen bis zu einer Spannkraft von 2.000-2.500 kN linear und ab 2.500-3.200 kN stark bis überproportional zu (ähnlich wie die Ein- und Auszüge, jedoch bei einer höheren Laststufe). Die NL-FE - Schaubilder in den Abbildungen 6.42 und 6.43 zeigen, ab einer Spannkraft von  $\approx 3.300$  kN, eine teilweise Plastizierung der Stahlhülse.

Die aus der NL-FE Berechnung erhaltenen Radial- und Schubspannungsverläufe im CFK-Zugelement und im Vergusskörper, bei Kabelbruchlast, sind in den Abbildungen 6.45, 6.46 und 6.47 dargestellt. Wie bei der FE-Modellierung angenommen steigen die Radialspannungen, vom lastnahen zum lastfernen Verankerungsende hin, kontinuierlich an und sind im lastfernen Verankerungsbereich mehr als doppelt so groß wie im lastnahen Verankerungsbereich. Die Radialspannungen innerhalb der innersten beiden Lagen sind geringer als jene der äußeren Lagen. Im lastnahen Konus liegt die maximale Radialspannung (etwa Konusmitte) im CFK-Eckdraht bei  $\approx 80$  N/mm<sup>2</sup>. Die Schubspannungen steigen ebenfalls vom lastnahen zum lastfernen Ende hin an. Für den CFK-Eckdraht beträgt sie im lastnahen Konus maximal 40 N/mm<sup>2</sup> und im lastfernen Konus bereits 60 N/mm<sup>2</sup>. Die hohe Schubbeanspruchung des Vergusskörpers und des CFK-Zugelements im lastfernen Verankerungsteil ist ebenfalls aus der Abbildung 6.47 links unten ersichtlich.

Wie aus den Abbildungen 6.47 links unten und 6.48 ersichtlich ist, sind die CFK-Drähte der äußersten Lage (vor allem der äußerste Draht), am höchsten und über den Drahtumfang am ungleichmäßigsten von allen CFK-Drähten auf Schub beansprucht.

In Verankerungslängsrichtung ist der Vergusskörper in den beiden lastnahen Koni auf Längszug und in den restlichen vier Koni auf Längsdruck beansprucht.

In Abbildung 6.49 ist für beide Verankerungen die lastferne Verankerungsseite vor und nach Versuchsende dargestellt. An der Verankerung 84 KI 2 wurde der Draht L2S1  $\approx 2$  mm eingezogen. An der Verankerung 84 KI 1 konnten keine Drahteinzüge festgestellt werden.

Abbildung 6.50 zeigt die lastnahe Seite der Verankerung 84 KI 1 und die Abbildung 6.51 jene der Verankerung 84 KI 2, vor und nach Versuchsende. Bei beiden Verankerungen weist der Vergusskörper zum Teil sehr breite Radialrisse, ausgehend von den hexagonalen Ecken der äußersten CFK-Lage, auf. Nach dem Entfernen der losen Vergussteile, weist der Harzausbruch, ausgehend von den Rändern der Stahlhülse hin zur äußersten CFK-Lage, die Form eines Kegelstumpfes auf. Bei der Verankerung 84 KI 1 reicht dieser Ausbruch bis in eine Tiefe von  $\approx 40$  mm (ungefähr Konusmitte) und bei der Verankerung 84 KI 1 bis in eine Tiefe von  $\approx 20$  mm. Im Verankerungsbereich befinden sich die Drahtbrüche in einem Bereich, der etwa vom Überguss bis zur jeweiligen Tiefe des Harzausbruches reicht. In der Regel sind die Drähte der äußersten CFK-Lage (CFK-Lage 5) bzw. der CFK-Lage 4 gebrochen. Die Drahtenden weisen sowohl glatte Bruchflächen als auch zerfaste Bruchflächen (aufgespleißte Drahtenden) auf. Der Bruch geht über den Voll- (meist glatter Bruch) oder Teilquerschnitt (jenes Kreissegment bzw. Drahhälfte des Drahtes, die der Stahlhülse zugewandt ist) des Drahtes.

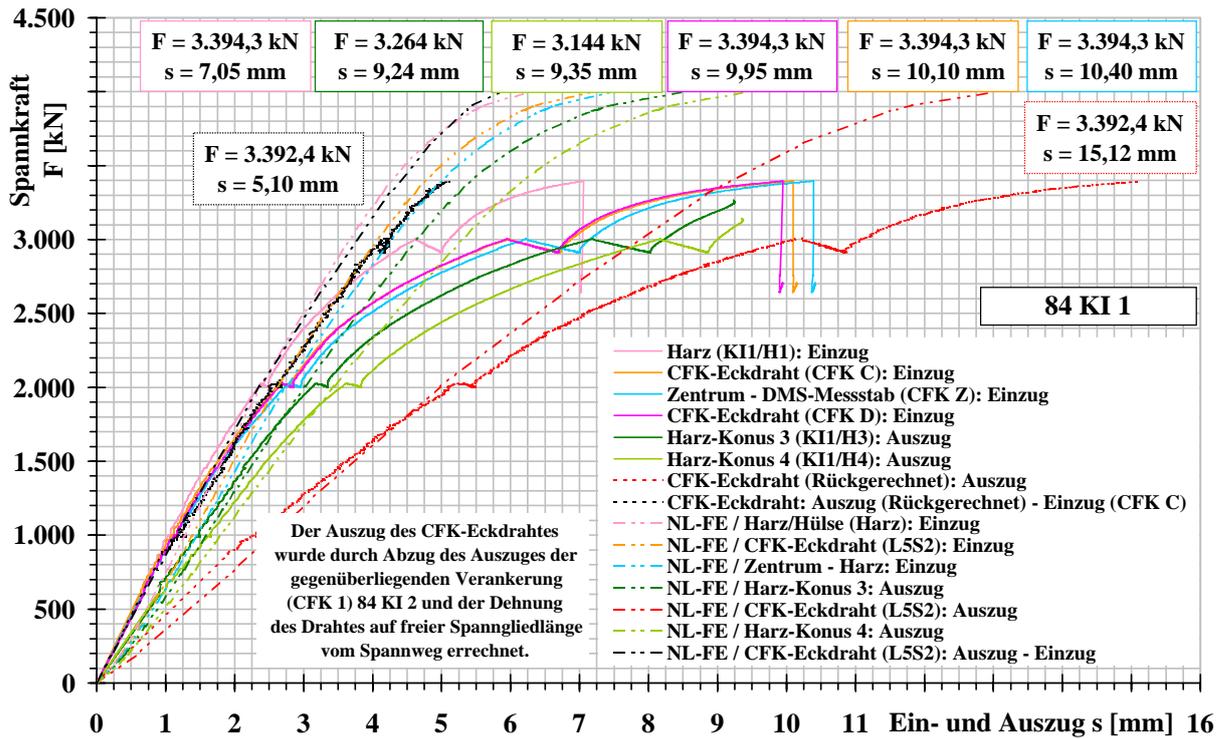


Abbildung 6.38: Ein- und Auszug - Verankerung 84 KI 2

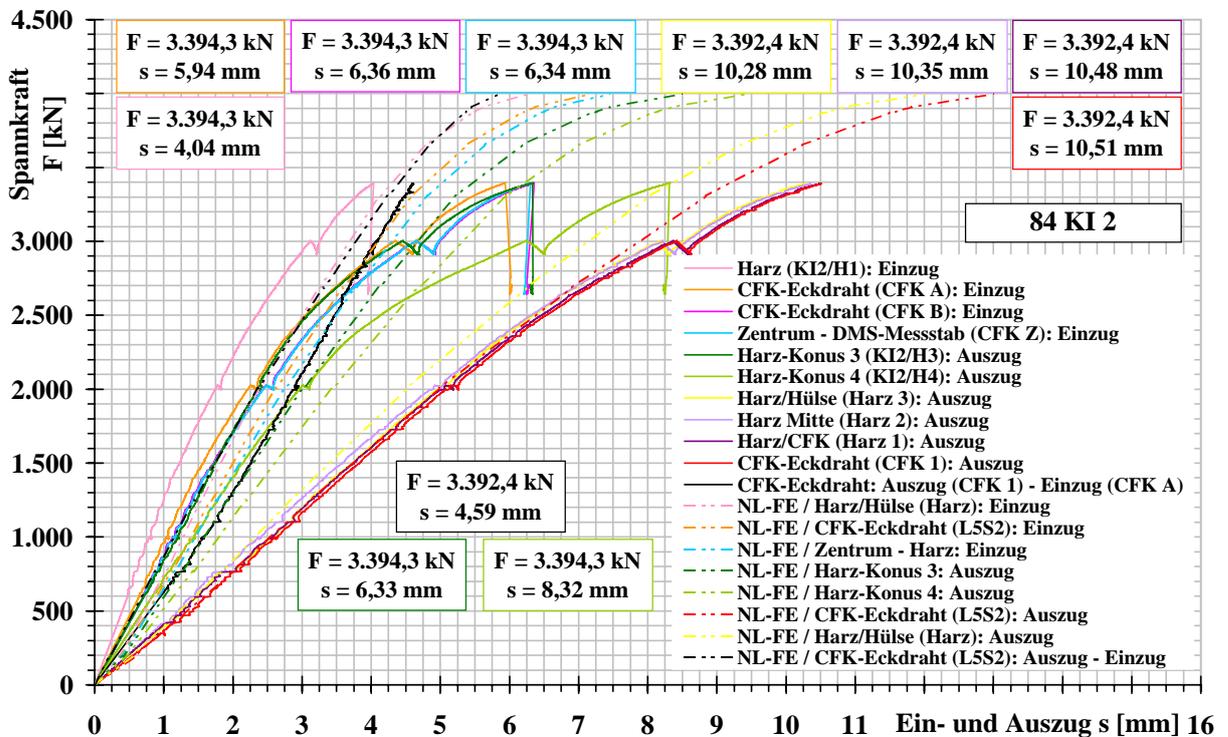


Abbildung 6.39: Ein- und Auszug - Verankerung 84 KI 2

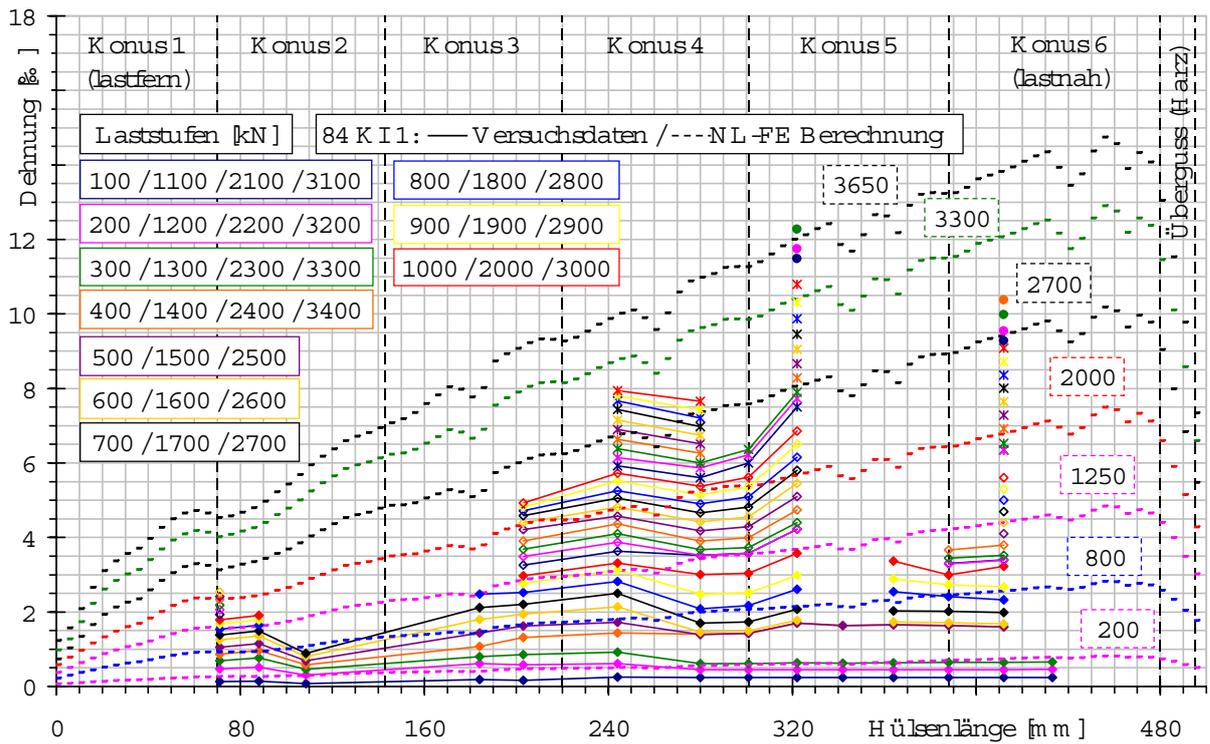


Abbildung 6.40: Längsdehnung im Zentrum des Vergusskörpers 84 KI 1

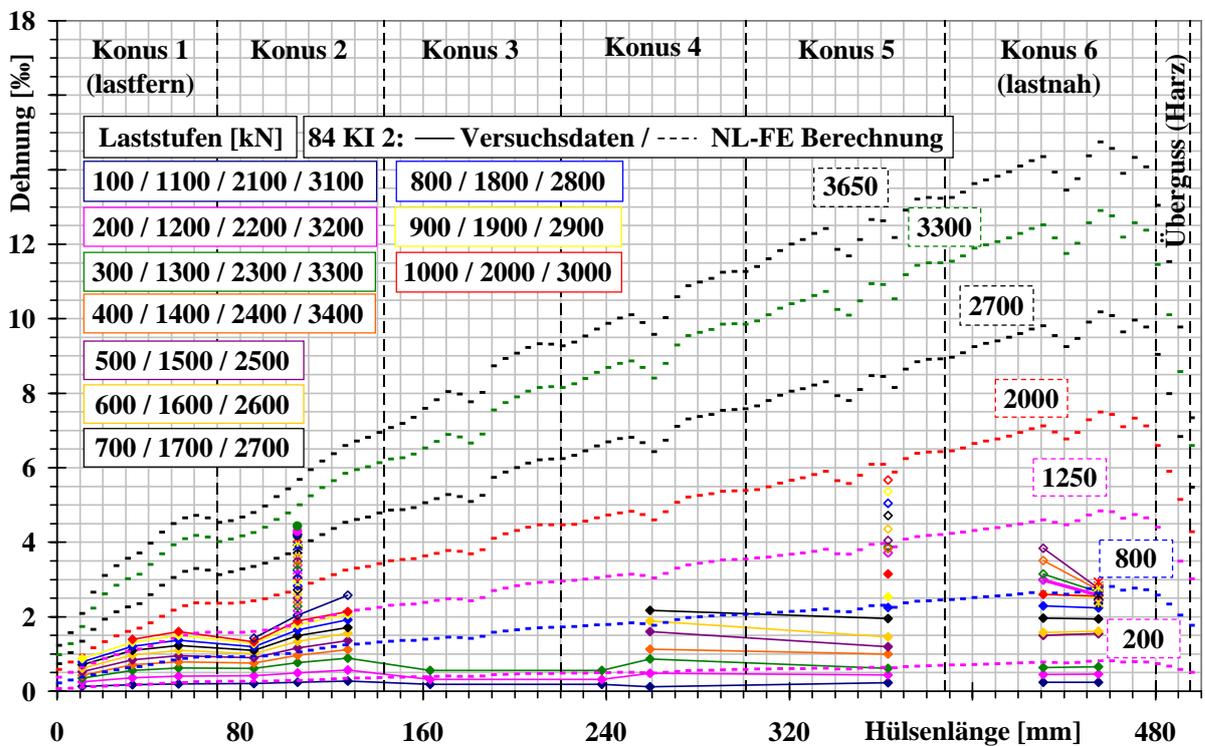


Abbildung 6.41: Längsdehnung im Zentrum des Vergusskörpers 84 KI 2

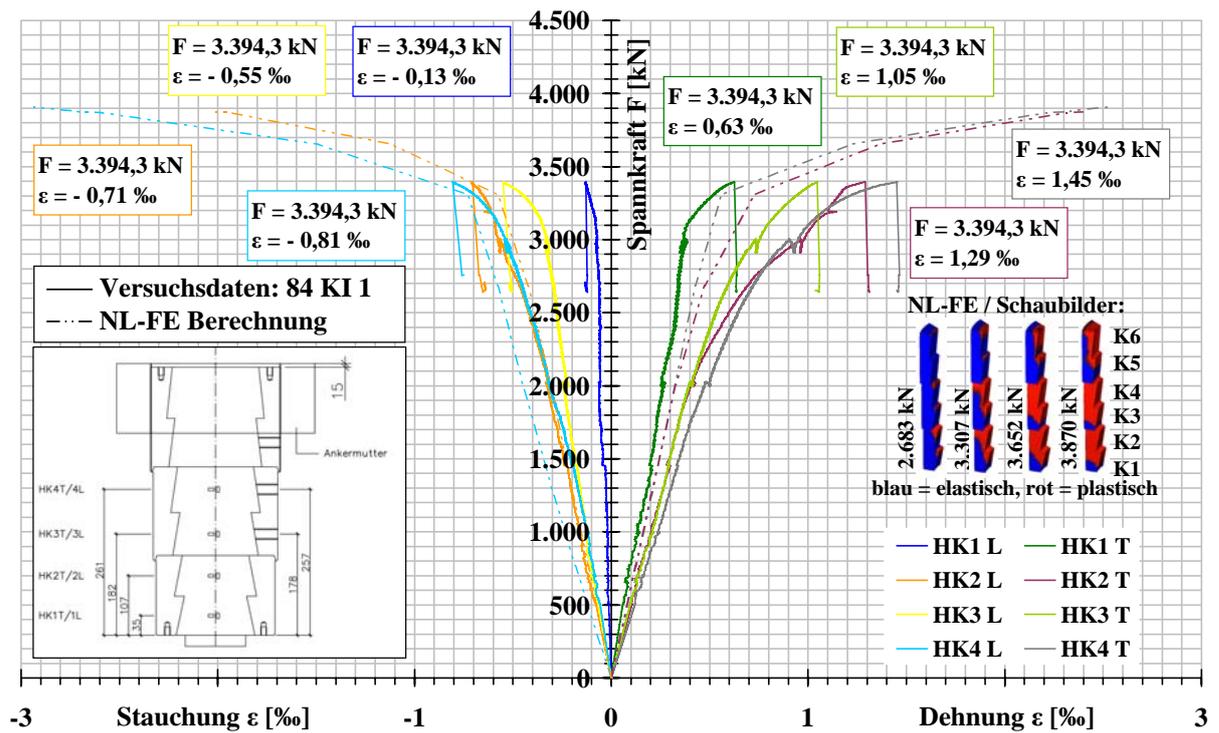


Abbildung 6.42: Dehnungen und Stauchungen an der Hülseaußenseite der Verankerung 84 KI 1

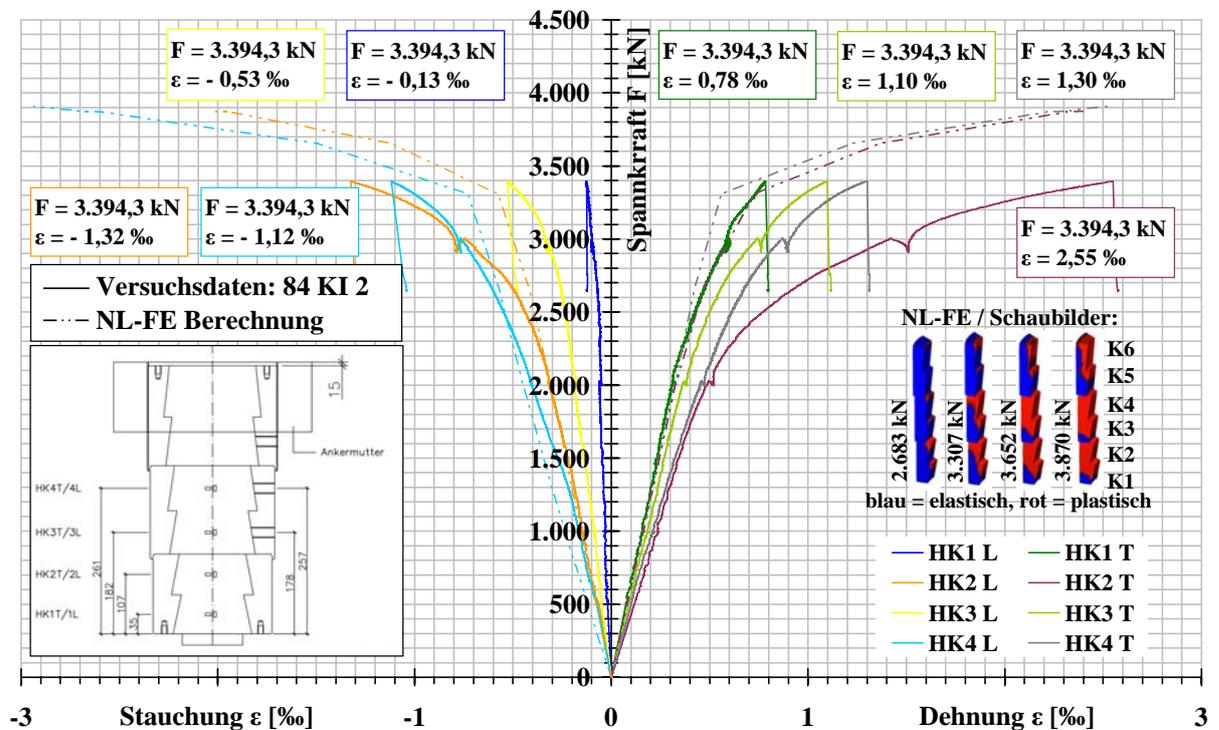


Abbildung 6.43: Dehnungen und Stauchungen an der Hülseaußenseite der Verankerung 84 KI 2

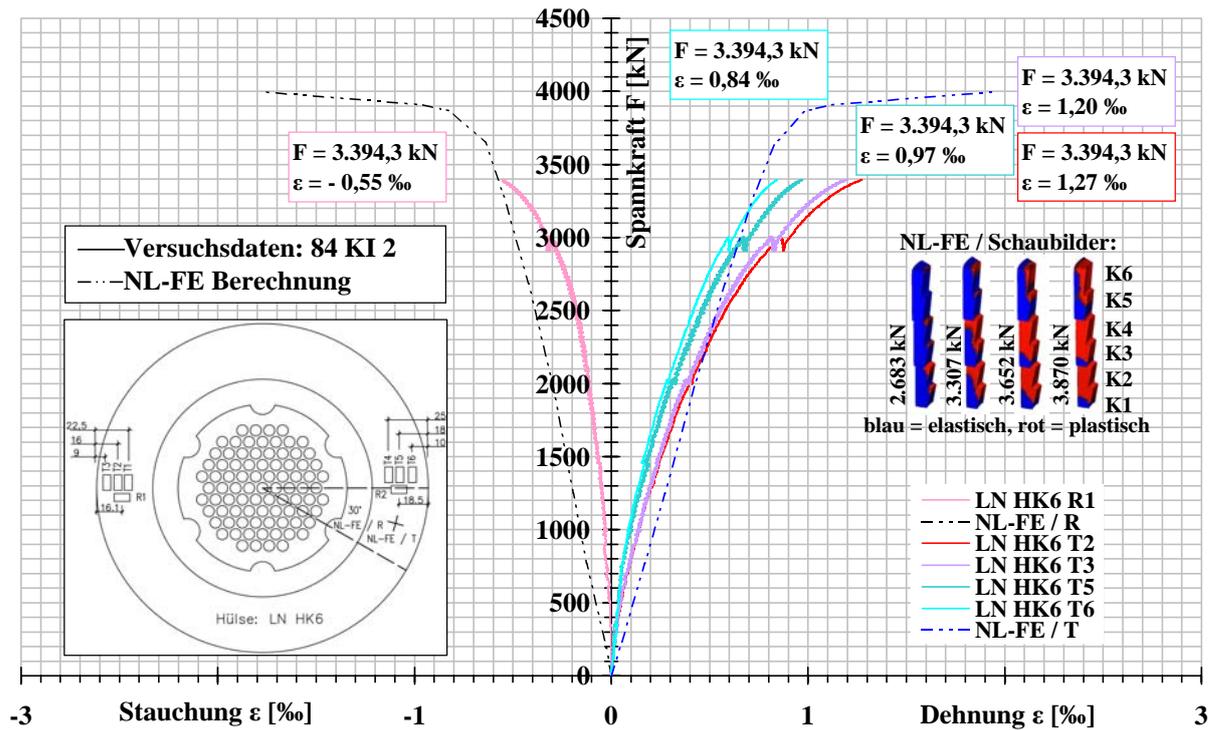


Abbildung 6.44: Dehnungen und Stauchungen an der lastnahen Stirnseite der Verankerung 84 KI 2

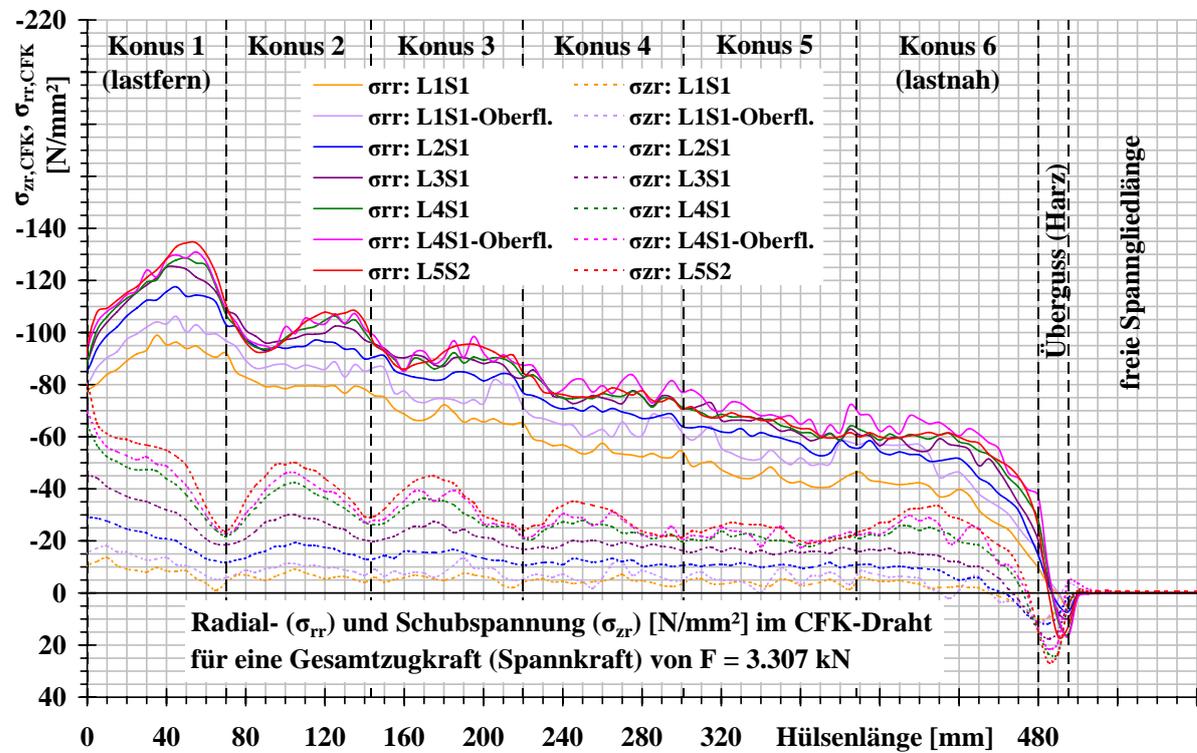


Abbildung 6.45: NL-FE: Radial- und Schubspannung im CFK-Zugement

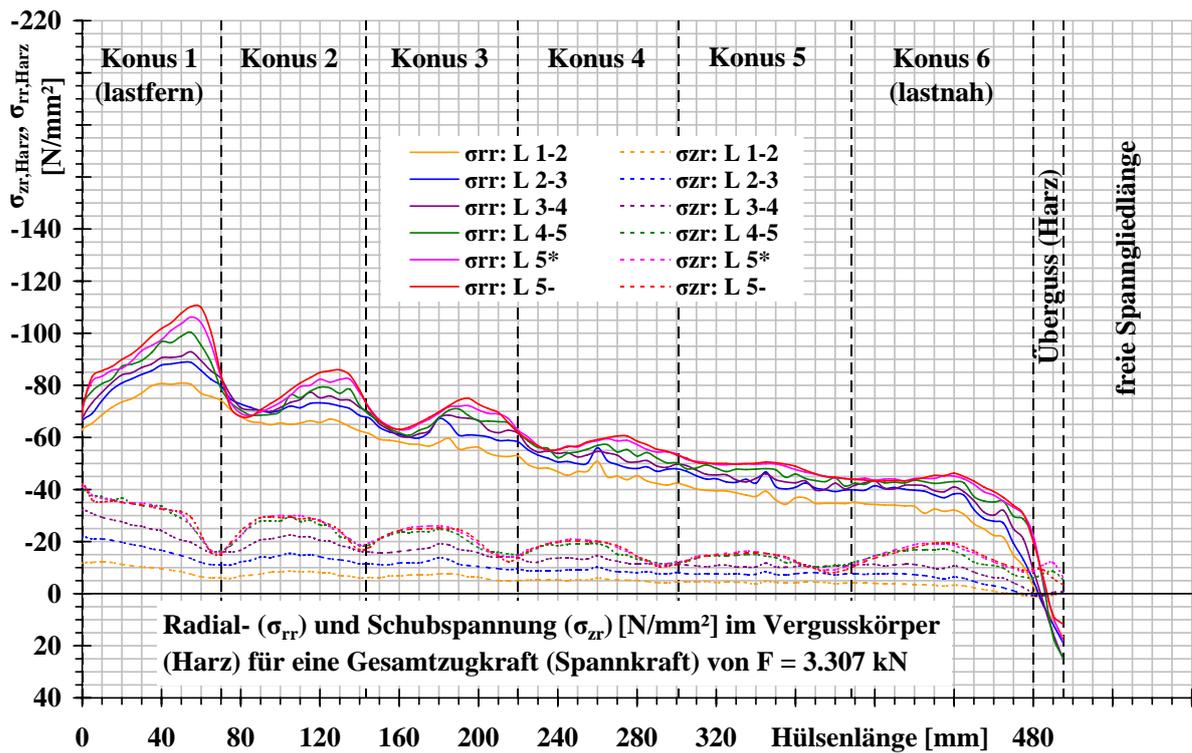


Abbildung 6.46: NL-FE: Radial- und Schubspannung im Vergusskörper

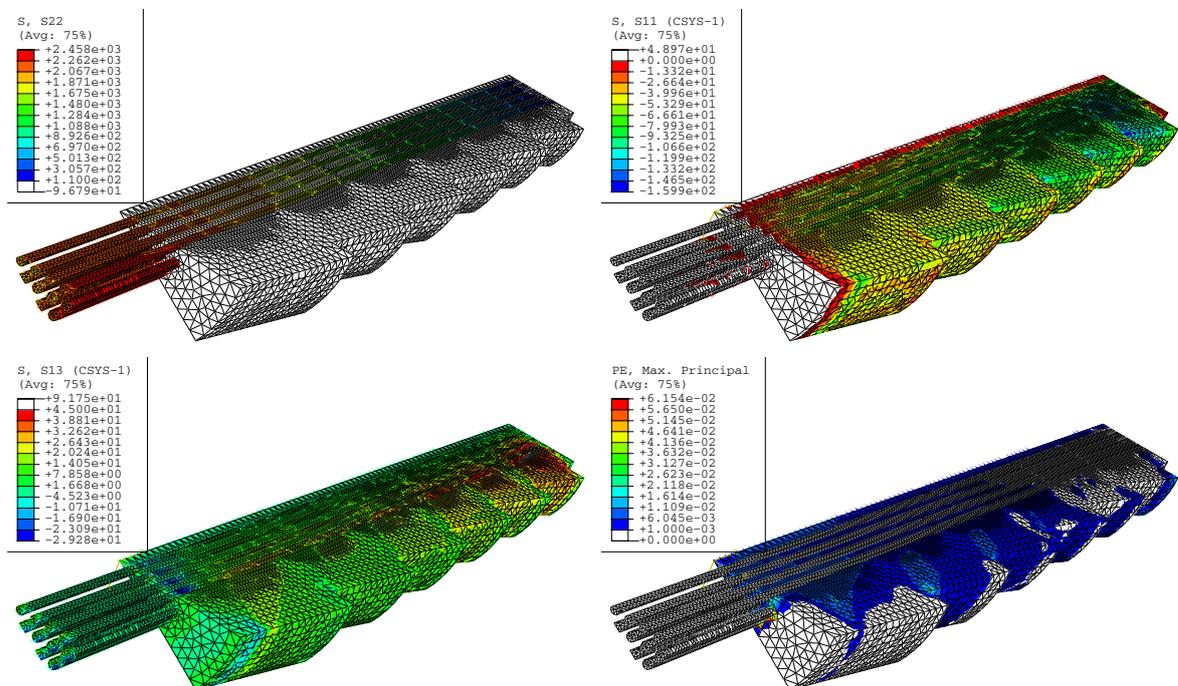


Abbildung 6.47: NL-FE - Schaubilder,  $F = 3.307$  kN (Kabelbruchlast): Längszugspannung  $\sigma_{zz}$  im CFK-Zugelement (links oben); Schubspannung  $\sigma_{rz}$  (links unten); Radialspannung  $\sigma_{rr}$  (rechts oben); bleibender Verformungsanteil an der Hauptdehnung (rechts unten)

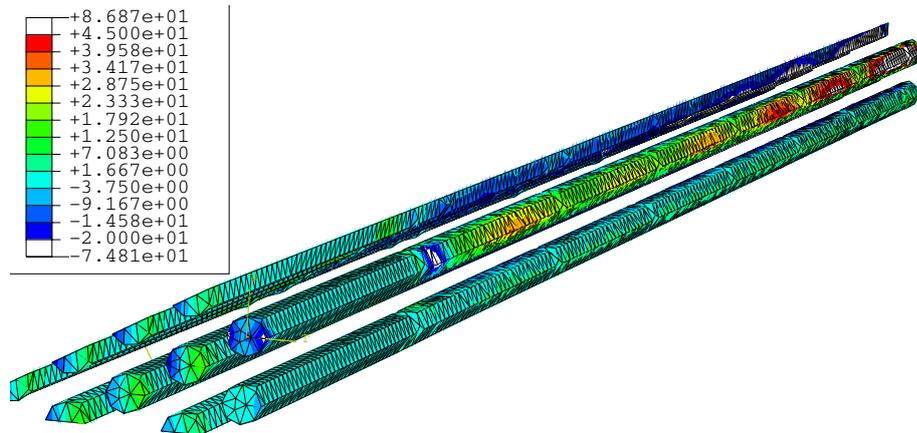


Abbildung 6.48: 84 KI / NL-FE - Schaubild für eine Spannkraft von  $F = 3.307 \text{ kN}$  (Kabelbruchlast): Schubspannung  $\sigma_{rz}$  im CFK-Zugelement (lokales Koordinatensystem - L5S2)



Abbildung 6.49: Lastferne Verankerungsseite: 84 KI 1 vor (oben links) und nach (oben rechts) dem Versuch; 84 KI 2 vor (unten links) und nach (unten rechts) dem Versuch



Abbildung 6.50: Lastnahe Stirnseite Verankerung 84 KI 1: 1. vor Versuchsbeginn: Riss im Epoxidharzüberguss - entstanden beim Entfernen vom übergelaufenen Epoxidharz; 2. bis 6. nach Versuchsende ; 5. vor und 6. nach dem Entfernen der losen Vergussteile



Abbildung 6.51: 1. bis 4. lastnahe Stirnseite Verankerung 84 KI 1: 1. vor Versuchsbeginn; 2. bis 4. nach Versuchsende; 5. und 6. Verankerungen 84 KI 1 (linke Verankerung) und 84 KI 2 (rechte Verankerung) nach dem Versuch; 5. vor und 6. nach dem Entfernen eventuell vorhandener loser Vergussteile

### 6.4.2 CFK-Testspannglied 84 ZI 1 - 84 ZI 2

Ein- und Auszüge (Abbildungen 6.52 und 6.53) und Längsdehnungen im Zentrum des Vergusskörpers (Abbildung 6.54):

Die Ein- und Auszüge verhalten sich ähnlich wie bei den zuvor beschriebenen konischen 84-Drahtverankerungen, d.h. ab einer Spannkraft von 1.500-2.000 kN nehmen die Ein- und Auszüge deutlich zu. Die Zunahme erfolgt weitaus stärker als bei den konisch segmentierten Vergussverankerungen.

Ab einer Spannkraft von  $\approx 2.700$  kN kommt es immer wieder zu einer schlagartigen Abnahme der Spannkraft um etwa 20-30 kN und einer Zunahme der Ein- und Auszüge. Als mögliche Ursachen hierfür können von der lastnahen Verankerungsseite lokale Verbundbrüche zwischen CFK-Draht und Vergusskörper oder teilweiser Bruch einzelner Drähte im Verankerungsbereich angegeben werden. Die Aufgrund der Tatsache, dass nach dem Versuch bei der Verankerung 84 ZI 1 Drahteinzüge (Abbildung 6.62 oben: 5 Drähte in der selben Ecke des hexagonalen Zugelementes, die bis in eine Tiefe von etwa 5 mm eingezogen wurden) festgestellt wurden, sind die Zunahmen der Ein- und Auszüge mit hoher Wahrscheinlichkeit auf lokale Verbundbrüche zurückzuführen. An der Verankerung 84 ZI 1 konnten, nach dem Versuch, keine Drahteinzüge infolge Verbundbruch festgestellt werden (Abbildung 6.63 oben). Die Einzüge sind bei beiden Verankerungen nahezu gleich groß (bei der Verankerung 84 ZI 2 ab  $\approx 2.000$  kN etwas größer als bei der Verankerung 84 ZI 2).

Aus der NL-FE Berechnung folgt:

- \* Tendenziell ähnlicher Verlauf der Ein- und Auszüge wie bei den Verläufen aus den Versuchsdaten.
- \*  $F \approx 1.270$  kN: Der Vergusskörper weist nahezu keine bleibenden Verformungen auf.
- \*  $F \approx 3.281$  kN: Fast der gesamte Vergusskörper, insbesondere die beiden lastnahen Koni, weisen große Deformationen und erhebliche bleibende Verformungen auf (Abbildung 6.60 rechts unten).

Anhand der Versuchsdaten und dem Ergebnis der FE-Berechnung kann, wie auch bei der konisch segmentierten Vergussverankerung, von einer sehr hohen dreiaxialen Beanspruchung (über bzw. im Bereich der einaxialen Druckfestigkeit) des Vergusskörpers, ab einer Spannkraft von  $\approx 2.500$  kN, ausgegangen werden.

Die Differenz zwischen Aus- und Einzug des CFK-Eckdrahtes (Gesamtdehnung des Drahtes innerhalb der Verankerung) steigt bis zu einer Spannkraft von 2.300 kN stetig und linear an. Darüber ist eine erhebliche Zunahme ersichtlich. Die Ursache dafür liegt in den großen Deformationen des Vergusskörpers und damit einer größeren Dehnung des CFK-Drahtes im lastnahen Verankerungsbereich (Abbildung 6.60 rechts unten). Die mit steigender Spannkraft vergleichsweise geringere Lastabtragung im lastnahen Verankerungsbereich (Durchleiten der Kraft in den lastfernen Verankerungsbereich) ist auch aus den Längsdehnungen im Zentrum des Vergusskörpers ersichtlich (Abbildung 6.54).

Wie bei der linear elastischen FE-Modellierung in Kapitel 3.2 beabsichtigt, wird im Last-einleitungsbereich (von Belastungsbeginn an) weniger Kraft als im restlichen Verankerungsbereich abgetragen (siehe auch Abbildung 6.60 links oben).

Stauchungen und Dehnungen an der Hülsenaußenseite (Abbildungen 6.55 bis 6.56):

Die Verläufe sind ähnlich wie bei der konisch segmentierten 84-Drahtvergussverankerung. Ab einer Spannkraft von rund 2.500 - 2.800 kN nehmen die Dehnungen und Stauchungen stark bis überproportional zu (ähnlich wie die Ein- und Auszüge, jedoch bei einer höheren Laststufe). Aus der NL-FE folgt eine beginnende Plastizierung der Stahlhülse ab einer Spannkraft von  $\approx 2.600$  kN.

NL-FE Berechnung: Radial- und Schubspannungsverläufe im CFK-Zugelement und im Vergusskörper:

Für den elastischen Spannungsbereich des Vergusskörpers sind die Radial- und Schubspannungsverläufe in Abbildung 6.57 und bei Kabelbruchlast, in den Abbildungen 6.58, 6.59 und 6.60 dargestellt.

Im elastischen Spannungsbereich des Vergusskörpers ( $F = 1.270$  kN) sind die Radialspannungen (Abbildung 6.57), wie bei der FE-Modellierung angenommen, konstant über die gesamte Hüslenlänge. Bei Kabelbruchlast weisen die Radial- und Schubspannungsverläufe im Vergusskörper und im CFK-Zugelement (Abbildungen 6.58, 6.60 unten links und 6.59) – der Vergusskörper weist im lastnahen Verankerungsbereich bereits große Deformationen auf und die Stahlhülse befindet sich teilweise im plastischen Zustand – große Schwankungen über die Hüslenlänge auf. Im lastnahen Konus liegt die maximale Radialspannung (etwa Konusmitte) im CFK-Eckdraht bei  $\approx 100$  N/mm<sup>2</sup> und die maximale Schubspannung (Konusende) bei  $\approx 45$  N/mm<sup>2</sup>. Die maximale Radialdruckspannung wird im zweiten lastnahen Konus (Konus 5) mit  $\approx 120$  N/mm<sup>2</sup> erreicht.

Wie aus den Abbildungen 6.60 links unten und 6.61 ersichtlich ist, sind die Drähte der beiden äußersten CFK-Lagen bereits sehr hoch und ungleichmäßig über den Drahtumfang auf Schub beansprucht.

In Verankerungslängsrichtung ist der Vergusskörper, im Gegensatz zu allen konisch segmentierten Vergussverankerungen, fast zur Gänze auf Längsdruck beansprucht (6.60 Mitte).

Lastnahe Seite der beiden Verankerungen nach Versuchsende (Abbildung 6.62 und Abbildung 6.63):

Bei beiden Verankerungen weisen die Vergusskörper Radialrisse, ausgehend von den hexagonalen Ecken der äußersten CFK-Lage, auf. Die Harzausbrüche und Risse sind weit weniger stark als bei der konisch segmentierten 84-Drahtverankerung ausgeprägt (der Vergusskörper der zylindrischen Verankerung ist im Gegensatz zur konischen Verankerung fast zur Gänze auf Längsdruck beansprucht). Der Harzausbruch reicht bis zu einer Tiefe von maximal  $\approx 25$  mm.

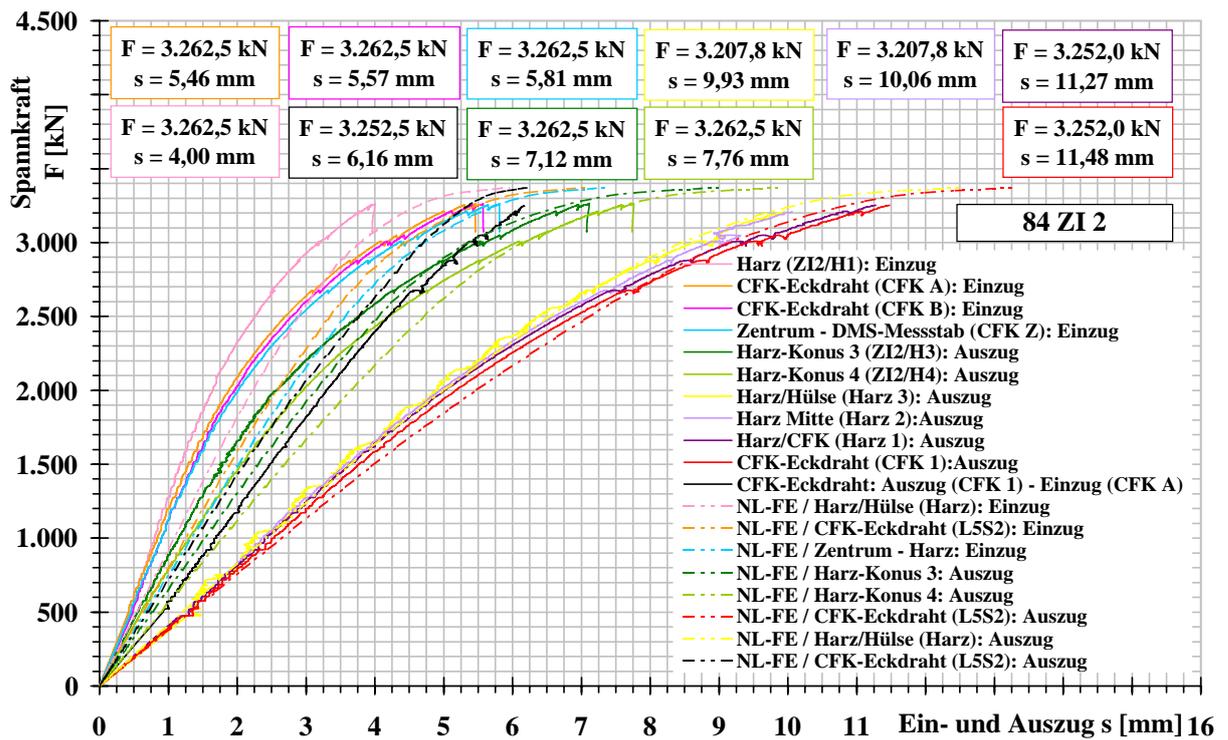


Abbildung 6.52: Ein- und Auszug - Verankerung 84 ZI 2

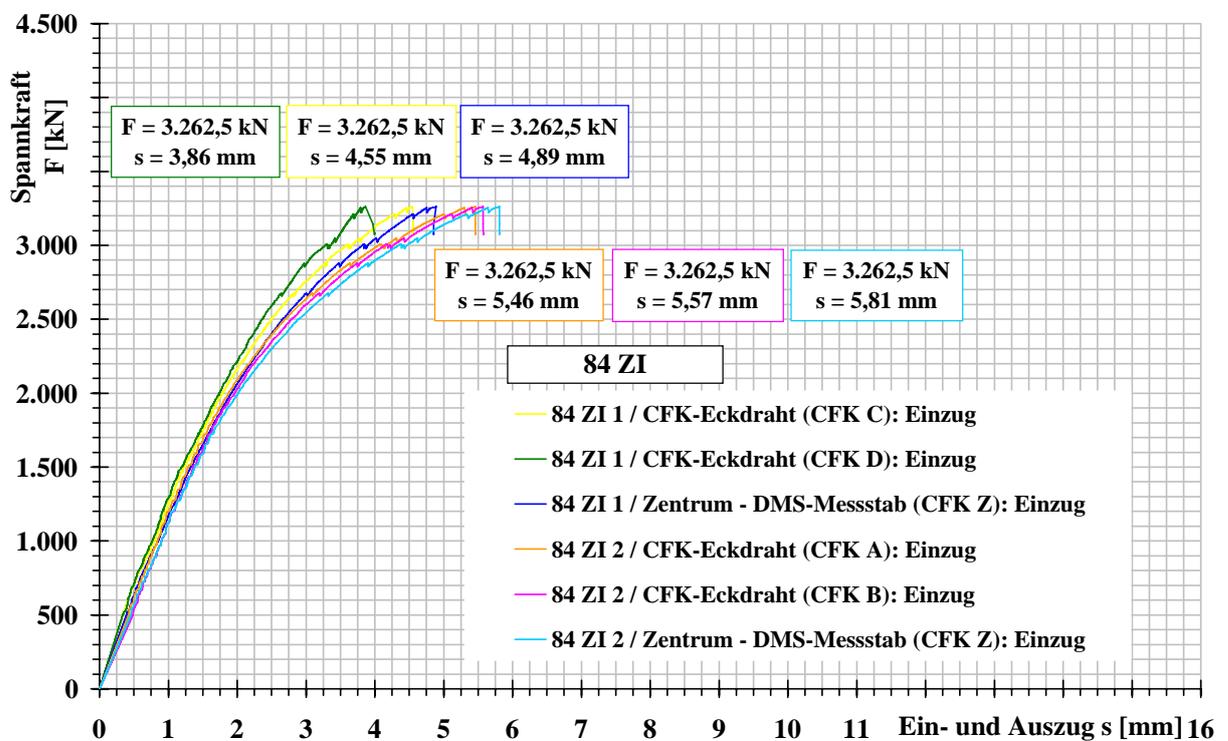


Abbildung 6.53: Verankerungen 84 ZI 1 und 84 ZI 2: Einzüge

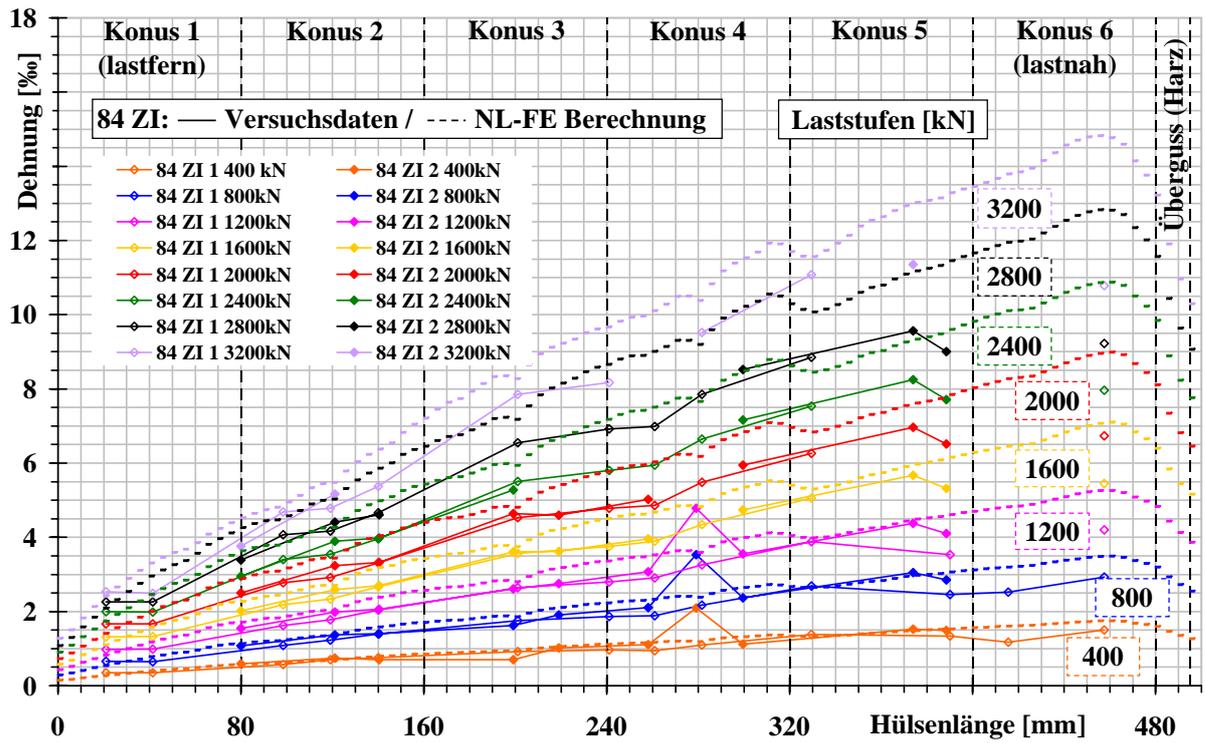


Abbildung 6.54: Längsdehnung im Zentrum des Vergusskörpers der Verankerungen 84 ZI 1 und 84 ZI 2 (DMS-Messstab)

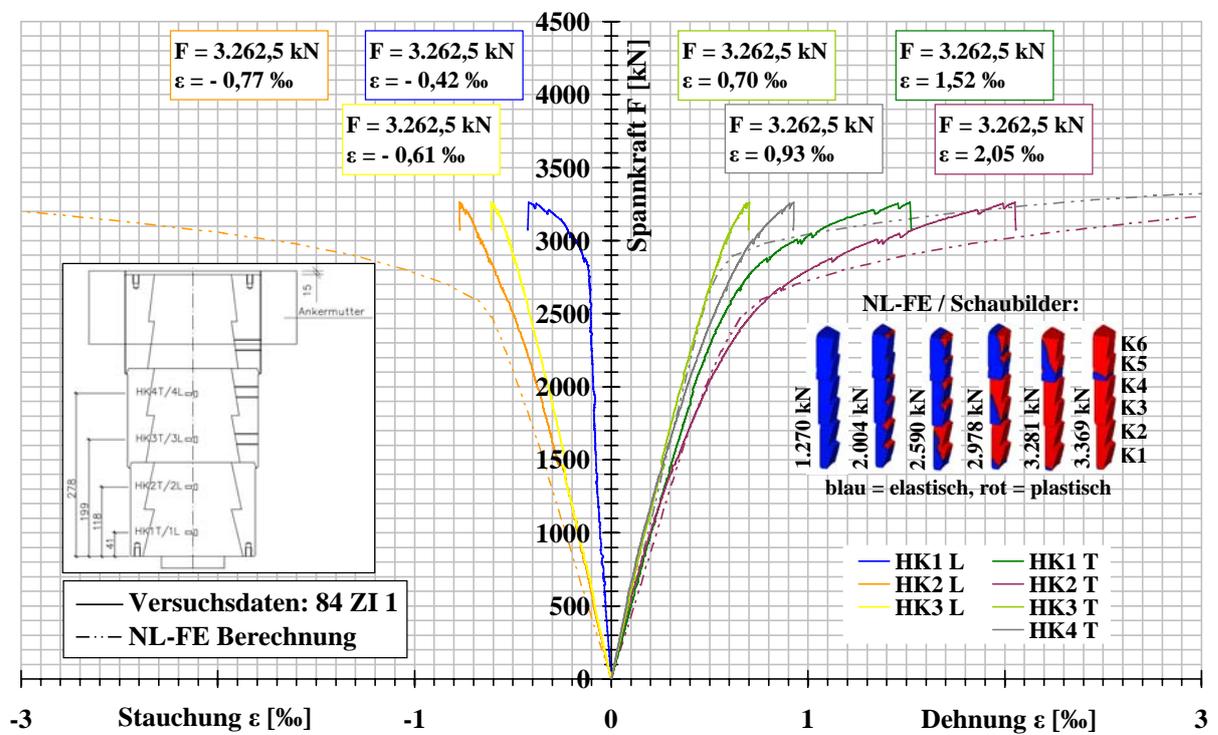


Abbildung 6.55: Dehnungen und Stauchungen an der Hülse Außenseite der Verankerung 84 ZI 1

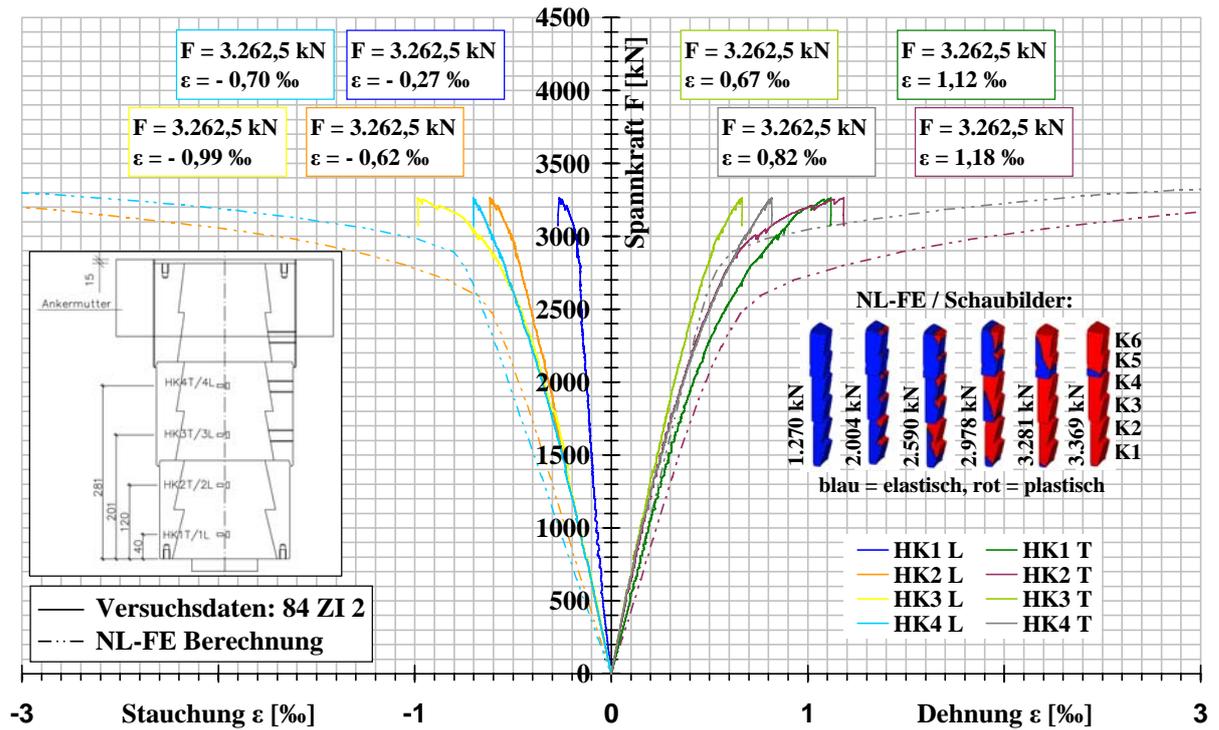


Abbildung 6.56: Dehnungen und Stauchungen an der Hülse an der Außenseite der Verankerung 84 ZI 2

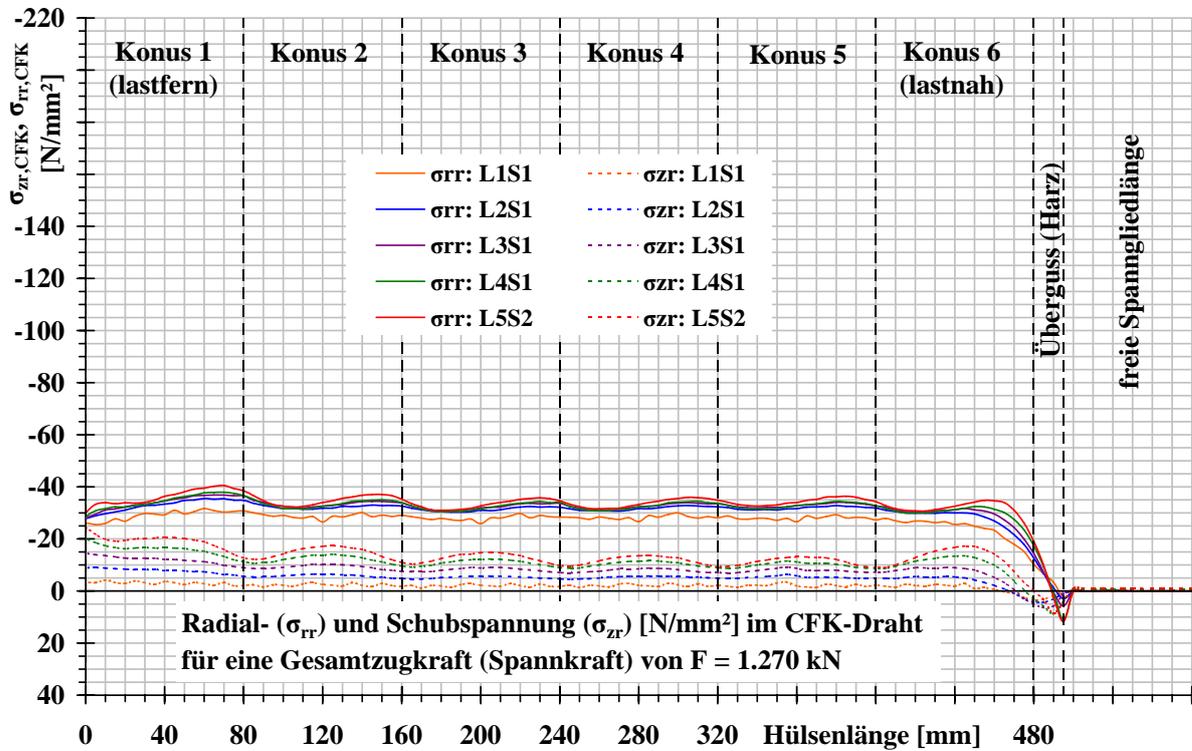


Abbildung 6.57: NL-FE: Radial- und Schubspannung im CFK-Zugelement,  $F = 1.270 \text{ kN}$

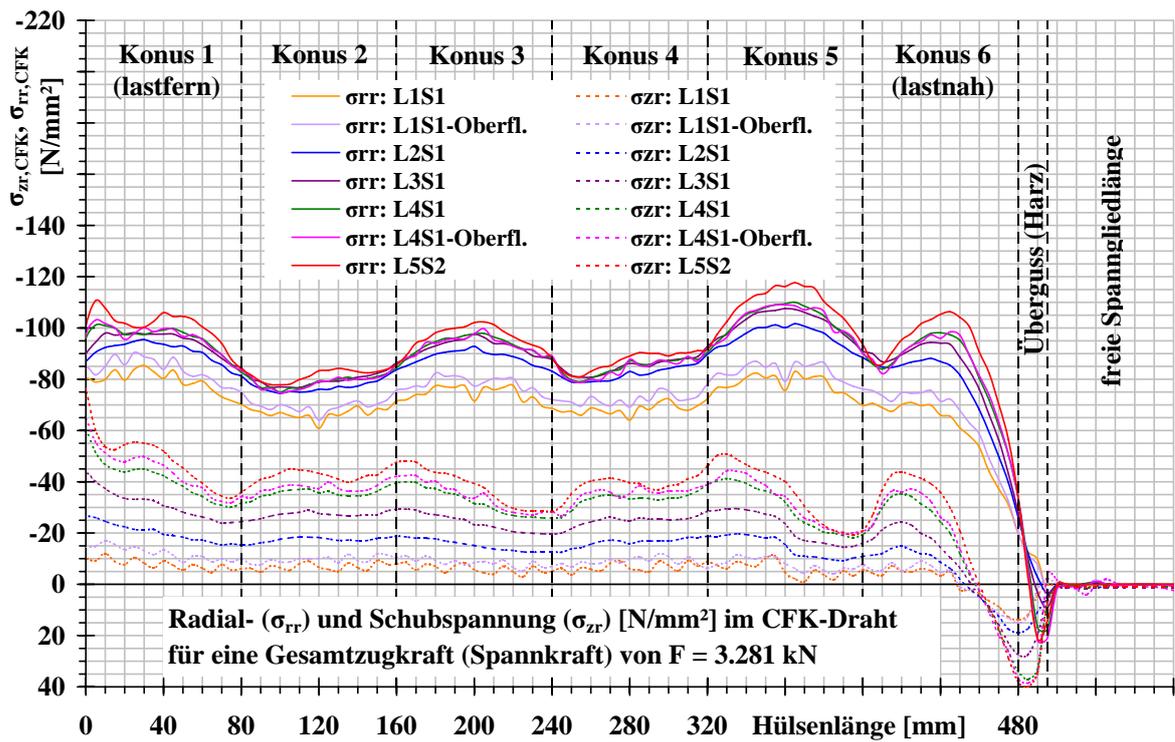


Abbildung 6.58: NL-FE: Radial- und Schubspannung im CFK-Zugelement (etwa Kabelbruchlast)

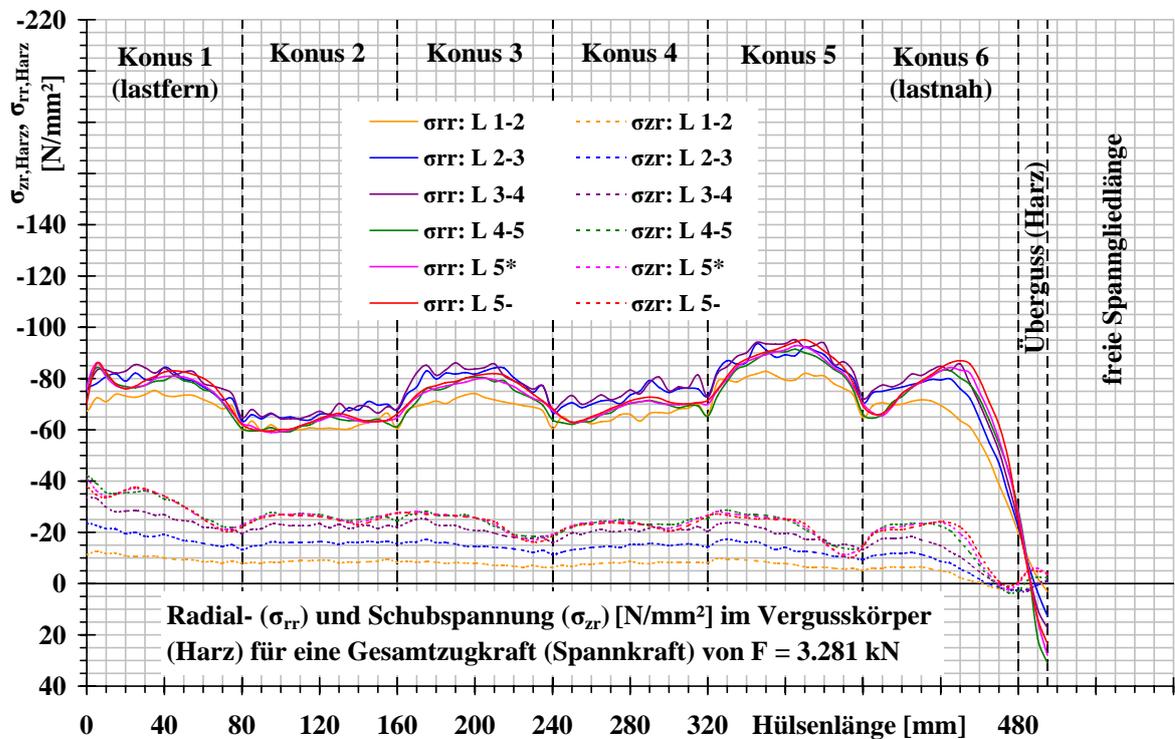


Abbildung 6.59: NL-FE: Radial- und Schubspannung im Vergusskörper (etwa Kabelbruchlast)

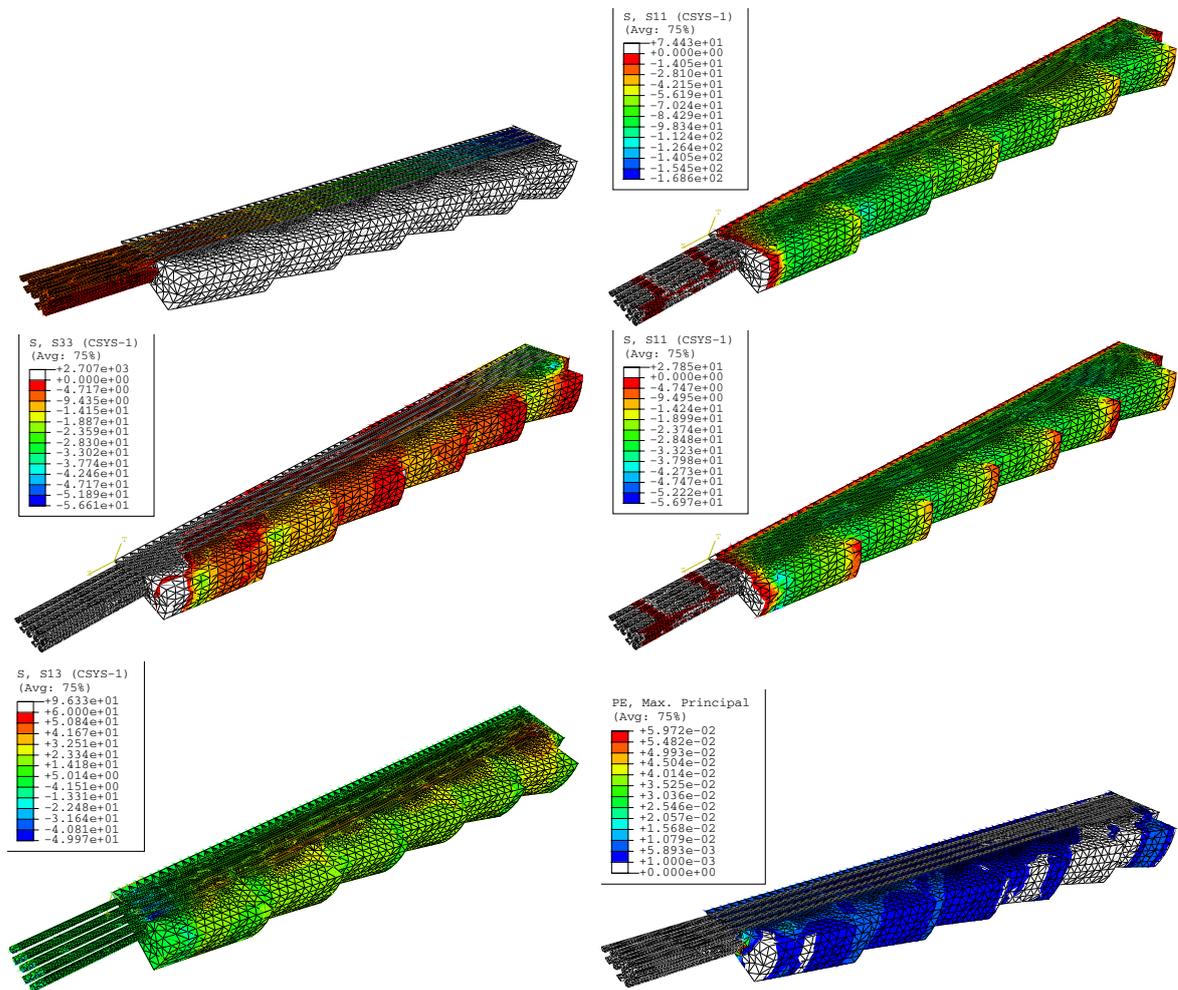


Abbildung 6.60: 84 ZI / NL-FE - Schaubilder für eine Spannkraft von  $F = 1.270 \text{ kN}$  und  $F = 3.281 \text{ kN}$  (entspricht etwa der Kabelbruchlast): Längszugspannung  $\sigma_{zz}$  im CFK-Zugelement  $F = 3.281 \text{ kN}$  (links oben); Längszugspannung  $\sigma_{zz}$  im Vergusskörper  $F = 3.281 \text{ kN}$  (links Mitte); Schubspannung  $\sigma_{rz}$   $F = 3.281 \text{ kN}$  (links unten); Radialspannung  $\sigma_{rr}$   $F = 3.281 \text{ kN}$  (rechts oben); Radialspannung  $\sigma_{rr}$   $F = 1.270 \text{ kN}$  (rechts Mitte); Plastischer Anteil an der Hauptdehnung  $F = 3.281 \text{ kN}$  (rechts unten)

Im Verankerungsbereich konnten Drahtbrüche bis zu einer maximalen Tiefe von  $\approx 20 \text{ mm}$  festgestellt werden. In der Regel sind die Drähte der äußersten CFK-Lage (CFK-Lage 5) bzw. der CFK-Lage 4 gebrochen. Die Bruchflächen der Drähte weisen das gleiche Bild, glatte Bruchflächen oder aufgespleißte Drahtenden und Bruch des ganzen Drahtes oder nur einzelner Segmentteile, wie die Drähte der konisch segmentierten Vergussverankerung auf.

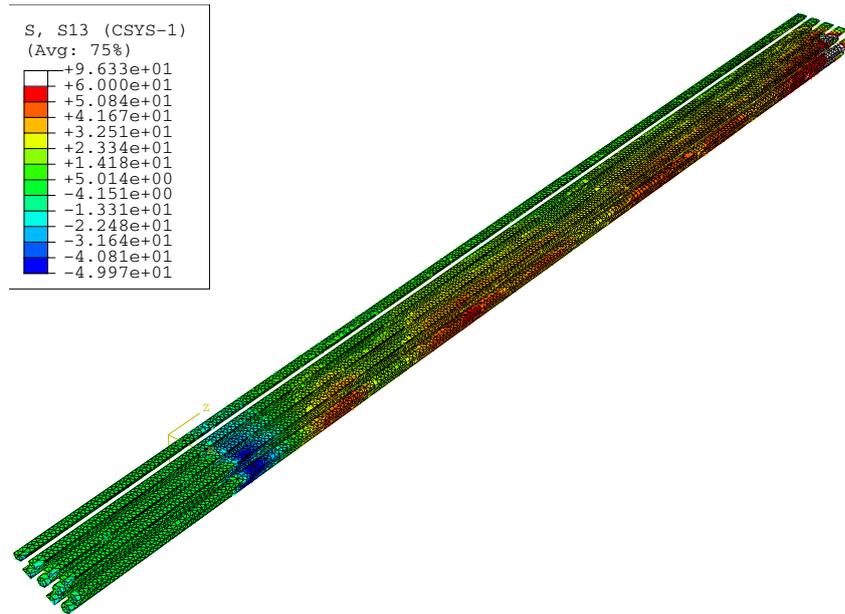


Abbildung 6.61: 84 ZI / NL-FE - Schaubild für eine Spannkraft von  $F = 3.281 \text{ kN}$  (Kabelbruchlast): Schubspannung  $\sigma_{rz}$  im CFK-Zugelement



Abbildung 6.62: Verankerung 84 ZI 1: lastferne Seite, vor (oben links) und nach (oben rechts) dem Versuch; lastnahe Seite nach dem Versuch (unten)



Abbildung 6.63: Verankerung 84 ZI 2: lastferne Seite, vor (oben links) und nach (oben rechts) dem Versuch; lastnahe Seite nach dem Versuch (unten)

## 6.5 Vergleich der einzelnen Verankerungstypen (19 II, 37 I, 84 KI und 84 ZI)

### 6.5.1 Herstellung der CFK-Testspannglieder

Generell ist zu erwähnen, dass einerseits die Verarbeitung des Epoxidharzes mit steigender Vergussmasse (Überschreiten der vom Hersteller angegebenen zulässigen Verarbeitungszeit) und andererseits die Sicherstellung gleicher Drahtlängen mit steigender Drahtanzahl immer schwieriger wird. Diese führt zu:

- \* unterschiedlich guten Qualitäten des Vergusskörpers;
- \* einem frühzeitigen Bruch (Erreichen der Zugfestigkeit) der CFK-Drähte auf freier Spanngliedlänge (ist vor allem bei sehr kurzen Spanngliedern von Bedeutung).

### 6.5.2 Ergebnisse der experimentellen und numerischen Untersuchungen

Anhand normierter Kurvenverläufe (Spannkraft bezogen auf die Kabelnennbruchlast bzw. normierte Hülsenlänge, d.h. Hülsenlänge = 1,0) werden die einzelnen Verankerungsgrößen miteinander verglichen und die aus den vorangegangenen Kapiteln 6.4 bis 6.2 gewonnenen Erkenntnisse zusammenfassend angeführt.

In Abbildung 6.64 sind, für die jeweiligen Verankerungsgrößen, die aus den experimentellen Untersuchungen erhaltenen Aus- und Einzüge bzw. deren Differenz für eine auf die Kabelnennbruchlast normierte Spannkraft dargestellt. Die Ein- und Auszüge der 84-Drahtverankerungen nehmen, bis zu einer Spannkraft von  $\approx 45\%$  der Kabelnennbruchlast, linear und darüber überproportional zu (bei der zylindrisch segmentierten Vergussverankerung stärker als bei der konischen Verankerung). Bei den 19- und 37-Drahtverankerungen ist eine nahezu lineare Zunahme bis zur Versagenslast zu verzeichnen. Die Gesamtdehnung des CFK-Drahtes (Differenz aus Aus- und Einzug) über die Hülsenlänge nimmt bei den konisch segmentierten 19-, 37- und 84-Drahtverankerungen ebenfalls linear bis zur Versagenslast zu. Bei den zylindrisch segmentierten 84-Drahtverankerungen nimmt ab einer Spannkraft von  $\approx 60\%$  der Kabelnennbruchlast die Differenz aus Aus- und Einzug erheblich zu. Der Vergleich zeigt noch einmal deutlich, dass sich der Vergusskörper der 19- und 37-Drahtverankerungen, bei Kabelbruchlast, noch im elastischen Spannungsbereich (37-Drahtverankerung: geringfügig darüber) und jener der 84-Drahtverankerung bereits erheblich darüber (sehr hohe dreiaxiale Beanspruchung, über bzw. im Bereich der einaxialen Druckfestigkeit, des Vergusskörpers) befindet. Der Vergusskörper der zylindrisch segmentierten Vergussverankerung ist von allen Verankerungstypen am stärksten beansprucht.

Die Längsdehnungen im Zentrum des Vergusskörpers (6.65) zeigen ein ähnliches Verhalten wie die Ein- und Auszüge auf. Bei den 84-Drahtverankerungen erfolgt die Lastabtragung generell mehr im lastfernen als im lastnahen Verankerungsbereich. Ab ca. 50% der Kabelnennbruchlast kommt es zu einer noch größeren Lastabtragung im lastfernen Verankerungsbereich (verstärkte Weiterleitung der Kraft vom lastnahen in den lastfernen Verankerungsbereich; Hülsenlänge = 1,0). Bei den 37-Drahtverankerungen erfolgt eine nahezu lineare Lastabtragung (geringfügig mehr im lastnahen Verankerungsbereich), bei allen Laststufen, über die Hülsenlänge. Bei den 19-Drahtverankerungen erfolgt die Lastabtragung mehr im lastnahen als im lastfernen Verankerungsbereich und ist, wie bei der 37-Drahtverankerung, bei allen Laststufen ähnlich.

Stauchungen und Dehnungen an der Hülsenaußenseite: Während sich die Stahlhülsen der 19- und 37-Drahtverankerungen, bei Kabelbruchlast, im elastischen Spannungsbereich befanden, wurden bei den vergleichsweise relativ schlanken Stahlhülsen der 84-Drahtverankerungen bereits plastische Bereiche festgestellt, welche je nach Ausmaß (teilweise bzw. größtenteils) und Ort (lastferne oder lastnahe Seite bzw. in der Mitte der Verankerung) einen negativen Einfluss auf die Tragfähigkeit der Verankerungen (ungünstige Veränderung der Lastabtragung) haben.

Die Schub- und Radialspannungen im Vergusskörper (unmittelbar außerhalb der äußersten CFK-Lage) bzw. im CFK-Zugelement der äußersten Lage (Die Eckdrähte der äußersten CFK-Lage weisen die ungünstigste Radial- und Schubbeanspruchung auf.), über eine normierte Hüslenlänge, sind für die jeweiligen Kabelbruchlasten in den Abbildungen 6.66 und 6.67 dargestellt. Je nach der zuvor beschriebenen Lastabtragung (Längsdehnungen im Zentrum des Vergusskörpers) tritt die maximale Schubspannung im lastnahen (19- und 37-Drahtverankerungen) oder im lastfernen (84-Drahtverankerungen) Verankerungsbereich auf. Die über die Verankerungslänge mittlere Schubspannung ist bei der Versagenslast (Kabelbruchlast) in allen Verankerungen etwa gleich groß. Bei der Kabelbruchlast erfahren die Vergusskörper aller Verankerungen eine nahezu gleiche Schubbeanspruchung, d.h. die mittlere Schubspannung, über die Hüslenlänge, liegt bei allen Vergusskörpern bei  $\approx 25 \pm 5 \text{ N/mm}^2$ . Die auf die Nennbruchlast bezogene Kabelbruchlast beträgt bei den 19-Drahtverankerungen über 110 % und bei den 84-Drahtverankerungen unter 86 % (Abbildung 6.68 und Tabelle 6.4). Somit kann festgehalten werden, dass das Verhältnis CFK-Fläche des hexagonalen Zugelementes (Kabelnennbruchlast) zur zugehörigen maßgebenden Schubfläche (im wesentlichen die Mantelfläche des umschriebenen Hexagons der äußersten CFK-Lage) mit steigender Drahtanzahl immer ungünstiger wird. Somit wird die über Schub aufnehmbare Kraft, gegenüber der aufgebrachten Spannkraft, mit steigender Drahtanzahl und vernünftiger Hüslenlänge immer kleiner, d.h. je höher die Drahtzahl, desto kleiner wird in der Regel der Wirkungsgrad der Verankerung (Abbildung 6.68 und Tabelle 6.4).

Bei den konisch segmentierten 19-, 37- und 84-Drahtverankerungen sind die Radialspannungen (Abbildungen 6.66 und 6.67) im lastnahen Verankerungsbereich etwa gleich groß, und im lastfernen Verankerungsbereich werden sie bei der 84-Drahtverankerung bereits fast doppelt so groß als bei der 19-Drahtverankerung (37-Drahtverankerung liegt dazwischen). Die Radialspannungen der zylindrisch segmentierten 84-Drahtverankerung bewegen sich im lastfernen Verankerungsbereich zwischen jener der konisch segmentierten 37- und 84-Drahtverankerungen und im lastnahen Verankerungsbereich liegen sie deutlich über jenen der konisch segmentierten 19-, 37-, und 84-Drahtverankerungen.

Der Vergusskörper der konisch segmentierten Vergussverankerungen befindet sich im lastnahen Verankerungsbereich weit mehr unter Längszug als bei der zylindrisch segmentierten Vergussverankerung (befindet sich fast über die gesamte Hüslenlänge unter Längsdruck).

Um ein eventuell frühzeitiges Versagen der Verankerung infolge Bruch des dreidimensional auf Zug beanspruchten Übergusses und lastnahen Auszuges (wirkt wie ein Umschließungsring und beteiligt sich mit steigender Spannkraft immer weniger an der Lastabtragung) zu verhindern, sollte dem lastnahen Konus ein unvergossener zylindrischer Konus vorgesetzt (Konushöhe entspricht dem voraussichtlichen Auszug) bzw. der lastnahe Konus um den voraussichtlichen Auszug länger und unvergossen ausgeführt werden (Abbildung 6.69). Auf eine verträgliche Radialspannung ist dabei zu achten.

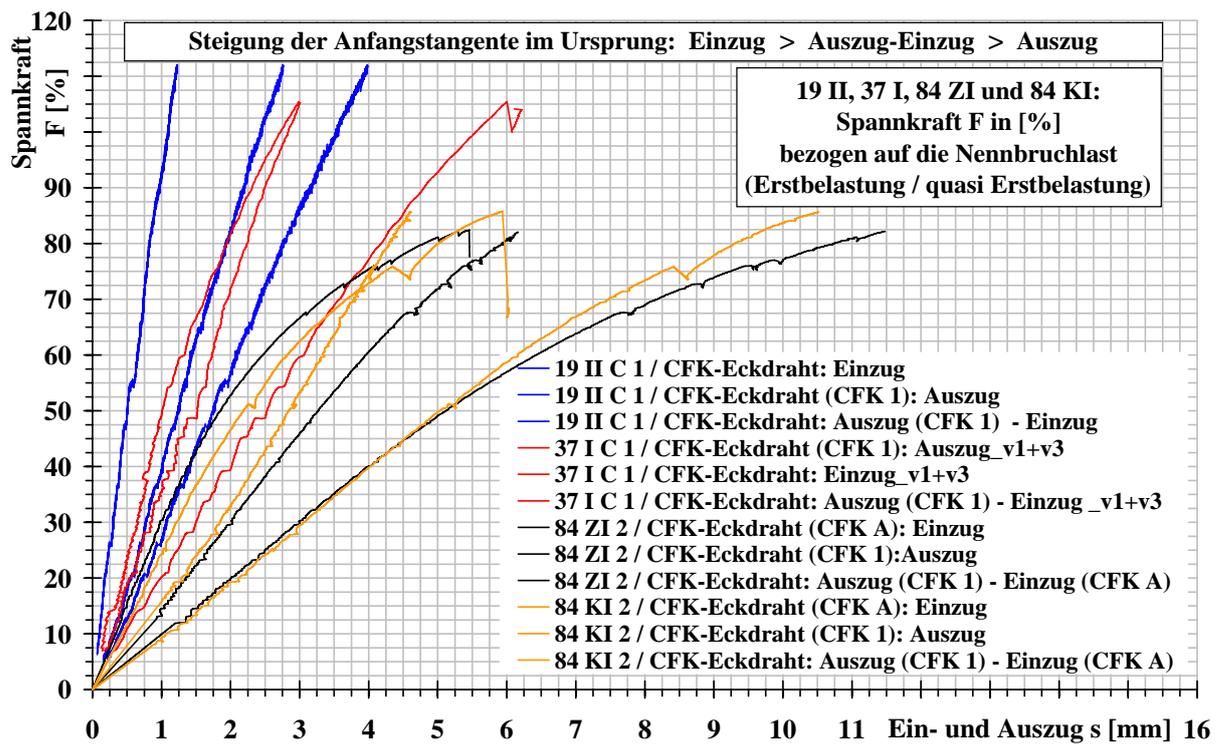


Abbildung 6.64: Zugversuch: Normierter Ein- und Auszug aller CFK-Testspannglieder

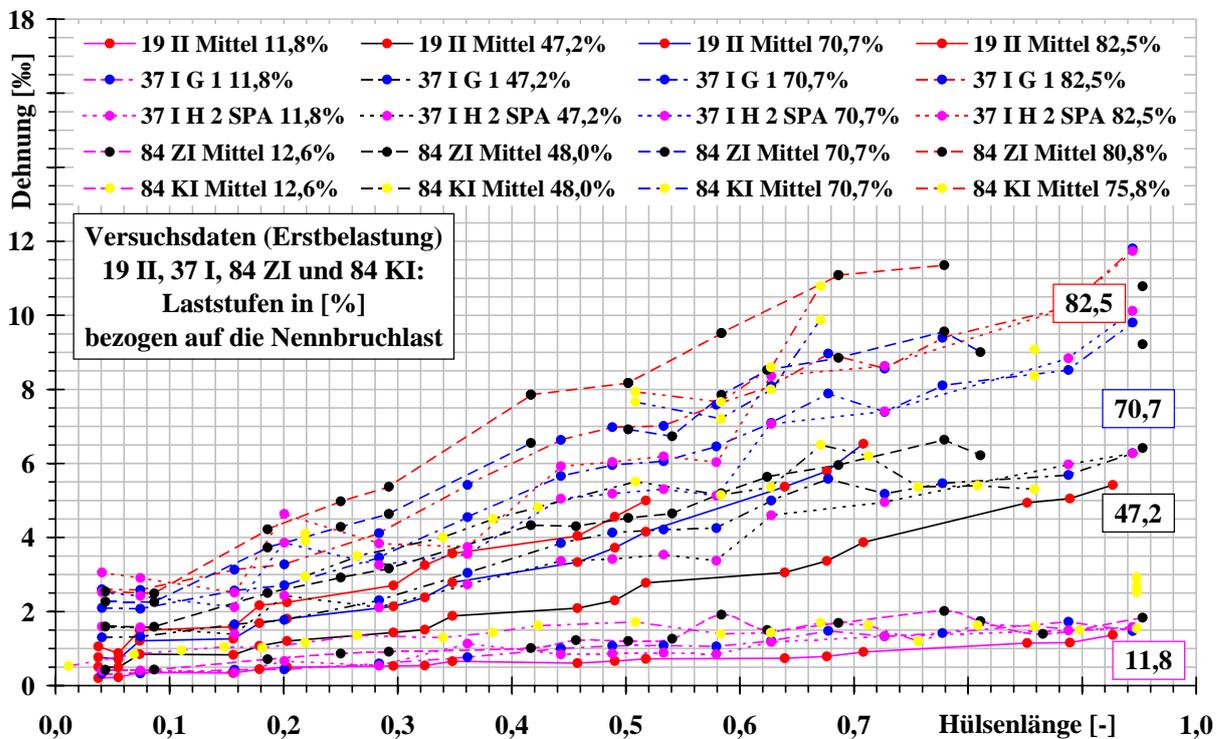


Abbildung 6.65: Zugversuch: Längsdehnung im Zentrum des Vergusskörpers aller CFK-Testspannglieder

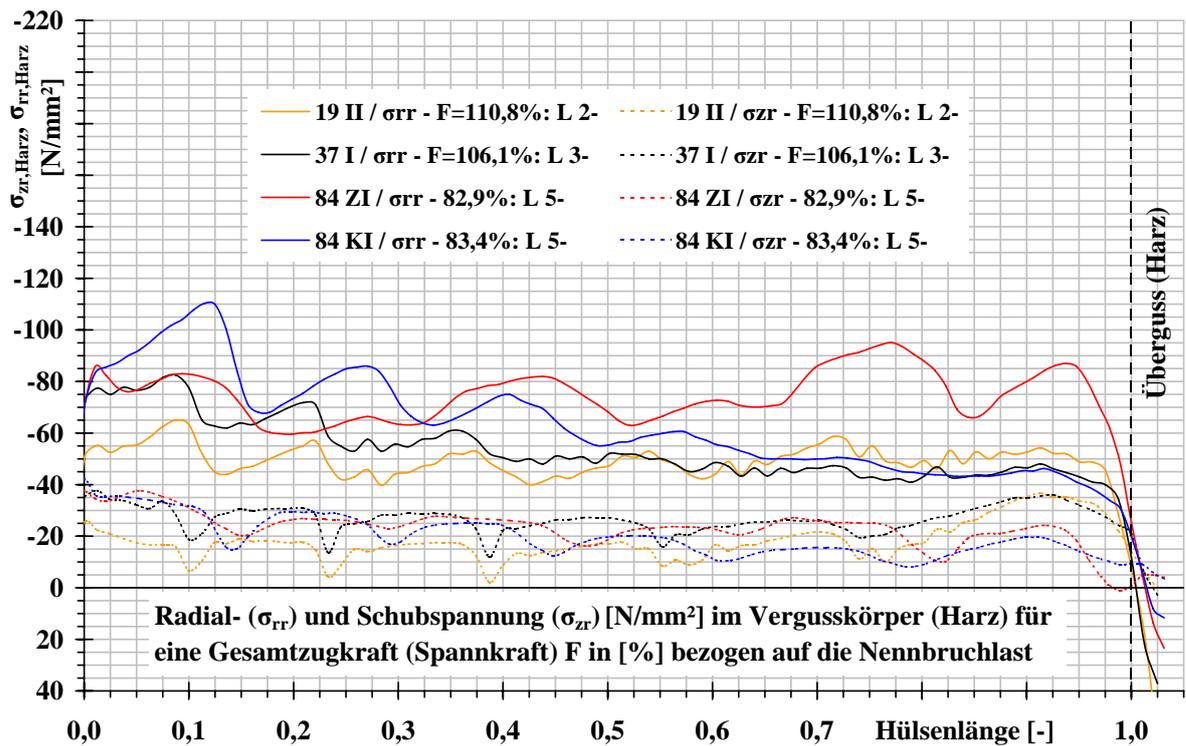


Abbildung 6.66: NL-FE: Radial- und Schubspannung im Vergusskörper (normierte Hülslenlänge) aller CFK-Testspannglieder

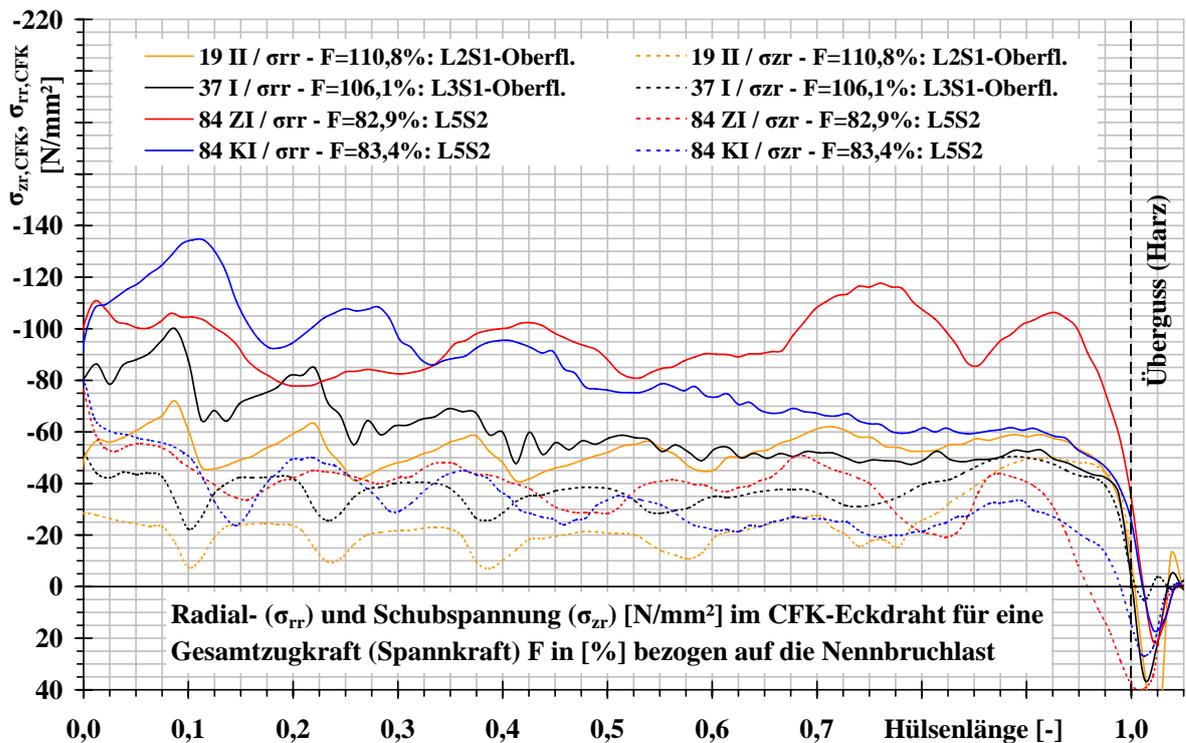


Abbildung 6.67: NL-FE: Radial- und Schubspannung im CFK-Zugelement (normierte Hülslenlänge) aller CFK-Testspannglieder

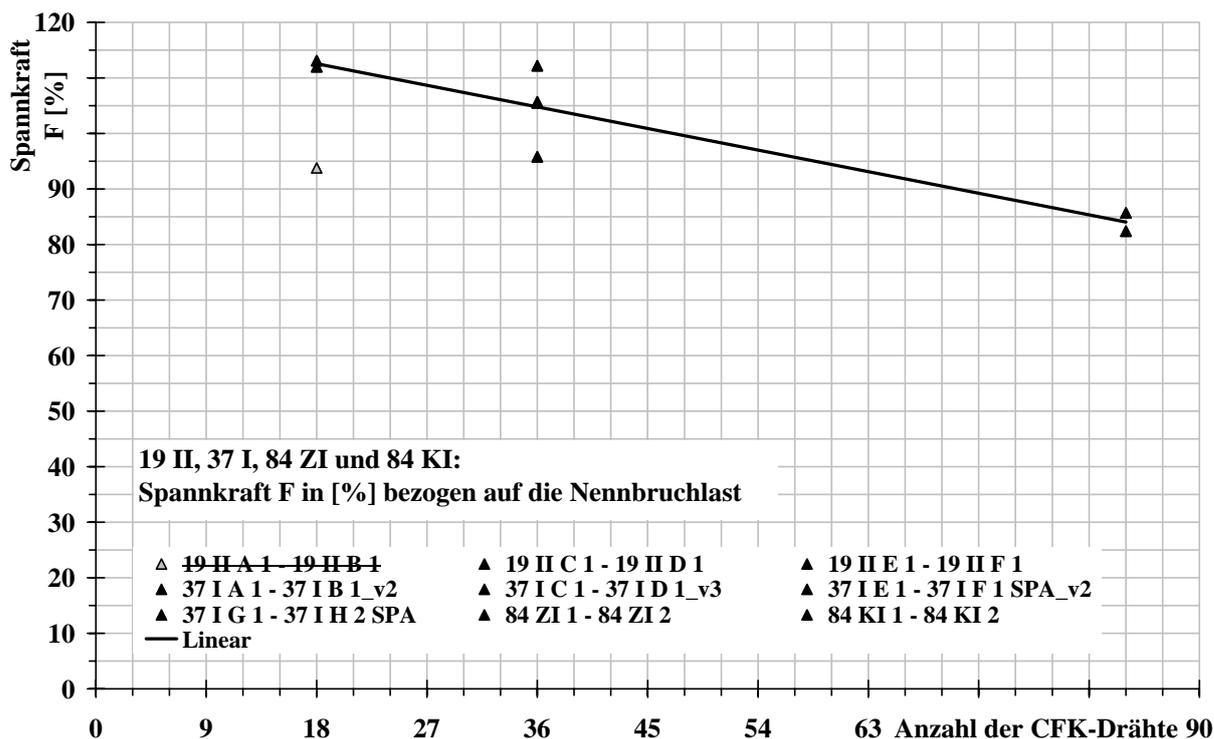


Abbildung 6.68: Zugversuch: Wirkungsgrad aller CFK-Testspannglieder (das Spannglied 19 II A II - 19 II B 1 wurde, aufgrund der im Kapitel 6.2 beschriebenen Problemen bei der Spanngliederherstellung, für den linearen Zusammenhang zwischen Spannkraft und Drahtanzahl nicht herangezogen)

Versuchskörper (CFK-Testspannglied)	Anzahl der Drähte im Versuch	Kabel- nennbruchlast $F_{u,cal}$	Kabel- bruchlast $F_{u,eff}$	mechanischer Wirkungsgrad $\eta$
[-]	[Stück]	[kN]	[kN]	[%]
19 II A 1 - 19 II B 1	18 (+ DMS-Messstab)	848	795,3	93,8
19 II C 1 - 19 II D 1	18 (+ DMS-Messstab)	848	950,0	112,0
19 II E 1 - 19 II F 1	18 (+ DMS-Messstab)	848	959,1	113,1
37 I A 1 - 37 I B 1	36 (+ DMS-Messstab)	1.696	1.793	105,5
37 I C 1 - 37 I D 1	36 (+ DMS-Messstab)	1.696	1.789	105,5
37 I E 1 - 37 I F 1 SPA	36 (+ DMS-Messstab)	1.696	1.903	112,2
37 I G 1 - 37 I H 2 SPA	36 (+ DMS-Messstab)	1.696	1.625,2	95,8
84 KI 1 - 84 KI 2	84 (+ DMS-Messstab)	3.958	3.394,3	85,8
84 ZI 1 - 84 ZI 2	84 (+ DMS-Messstab)	3.958	3.262,5	82,4

Tabelle 6.4: Wirkungsgrad der einzelnen CFK-Testspannglieder im Zugversuch

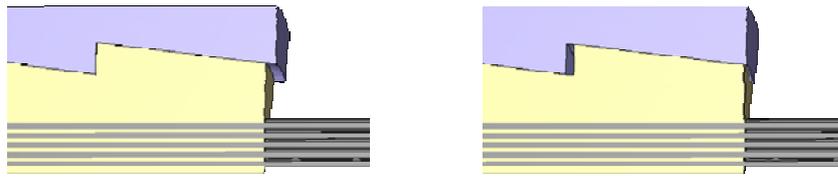


Abbildung 6.69: Alternative Ausführung des lastnahen Verankerungsbereich - Vermeiden des dreidimensional auf Zug beanspruchten Vergussteils: Position des Vergusskörpers vor der Lastaufbringung (links) und bei bei Kabelbruchlast (rechts)

Die maximale Radialspannung im lastnahen Verankerungsbereich und deren Anstieg (Gradient) bei Kabelbruchlast ist in Abbildung 6.70 dargestellt. Für die CFK-Eckdrähte kann die maximale Radialspannung wie folgt angegeben werden:

- \* Konisch segmentierte 19- und 37-Drahtvergussverankerung vom Typ 19 II und 37 I:  $\approx 60 \text{ N/mm}^2$
- \* Konisch segmentierte 84-Drahtvergussverankerung 84 KI:  $\approx 80 \text{ N/mm}^2$
- \* Zylindrisch segmentierte 84-Drahtvergussverankerung 84 ZI:  $\approx 100 \text{ N/mm}^2$

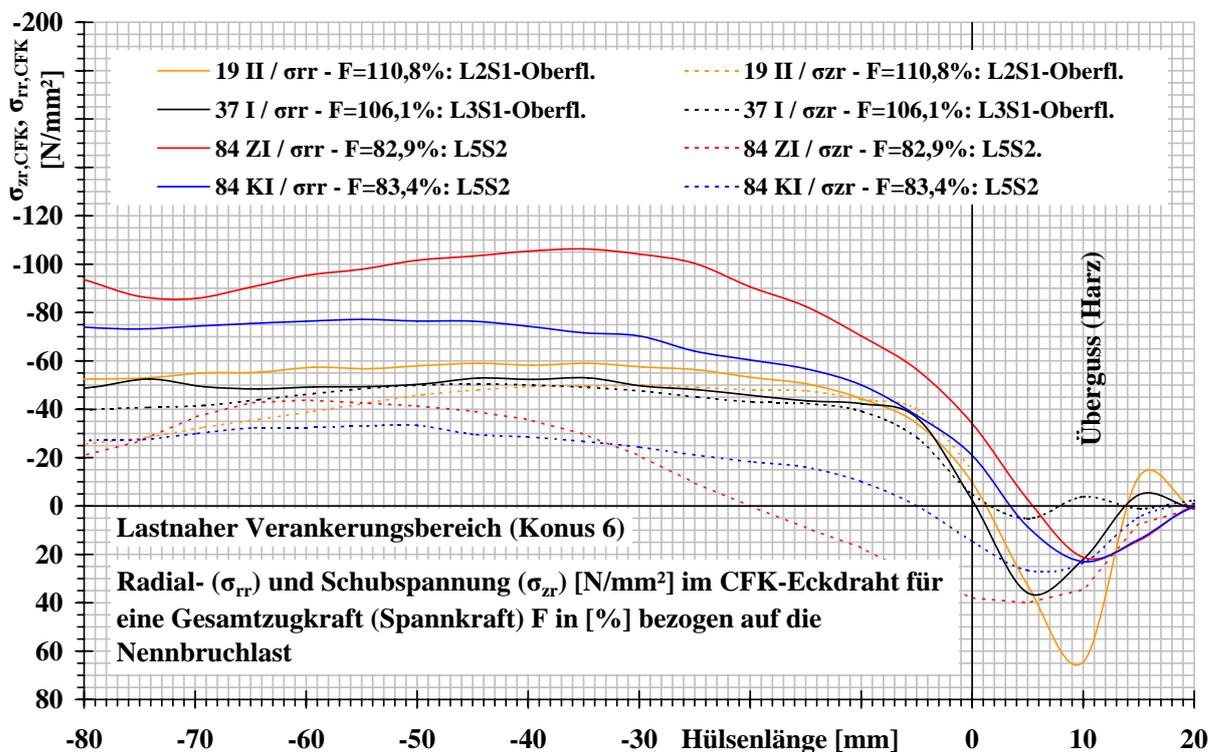


Abbildung 6.70: NL-FE: Radial- und Schubspannung im CFK-Zugelement (lastnaher Verankerungsbereich - Konus 6) aller CFK-Testspannglieder

Hinsichtlich der erreichten Kabelbruchlast und dem Beanspruchungszustand des Vergusskörpers als auch der CFK-Eckdrähte (lineare Lastabtragung, geringfügig steigende Radialspannung vom lastnahen zum lastfernen Verankerungsende hin und eine die Tragfähigkeit nicht beeinflussende höhere Beanspruchung des Vergusskörpers im lastnahen Verankerungsbereich) ist die 37-Drahtverankerung von allen Verankerungen am besten ausgenützt.

# Kapitel 7

## Dauerstandsverhalten und Temperatureinfluss

Es wurden nachfolgende Untersuchungen durchgeführt:

- \* Dauerstandsversuche: Ermittlung des Spannkraftverlustes (Relaxation des CFK-Drahtes und Kriechen des Vergusskörpers)
- \* NL-FE Berechnung: Auswirkungen einer Temperaturverringerung und -erhöhung nach erfolgter Lastaufbringung.

### **7.1 Dauerstandsversuche an CFK-Testspanngliedern mit konisch segmentierten Vergussverankerungen vom Typ 19 I (19-Drahtverankerung) und 37 I SPA (37-Drahtverankerung - Spannanker)**

Die aus der Be- und Entlastung des Dauerstandsversuchs und einem gegebenenfalls durchgeführten Zugversuch erhaltenen Messdaten und Verläufe für:

- \* den Ein- und Auszug des Vergusskörpers und der CFK-Drähte
- \* die Dehnungen an der Stahlhülse

werden aus nachfolgenden Gründen nicht dargestellt:

- \* Die Messwerte sind jenen aus den Zugversuchen, Kapitel 6, ähnlich.
- \* Für die Ermittlung des Spannkraftverlustes sind diese von untergeordneter Bedeutung (nur lokale Spannungsumlagerungen im Vergusskörper und linear elastisches Verhalten der Stahlhülse, keine nennenswerte Vorbelastung des Versuchskörpers).

### 7.1.1 CFK-Testspannglied 19 I F 1 - 19 I B 1

Das Ergebnis des Dauerstands- und des anschließenden Zugversuchs wird wie folgt zusammengefasst:

- \* Spannkraftverlust nach  $\approx 800$  Stunden: 10 kN, entspricht 1,7% von  $F_{t=0}$   
Anfangskraft (Spannkraft zu Versuchsbeginn) - Dauerstandsversuch:  $F_{t=0} = 580$  kN, entspricht 65 % der Kabelnennbruchlast (895 kN)  
Freie Spanngliedlänge: 2,30 m
- \* Bruchlast und Versagensursache im anschließenden Zugversuch: 805 kN (89,9 % der Kabelnennbruchlast) und Verbundbruch zwischen dem CFK-Zugelement und umliegenden Vergusskörper (Abbildung 7.1 unten)



Abbildung 7.1: Links - Verankerungskörper 19 I B 1 nach erfolgtem Zugversuch: oben - lastfern, unten - lastnah; rechts - Verankerungskörper 19 I F 1 nach erfolgtem Zugversuch: oben - lastfern, rechts unten - lastnah

### 7.1.2 CFK-Testspannglieder 19 I C 1 - 19 I F 2 und 37 I H 1 SPA - 37 I I SPA

Die Dauerstandsversuche wurden mit einer Anfangskraft  $F_{t=0}$  von  $\approx 75\%$  der Kabelnennbruchlast durchgeführt. Die freie Spanngliedlänge wurde mit  $\approx 2,31$  m festgehalten,

und der E-Modul des verwendeten CFK-Drahtes betrug 165.000 bzw. 167.000 N/mm<sup>2</sup> [Hor05b] [HO005b] [HBK06].

In Abbildung 7.2 ist das Ergebnis der Dauerstandsversuche dargestellt.

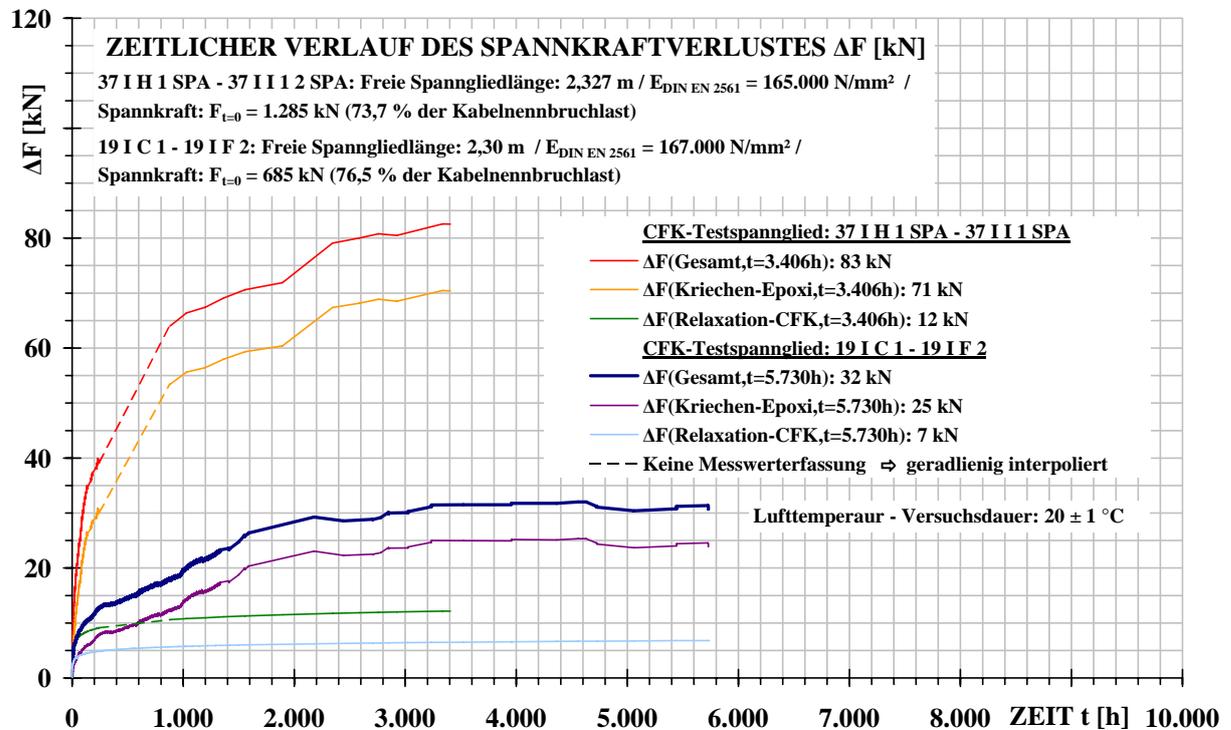


Abbildung 7.2: Zeitlicher Verlauf des Spannkraftverlustes und dessen Anteile

Der zeitliche Verlauf des Spannkraftverlustes ist bei beiden Spannliedern tendenziell gleich. Innerhalb der ersten 200 Stunden ist ein rascher Anstieg und ab 1.600 - 2.400 Stunden ein moderater Anstieg der Spannkraftverluste zu verzeichnen.

Nach Beendigung des Versuchs konnte für das Spannglied 19 I C 1 - 19 I F 2 (Versuchsdauer: 5.730 h) ein Spannkraftverlust von 32 kN (3,5 % von  $F_{t=0} = 685 \text{ kN}$ ) und für das Spannglied 37 I H 1 SPA - 37 I I 1 SPA (Versuchsdauer: 3.406 h) ein Spannkraftverlust von 83 kN (4,8 % von  $F_{t=0} = 1.285 \text{ kN}$ ) festgestellt werden.

Aufteilen des Spannkraftverlustes:

- \* Der Verlustanteil infolge **Relaxation der CFK-Drähte** ( $\Delta F_{RELAXATION-CFK,t}$ ) wurde näherungsweise mit Hilfe der Formel  $\Delta F [\%] = 0,215 + 0,09 * \text{LN}(0,1 + t)$  aus Kapitel 4.1.2 Abbildung 4.7 bzw. 4.8 (Relaxationsverlust für eine Anfangskraft von  $F_{t=0} = 70\%$  der Nennbruchlast) errechnet und beträgt für beide Testspannglieder  $\approx 0,7\%$  der Anfangskraft  $F_{t=0}$ .
- \* Der restliche Spannkraftverlust wird durch das **Kriechen des Epoxidharzvergusskörpers** ( $\Delta F_{KRIECHEN-EPOXI,t}$ ) verursacht und wurde durch Abzug des Relaxationsverlustes  $\Delta F_{RELAXATION-CFK,t}$  vom festgestellten Spannkraftverlust errechnet.

CFK-Testspannglied 19 I C 1 - 19 I F 2:  $\Delta F_{KRIECHEN-EPOXI, t=5.730 h} = 25 \text{ kN}$ ,  
entspricht 2,8 % von  $F_{t=0} = 685 \text{ kN}$

CFK-Testspannglied 37 I H 1 SPA - 37 I I SPA:  $\Delta F_{KRIECHEN-EPOXI, t=3.406 h} = 71 \text{ kN}$ ,  
entspricht 4,1 % von  $F_{t=0} = 1.285 \text{ kN}$

Der Spannkraftverlust der relativ kurzen CFK-Testspannglieder wird somit zum größten Teil durch das Kriechen des Epoxidharzvergusskörpers verursacht.

Wird der Spannkraftverlust  $\Delta F_{KRIECHEN-EPOXI, t}$  in [kN] auf den Dehnweg des CFK-Drahtes auf freier Spanngliedlänge und je Verankerung umgelegt, so erhält man den Auszug des Vergusskörpers und somit auch der CFK-Drähte infolge Kriechen des Epoxidharzes  $\Delta l_{KRIECHEN-EPOXI, t}$  in [mm / Verankerung]. Aus Abbildung 7.3 ist ersichtlich, dass der Auszug des Vergusskörpers infolge Kriechen des Epoxidharzes, nach Beendigung des Versuchs, für die 19-Drahtverankerung (19 I C 1 - 19 I F 2)  $\approx 0,5 \text{ mm/Ankerkörper}$  und für die 37-Drahtverankerung (37 I H 1 SPA - 37 I I SPA)  $\approx 0,7 \text{ mm/Ankerkörper}$  beträgt.

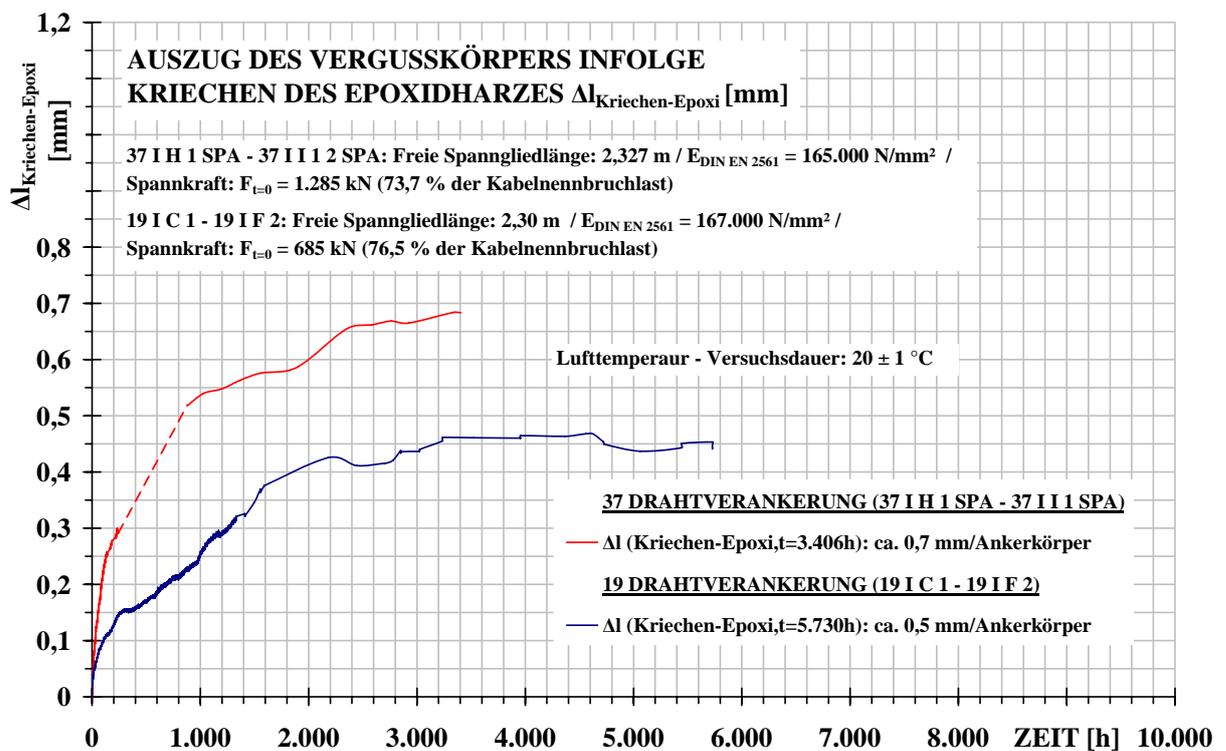


Abbildung 7.3: Zeitlicher Verlauf des Auszuges: Kriechen des Vergusskörpers

Mit diesen Werten kann der Spannkraftverlust infolge Kriechen des Epoxidharzvergusskörpers in [kN], unter Voraussetzung gleicher Anfangskraft und Umweltbedingungen, für 19- und 37-drahtige CFK-Spannglieder mit unterschiedlicher freier Spanngliedlänge berechnet werden, d.h.

\* Große freie Spanngliedlängen  $\Rightarrow$  geringer Spannkraftverlust

\* Kleine freie Spannliedlängen  $\Rightarrow$  großer Spannkraftverlust

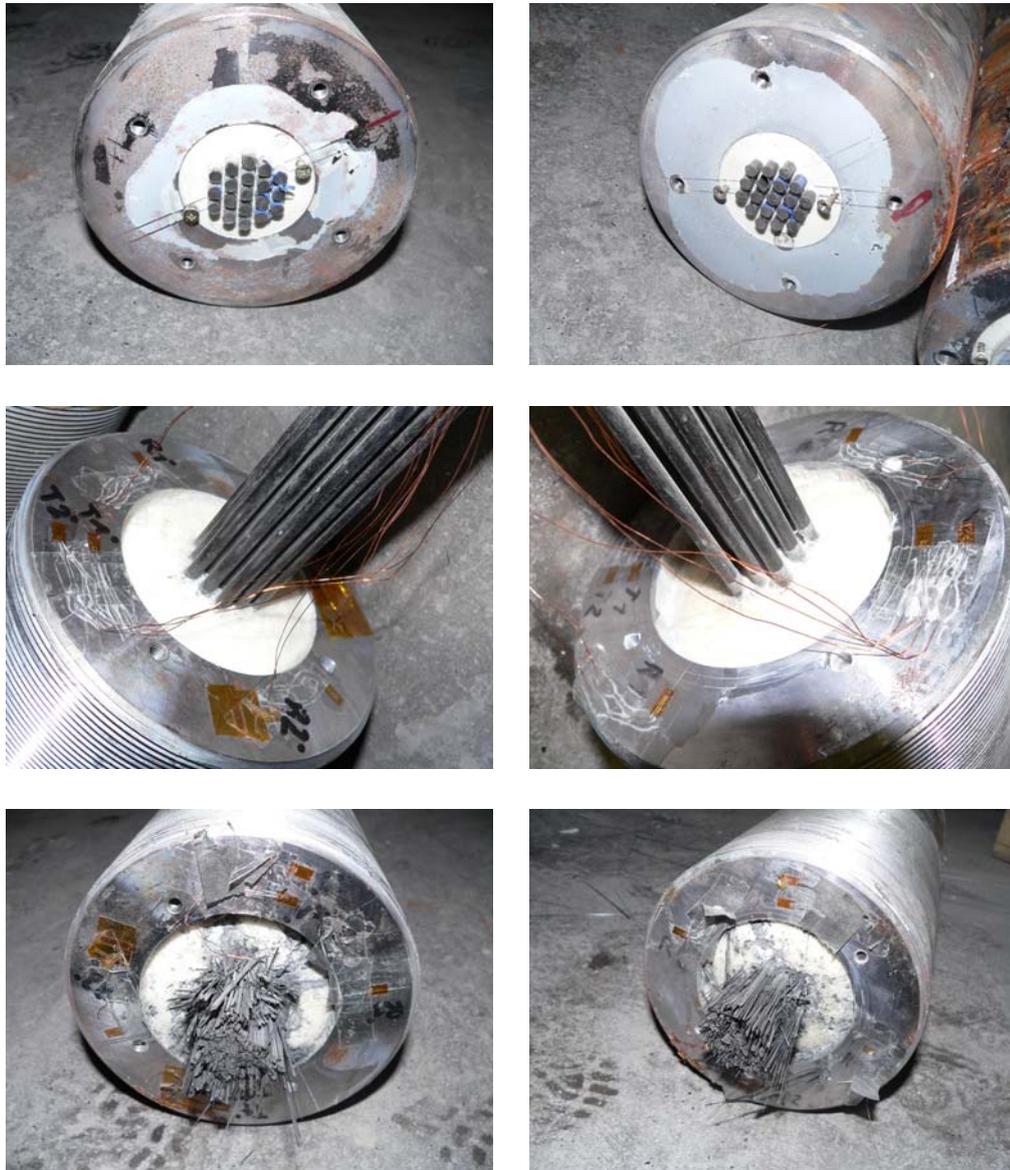


Abbildung 7.4: Links - Verankerungskörper 19 I C 1: oben - lastfernes Verankerungsende nach erfolgtem Zugversuch, Mitte - lastnahe Verankerungsseite vor Zugversuch, unten - lastnahe Verankerungsseite nach erfolgtem Zugversuch; rechts - Verankerungskörper 19 I F 2: oben - lastfernes Verankerungsende nach erfolgtem Zugversuch, Mitte - lastnahe Verankerungsseite vor Zugversuch, unten - lastnahe Verankerungsseite nach erfolgtem Zugversuch

Ein anschließender Zugversuch wurde nur am CFK-Testspannglied 19 I C 1 - 19 I F 2 durchgeführt. Ab einer Spannkraft von  $\approx 775$  kN kam es sukzessive zum Bruch einzelner CFK-Drähte bzw. Drahtteile (Abschälen) auf freier Spannliedlänge. Als möglichen Ursachen können hierfür Drahtbeschädigungen bzw. Fehlstellen aus der Produktion und

unterschiedliche Drahtlängen infolge der Kabelherstellung angegeben werden. Die Kabelbruchlast betrug 802,4 kN (19 Drähte mit teilweiser reduzierter Querschnittsfläche infolge Abschälen einzelner Drahtteile) und entspricht damit 89,7 % der Kabelnennbruchlast von 895 kN. Aus Abbildung 7.4 ist ersichtlich, dass bei beiden Verankerungen kein Verbundbruch zwischen CFK-Zugelement und Vergusskörper aufgetreten ist.

## 7.2 Verankerungstyp 37 I - NL-FE Berechnung - Temperatureinfluss

Wie bereits bei den Materialeigenschaften angeführt sind die linearen Temperatureausdehnungskoeffizienten von Stahl, CFK und dem Epoxidharz von unterschiedlicher Größe. Deshalb wurde der Einfluss auf den Ein- und Auszug (Spannkraftverlust) und die Radialspannungen der CFK-Drähte infolge einer Temperaturverringerng (Laststufe 2) von 20 bzw. 30 °C und einer anschließenden Temperaturerhöhung (Laststufe 3) von gleicher Größe, nach erfolgter Lastaufbringung von 750 kN (Laststufe 1, entspricht etwa der Gebrauchslast der CFK-Spannglieder im SVH Golling) mit einer FE-Berechnung untersucht.

Die FE-Berechnung erfolgte mit den in Kapitel 6.1 angeführten Eingabeparametern (Tabellen 6.1 bis 6.3) für den Verankerungstyp 37 I (geringfügige Abweichung von den angegebenen Tabellenwerten für den Vergusskörper und die Reibung zwischen Vergusskörper und Stahlhülse:  $E = 4.800 \text{ N/mm}^2$ ,  $\nu = 0,35$  und  $\tan\mu = 0,11$ ). Für die linearen Temperatureausdehnungskoeffizienten (gültig bis zur Glasübergangstemperatur) wurden nachfolgende Werte, aus Kapitel 4, verwendet:

- \* CFK-Drähte:  $\alpha_{T,CFK\perp} = 33 * 10^{-6} [1/^\circ\text{C}]$  und  $\alpha_{T,CFK\parallel} = 0,3 * 10^{-6} [1/^\circ\text{C}]$
- \* Epoxidharz-Vergusskörper:  $\alpha_{T,EPOXI} = 45 * 10^{-6} [1/^\circ\text{C}]$
- \* Stahlhülse:  $\alpha_{T,STAHL} = 12 * 10^{-6} [1/^\circ\text{C}]$

Die Temperaturverringerng und anschließende -erhöhung wurde in jeweils 20 Zeitschritten aufgebracht. Bei der gewählten Gebrauchslast befinden sich sämtliche Materialien nahezu im linear elastischen Spannungsbereich.

In Abbildung 7.5 ist, für die drei Laststufen, der Verlauf des Ein- und Auszuges des CFK-Eckdrahtes der äußersten Lage dargestellt. Der Ein- und Auszug der Laststufe 1 resultiert aus dem Spannvorgang unter Umgebungstemperatur (Ausgangstemperatur). Durch die Temperaturverringerng (Laststufe 2) kommt es in Belastungsrichtung zu einem Herauswandern des Vergusskörpers und der CFK-Drähte (vollkommener Verbund) aus der Stahlhülse. Die anschließende Temperaturerhöhung (Laststufe 3) auf die Ausgangstemperatur führt zu einem Herausdrücken des Vergusskörpers aus der Stahlhülse und somit zu einer weiteren Erhöhung des Auszuges und zu einer Verringerung des Einzuges gegenüber der Laststufe 2.

Fazit: Nach erfolgter **Temperaturverringerng und -erhöhung** kommt es, infolge der **unterschiedlichen Temperatureausdehnungskoeffizienten**, gegenüber der Ausgangslage (Laststufe 1) zu einer Erhöhung des Ein- und Auszuges. Die Erhöhung des Auszuges,  $\Delta l_{\alpha_T(EPOXI-STAHl)} = s_{\text{Auszug, Laststufe3}} - s_{\text{Auszug, Laststufe1}}$  [mm / Verankerung], führt wie auch der Verlustanteil Kriechen des Epoxidharzvergusskörpers  $\Delta l_{\text{KRIECHEN-EPOXI, t}}$  in [mm / Verankerung] (Kapitel 7.1.2) zu einem **Spannkraftverlust**, d.h. je kürzer das Spannglied (kleiner Dehnweg) desto größer der Spannkraftverlust.

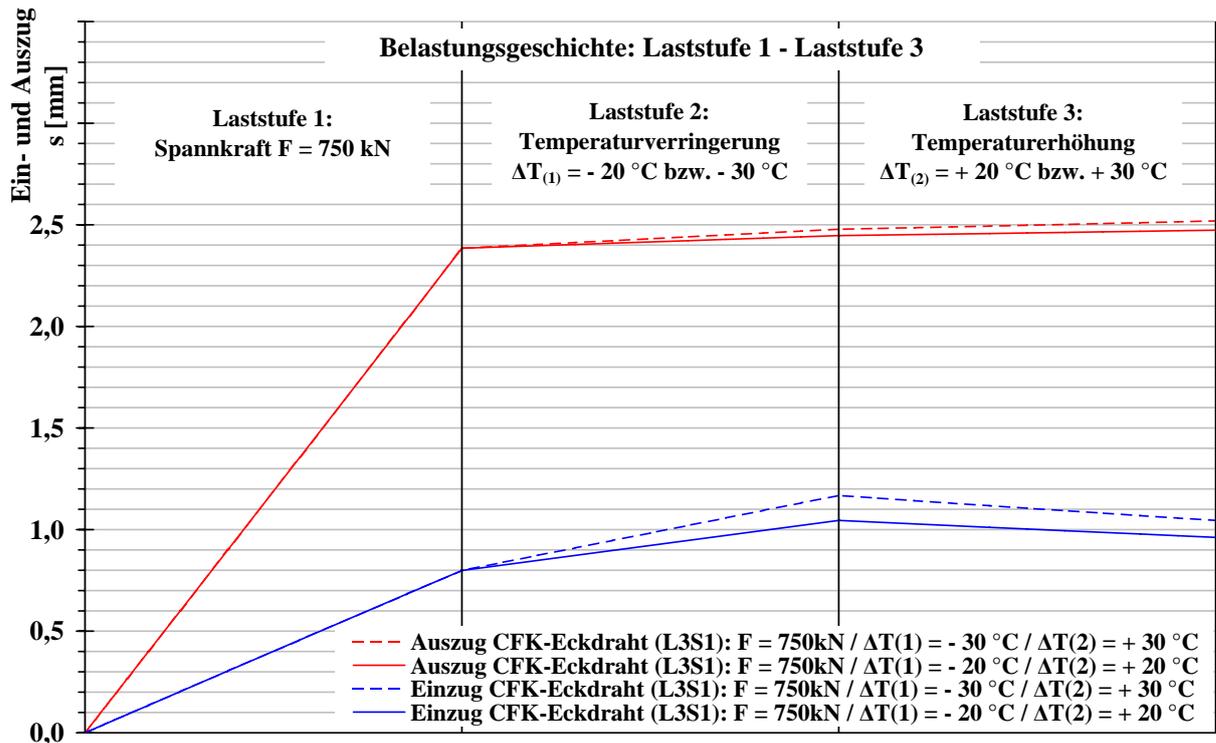


Abbildung 7.5: NL-FE - Einfluss der Temperatur auf den Ein- und Auszug des CFK-Drahtes

In Abbildung 7.6 ist der Verlauf der Radialspannungen im CFK-Eckdraht (L2S1) für die 3 Laststufen dargestellt. Eine Temperaturverringerng (Laststufe 2:  $\Delta T(1) = -20\text{ °C}$ ) führt, gegenüber der Laststufe 1, zu einer Reduktion im lastnahen Verankerungsbereich und zu einer Erhöhung im lastfernen Verankerungsbereich. Die anschließende Temperaturerhöhung (Laststufe 3:  $\Delta T(1) = +20\text{ °C}$ ) führt über die ganze Hüslenlänge zu einer Erhöhung der Radialspannungen. Die Erhöhung, gegenüber der Laststufe 1, beträgt im lastnahen Verankerungsbereich  $\approx 20\%$  und im lastfernen Verankerungsbereich  $\approx 25\%$ . Bei einer Temperaturverringerng und anschließenden -erhöhung von  $30\text{ °C}$ , steigt die Radialspannung im CFK-Draht um weitere  $\approx 10\%$ .

Fazit: Infolge einer Temperaturverringerng und anschließender -erhöhung, von gleicher Größe, kommt es zu einer **Erhöhung der Radialspannungen im CFK-Draht**. Bei der gewählten Gebrauchslast von 750 kN stellt diese Radialspannungserhöhung noch keinen kritischen Spannungszustand für den CFK-Draht dar. Es ist jedoch zu beachten, dass es bei größeren Gebrauchslasten zu einem vorzeitigen Versagen (vor dem Erreichen der

Zugfestigkeit auf freier Spanngliedlänge) der CFK-Drähte infolge der Radialspannungserhöhung kommen könnte.

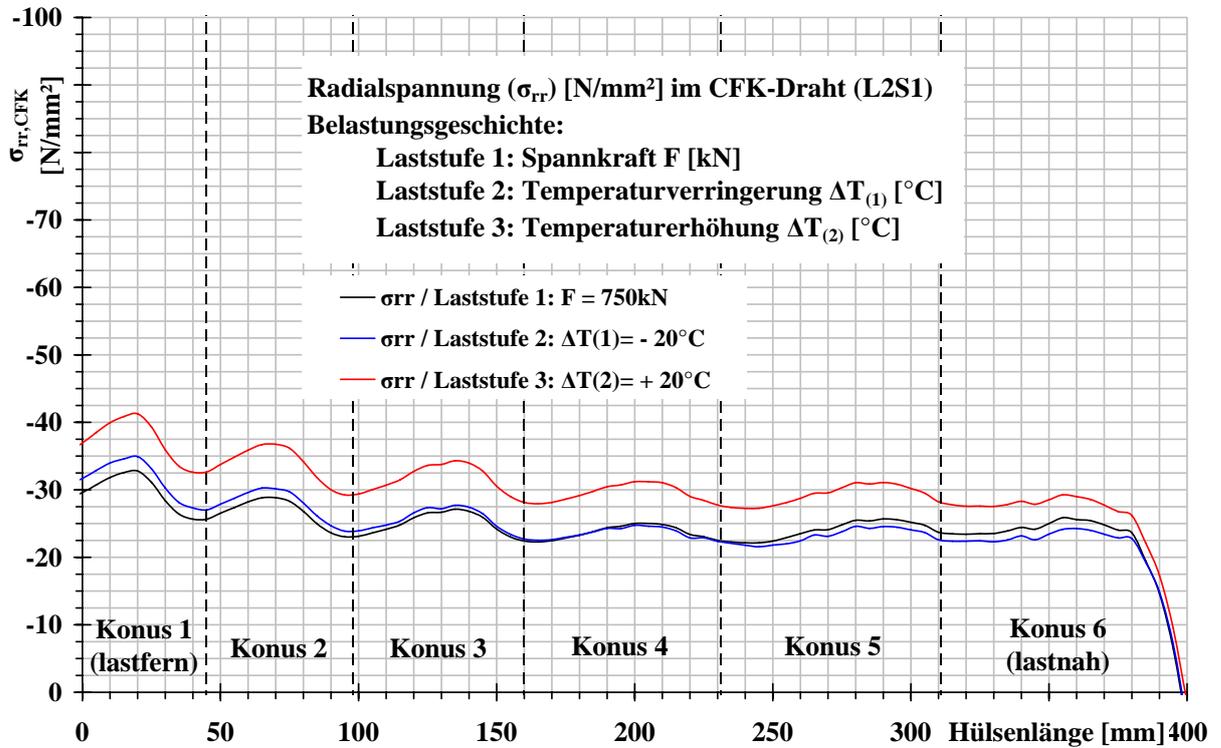


Abbildung 7.6: NL-FE - Einfluss der Temperatur auf die Radialspannung des CFK-Drahtes

# Kapitel 8

## Praxiseinsatz

### 8.1 Sanierungsvorhaben (SVH) Golling

#### 8.1.1 Autobahnüberführung der A10 Tauernautobahn, Salzburg

Bei der 1970 hergestellten Spannbetonbrücke mit nachträglichem Verbund handelt es sich um einen zweizelligen Kastenquerschnitt über drei Felder (11,50m+33,50m+11,50m). Um ein Abheben der Randfelder zu verhindern (aufgrund der sehr kurzen Randfelder im Vergleich zum Mittelfeld wäre dies bereits unter Eigengewicht gegeben) wurden diese mit Ballastbeton versehen. Eine Gesamtansicht sowie ein Planausschnitt der Brücke ist aus den Abbildungen 8.1 und 8.2 ersichtlich [HK03].



Abbildung 8.1: Gesamtansicht der Autobahnüberführung Golling

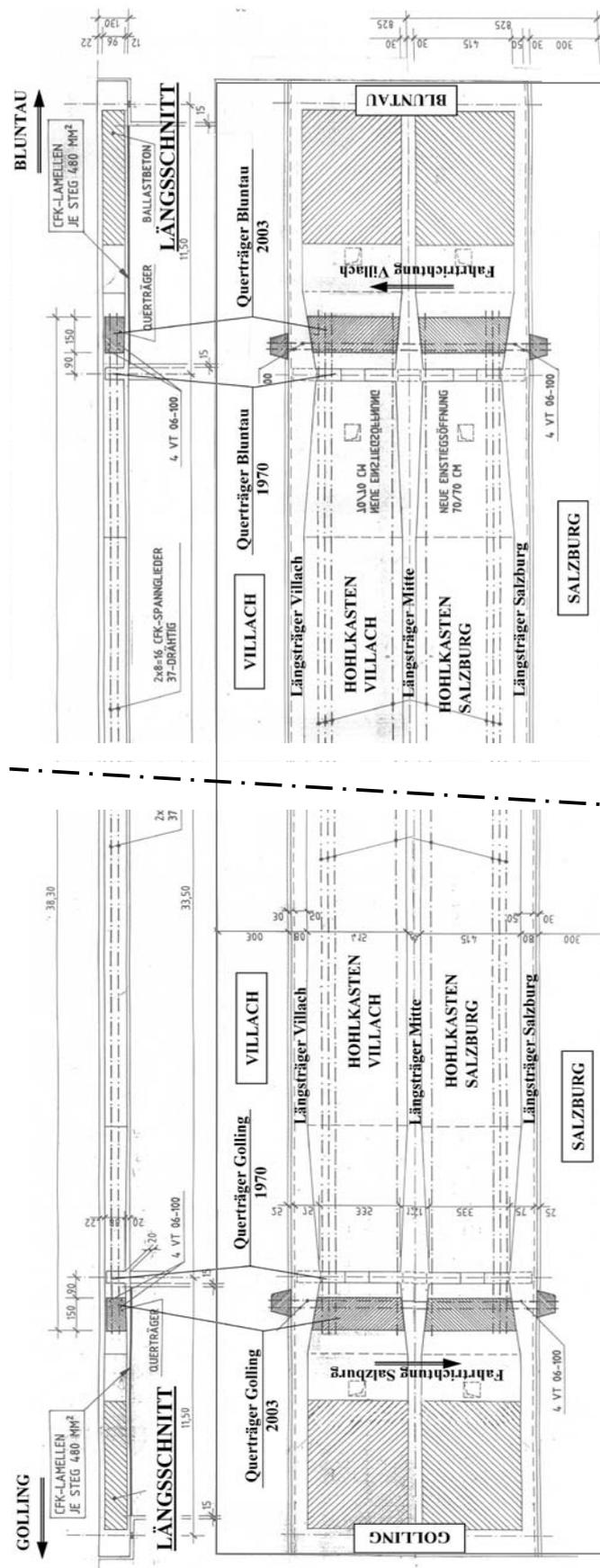


Abbildung 8.2: Übersichts- und Lageplan der Autobahnüberführung Golling A10

## 8.1.2 Ausgangslage und Nachrechnung des Bestandes (Brückenoberbau) - 2003

Im Zuge einer Nachrechnung des Brückentragwerks wurde folgende Zustandsaufnahme gemacht:

- \* Die Stege des Brückentragwerkes weisen hauptsächlich im Bereich der Wechselmomente Risse von 0,3 bis 0,5 mm (Maximalwert 0,9 mm) auf.
- \* In den Randfeldern weist die Bodenplatte im Bereich des Ballastbetons ebenfalls Risse auf.
- \* In den Querträgern (Querträger 1970) wurden ebenfalls Risse festgestellt.

Die Nachrechnung des Brückenoberbaues erfolgte durch die TU Wien, Institut für Tragkonstruktionen - Betonbau, nach den Vorschriften der gültigen Normen ÖN B 4700, ÖN B 4702 und ÖN B 4750.

Das Ergebnis der Nachrechnung ergab folgende Sanierungsmaßnahme in Brückenlängsrichtung:

- \* Verstärkung des Brückentragwerkes durch Anordnung einer zusätzlichen, nahezu zentrischen Vorspannung im Mittelfeld (die Randfelder sind mit Ballastbeton nahezu vollständig ausgefüllt). Die erforderliche Vorspannkraft beträgt je Hohlkasten 5.600 kN. Somit ergibt sich eine Vorspannkraft für den Brückenquerschnitt von 11.200 kN.

## 8.1.3 Verstärkungsmaßnahme - Brückenlängsrichtung

### 8.1.3.1 Spannsystem

Mit der Bauherrenentscheidung (Brückenbauabteilung - Amt der Salzburger Landesregierung), ein neuartiges Spannsystem für die Ertüchtigung des Brückentragwerks zu verwenden, fiel die Wahl auf das in den Kapiteln 3 bis 7 beschriebene und entwickelte Spannsystem mit einem innovativen Verankerungssystem für Spannglieder aus CFK-Drähten. Dies ist die erste Anwendung von CFK-Spanngliedern in Österreich [HO-04].

Zur Anwendung kam der Verankerungstyp 37 I SPA (siehe Abbildung 3.17 in Kapitel 3). Entsprechend der erforderlichen Vorspannkraft von 5.600 kN je Hohlkasten ergab sich die erforderliche Anzahl der Spannglieder zu 8 CFK-Spanngliedern/Hohlkasten  $\Rightarrow$  Gesamtanzahl: 16 CFK-Spannglieder. Das Zuelement bestand aus je 34 (Produktionsproblem des Drahtherstellers; CFK-Spannglieder: G1-G4) bzw. 37 Drähten (CFK-Spannglieder: G5-G12) mit einem Einzeldrahtdurchmesser von 5 mm und besandeter Drahtoberfläche. Die Vorspannkraft der CFK-Spannglieder wurde mit je 710 kN festgelegt, was einer Ausnutzung (bezogen auf die Nennfestigkeit der CFK-Drähte von 2400 N/mm<sup>2</sup>) der Kabelbruchlast von 44 bzw. 41 % entspricht.

### 8.1.3.2 Begleitende Baumaßnahmen

Um die zusätzliche externe Vorspannkraft in den Brückenquerschnitt einleiten zu können, wurden im Stützenbereich der Randfelder zwei neue Querträger (Querträger zur Aufnahme der CFK-Spannglieder - Querträger 2003) eingezogen (Abbildung 8.3).



Abbildung 8.3: Vorspannung der neu eingezogenen Querträger, aufgeklebte CFK-Lamellen im Randfeld

Statisches Konzept für die Lastabtragung der Längsvorspannung (CFK-Spannglieder) über die Querträger 2003 in die Brückenlängsträger:

1. Der Statische Nachweis erfolgt über ein Stabwerkmodell.
2. Erhöhung des Verbundwiderstandes in der Kontaktfläche zwischen Längs- und Querträger durch Sandstrahlung und Abspitzen bzw. durch HDW-strahlen.
3. Um eine zusätzliche Biegebeanspruchung der Boden- und Fahrbahnplatte durch die neuen Querträger zu vermeiden (für eine solche Beanspruchung reicht die vorhandene Bewehrung nicht aus), ist eine konstruktive Trennung zwischen den neuen Querträgern und diesen Platten vorzusehen.
4. Quervorspannung der Querträger 2003:

Die im Verbund liegende Quervorspannung (4 VT 06-100) dient nur zur Aufnahme der durch die Längsvorspannung entstehenden Spreizkraft aus dem Stabwerkmodell. Sie führt zu keiner nennenswerten Vorspannung der Querträger 2003. Beim Spannen der Querspannglieder wird die Druckkraft über die sehr steifen Trägerstege im Wesentlichen in die Fahrbahn- und Bodenplatte eingeleitet. Diese Quervorspannung des Bestandes wird beim Spannen der Längsspannglieder wieder abgebaut.

Durch die Applikation der CFK-Spannkabel im Mittelfeld und wegen der nicht vollständig zwängungsfreien Lagerungsverhältnisse (Widerlager) mussten die aus der Vorspannung resultierenden Zugspannungen im Randfeld durch auf der Unterseite der Längsträger zu befestigende CFK-Lamellen aufgenommen werden (Abbildung 8.3).

## 8.2 Herstellung der CFK-Spannkabel

Vor Beginn der Kabelherstellung musste zunächst die Länge des CFK-Spanngliedes und damit die Endlänge des CFK-Drahtes für die Produktion festgelegt werden.

Die für die Produktion des CFK-Spanngliedes erforderliche Endlänge des CFK-Drahtes ist abhängig:

- \* vom Abstand der gegenüberliegenden Ankerplatten der Querträger,
- \* von der Lage der Anker Mutter auf dem Ankerkörper, d.h. inwieweit steht der Ankerkörper nach erfolgtem Spannvorgang in den Querträger hinein,
- \* von der Länge des Ankerkörpers und
- \* dem voraussichtlichen Spannweg (ist bei der Berechnung der Drahtlänge abzuziehen).



Abbildung 8.4: Lieferung der CFK-Drähte, erstes Ablängen der CFK-Drähte, Fixierung der ersten Seite des hexagonalen CFK-Zugelements

Die von der Firma Nedri (Holland) gelieferten CFK-Drähte wurden ausgerollt, auf die vordefinierte Länge (errechnete Endlänge des CFK-Drahtes zuzüglich einem Produktionszuschlag von 5 cm) gebracht und einer visuellen Begutachtung auf Fehlstellen (z.B.

Drähte mit Bruchstellen wurden durch Überprüfung des Drahtdurchhanges ermittelt und ausgemustert) unterzogen.

Danach konnten die abgelängten Drähte zu Drahtbündeln von je 34 bzw. 37 Stück zusammengefasst werden (Abbildung 8.4).

In nächsten Arbeitsschritt wurden die Drahtenden der einen Seite des CFK-Zugelements in drei dünne Lochscheiben (Fixierscheiben) aus Stahl, mit denen die hexagonale Drahtanordnung hergestellt wurde, eingefädelt. Ihr Außendurchmesser war etwas kleiner als der lastferne Konusinnendurchmesser der Stahlhülse. Die Drahtenden wurden über einen schnell erhärtenden Epoxidharzkleber in die erste der beiden Lochscheiben eingeklebt (Abbildung 8.4).

Nachdem die erste Endfixierung des hexagonalen Zugelements ausgehärtet war, wurden die beiden anderen Lochscheiben an das gegenüberliegende Ende geschoben, die Kabellänge noch einmal geprüft bzw. nachkorrigiert (maximal um den Produktionszuschlag gekürzt), die dritte Lochscheibe entfernt und das andere Ende des CFK-Zugelements durch Einkleben der Einzeldrähte in die Lochscheibe fixiert (Abbildung 8.5). Auf diese Weise konnten auf der gesamten Kabellänge der parallele Drahtlauf gewährleistet und Drahtkreuzungen ausgeschlossen werden. Zwischen den beiden Kabelenden wurde das gesamte Drahtpaket durch Klebebänder zusammengehalten. Die Fixierarbeiten wurden mit einer Endreinigung der beiden Kabelenden abgeschlossen.



Abbildung 8.5: Ablängen der CFK-Drähte auf die errechnete Endlänge und Endfixierung des hexagonalen Zugelements

Während des Aushärtungsprozesses der Endfixierung konnten die einzelnen Verankerungen mit Aceton gereinigt werden. Anschließend wurde eine Teflonschicht an der Stahlinnenfläche der Verankerung aufgetragen, um die Gleitfähigkeit des Vergusskörpers entlang der Stahlhülse zu gewährleisten. Um die Außengewinde der Verankerungen von Verun-

reinigungen frei zu halten, erhielten diese bis zum Einbau in das Brückentragwerk eine Schutzfolie.

Nun konnten die vorbereiteten Ankerkörper für den Verguss in Position gebracht, die an den Enden fixierten CFK-Drahtbündel über einen Umlenkbock geführt und die mit Aceton gereinigten CFK-Drahtenden in die Verankerung eingebracht werden (Abbildung 8.6).



Abbildung 8.6: Lagefixierung des CFK-Zuglements im einteflonisierten Ankerkörper

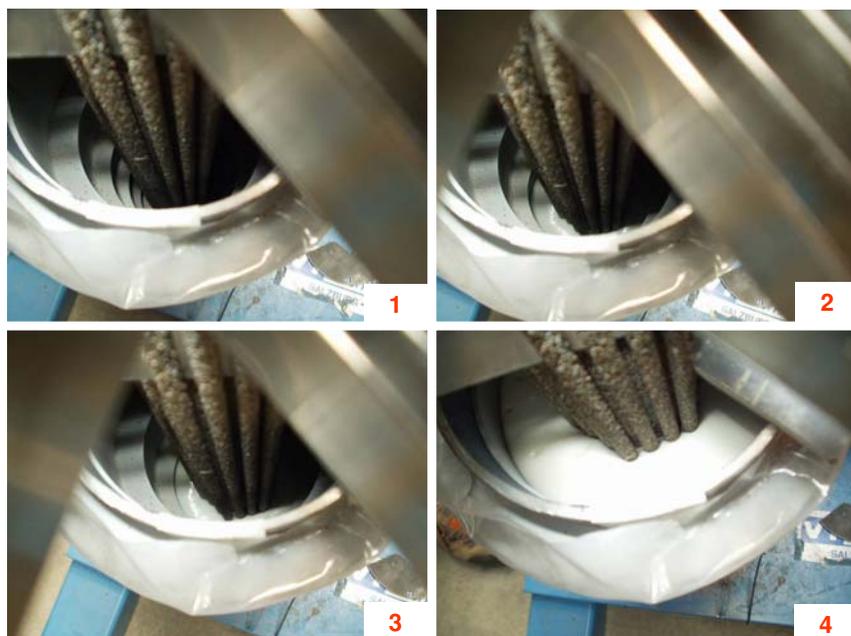


Abbildung 8.7: Vergussvorgang - aufsteigendes Epoxidharz 1 ⇒ 4

Der Verguss wurde mit dem kalterhärtenden Dreikomponentenepoxidharz der Firma DSI (siehe Kapitel 4 Materialeigenschaften), welches mittels Drucktopf von der lastfernen Seite in die stehende Verankerung (dadurch wird das Entweichen der eingerührten Luft über die lastnahe Seite der Vergusses ermöglicht und im Gegensatz zu einem liegenden Vergussvorgang "Vergussnester" an der Kontaktfläche zur Stahlhülse über die gesamte Länge des Vergusskörpers vermieden) eingebracht wurde, durchgeführt (Abbildung 8.7). Um die Gebrauchstemperatur und Endfestigkeit des verwendeten Epoxidharzes zu steigern, wurden die vergossenen Verankerungen bei 60°C nach dem in Kapitel 4.2.2 (verwendetes Epoxidharz) und Kapitel 5.3 (Versuchskörperherstellung - Vergussvorgang) beschriebenen Verfahren nachgetempert (Abbildung 8.8). Eine Verankerung nach Abschluss der Vergussarbeiten ist in Abbildung 8.9 rechts dargestellt.



Abbildung 8.8: Offener (rechts) und geschlossener (links) Temperkasten



Abbildung 8.9: Links: Umlenkbock; rechts: ausgehärtete Vergusskörper

Um die CFK-Spannglieder vor mechanischer Beschädigung zu schützen, entschloss man sich, Hüllrohre zu verwenden. Die Hüllrohre wurden zwischen den beiden Vergussvorgängen des Spannkabel appliziert. Der Übergang Hüllrohr und Verankerung erfolgte durch eine Kunststoff-Stahltrumpete (Abbildung 8.10), welche an der lastnahen Verankerungsseite befestigt wurde (fester Teil des Hüllrohres). Beim Hüllrohr selbst handelte es sich

um ein relativ leichtes und ungelochtes Drainagerohr. Das Hüllrohr setzte sich aus insgesamt 3 Teilen (2 feste Teile, welche am Ankerkörper befestigt sind und ein bewegliches Hüllrohrteil in Spanngliedmitte) mit zwei in sich angepassten Durchmessern und einer gegenseitigen Überlappung an den Übergängen von ca. 0,75 m zusammen.



Abbildung 8.10: Links: Anschluss der Trompete, rechts oben: fester (kleiner Durchmesser) und beweglicher Teil des Hüllrohres; rechts unten: CFK-Spannglieder vor dem Aufrollen und Abtransport

Gründe für die dreiteilige Ausführung des Hüllrohres:

- \* Keine Zugbeanspruchung des Hüllrohres durch den Spannvorgang, wie sie bei einer einteiligen festen Ausführung des Hüllrohres (durch Fixierung desselbigen an beiden Ankerkörpern) entstehen würde, d.h. freie Verschiebung der beiden festen Hüllrohrteile gegen das bewegliche Hüllrohr während des Spannvorgangs.
- \* Kontrolle des CFK-Zugelements hinsichtlich eines torsionsfreien Einbaus vor dem eigentlichen Spannvorgang. Dies erfolgt durch optische Begutachtung der Drahtparallelität unter Zuhilfenahme eines eingefärbten weißen Eckdrahtes (wurde spätestens vor dem Auffädeln des dreiteiligen Hüllrohres, d.h. vor dem Verguss des zweiten Ankerkörpers des Spanngliedes durch einen Anstrich aufgebracht; bei der Farbe handelt es sich um eine Lackfarbe auf Wasserbasis  $\Rightarrow$  keine negative Beeinträchtigung der Epoxidharzmatrix des CFK-Drahtes und der CFK-Faser selbst).
- \* Eine Inspektion des CFK-Zugelementes auf freier Spanngliedlänge ist jederzeit im Bereich des beweglichen Hüllrohres möglich.

Für den Transport wurden die einbaufertigen CFK-Spannkabel auf Abroller mit einem Durchmesser von 2,25 m aufgewickelt (Abbildung 8.11 links oben).

### 8.3 Installation und Vorspannung

Sämtliche CFK-Spannkabel konnten aufgrund ihres geringen Gewichts ohne maschinelle Hilfsmittel durch die Einstiegsöffnungen in der Bodenplatte in den Kastenquerschnitt (Arbeitshöhe im Hohlkasten:  $\approx 85$  cm) eingebracht werden (Abbildungen 8.11, 8.12 und 8.13).



Abbildung 8.11: Abrollvorgang



Abbildung 8.12: Einbringen der CFK-Spannglieder in den Hohlkasten (Bilder 1 - 3); Entfernen der Schutzfolie vom Ankerkörper und Aufbringen eines Korrosionsschutzes (Bild 4)



Abbildung 8.13: Links: Einfädeln des Spanngliedes in den Querträger 2003; rechts oben: Durchziehen des Spanngliedes zwischen den beiden Querträgern, rechts unten: Übernahme des Spanngliedes für den Transport zum gegenüberliegende Querträgerpaar

Nachdem die Verankerungen durch das erste Querträgerpaar (Abstand zwischen Querträger 1970 und Querträger 2003:  $\approx 65$  cm - siehe Abbildung 8.13 rechts oben) gezogen wurden, konnten sie auf einen "Schlitten" gelegt und bis zum gegenüberliegenden Querträgerpaar transportiert werden (Abbildung 8.13 rechts unten).

Die von der Schutzfolie freigelegten Außengewinde wurden mit Gleit- und Schutzfett versehen.

Der Spannvorgang wurde mittels einer umgebauten Spannpresse der Firma Vorspann-Technik gemäß Spannanweisung durchgeführt und die vorausberechnete Endlage planmäßig erreicht (Abbildungen 8.14 bis 8.18).

Nach Abschluss des Spannvorganges wurden die Verankerungen mit Fettbandagen und einer PE-Abdeckhaube vor Korrosion geschützt. Die Kontrolle der Rissbreiten in den Randfeldern während und nach Beendigung der Vorspannarbeiten ergab keine wesentliche Änderung zum Ausgangszustand. Die Herstellung und Installation der Kabel konnte innerhalb von zwei Wochen vollständig abgeschlossen werden.

Die Herstellung, Applikation und Vorspannung der 16 CFK-Spannglieder erfolgte in Kooperation mit der Firma Vorspann-Technik, Salzburg.



Abbildung 8.14: Oben: Drehen am Ankerkörper vor dem eigentlichen Spannvorgang  $\Rightarrow$  parallele Ausrichtung der einzelnen CFK-Drähte des CFK-Spanngliedes; gut ersichtlich durch den eingefärbter CFK-Draht (torsionsfreier Einbau des Spanngliedes); links unten: Arbeitsbühne mit Hydraulikaggregat; rechts unten: Spannvorgang mit Spannstuhl, Spannspindel, Hydraulikpresse und Spannmutter



Abbildung 8.15: CFK-Spannglieder nach erfolgtem Spannvorgang - links: Ankerkörper; rechts: Hüllrohre

Spannanweisung für die CFK-Spannglieder im Brückentragwerk „Überführung Zubringer Golling ab km 27.380,00“			
Reihenfolge Kastenquerschnitt Salzburg	Bezeichnung CFK-Spannglied	Reihenfolge Kastenquerschnitt Villach	Bezeichnung CFK-Spannglied
1*	G15 (37 G11/G11*)	1	G8 (37 G4/G4*)
2*	G13 (37 G9/G9*)	2	G12 (37 G8/G8*)
3*	G6 (37 G6/G6*)	3	G11 (37 G7/G7*)
4*	G16 (37 G12/G12*)	4	G7 (37 G3/G3*)
5*	G5 (37 G1/G1*)	5	G9 (37 G5/G5*)
6*	G14 (37 G10/G10*)	6	G10 (37 G6/G6*)
7*	G2 (34 G2/G2*)	7	G4 (34 G4/G4*)
8*	G1 (34 G1/G1*)	8	G3 (34 G3/G3*)

**Gleichzeitiges Spannen in beiden Kastenquerschnitten, d.h. 1-1\*, 2-2\*, 3-3\*, 4-4\*, 5-5\*, 6-6\*, 7-7\* und 8-8\* sind gleichzeitig zu spannen.**

Alle 16 CFK-Spannglieder (je Kastenquerschnitt 8 Stück) sind auf eine **Kraft von 710 kN** zu spannen.

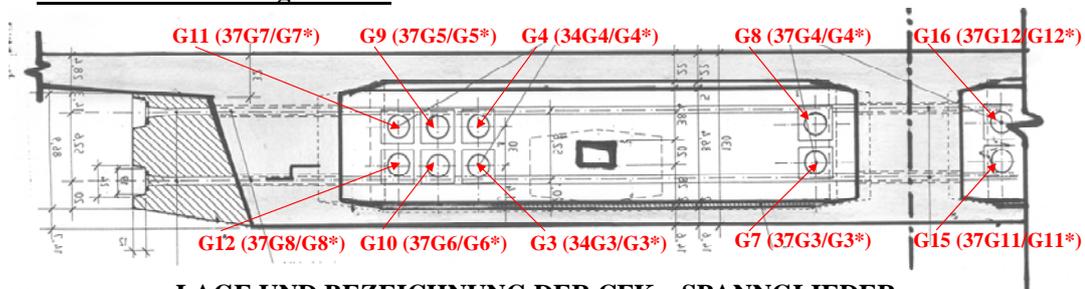
Der **Spannvorgang** wird vom **Randfeld Golling** durchgeführt.

Für die **Lage** der einzelnen **CFK-Spannglieder, siehe Planbeilage.**

Tabelle 8.1: Spannanweisung

**LAGE UND BEZEICHNUNG DER CFK – SPANNGLIEDER:  
HOHLKASTEN VILLACH – QUERTRÄGER GOLLING 2003**

**Ansicht Blickrichtung Bluntau**



**LAGE UND BEZEICHNUNG DER CFK – SPANNGLIEDER:  
HOHLKASTEN SALZBURG – QUERTRÄGER GOLLING 2003**

**Ansicht Blickrichtung Bluntau**

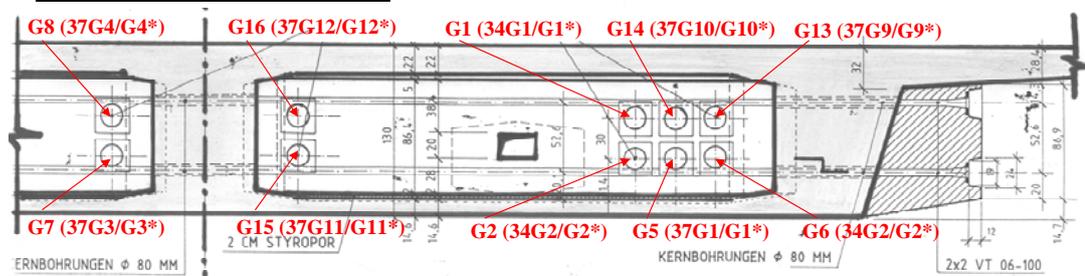


Abbildung 8.16: Planbeilage zur Spannanweisung: Lage und Bezeichnung der CFK-Spannglieder - Querträger Golling 2003

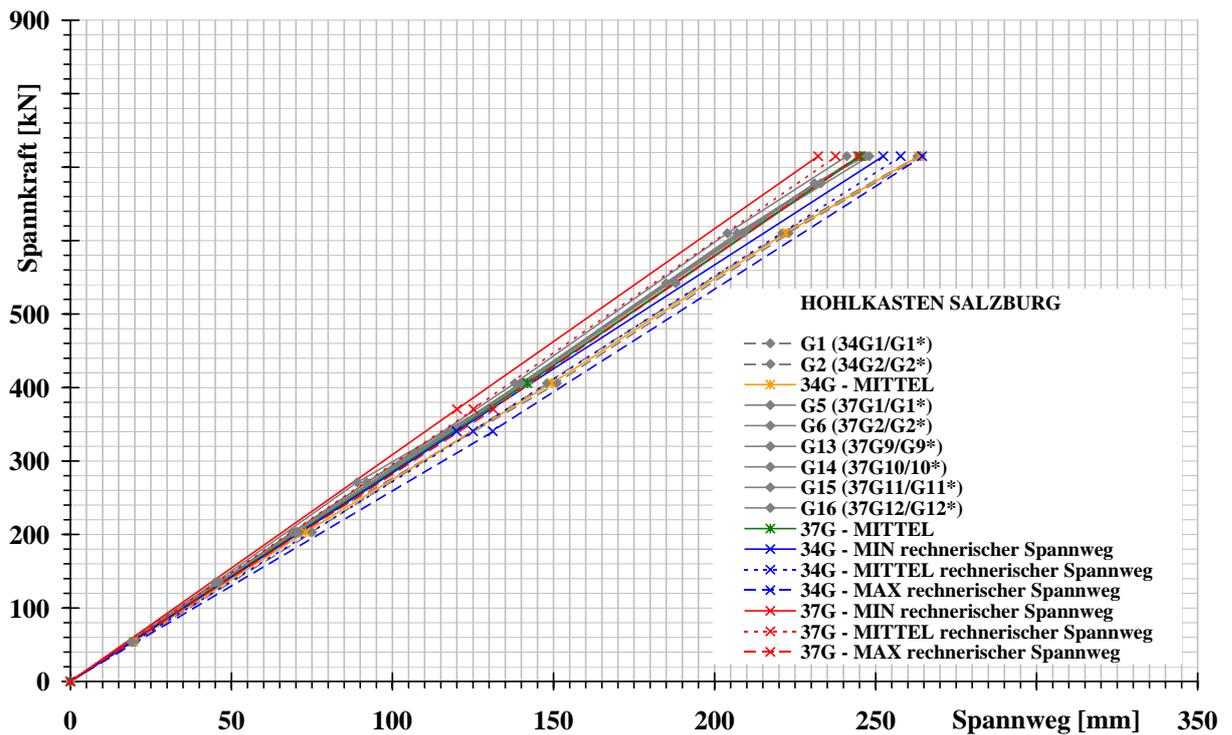


Abbildung 8.17: Vergleich berechneter und gemessener Spannwege - Hohlkasten Salzburg

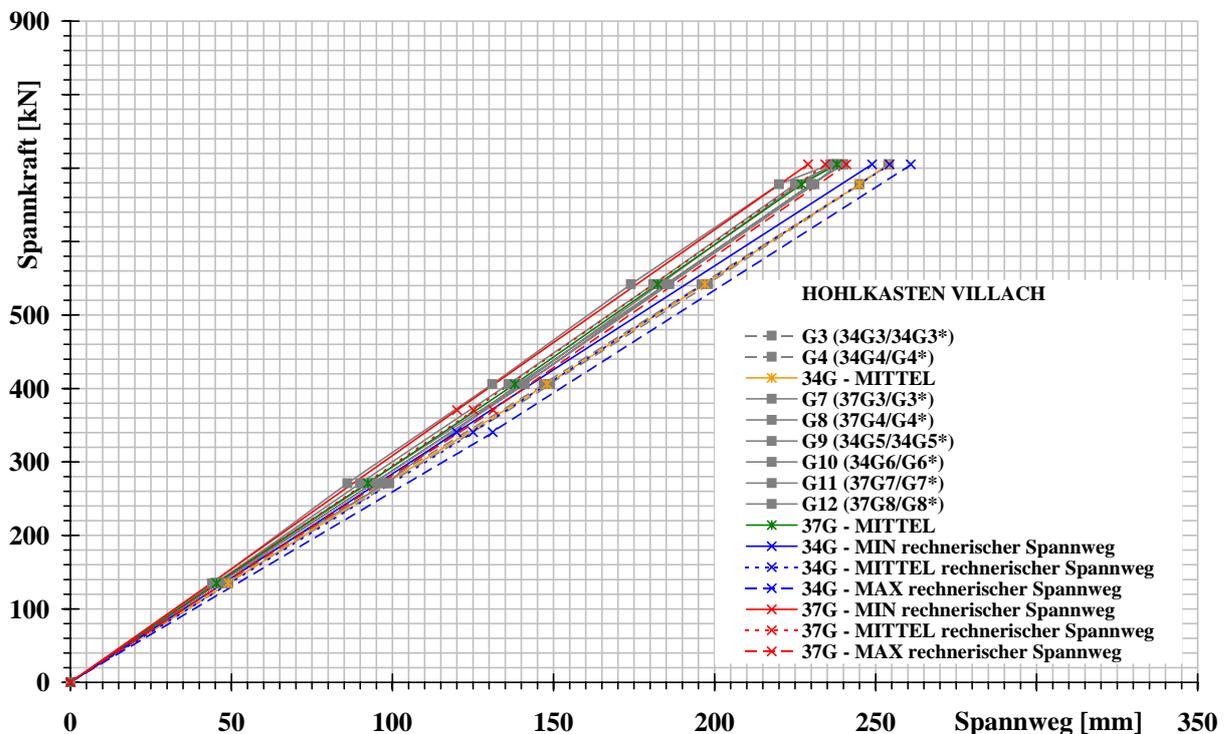


Abbildung 8.18: Vergleich berechneter und gemessener Spannwege - Spannweg Hohlkasten Villach

## 8.4 Spannkraftkontrollen und deren Auswirkungen

Um die CFK-Spannglieder auf ihr Zeitstandverhalten zu kontrollieren wurde im Dezember 2006, nach etwa 3 Jahren ab Einbau, die erste Spannkraftkontrolle durchgeführt. Die Feststellung der im CFK-Spannglied vorhandenen Spannkraft erfolgte über einen Abhebeversuch (Abheben der Anker Mutter von der Ankerplatte).

### 8.4.1 Durchführung einer Spannkraftkontrolle (Abhebeversuch)

Die Kraftüberprüfung der 16 CFK-Spannglieder und Inspektion der Ankerkörper erfolgte immer vom Randfeld WL-Bereich Golling aus um die Verkehrsbeeinträchtigung auf der A10 so gering wie möglich zu halten (im WL-Bereich Bluntau befindet sich eine Beschleunigungsspur für die Auffahrt auf die Autobahn).

Generelles Ablaufschema - Durchführung einer Abhebekontrolle und Inspektion der Ankerkörper (Verankerung):

1. Entfernen der Schutzkappen und der Fettbandagen (Korrosionsschutz) an der lastfernen Verankerungsseite.
2. Augenschein-Überprüfung der Ankerkörper hinsichtlich Korrosion.
3. Montage der Spannstange (Eindreihen in das Gewinde an der lastfernen Verankerungsseite), des Spannstuhles, der Spannpresse und der Spannmutter (Abbildung 8.19 links).



Abbildung 8.19: Links: Durchführung der Abhebekontrolle; rechts: Zeitpunkt Abheben des Ankerkörpers von der Ankerplatte

4. Aufbringen des Pressendruckes (Abbildung 8.19 links).
5. Der für das Abheben (Abheben der Anker Mutter von der Ankerplatte) notwendige Druck wird über ein Manometer gemessen und in weiterer Folge über die Eich tabelle der Spann presse die vorhandene Spannkraft festgestellt und protokolliert.
6. Das Ablesen des Drucks am Manometer erfolgt sobald ein doppelt gefaltetes DIN A4-Papierblatt (80 g) mit einer Gesamtdicke von  $\approx 0,5$  mm zwischen Anker Mutter

und Ankerplatte geschoben werden kann (Zeitpunkt des Abhebens) und der Druck am Manometer konstant bleibt (Reibungsverluste abklingen) (8.19 rechts).

7. Ersetzen der zuvor entfernten Fettbandagen und Anbringen der Schutzkappen - Wiederherstellen des ursprünglichen Korrosionsschutzes (Abbildung 8.20 links).



Abbildung 8.20: Links: Wiederherstellen des Korrosionsschutzes ; rechts:CFK-Drähte auf freier Spannliedlänge (Hohlkasten Villach)

8. Nach Abschluss der Spannkraftkontrolle wird eine optische Begutachtung der CFK-Spannglieder auf freier Länge vorgenommen (Abbildung 8.20 rechts).

## 8.4.2 Inspektion und Spannkraftkontrolle vom 19.12.2006

### 8.4.2.1 Ergebnis - Inspektion CFK-Spannglieder

Sowohl die Inspektion der Ankerkörper hinsichtlich Korrosion als auch die Überprüfung der CFK-Drähte (Abbildung 8.20 rechts) auf freier Spannliedlänge gab keinen Anlass zur Beanstandung. Einzig die Hüllrohrklebestellen hatten sich gelöst und sollten erneuert werden (Abbildung 8.21). Im Zuge der Erneuerung der Hüllrohrverbindungen sollte zum Schutz des CFK-Zugelementes (je nach Schnittführung am gerippten Hüllrohr  $\Rightarrow$  eventuell schlagende scharfe Schnittkante des Hüllrohres) zwischen dem fixen Hüllrohr und dem CFK-Zugelement eine weiche Schutzschicht aus Kautschuk (auf eine Materialverträglichkeit zwischen CFK-Draht und Schutzmaterial ist dabei zu achten) eingebaut werden.



Abbildung 8.21: Hüllrohre auf freier Spannliedlänge (Hohlkasten Villach) linkes Hüllrohr = fixiert am Ankerkörper; rechtes Hüllrohr = beweglich

### 8.4.2.2 Ergebnis - Spannkraftkontrolle

Die mittlere Spannkraft je CFK-Spannglied betrug am 19.12.2006 (Abhebekontrolle) im Hohlkasten Salzburg 652 kN und im Hohlkasten Villach 636 kN. Die mittlere Differenz (Verlust) der Spannkraft im Zeitraum 15.10.2003 und 19.12.2006 von 63 kN (Hohlkasten Salzburg) und 69 kN (Hohlkasten Villach) konnte durch die üblichen Verluste (Relaxation des CFK-Drahtes, Kriechen des Vergusskörpers und Spannkraftverringerng/-erhöhung zufolge unterschiedlicher Temperaturendehnungskoeffizienten zwischen Beton und dem CFK-Material) eines CFK-Spanngliedes nicht erklärt werden.

Auf Grund der relativ großen und nicht erklärbaren Spannkraftverluste wurden nachfolgende Maßnahmen zur Klärung der Verluste durchgeführt:

1. Ermittlung der Ursachen und der damit verbundenen Auswirkungen.
2. Generelle Überprüfung der Querträger 2003 und speziell hinsichtlich einer eventuellen Verschiebung Richtung Brückenmitte.
3. Genaue Ermittlung der einzelnen Verlustanteile und rechnerische Kontrolle der Spannkraftverluste.

### 8.4.3 Begutachtung der Querträger 2003 - 22.03.2007

Aus Distanzmessungen zwischen den beiden Querträgern (QT 2003 und QT 1970) zu bestimmten Zeitpunkten ging hervor, dass sich die Querträger 2003 im Zeitraum 13.-14.10.2003 - 22.03.2007 um nachfolgende Werte Richtung Brückenmitte verschoben haben (Abbildung 8.22):

- \* Widerlagerbereich Golling:  $\Delta L_{Qt,G-2} = 6,0 \text{ mm}$
- \* Widerlagerbereich Bluntau:  $\Delta L_{Qt,BI-1} = 5,5 \text{ mm}$  bzw.  $\Delta FM_{Qt,BI-2} = 5,5 \text{ mm}$

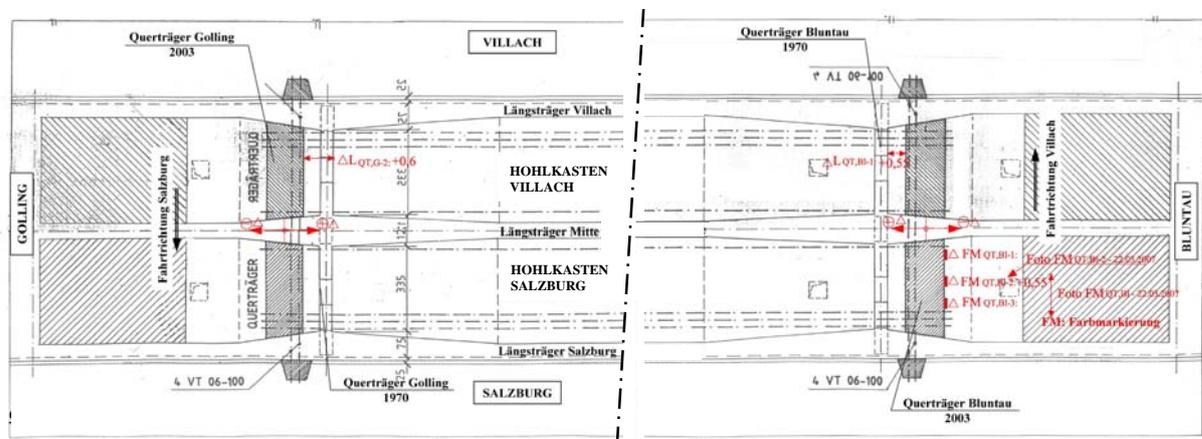


Abbildung 8.22: Verschiebung der Querträger 2003 im Zeitraum 13.-14.10.2003 - 22.03.2007

Dies ergibt eine Gesamtverschiebung der Querträger 2003 zueinander von:

$$\Delta L_{Qt,2003,Gesamt} [\text{mm}] = \Delta L_{Qt,G-2} [\text{mm}] + \Delta L_{Qt,Bl-1} [\text{mm}]$$

$$\Delta L_{Qt,2003,Gesamt} = 6,0 + 5,5 = 11,5 \text{ mm}$$

#### 8.4.4 Mögliche Ursache für die Verschiebung der Querträger 2003 und die damit verbundenen Auswirkungen

Als mögliche Ursache für die Verschiebung der Querträger 2003 konnte die fehlende Oberflächenbehandlung der Anschlussflächen zwischen den Brückenlängsträgern und den Querträgern angegeben werden. Durch diesen Umstand wird der Schubwiderstand dieser Kontaktflächen deutlich reduziert. Dies führte durch Unterschreiten des erforderlichen Schubwiderstands (wäre bei ordnungsgemäßer Ausführung der Anschlussflächen gegeben) zu einer Verschiebung der Querträger 2003 in Richtung Brückenmitte.

Aufgrund ihrer Lage – die Querträger sitzen innerhalb der Vouten der Brückenlängsträger mit einer Voutenneigung von  $8,9^\circ$  – besitzen die Querträger 2003 im Grundriss eine Keilform. Die statische Berechnung der Querträger 2003 basiert auf einem Stabwerkmodell, welches zusätzlich über eine Vergleichsberechnung der Querträger als Einfeldträger mit den gleichen geometrischen Verhältnissen überprüft wurde. Durch das Loslösen der Querträger 2003 kam es zu einer Systemänderung in der Lastabtragung der externen CFK-Vorspannung vom Stabwerkmodell zu einem Keilmodell. Die Spreizkräfte zufolge Keilwirkung sind größer als die Spreizkräfte aus dem Stabwerkmodell. Für diese Spreizkräfte wurde die Quervorspannung nicht ausgelegt.

Sobald sich die Querträger 2003 von den Brückenlängsträgern lösen, führen bereits relativ kleine Schwindverkürzungen des Querträgers 2003 aufgrund der sehr flachen Neigung der Vouten zu einer erheblichen Verschiebung derselbigen in Richtung Brückenmitte. Eine Schwindverkürzung von 1 mm führt beispielsweise zu einer Verschiebung der Querträger 2003 in Richtung Brückenmitte von etwa 3 mm.

Nahezu alle Querträger 2003 wiesen im Bereich der Anschlussflächen Querträger 2003 - Brückenlängsträger Hohlstellen und zum Teil Abplatzungen auf.

Ein Vergleich der Begutachtung vom 18.-19.04.2007 der Querträger 1970 mit den Rissaufnahmen aus dem Jahr 2004 zeigte eine deutliche Zunahme der Risse. Ein Teil dieser Risszunahmen und Rissaufweitungen kann sicherlich durch die Keilwirkung der Querträger 2003 (infolge Loslösen) und dem damit verbundenen Auseinandertreiben ("quasi zentrischer Zug") der Querträger 1970 erklärt werden. Ein weiteres Indiz dafür waren die vorgefundenen Risse an der Unterseite der Fahrbahnplatte und jene in der Schattenfuge zwischen Bodenplatte und Längsträger an der Unterseite des Brückentragwerkes.

Mit der Verschiebung der Querträger 2003 erfährt auch die Quervorspannung (im Verbund liegende Quervorspannung VT 06-100) diese Verschiebung. Da von einer plangemäßen Situation auszugehen war, dass der Ringspalt zwischen der Kernbohrung  $\varnothing 80$  mm in den Längsträgern (für das Einbringen der Quervorspannung) und der Hüllrohraußenkante der Quervorspannung nahezu vollständig ausbetoniert wurde, musste auch der Zustand der

Quervorspannung als äußerst kritisch angesehen werden. Inwieweit die Quervorspannung infolge der Querträgerverschiebung von max. 6 mm tatsächlich geschädigt sein könnte, wäre nur durch Vergleichsversuche zu klären.

Deshalb wurde das Entspannen der CFK-Spannglieder und eine anschließende Freilegung der Anschlussflächen Querträger 2003 - Längsträger (Entfernen der Hohlstellen) zur einwandfreien Klärung der Ursache für die Querträgerverschiebung veranlasst.

#### **8.4.5 Ergebnis der Spannkraftkontrolle, Entspannen der CFK-Spannglieder und Inspektion der Querträgeranschlussflächen - 18.-19.04.2007**

##### **8.4.5.1 Spannkraftkontrolle**

Die mittlere Spannkraft je CFK-Spannglied betrug am 18.-19.04.2007 (Abhebekontrolle) im Hohlkasten Salzburg 678 kN und im Hohlkasten Villach 663 kN. Für den Zeitraum von 15.10.2003 bis 18.-19.04.2007 ergibt sich somit ein mittlerer Spannkraftverlust von 37 kN im Hohlkasten Salzburg und 42 kN im Hohlkasten Villach. Für den Zeitraum von 16.12.2006 bis 18.-19.04.2007 ergibt sich somit eine mittlere Erhöhung (infolge Temperaturerhöhung der Außentemperatur für den entsprechenden Zeitraum) der Spannkraft von 26 kN im Hohlkasten Salzburg und 28 kN im Hohlkasten Villach.

##### **8.4.5.2 Entspannen der CFK-Spannglieder**

Die im Herbst 2003 eingebauten und im Mittel auf ca. 710 kN gespannten 16 CFK-Spannglieder wurden in umgekehrter Reihenfolge der damaligen Spannanweisung auf eine Vorspannkraft von 50 kN/Spannglied (gestrafftes Spannglied) entlastet.

##### **8.4.5.3 Freilegen der Anschlussflächen nach dem Entspannen**

Das Freilegen der Oberflächen der Längsträger im Bereich der Anschlussstellen zu den Querträgern 2003 durch Entfernen der Hohlstellen mittels Hammer und Meißel lässt folgenden Befund zu:

Die freigelegten Anschlussflächen (bis zu einer Tiefe von max. 9,5 cm) weisen die gleiche Oberflächenbeschaffenheit wie die Längsträger außerhalb der Kontaktfläche Längsträger - Querträger 2003 auf, d.h. es konnte keine Oberflächenbearbeitung an den freigelegten Anschlussflächen festgestellt werden (Abbildung 8.23).

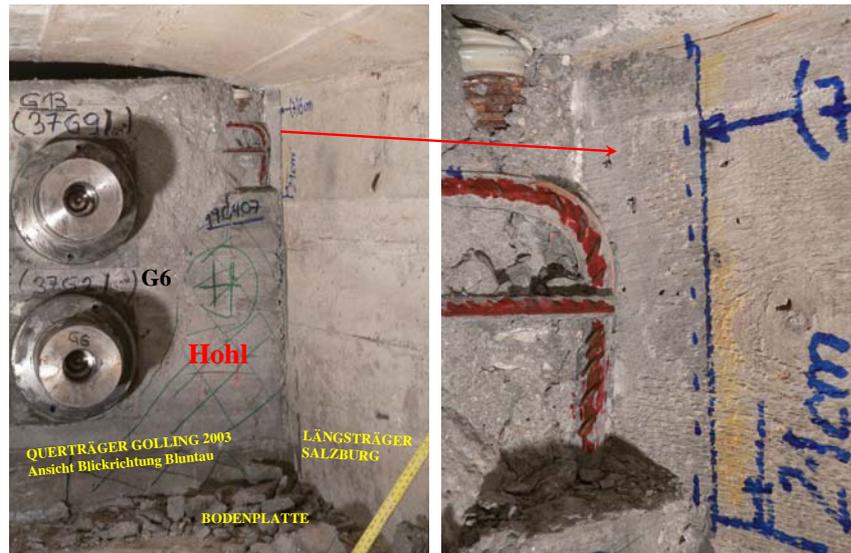


Abbildung 8.23: Schadensbild: Anschluss Längsträger Salzburg - Querträger Golling 2003 (Hohlkasten Villach)

#### 8.4.6 Nachrechnung der Spannkraftverluste (siehe Anhang E)

Die Berechnung der Spannkraftverluste unter Einbeziehung der Querträgerverschiebung (Querträger 2003) ergab ebenfalls eine gute Übereinstimmung mit den vorhandenen Spannkraftverlusten (Differenz: max. 7 kN). Der Fehler, bezogen auf die Anfangskraft  $P_0$  vom 15.10.2003, konnte mit kleiner 1% angegeben werden. Der Fehler lag somit innerhalb der getroffenen Annahmen und der möglichen Genauigkeit der Spannkraftbestimmung durch Abhebeversuche (Ablesen des Druckes am Manometer - Manometerteilung 10 bar  $\approx$  13,5 kN).

Durch die Verschiebung der Querträger 2003 kam es zu unerwünschten Spannkraftverlusten. Im regulären Fall wären permanente Spannkraftverluste im Zeitraum vom 15.10.2003 bis 18.-19.04.2007, das entspricht ca. 30.000 Stunden (ohne Berücksichtigung des Temperaturanteils), in der Größenordnung von 10 kN/Spannglied (dies entspricht etwa 1,5 % der Spannkraft vom 15.10.2003) aufgetreten.

#### 8.4.7 Sanierung der Querträger 2003

Um einerseits eine mögliche weitere Verschiebung der Querträger 2003 zu verhindern und andererseits eine kraftschlüssige Lastabtragung der Längsvorspannung über den Querträger in die Brückenlängsträger zu gewährleisten (Vermeidung einer Keilwirkung), wurde eine Sanierung der Querträger 2003 unumgänglich. Die Sanierung erfolgte über einen neuen Querträger (Querträger 2007) der sich zwischen dem Querträger 1970 und Querträger 2003 befindet (Abbildung 8.24). Die Lastabtragung wurde über ein Stabwerkmodell sichergestellt. Die Aufnahme der Zugkräfte aus dem Stabwerkmodell wurde mittels einer Quervorspannung (Externe Vorspannung und im Verbund liegende interne Vorspannung)

sichergestellt. Für alle Anschlussflächen wurde eine Oberflächenrauigkeit von mind. 3 mm (HDW-strahlen) gefordert. Weiters wurden in den Kontaktflächen Schubdorne vorgesehen.

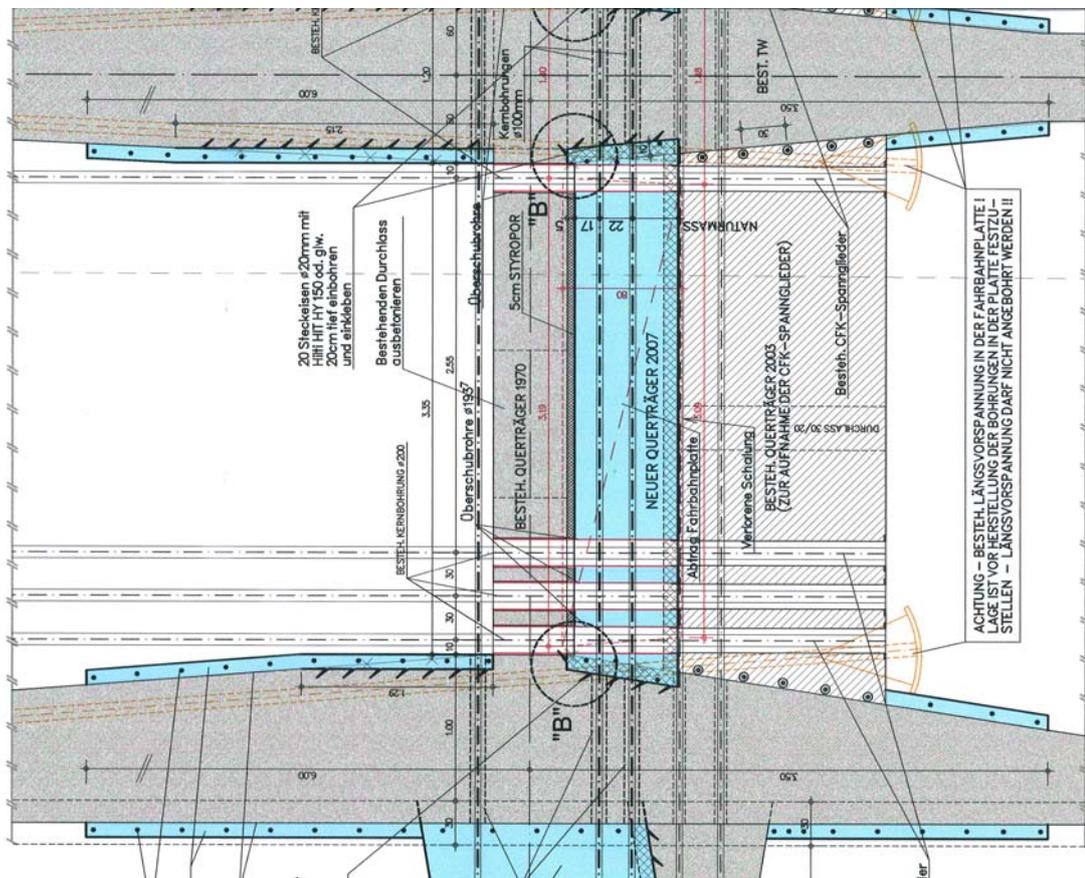


Abbildung 8.24: Querträger 2007 zwischen dem bestehenden QT 2003 und QT 1970 und dazugehörige Quervorspannung

## 8.4.8 Wiedereinbau der CFK-Spannglieder - 12.12.-18.12.2007

### 8.4.8.1 Berechnung: Spannkraft und Spannweg

Die Spannkraft wurde in der statischen Berechnung "Überführung des Zubringers Golling, ab km 27.380,00, Verstärkung des Tragwerks" von der TU Wien, Institut für Tragkonstruktionen (Jänner 2003) mit 700 kN angegeben.

#### *Festlegen der Vorspannkraft für das Wiederaufspannen der Spannglieder:*

1. Die Verluste infolge Kriechen des Epoxidharzvergusses und der Relaxation des CFK-Drahtes wurden in Summe mit ca. 10 kN abgeschätzt.
2. Einfluss der unterschiedlichen linearen Wärmeausdehnungskoeffizienten zwischen Beton und CFK (in Faserrichtung):

- \* Linearer Temperaturausdehnungskoeffizient Beton:  $\alpha_{T,c} = 12 \cdot 10^{-6} [1/^\circ\text{C}]$
- \* Linearer Temperaturausdehnungskoeffizient CFK-Material (UD):  
 $\alpha_{T,CFK II} \approx 0 [1/^\circ\text{C}]$

Eine Temperaturerhöhung bzw. Temperaturverringerung des Betontragwerkes, bezogen auf die Temperatur zum Spannzeitpunkt, führt zu einer Erhöhung bzw. Verringerung der Spannkraft im CFK-Spannglied.

Eine Temperaturerhöhung von 20°C führt zu einer Erhöhung der Vorspannkraft von ca. 30 kN je CFK-Spannglied.

Somit ergab sich eine Vorspannkraft zum Spannzeitpunkt von  $700 + 10 - 30 = 680$  kN. Der zugehörige max./min. Spannweg errechnet sich je nach verwendetem E-Modul des gelieferten CFK-Materials (siehe Abbildung 4.6) zu:

1. CFK-Spannglieder G1 - G4 (34 CFK-Drähte):.....239 - 251 mm
2. CFK-Spannglieder G5 - G16 (37 CFK-Drähte):.....220 - 232 mm

#### 8.4.8.2 Spannvorgang und Spannprotokoll

##### *Einbau*

Der Einbau der 16 CFK-Spannglieder erfolgte vom 12.-13.12.2007.

Im Zuge des Einbaus wurden 4 Stück Ankerköpfe einer visuellen Überprüfung unterzogen. Dazu wurde die Trompete an der lastnahen Ankerseite temporär entfernt.

Überprüfte Ankerköpfe und zugehöriger Spanngliedname:

1. 37G11\*.....Spannglied G15.....Hohlkasten Salzburg.....Widerlagerseite Golling
2. 34G2\*.....Spannglied G2.....Hohlkasten Salzburg.....Widerlagerseite Golling
3. 34G3\*.....Spannglied G3.....Hohlkasten Villach.....Widerlagerseite Golling
4. 37G3\*.....Spannglied G7.....Hohlkasten Villach.....Widerlagerseite Golling



Abbildung 8.25: Geöffnete lastnahe Ankerseite; links: 37G11\*; rechts: 34G3\*

Bei der visuellen Überprüfung der 4 Ankerkörper konnten weder am Vergusskörper noch an den CFK-Drähten Mängel festgestellt werden. Den Abschluss des Einbaus bildete das Spannen der 16 CFK-Spannglieder auf eine Kraft von jeweils ca. 60 kN.

### ***Spannvorgang***

Der Spannvorgang selbst wurde am 17.12.2007 von der Widerlagerseite Golling aus durchgeführt.

Zum Zeitpunkt des Spannens der Spannglieder wurden vor Ort folgende Lufttemperaturen gemessen:

- \* Durchschnittliche Lufttemperatur im Hohlkasten: ca. 5°C (Beheizen beider Kästen durch die Baufirma)
- \* Durchschnittliche Außentemperatur (Luft): ca. -3°C

Mittlerer Spannweg bei einer Kraft von 680 kN:

1. CFK-Spannglieder G1 - G4 (34 CFK-Drähte):..... 245 mm
2. CFK-Spannglieder G5 - G16 (37 CFK-Drähte):.....232 mm

Die Mittelwerte der gemessenen Spannwege bewegen sich innerhalb der errechneten max./min. Spannwege (siehe Unterkapitel 8.4.8.1). Somit kann von einem reibungslosen Spannvorgang ausgegangen werden.

#### **8.4.8.3 Schutz des CFK-Zugelementes (CFK-Drähte) an der Schnittstelle bewegliches-festes Hüllrohr**

Der Schutz der CFK-Drähte vor der Schnittkante des Hüllrohres erfolgte mit dem Material K-FLEX ST Kautschuk 09x48 (FCKW-, HFCKW-frei / Temperaturbereich: -70 bis +116°C) der Firma Austroflex (Abbildung 8.26).



Abbildung 8.26: Schutz des CFK-Zugelementes; links: Kautschukeinlage mit Klebung; rechts: geschlossenes Hüllrohr (Klebung + Drahtverbindung beider Hüllrohrteile)

#### 8.4.8.4 Reparatur gebrochener Hüllrohre

Die beim Ausbau und Einbau der CFK-Spannglieder gebrochenen Hüllrohre wurden mittels eingelegten Kautschuks (Schutz der CFK-Drähte wie in Unterkapitel 8.4.8.3 beschrieben), einem neuen die Schnittstelle überlappenden Hüllrohr und anschließender Klebung repariert.

#### 8.4.8.5 Position der Querträger 2003 vor und nach dem Spannvorgang

Durch Kontrollmessungen, d.h. Distanzmessungen von an der Bodenplatte fixierten Winkeln zum Querträger 2003 wie in Abbildung 8.27 gezeigt, unmittelbar vor und nach dem Spannvorgang konnte eine Querträgerschiebung ausgeschlossen werden.

Für eine zukünftige Brückeninspektion wurde die Position der Querträger 2003 nach erfolgtem Spannvorgang durch die nachfolgenden Maßnahmen festgehalten:

1. Distanzmessung zwischen Querträger und den an der Bodenplatte fixierten Winkeln (Abbildung 8.27)



Abbildung 8.27: Distanzmessung Winkel-Querträger 2003 (Hohlkasten Salzburg, QT Bluntau): 9,8 cm

2. Farbmarkierung an den Anschlussecken Längsträger-Querträger (Abbildung 8.28)



Abbildung 8.28: Farbmarkierung Längsträger-Querträger 2003 (Hohlkasten Villach, QT Golling)

#### 8.4.8.6 Schutz der Ankerkörper

Abschließend wurden sämtliche Ankerkörper mit Fettbandagen korrosionsgeschützt und mit einer Abdeckhaube versehen (Abbildung 8.28 rechts).

### 8.5 Zusammenfassung

1. Der erfolgreiche Praxiseinsatz hat gezeigt, dass CFK-Spannglieder problemlos hergestellt und eingebaut werden können.
2. Durch das neue konisch segmentierte Vergussverankerungssystem konnten alle 16 Spannglieder innerhalb kurzer Zeit (10 Arbeitstage) produziert werden.
3. Alle Spannglieder konnten aufgrund des geringen Eigengewichts ohne maschinelle Hilfsmittel in die Brücke eingebracht werden.
4. Der Spannvorgang selbst erfolgte mit herkömmlichen Spannpressen, die ohne größeren Aufwand umgebaut werden konnten.
5. Der Einbau und das Spannen der CFK-Spannglieder inklusive aller Korrosionsschutzmaßnahmen der Verankerung wurde innerhalb von 2,5 Arbeitstagen durchgeführt.
6. Die als äußerst empfindlich eingestuften CFK-Drähte und damit in weiterer Folge auch die CFK-Spannglieder konnten ohne erkennbare Schädigung ausgebaut und nach erfolgter Sanierung der Querträger wieder an die ursprüngliche Stelle appliziert und vorgespannt werden.
7. Auch die Spannkraftkontrolle und die Nachrechnung der Spannkraftverluste zu unterschiedlichen Zeitpunkten ergab ein höchst erfreuliches Ergebnis.

Die permanenten Spannkraftverluste des CFK-Spanngliedes konnten nach 3,5 Jahren mit nur  $\approx 10$  kN/Spannglied (dies entspricht etwa 1,5 % der Spannkraft vom 15.10.2003 -  $P_0 = 710$  kN) angegeben werden.

# Kapitel 9

## Ergebnisse, Schlussfolgerungen und Ausblick

### 9.1 Zusammenfassung der Ergebnisse

Die aus den experimentellen Untersuchungen gewonnen Erkenntnisse für den CFK-Draht und das Vergussharz können wie folgt zusammengefasst werden:

Die Spannungs-Dehnungslinie des CFK-Drahtes weist einen geringfügig konkaven Verlauf auf, d.h. mit steigender Zugbelastung steigt auch der E-Modul. Der nach Norm DIN EN 2561 - Kohlenstofffaserverstärkte Kunststoffe (Jahr 1995) ermittelte Elastizitätsmodul, im Spannungsbereich 10 bis 50 % der Bruchfestigkeit, bewegt sich zwischen 159.000 - 173.000 N/mm<sup>2</sup>. Die Zugfestigkeit liegt zwischen 2.300 und 2.800 N/mm<sup>2</sup>. Die vom Hersteller garantierte mittlere Zugfestigkeit (Nennfestigkeit) beträgt 2.400 N/mm<sup>2</sup>. Der Relaxationsverlust nach 1.000 Stunden (bei einer Raumtemperatur von  $\approx 20^\circ\text{C}$  und normalen Umweltbedingungen) kann für die Lamelle mit 0,8 % (experimenteller Wert) und für den Draht mit 0,4 % (extrapolierter Wert) der aufgetragenen Kraft angegeben werden. Die Glasübergangstemperatur (Gebrauchstemperatur) des verwendeten CFK-Drahtes beträgt maximal  $60^\circ\text{C}$  und der lineare Temperaturausdehnungskoeffizient in Faserrichtung  $\alpha_{T,CFK\parallel} = 0,0 - 0,2 * 10^{-6} [1/^\circ\text{C}]$  (Temperaturbereich von  $-40^\circ\text{C}$  bis  $+60^\circ\text{C}$ ).

Für das verwendete Vergussharz (mit Aluminiumoxidpulver gefülltes Epoxidharz) können Biegezugfestigkeiten von 23 und 31 N/mm<sup>2</sup> für den getemperten und ungetemperten Prüfkörper sowie eine mittlere Zugfestigkeit, unabhängig davon ob ein Entgasen oder Tempern des Epoxidharzes vorgenommen wurde, von 18 N/mm<sup>2</sup> angegeben werden. Beide Werte sind aufgrund einer nicht optimalen bzw. reibungslosen Prüfkörperherstellung als unterer Grenzwert zu betrachten.

Die Materialparameter des mit Aluminiumoxidpulver gefüllten Epoxidharzes, maximale Druckfestigkeit und Elastizitätsmodul, sind stark vom Porengehalt der Vergussmasse abhängig. Für getemperte Prüfkörper (Anzahl der Prüfkörper - Druckfestigkeit: 72, E-Modul: 61) mit einem Höhe/Dicke- bzw. Höhe/Durchmesser-Verhältnis von etwa 2:1 kann folgender Zusammenhang angegeben werden. Bei einem Porengehalt von 12 Vol.-% be-

trägt die Druckfestigkeit  $\approx 2/3$  und bei einem Porengehalt von 24 Vol.-% nur mehr  $\approx 1/2$  der theoretisch maximalen Druckfestigkeit von  $90 \text{ N/mm}^2$  (Porengehalt 0 Vol.-%). Der E-Modul beträgt bei einem Porengehalt von 12 Vol.-% bzw. 24 Vol.-%  $\approx 3/4$  bzw.  $3/5$  des theoretischen Maximums von  $4.900 \text{ N/mm}^2$ . Durch ein Entgasen der Vergussmasse wird der Porengehalt gesenkt und durch das Tempern der Vergussmasse eine Homogenisierung der mechanischen Eigenschaften (E-Modul und Druckfestigkeit) erreicht. Durch die im Vergleich zur reinen Epoxidharzkomponente höhere Dichte der Füllstoffkomponente sinkt dies ab, und es kommt mit steigender Vergusshöhe zu einem größeren Porengehalt der Vergussmasse. Der mit steigender Vergusshöhe höhere Porengehalt der Vergussmasse ist weiters auf das Aufsteigen und nur teilweise Entweichen der eingerührten Luft zurückzuführen. Die Poisson'sche Zahl variiert, je nach Prüferie und Mittelwert, zwischen 0,24 und 0,33.

Bei etwa gleichem mittleren Porengehalt der Epoxidharzprüfkörper (Höhe/Durchmesser-Verhältnis von etwa 2:1) konnte keine relevante Abhängigkeit des E-Moduls und der Druckfestigkeit von der Belastungsgeschwindigkeit (0,007 - 0,280%/sec.) festgestellt werden.

Für das ungetemperte Epoxidharz erhält man eine Glasübergangstemperatur von  $50^\circ\text{C}$  und einen linearen Temperatúrausdehnungskoeffizient (Temperaturbereich von  $-40^\circ\text{C}$  bis  $+50^\circ\text{C}$ ) von  $\alpha_{T,EPOXI} = 40 - 43 \cdot 10^{-6} [1/^\circ\text{C}]$ . Durch das Nachtempern des Vergussharzes konnte die Gebrauchstemperatur um nahezu  $10^\circ\text{C}$  gesteigert werden und war somit gleich groß wie jene des CFK-Drahtes. Der Unterschied beim Ausdehnungskoeffizienten ist als gering einzustufen (im Temperaturbereich von  $-40^\circ\text{C}$  bis  $+58^\circ\text{C}$  ist  $\alpha_{T,EPOXI} = 42 - 45 \cdot 10^{-6} [1/^\circ\text{C}]$ ).

Konisch und zylindrisch segmentierte Vergussverankerungen - Zugversuche und NL-FE Berechnung:

Die auf die Nennbruchlast bezogene Kabelbruchlast (Zugversuche) beträgt bei den 19- und 37-Drahtverankerungen 105 - 110 % und bei den 84-Drahtverankerungen  $\approx 86\%$ . Bei den CFK-Testspanngliedern mit 19- und 37-Drahtverankerungen kann als Versagensursache Bruch der Drähte durch Erreichen der Zugfestigkeit auf freier Spanngliedlänge angegeben werden. Hingegen kommt es bei den CFK-Testspanngliedern mit 84-Drahtverankerungen zu einem Verankerungsversagen.

Je nach Lastabtragung tritt die maximale Schubspannung im Vergusskörper (unmittelbar außerhalb der äußersten CFK-Lage) bzw. im CFK-Zugelement der äußersten Lage im lastnahen (19- und 37-Drahtverankerungen) oder im lastfernen (84-Drahtverankerungen) Verankerungsbereich auf. Die Eckdrähte der äußersten CFK-Lage weisen bei allen Verankerungen die ungünstigste Radial- und Schubbeanspruchung auf. Die über die Verankerungslänge gemittelte Schubspannung ist bei der Versagenslast (Kabelbruchlast) in allen Verankerungen etwa gleich groß und beträgt  $\approx 25 \pm 5 \text{ N/mm}^2$ .

Für die CFK-Eckdrähte im lastnahen Verankerungsbereich (Konus 6) werden folgende (NL-FE) Maximalspannungen (bei Kabelbruchlast) angegeben:

\* 19- und 37-Drahtverankerungen:

Radialspannung:  $\approx 60 \text{ N/mm}^2$

Schubspannung:  $\approx 50 \text{ N/mm}^2$

\* 84-Drahtverankerungen:

Radialspannung: 80 - 100  $\text{ N/mm}^2$

Schubspannung: 35 - 45  $\text{ N/mm}^2$

Diese sollten bei der zukünftigen Festlegung der Verankerungsgeometrien nicht überschritten werden.

Der Vergusskörper der 19- und 37-Drahtverankerungen befindet sich bei Kabelbruchlast noch im elastischen Spannungsbereich (37-Drahtverankerung: geringfügig darüber) und jener der 84-Drahtverankerung bereits erheblich darüber (sehr hohe dreiaxiale Beanspruchung über bzw. im Bereich der einaxialen Druckfestigkeit des Vergusskörpers). Der Vergusskörper der zylindrisch segmentierten Vergussverankerung ist von allen am stärksten beansprucht.

Während sich die Stahlhülsen der 19- und 37-Drahtverankerungen bei Kabelbruchlast im elastischen Spannungsbereich befanden, wurden bei den vergleichsweise relativ schlanken Stahlhülsen der 84-Drahtverankerungen bereits plastische Bereiche festgestellt, welche je nach Ausmaß (teilweise bzw. größtenteils) und Ort (lastferne oder lastnahe Seite bzw. in der Mitte der Verankerung) einen negativen Einfluss auf die Tragfähigkeit der Verankerungen (ungünstige Veränderung der Lastabtragung) haben.

Konisch segmentierte Vergussverankerungen - Dauerstandsversuche und Temperatureinfluss:

Die Dauerstandsversuche wurden mit einer Anfangskraft  $F_{t=0}$  von  $\approx 75\%$  der Kabelnennbruchlast durchgeführt. Nach Beendigung des Versuchs konnte für das 19-drähtige CFK-Testspannglied (Versuchsdauer: 5.730 h) ein Spannkraftverlust von 32 kN (3,5 % von  $F_{t=0} = 685 \text{ kN}$ ) und für das 37-drähtige CFK-Testspannglied (Versuchsdauer: 3.406 h) ein Spannkraftverlust von 83 kN (4,8 % von  $F_{t=0} = 1.285 \text{ kN}$ ) festgestellt werden. Der Verlustanteil infolge Relaxation der CFK-Drähte beträgt  $\approx 0,7\%$  der Anfangskraft  $F_{t=0}$ . Der restliche Spannkraftverlust wird durch das Kriechen des Epoxidharzvergusskörpers verursacht und ist bei den relativ kurzen CFK-Testspanngliedern der maßgebende Verlustanteil an den Spannkraftverlusten. Somit kann festgehalten werden, dass es in der Regel bei Spanngliedern mit großer freier Spanngliedlänge zu geringen und bei Spanngliedern mit kleiner freier Spanngliedlänge zu großen Spannkraftverlusten kommt.

Das Verhalten der 37-Drahtverankerung bei Gebrauchslast und unter Temperatureinwirkung wurde mit Hilfe einer FE-Berechnung untersucht. Nach erfolgter Lastaufbringung führt eine Temperaturverringerng und -erhöhung infolge der unterschiedlichen Temperatureausdehnungskoeffizienten von Stahl, CFK und Epoxidharz zu einer Erhöhung des Ein-

und Auszuges. Diese führt, wie auch der Verlustanteil Kriechen des Epoxidharzvergusskörpers zu einem Spannkraftverlust, d.h. je kürzer das Spannglied (kleiner Dehnweg) desto größer der Spannkraftverlust. Weiters kommt es zu einer Erhöhung der Radialspannungen im CFK-Draht. Bei der gewählten Gebrauchslast von 750 kN stellt diese Radialspannungserhöhung noch keinen kritischen Spannungszustand für den CFK-Draht dar. Es ist jedoch zu beachten, dass es bei größeren Gebrauchslasten zu einem vorzeitigen Versagen der CFK-Drähte infolge der Radialspannungserhöhung kommen könnte.

## 9.2 Praxiseinsatz (37-Drahtverankerung) - Verstärkung der Autobahnüberführung Golling

Der erfolgreiche Praxiseinsatz hat gezeigt, dass CFK-Spannglieder problemlos hergestellt und eingebaut werden können. Durch das neue konisch segmentierte Vergussverankerungssystem konnten alle 16 Spannglieder innerhalb kurzer Zeit (10 Arbeitstage) produziert und aufgrund des geringen Eigengewichts ohne maschinelle Hilfsmittel in die Brücke eingebracht werden. Der Einbau und das Spannen der CFK-Spannglieder inklusive aller Korrosionsschutzmaßnahmen der Verankerung wurde innerhalb von 2,5 Arbeitstagen durchgeführt. Nach 3,5 Jahren konnte ein permanenter Spannkraftverlust von nur  $\approx 10$  kN/Spannglied (dies entspricht etwa 1,5 % der ursprünglichen Spannkraft  $P_0$  von 710 kN) festgestellt werden.

## 9.3 Schlussfolgerungen

Anhand von numerischen und experimentellen Untersuchungen konnten für die Ermittlung der Verankerungsgeometrie sowohl allgemeine Bemessungshilfen als auch kritische Spannungszustände für den CFK-Draht und den Vergusskörper angegeben und somit das Funktionsprinzip der segmentierten Vergussverankerung bestätigt werden. Sowohl bei Kurzzeit- als auch bei Langzeituntersuchungen zeigt das segmentierte Vergussverankerungssystem ein ausgezeichnetes Verhalten hinsichtlich Tragfähigkeit und Gebrauchstauglichkeit.

In der Regel sinkt mit steigender Drahtzahl der Wirkungsgrad der Verankerung. Der Grund dafür liegt darin, dass das Verhältnis zwischen CFK-Fläche des hexagonalen Zuelementes (Kabelnennbruchlast) und der zugehörigen maßgebenden Schubfläche (im wesentlichen die Mantelfläche des umschriebenen Hexagons der äußersten CFK-Lage), mit steigender Drahtanzahl immer ungünstiger wird, d.h. die über Schub aufnehmbare Kraft wird gegenüber der aufgebrachten Spannkraft mit steigender Drahtanzahl immer kleiner.

Hinsichtlich eines frühzeitigen Bruchs der CFK-Drähte vor Erreichen der Drahtzugfestigkeit auf freier Spanngliedlänge sind die CFK-Eckdrähte der äußersten Lage, insbesondere deren Eckdrähte, aufgrund der höchsten Radial- und Schubbeanspruchung am meisten gefährdet.

Um ein eventuell frühzeitiges Versagen der Verankerung infolge Bruch des dreidimensional

auf Zug beanspruchten Übergusses und lastnahen Auszuges zu verhindern, sollte dem lastnahen Konus ein unvergossener zylindrischer Konus vorgesetzt bzw. der lastnahe Konus unter Beachtung einer verträglichen Radial- und Schubspannung um den voraussichtlichen Auszug länger und unvergossen ausgeführt werden.

Um ein Verankerungsversagen wie bei den 84-Drahtverankerungen, vor Erreichen der Kabelnennbruchlast, zu vermeiden, ist bei der Modellierung darauf zu achten, dass sich sowohl der Vergusskörper (bis auf lokale Bereiche) als auch die Stahlhülse im elastischen Spannungsbereich befinden. Damit auch mit den 84-Drahtverankerungen ein Wirkungsgrad von 100% erreicht wird, muss die Verankerung unter Berücksichtigung der kritischen Spannungszustände und des Funktionsprinzips länger ausgeführt werden. Erste FE-Berechnungen ergeben eine erforderliche Länge der Stahlhülse von  $\approx 60$  cm.

Weiters ist zu erwähnen, dass einerseits die Verarbeitung des Epoxidharzes sowie die Gewährleistung der Vergussqualität (Druck- und Zugfestigkeit wie E-Modul) mit steigender Vergussmasse (Überschreiten der vom Hersteller angegebenen zulässigen Verarbeitungszeit) und andererseits die Sicherstellung gleicher Drahtlängen mit steigender Drahtanzahl immer schwieriger wird.

Hinsichtlich der erreichten Kabelbruchlast und dem Beanspruchungszustand des Vergusskörpers als auch der CFK-Eckdrähte ist die 37-Drahtverankerung von allen Verankerungen am besten ausgenützt.

Es kann festgehalten werden, dass mit dem in dieser Arbeit vorgestellten segmentierten Vergussverankerungssystem eine hohe Ausnutzung der Festigkeit der CFK-Drähte und somit eine hohe Effizienz des Verankerungssystems erzielt werden kann. Weiters kann sowohl den CFK-Drähten als auch dem segmentierten Vergussverankerungssystem ein hervorragendes Verhalten unter Dauerlast attestiert werden. Mit der ersten in Österreich durchgeführten Verstärkungsmaßnahme mit CFK-Spanngliedern konnte auch die Praxis-tauglichkeit der segmentierten Vergussverankerung bewiesen werden.

## 9.4 Ausblick

Um die experimentellen Untersuchungen (Raumtemperatur und normale Umweltbedingungen) zu komplettieren ist auch das Verhalten der segmentierten Vergussverankerung unter dynamischer Beanspruchung zu untersuchen. Das Trag- und Gebrauchsverhalten unter extremen Umweltbelastungen, wie z.B. hochgradige Cloridbelastungen, und die Beanspruchung durch Feuer sind von Interesse und erfordern weitergehende Untersuchungen. Mit den in dieser Arbeit festgehaltenen Ergebnissen kann die 84-Drahtverankerung weiter optimiert werden, sodass die Zugfestigkeit des CFK-Zugelements ohne frühzeitiges Versagen aufgenommen werden kann.

Generell ist zu erwähnen, dass Zugglieder aus CFK vor allem dort eine sinnvolle Alternative zu konventionellen Stahlspanngliedern sind, wo besondere physikalische bzw. chemische Anforderungen an das Zugglied gestellt werden (Korrosion) oder das Eigengewicht die Tragfähigkeit des Zuggliedes entscheidend beeinflusst (Schräggabel). Die neue Verankerungstechnik der CFK-Spannglieder eröffnet mit ihrer effizienten Funktionsweise

diesbezüglich eine neue Perspektive für zukünftige Anwendungen in der Baupraxis.

Die segmentierte Vergussverankerung liefert mit ihrer effizienten Funktionsweise einen wertvollen Beitrag zur Verankerungstechnik von CFK-Zugelementen und für deren Anwendungen in der Baupraxis.

# Anhang A

## Linear elastische FE-Berechnung

### A.1 19-Drahtverankerung (19 II)

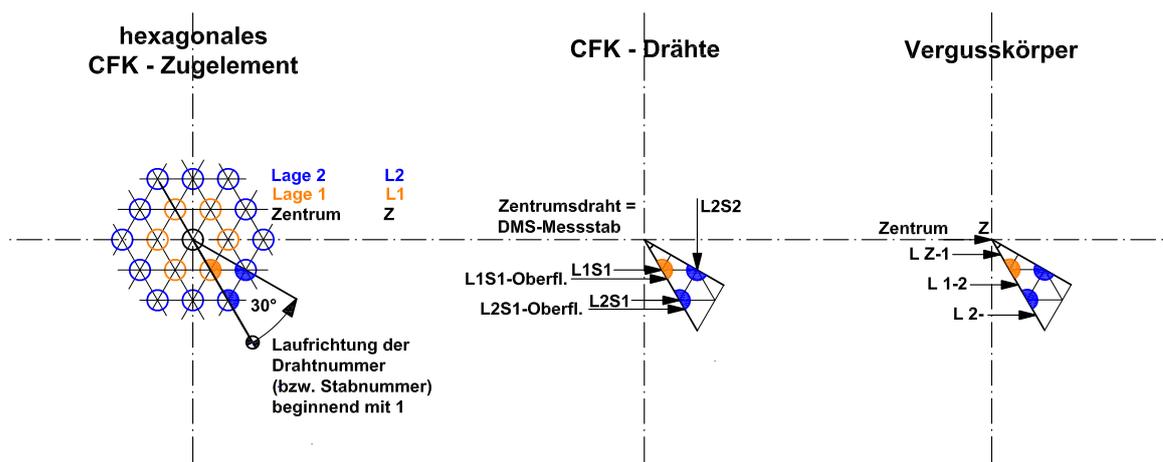


Abbildung A.1: Linear elastische Finite Elemente (L-FE) Berechnung: Definition der Ausleselinien

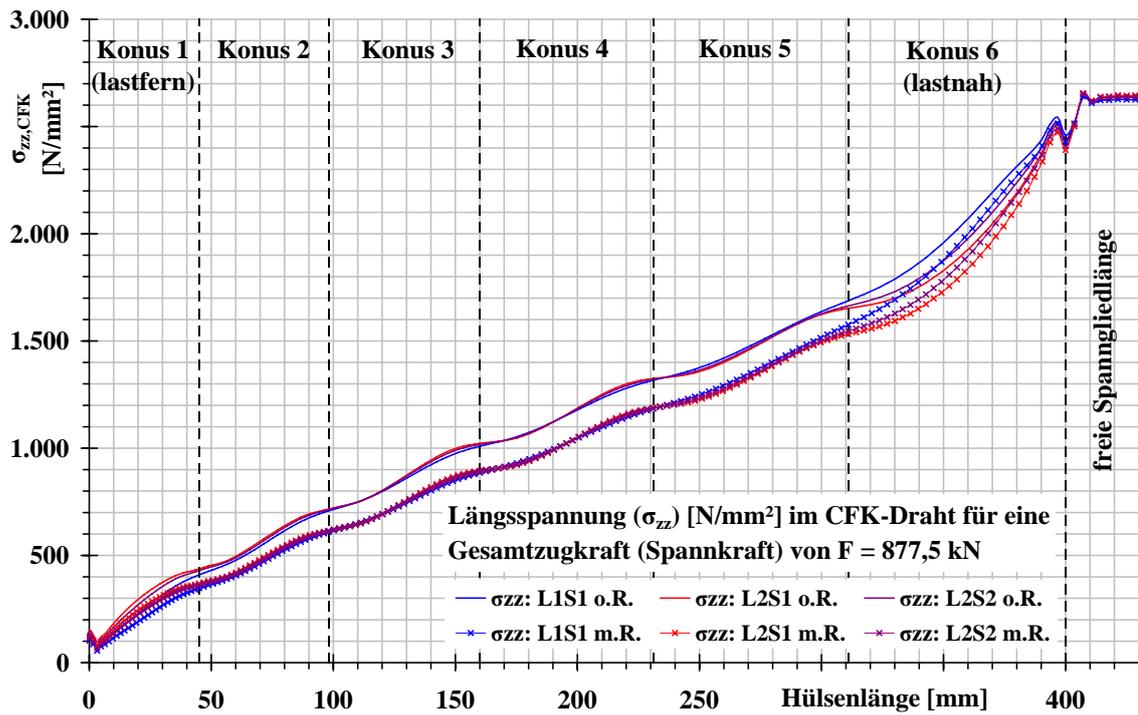


Abbildung A.2: CFK-Zugelement (CFK-Drähte): Längsspannung

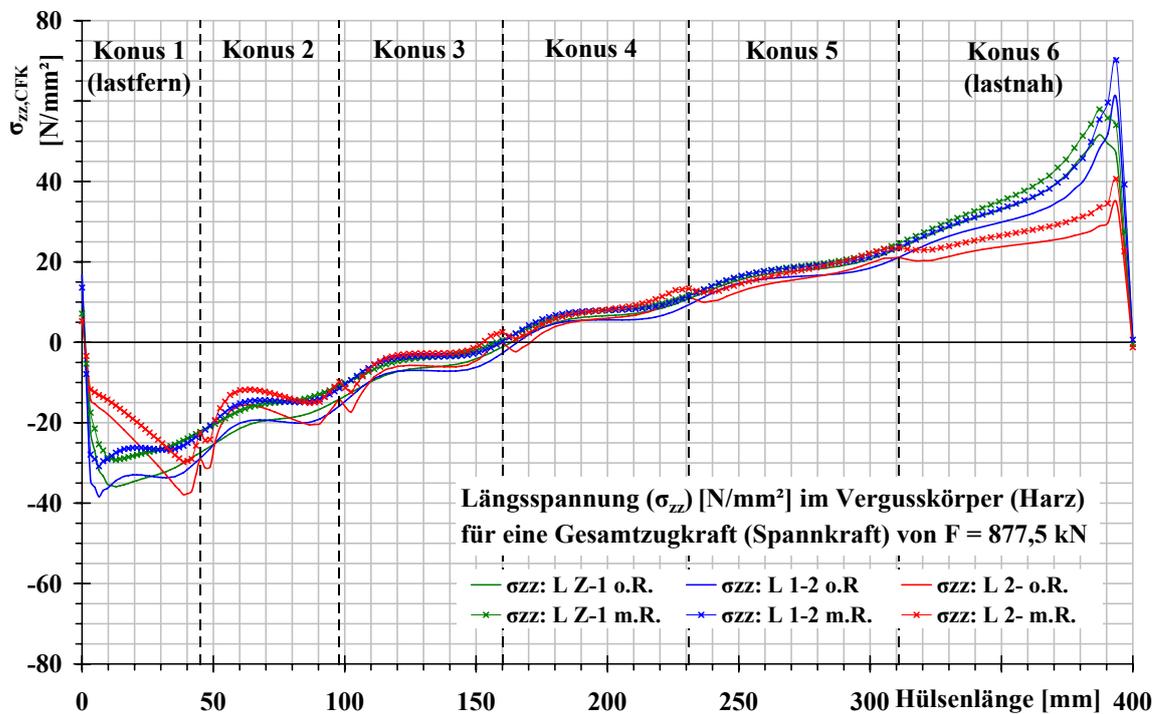


Abbildung A.3: Vergusskörper: Längsspannung

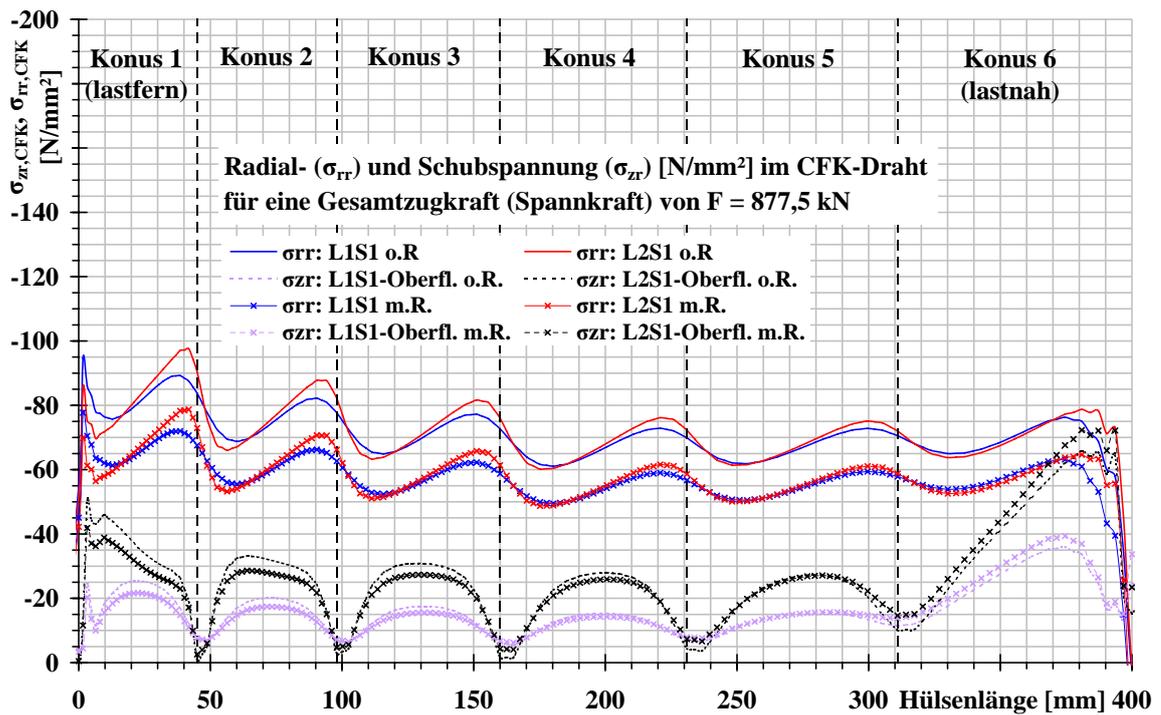


Abbildung A.4: CFK-Zugelement (CFK-Drähte): Radialspannung

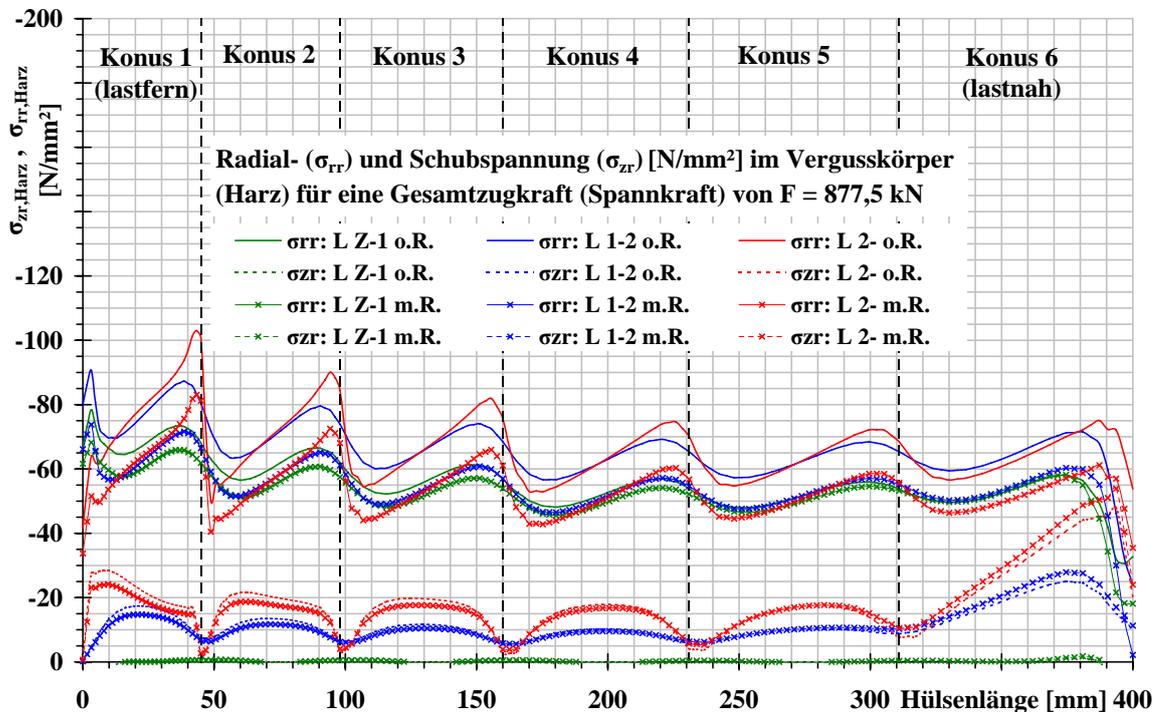


Abbildung A.5: Vergusskörper: Radialspannung

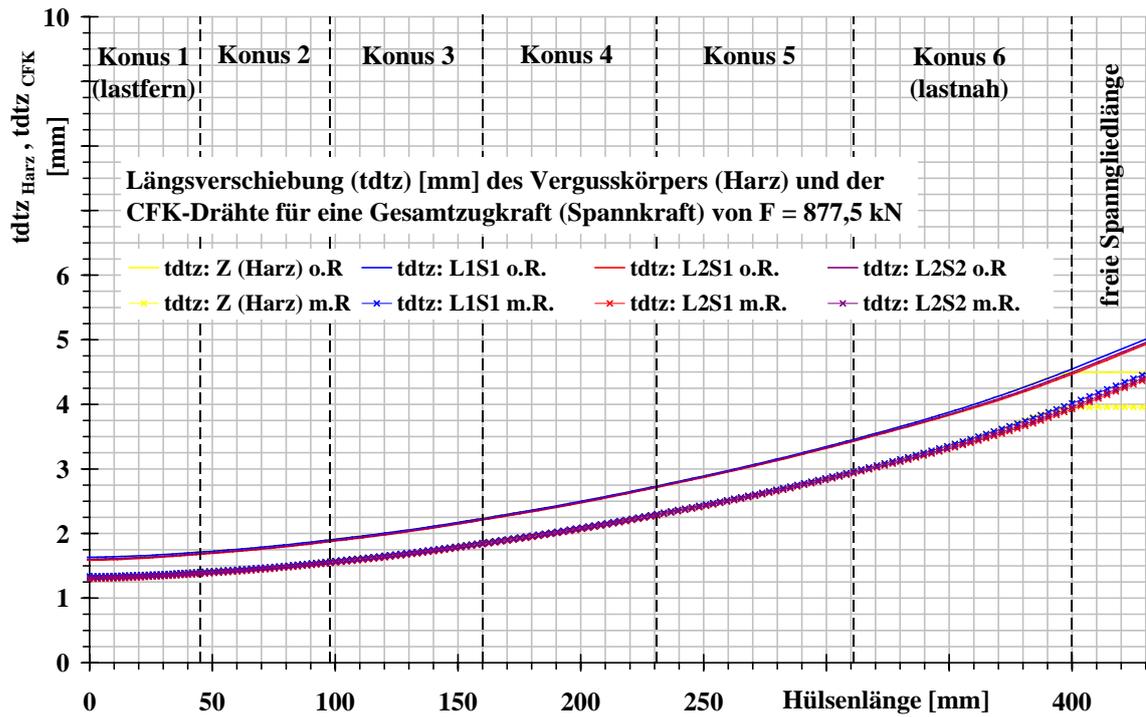


Abbildung A.6: CFK-Drähte und Vergusskörper: Verschiebung

## A.2 91-Drahtverankerungen

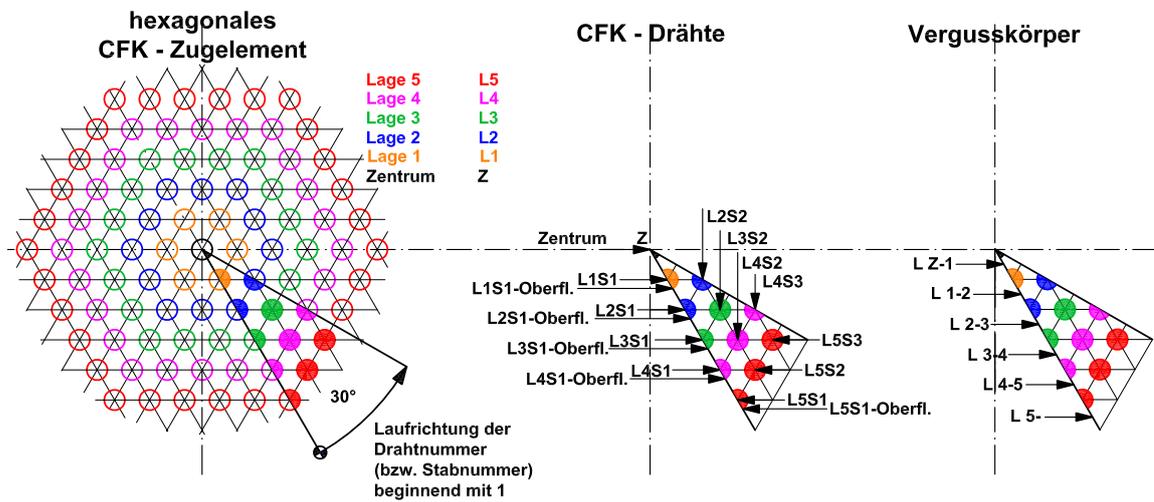


Abbildung A.7: Linear elastische Finite Elemente (L-FE) Berechnung: Definition der Ausleselinien

A.2.1 91-Drahtverankerung (91 KI)

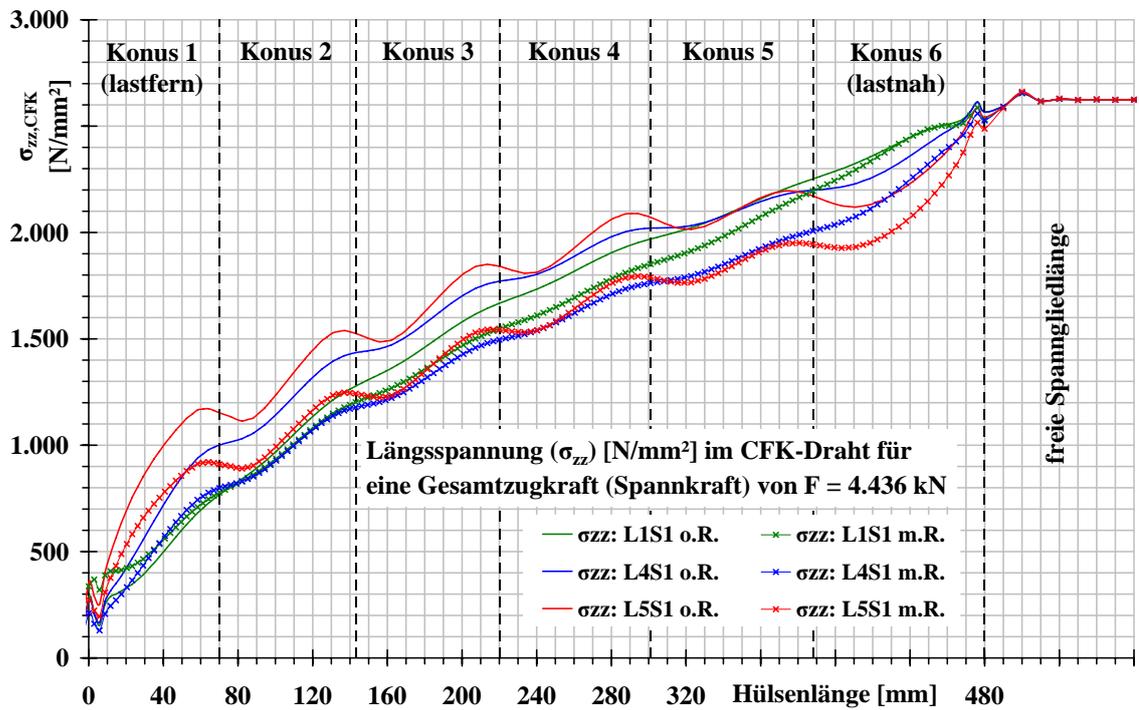


Abbildung A.8: CFK-Zugelement (CFK-Drähte): Längsspannung

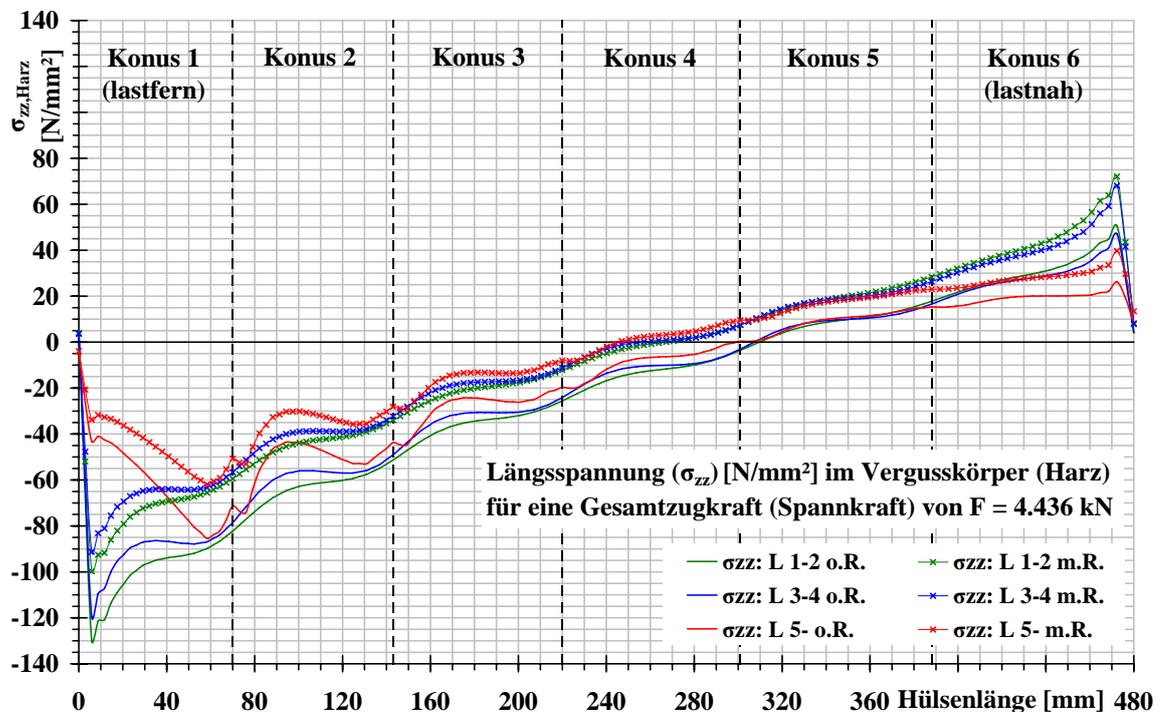


Abbildung A.9: Vergusskörper: Längsspannung

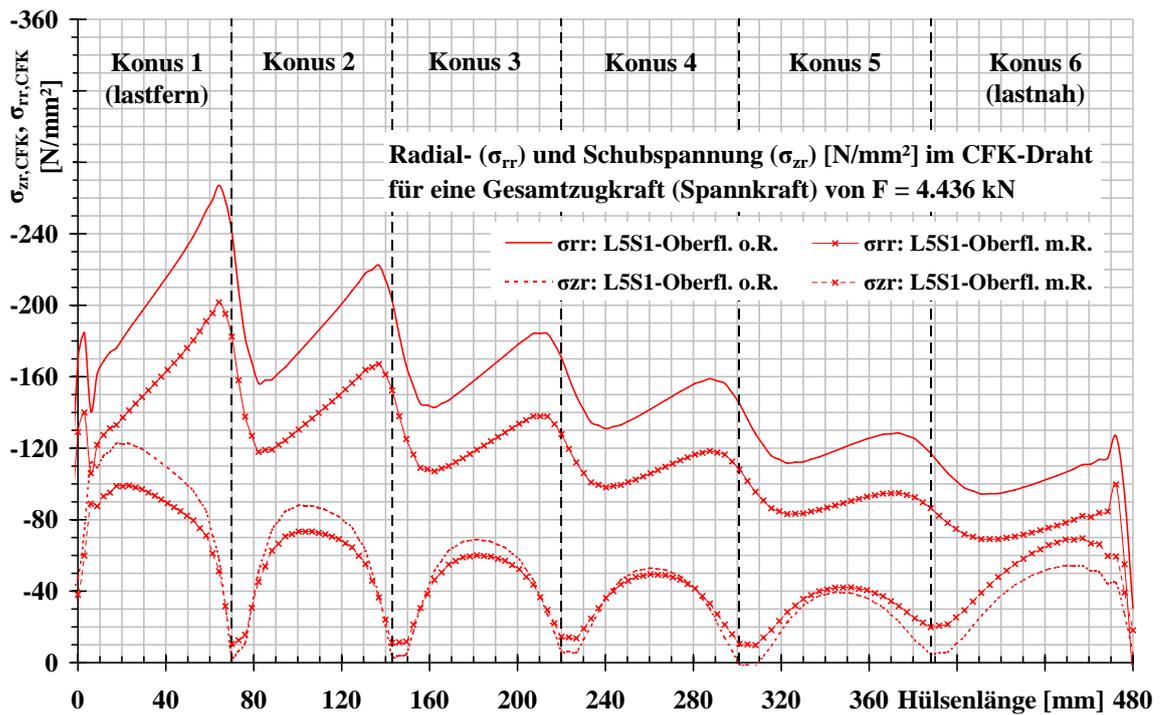


Abbildung A.10: CFK-Zugelement (CFK-Drähte): Radialspannung

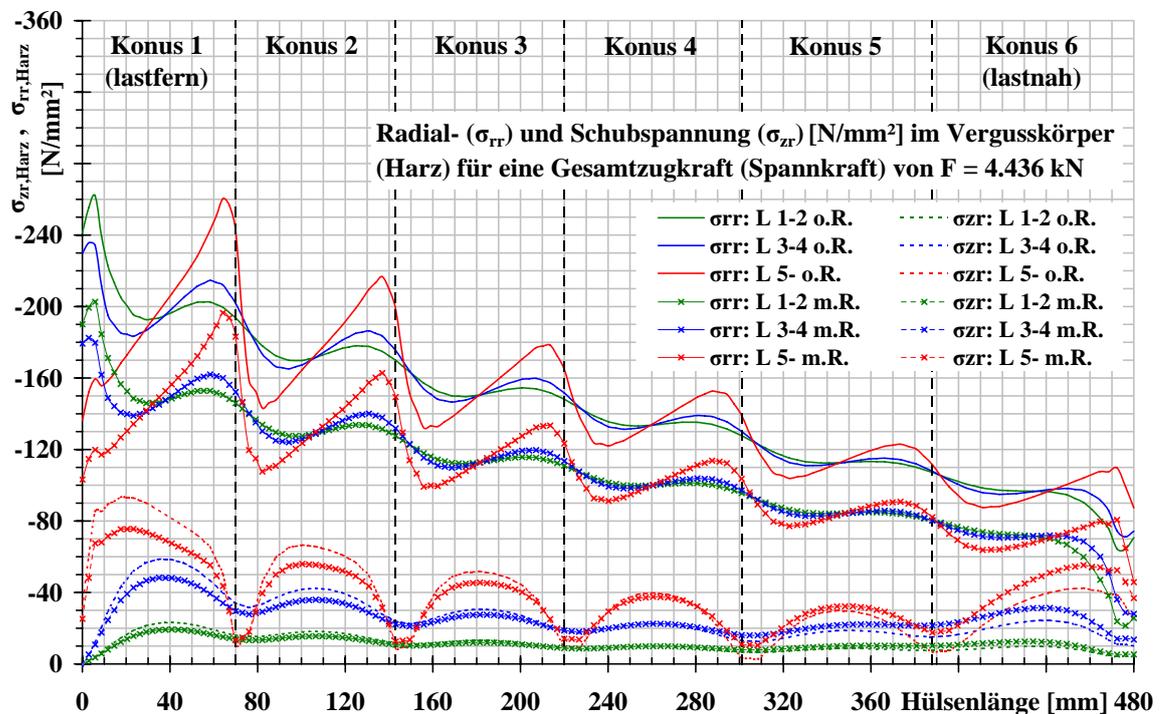


Abbildung A.11: Vergusskörper: Radialspannung

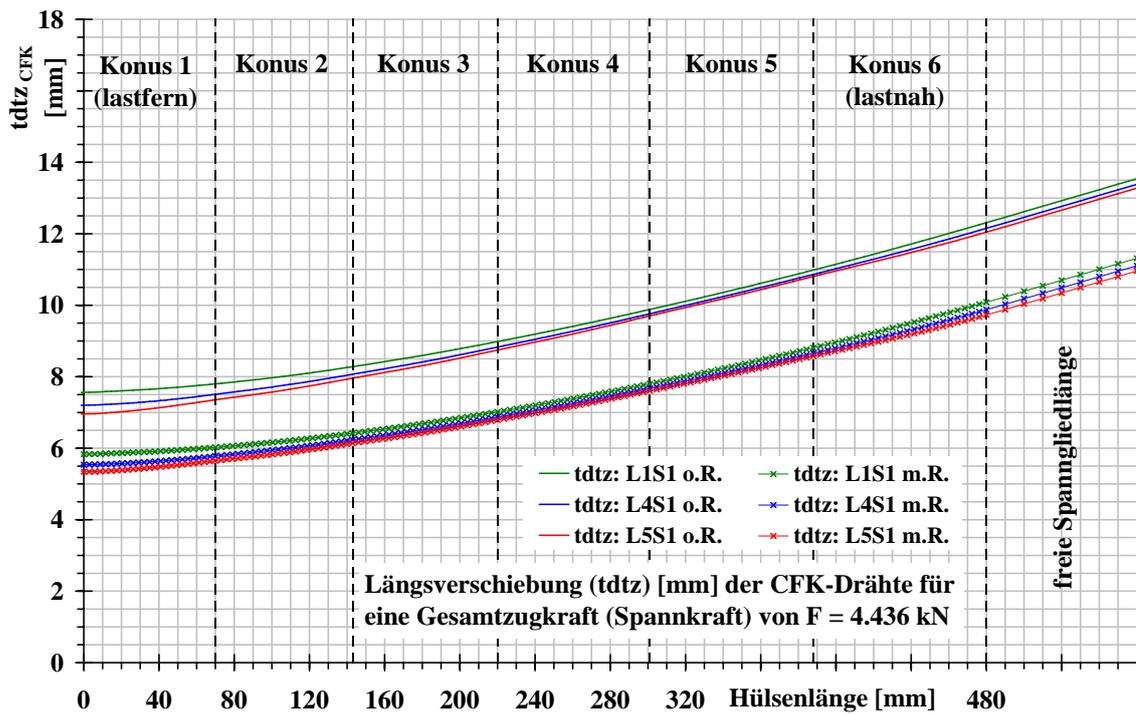


Abbildung A.12: CFK-Drähte und Vergusskörper: Verschiebung

### A.2.2 91-Drahtverankerung (91ZI)

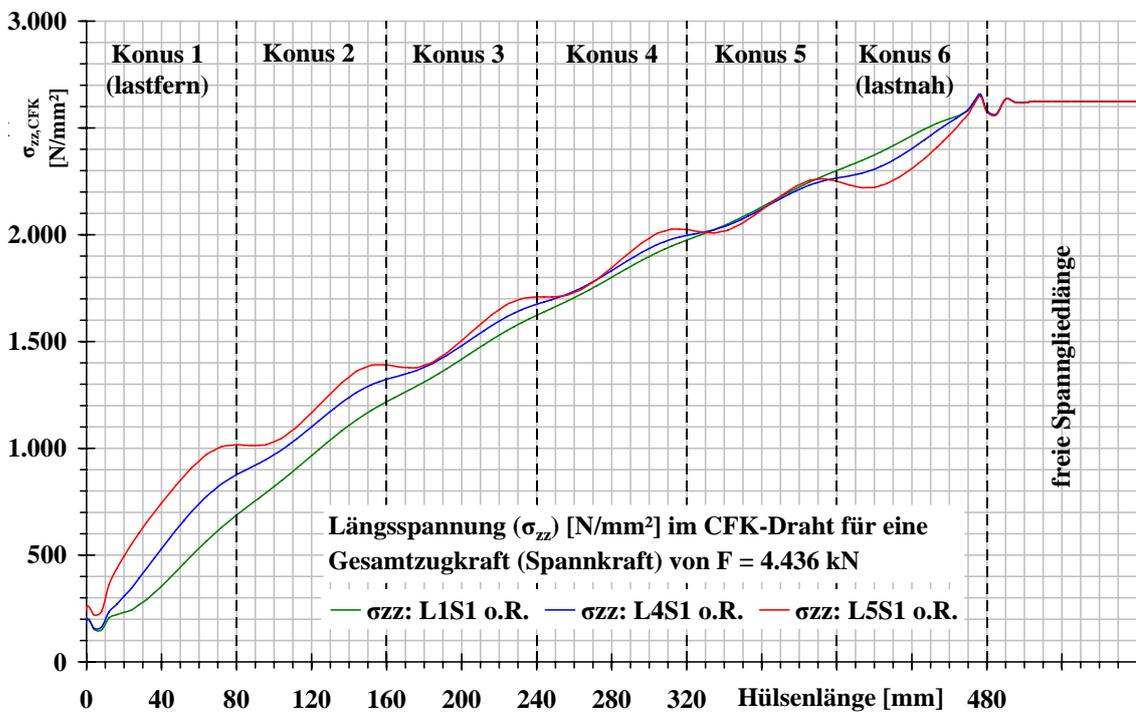


Abbildung A.13: CFK-Zugelement (CFK-Drähte): Längsspannung

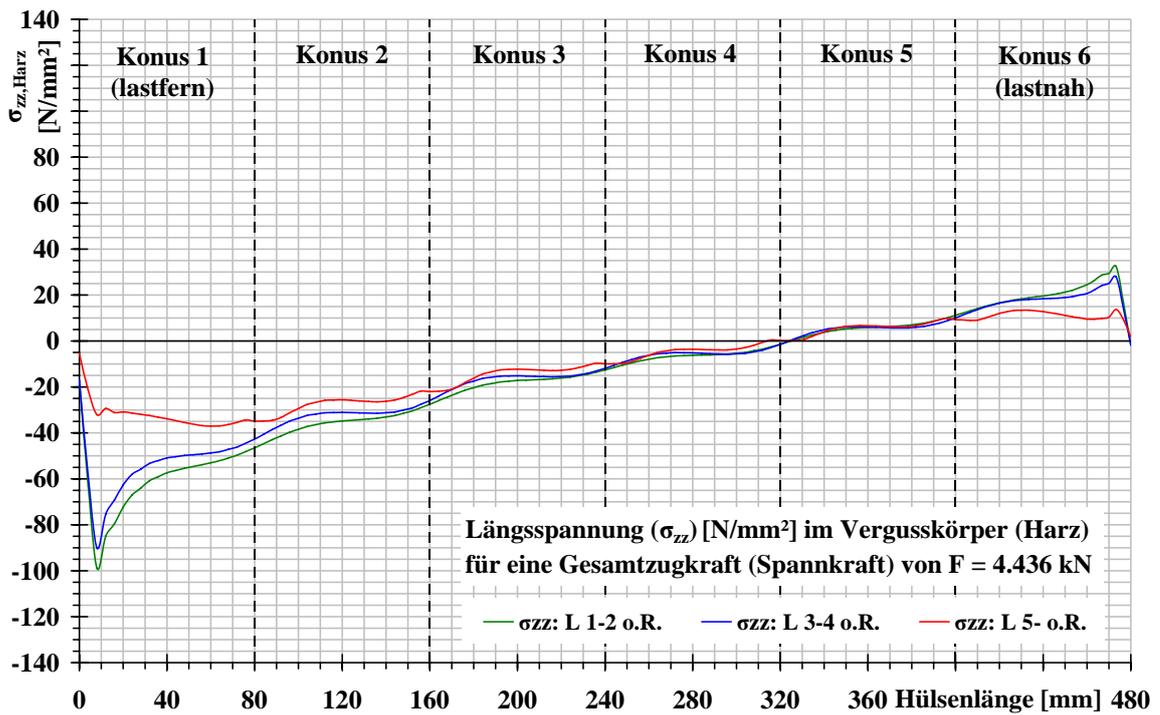


Abbildung A.14: Vergusskörper: Längsspannung

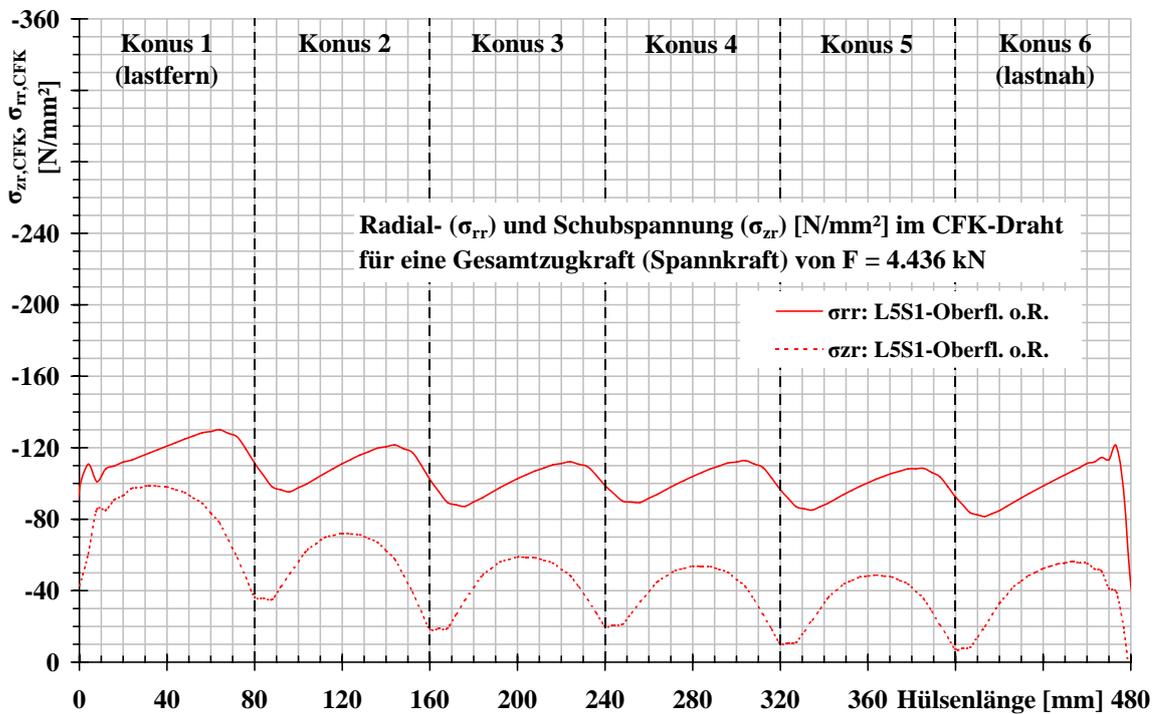


Abbildung A.15: CFK-Zugelement (CFK-Drähte): Radialspannung

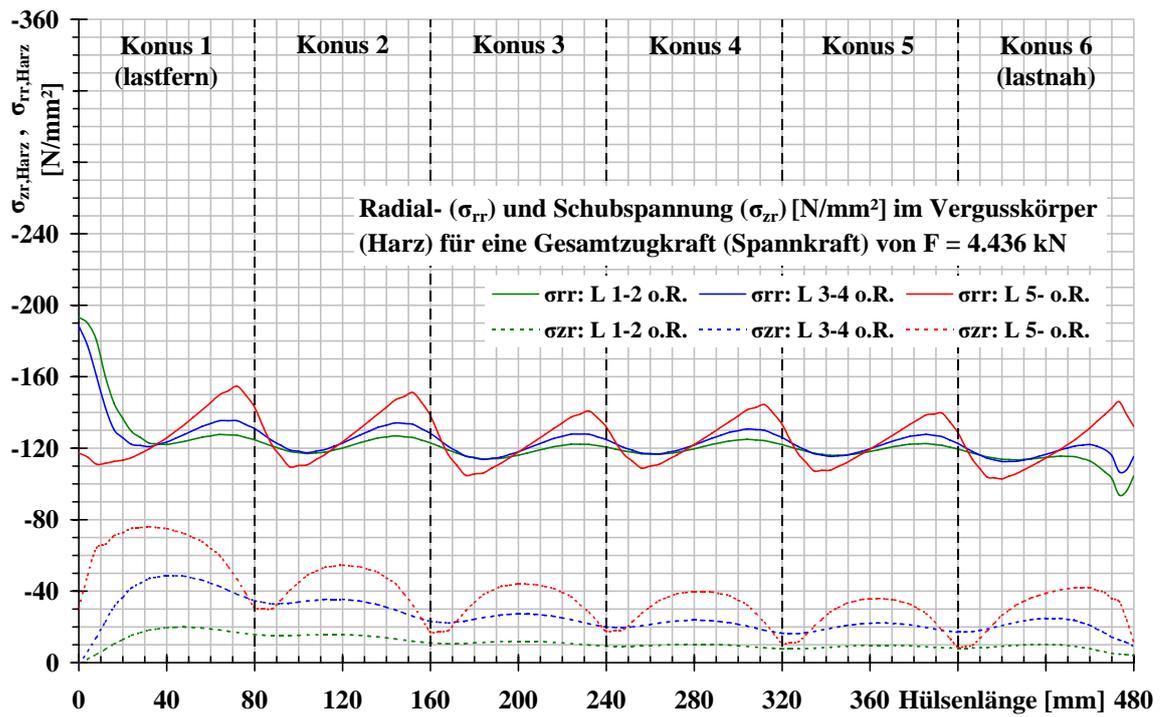


Abbildung A.16: Vergusskörper: Radialspannung

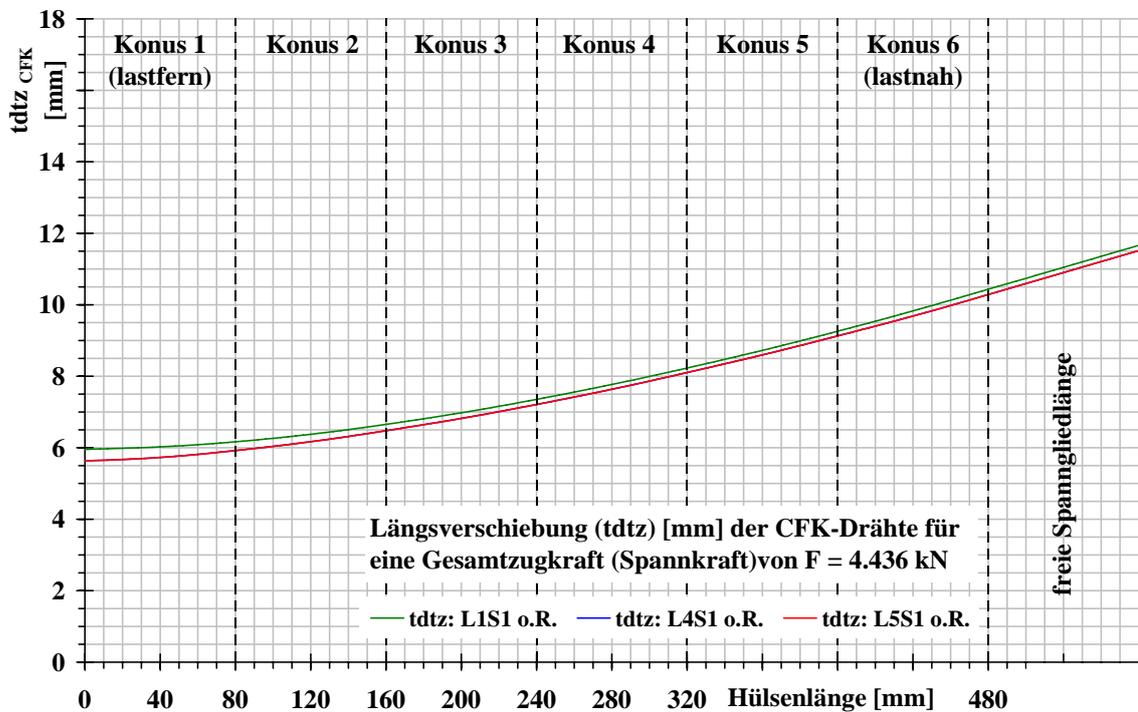


Abbildung A.17: CFK-Drähte und Vergusskörper: Verschiebung

# Anhang B

## Materialeigenschaften des Vergussmaterials

### B.1 DYWIPOX® CBV/E1: mechanische Kennwerte im Druckbereich

\* *Druckspannungs - Längsstauchungs - Beziehung*

\* *Längsstauchungs - Querdehnungs - Beziehung*

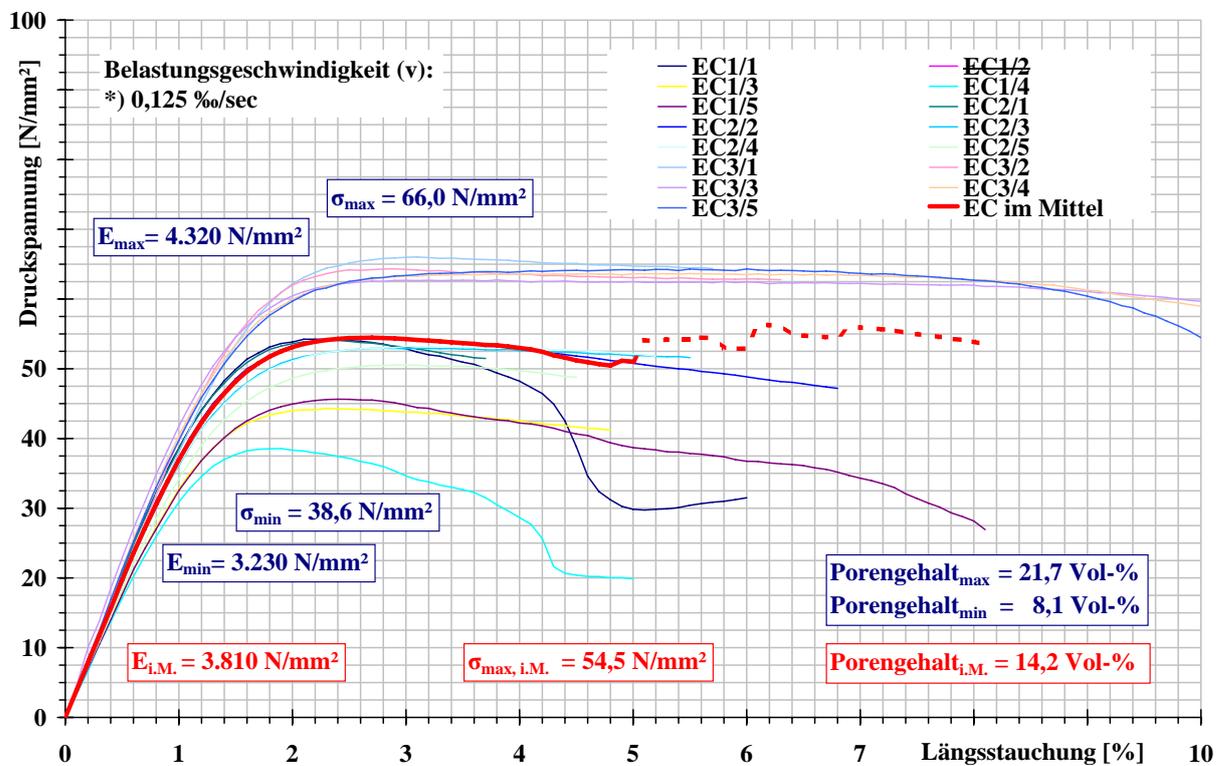


Abbildung B.1: Druckspannungs - Längsstauchungs - Beziehung der Serie EC

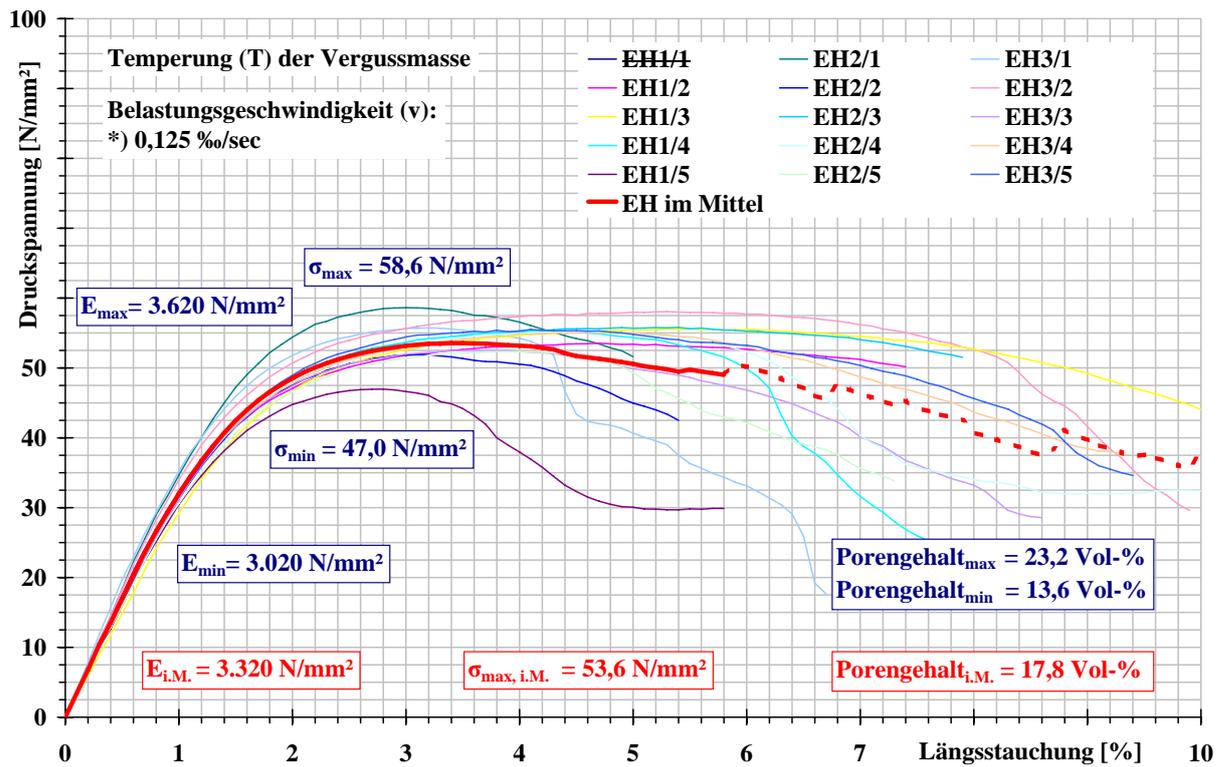


Abbildung B.2: Druckspannungs - Längsstauchungs - Beziehung der Serie EH

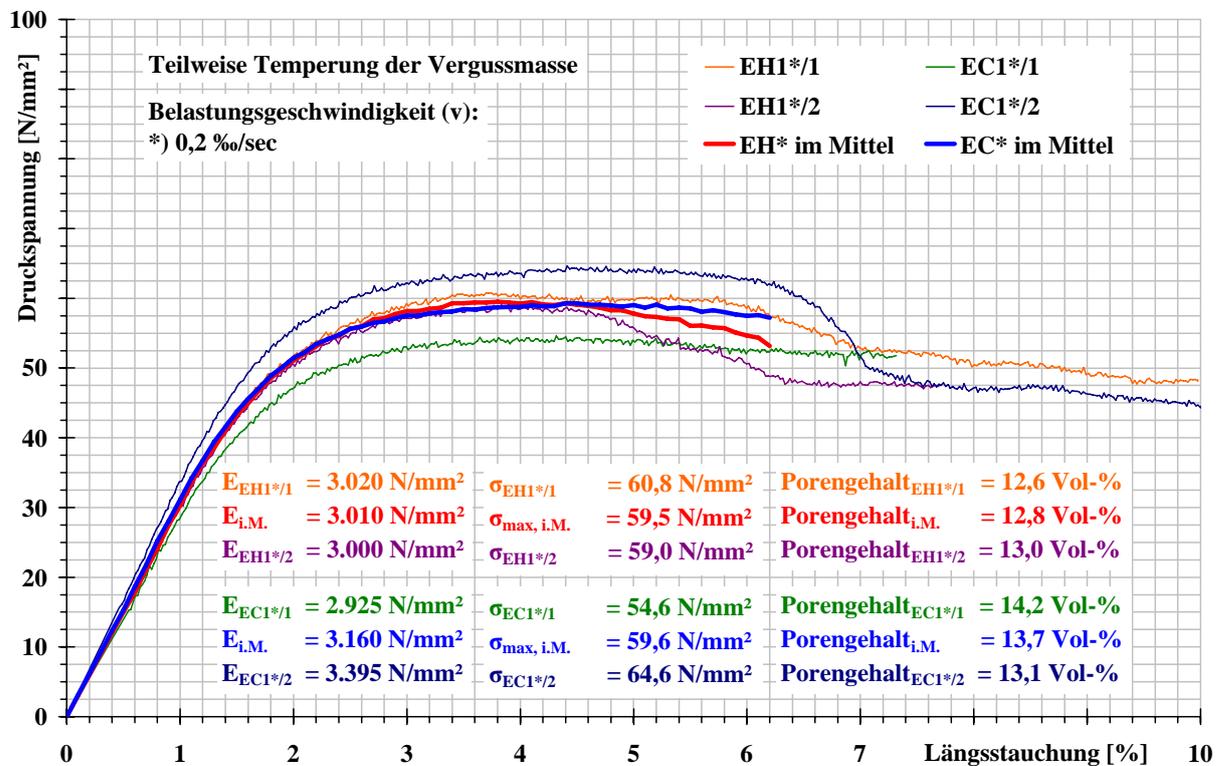


Abbildung B.3: Druckspannungs - Längsstauchungs - Beziehung der Serie EC\* / EH\*

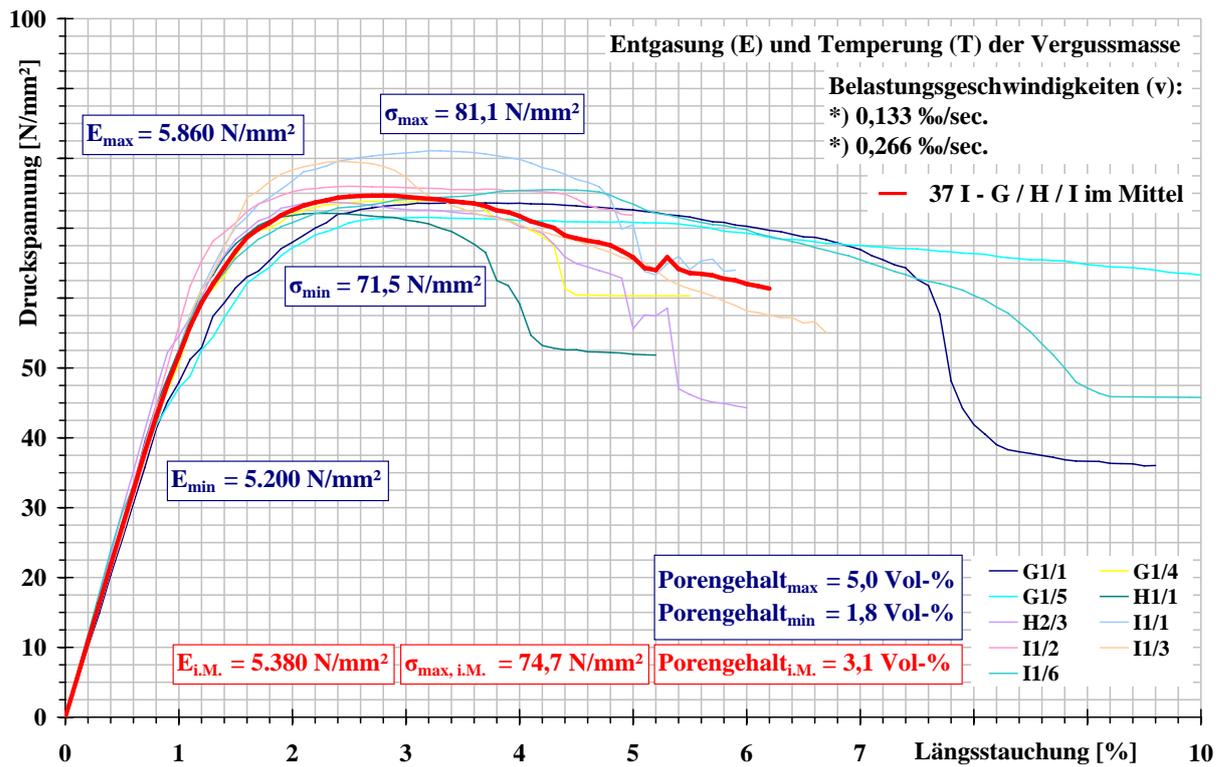


Abbildung B.4: Druckspannungs - Längsstauchungs - Beziehung der Serie 37 I - G / H / I

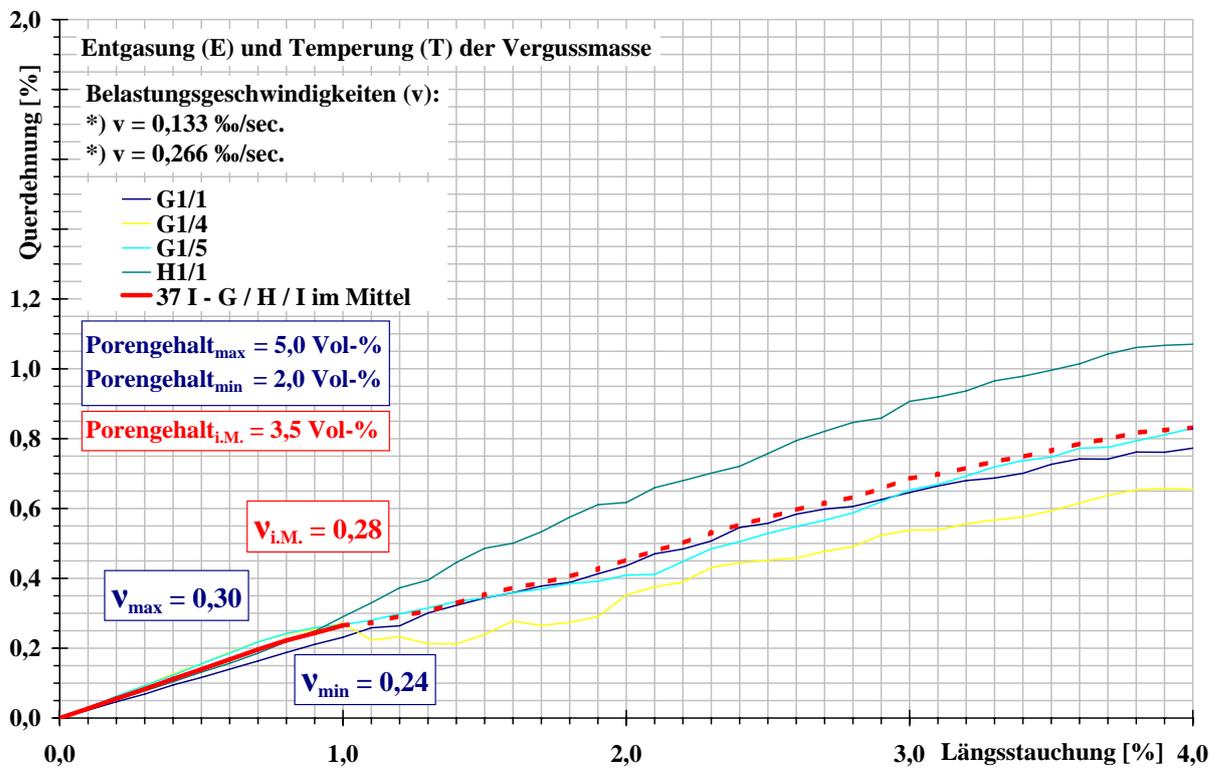


Abbildung B.5: Längsstauchungs - Querdehnungs - Beziehung der Serie 37 I - G / H / I

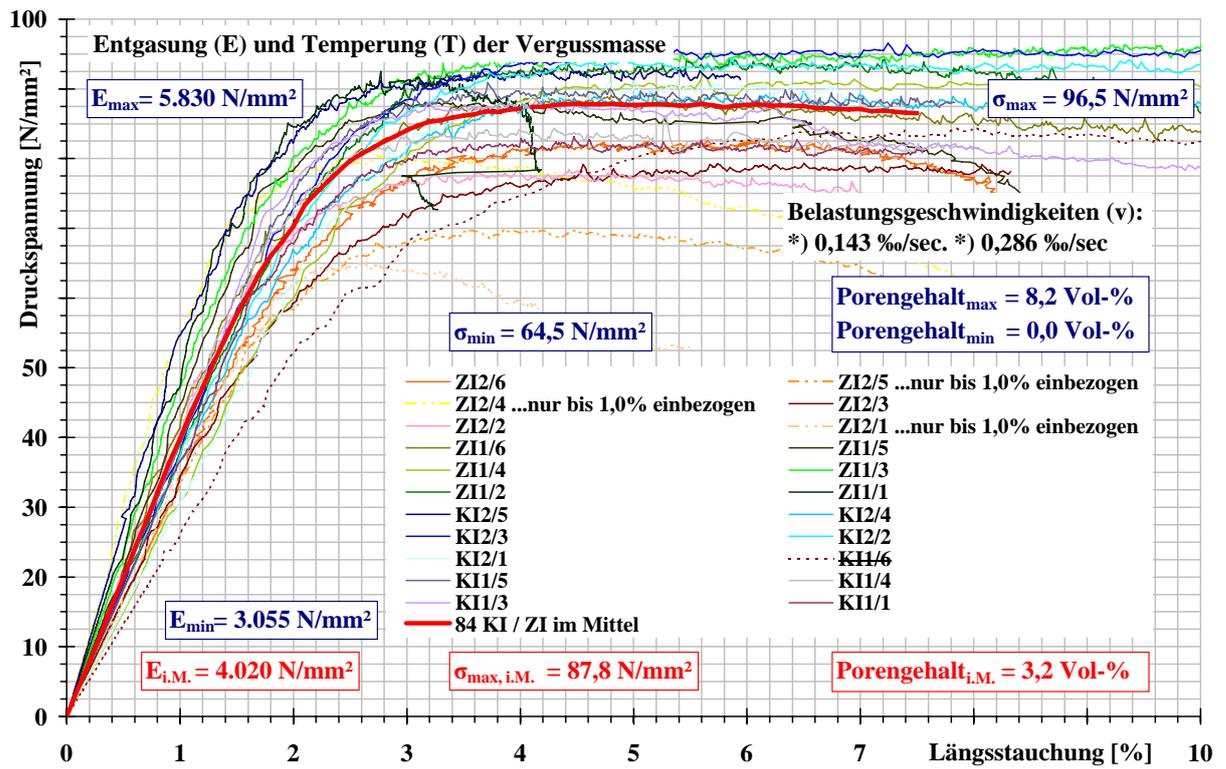


Abbildung B.6: Druckspannungs - Längsstauchungs - Beziehung der Serie 84 KI / ZI

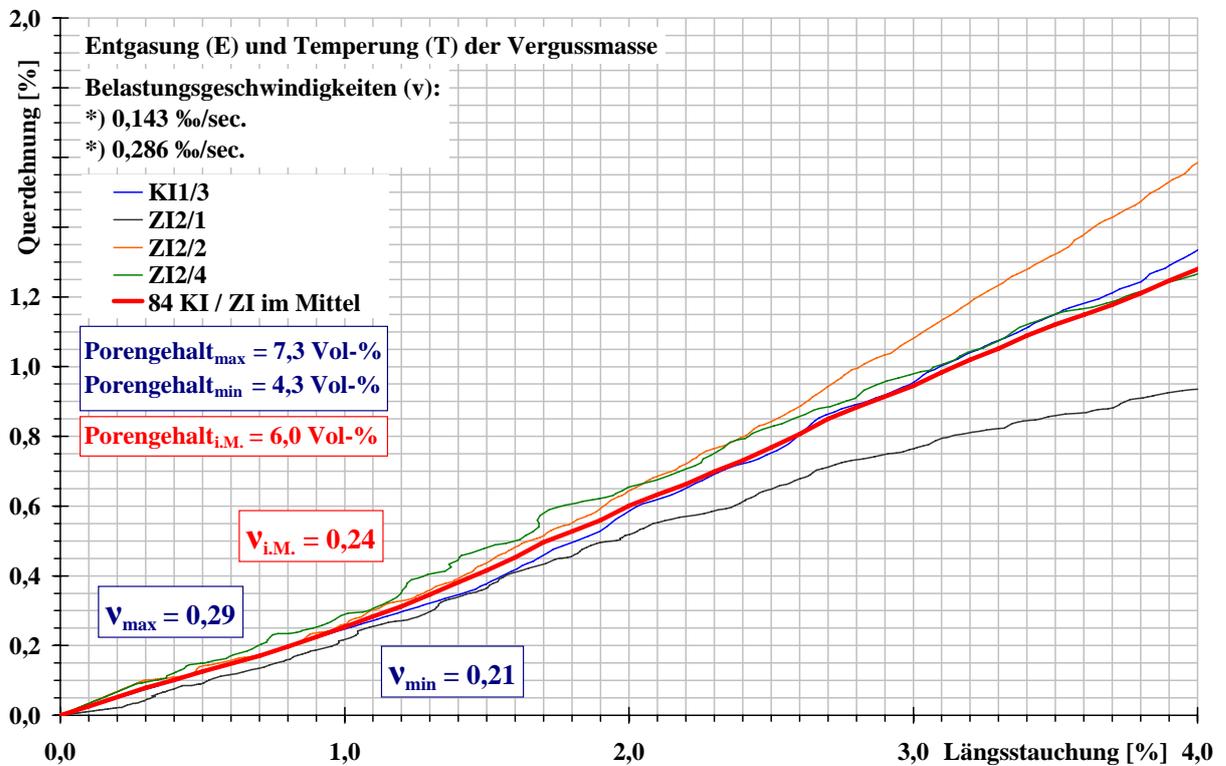


Abbildung B.7: Längsstauchungs - Querdehnungs - Beziehung der Serie 84 KI / ZI

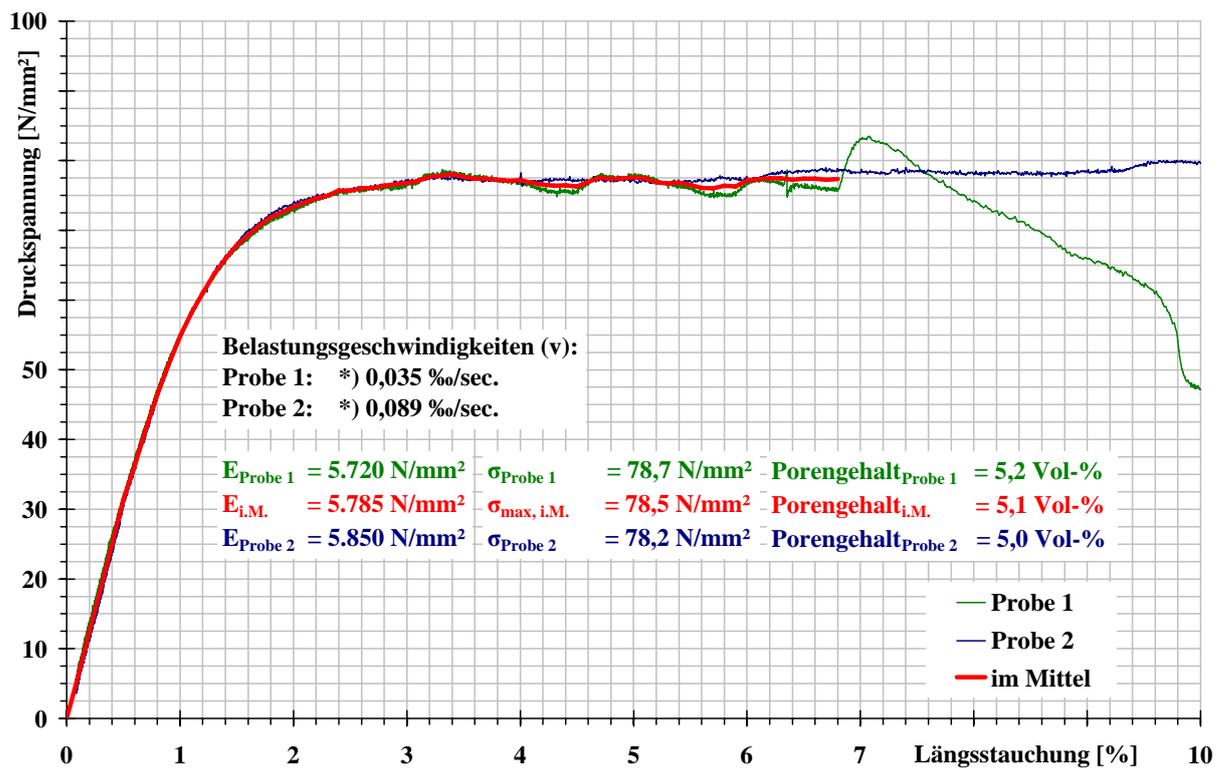


Abbildung B.8: Druckspannungs - Längsstauchungs - Beziehung der Serie Probe 1 / 2

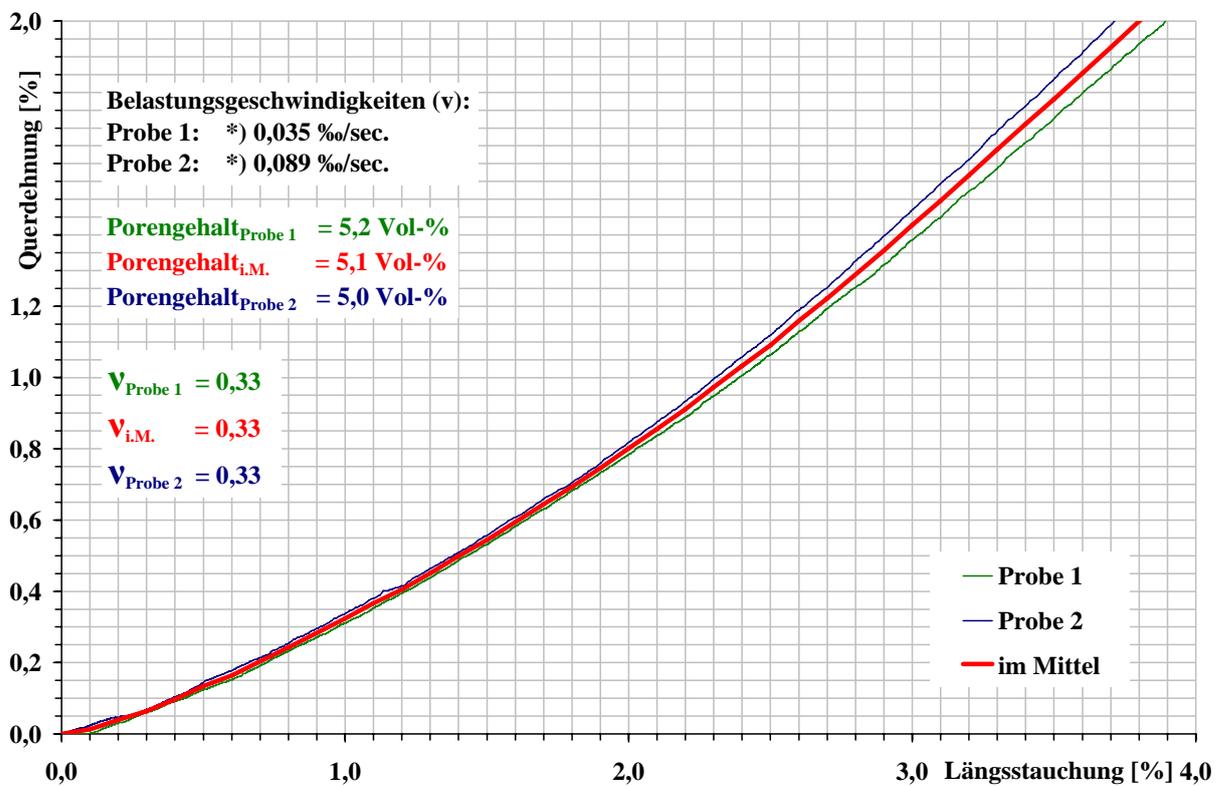


Abbildung B.9: Längsstauchungs - Querdehnungs - Beziehung der Serie Probe 1 / 2

## B.2 Einfluss des Porengehalts auf die Druckfestigkeit und den Elastizitätsmodul im Druckbereich

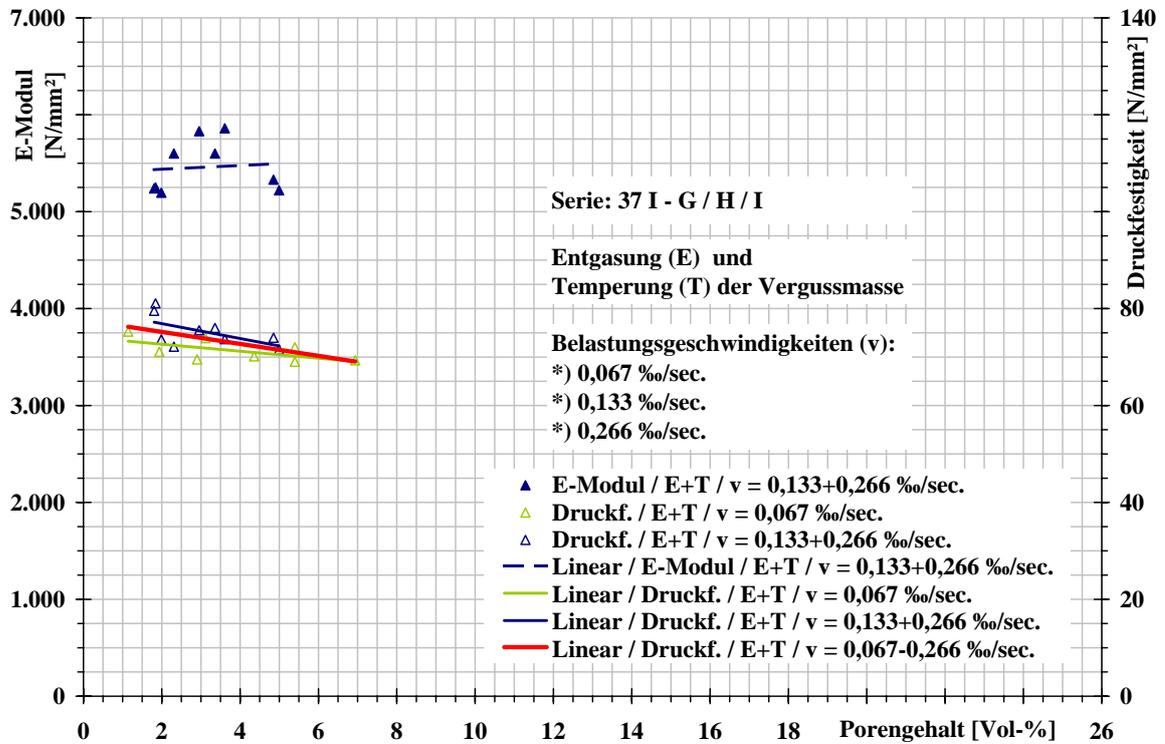


Abbildung B.10: Zusammenhang Druckfestigkeit - Porengehalt und Elastizitätsmodul - Porengehalt der Serie 37 I - G / H / I

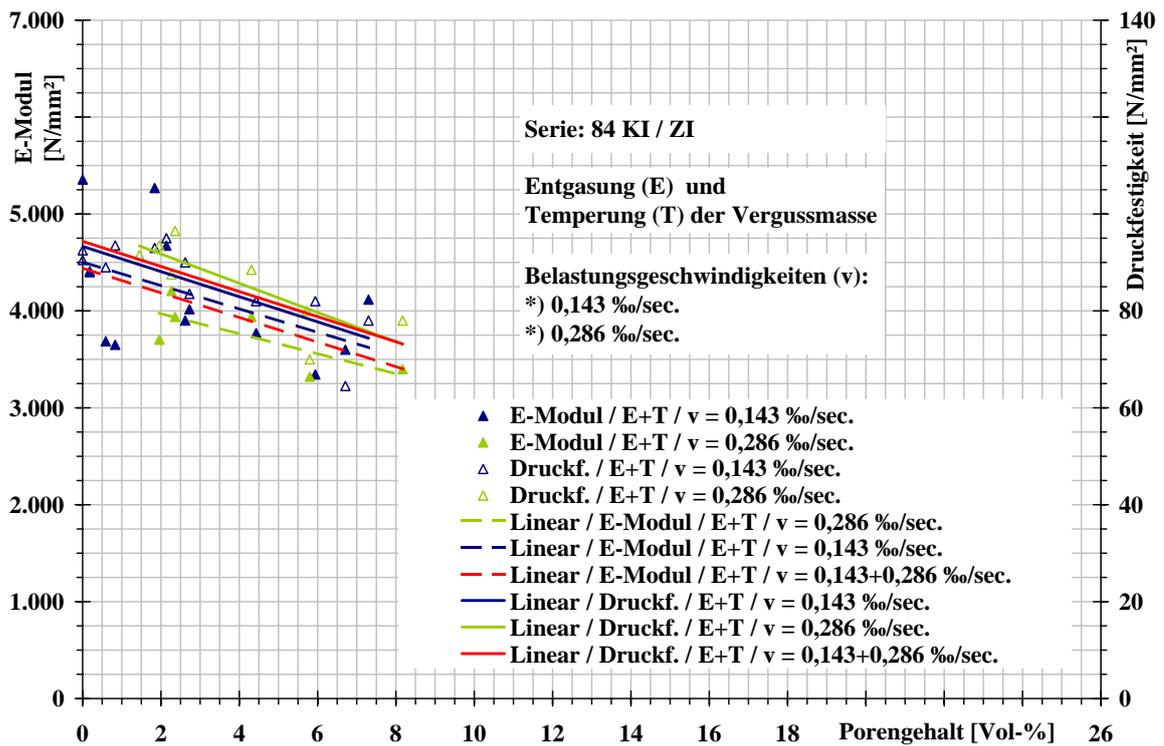


Abbildung B.11: Zusammenhang Druckfestigkeit - Porengehalt und Elastizitätsmodul - Porengehalt der Serie 84 KI / ZI

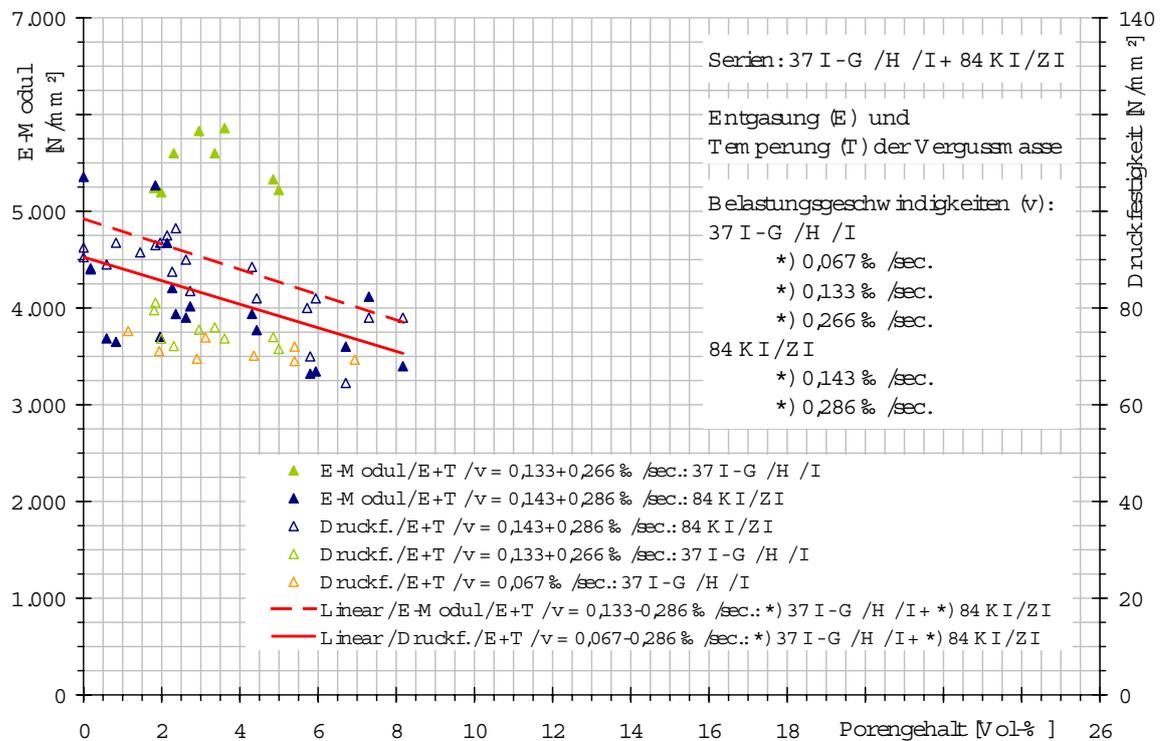
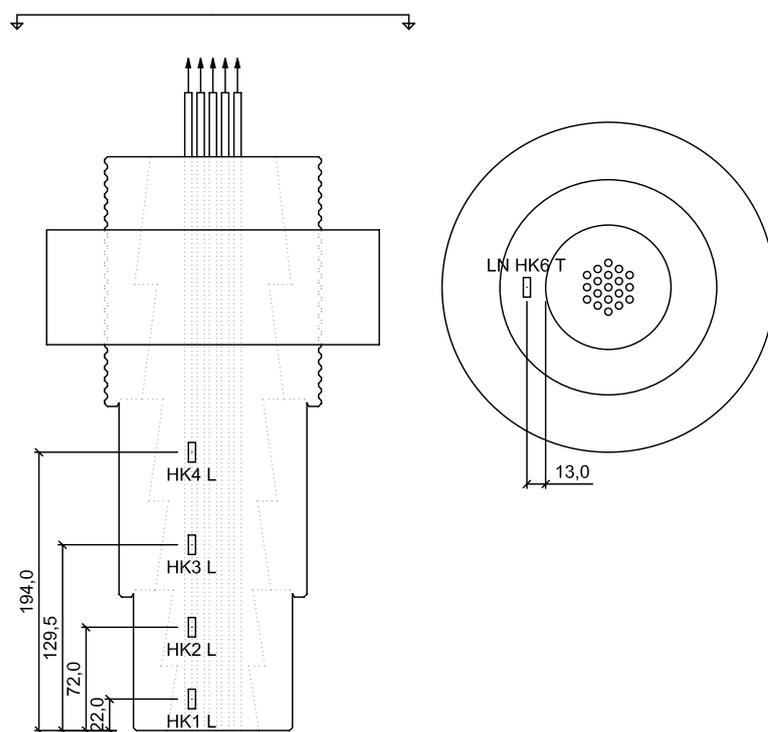


Abbildung B.12: Zusammenhang Druckfestigkeit - Porengehalt und Elastizitätsmodul - Porengehalt der Serien 37 I - G / H / I + 84 KI / ZI

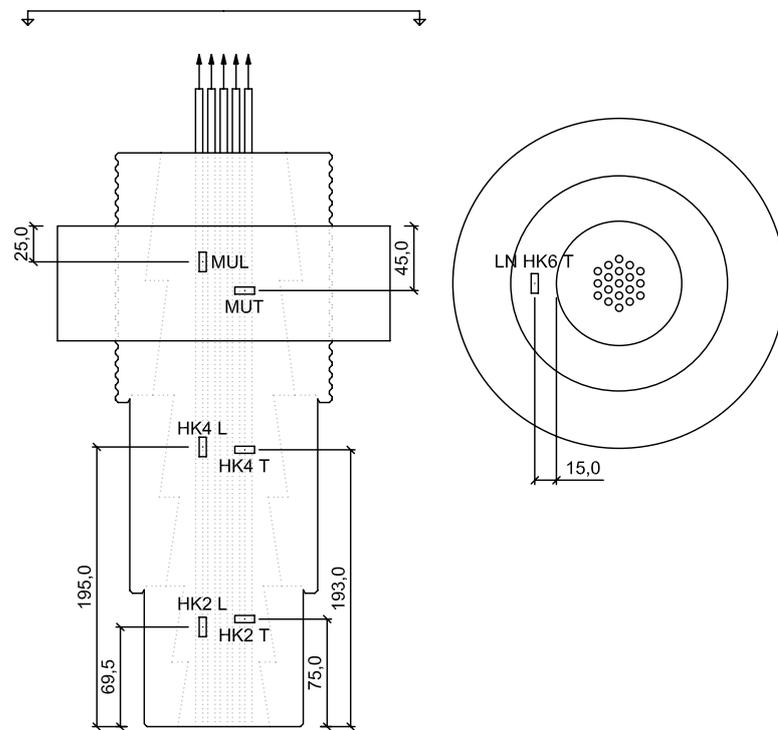
# Anhang C

## Lage der Messpunkte

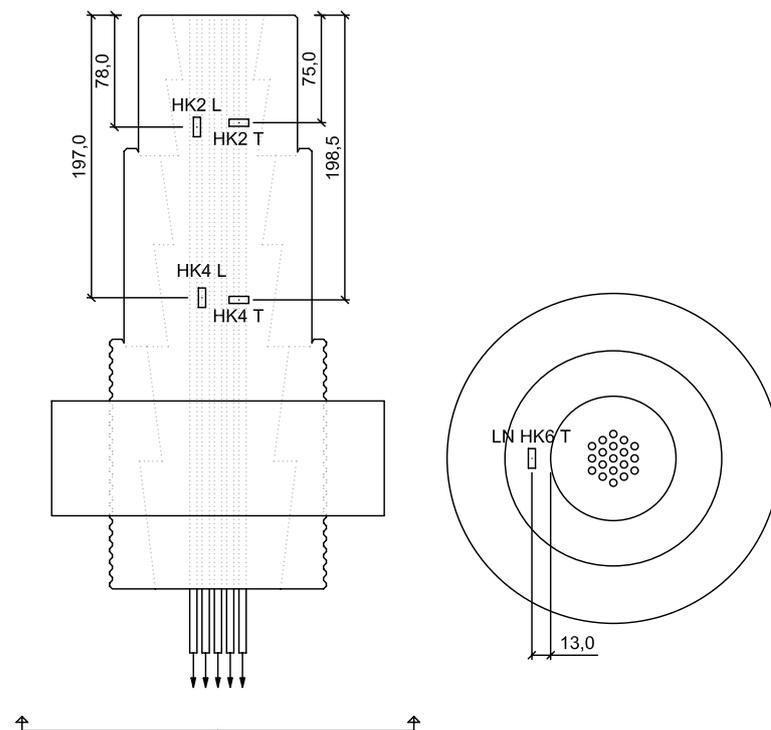
*DMS-Positionen Verankerung 19 II C 1*



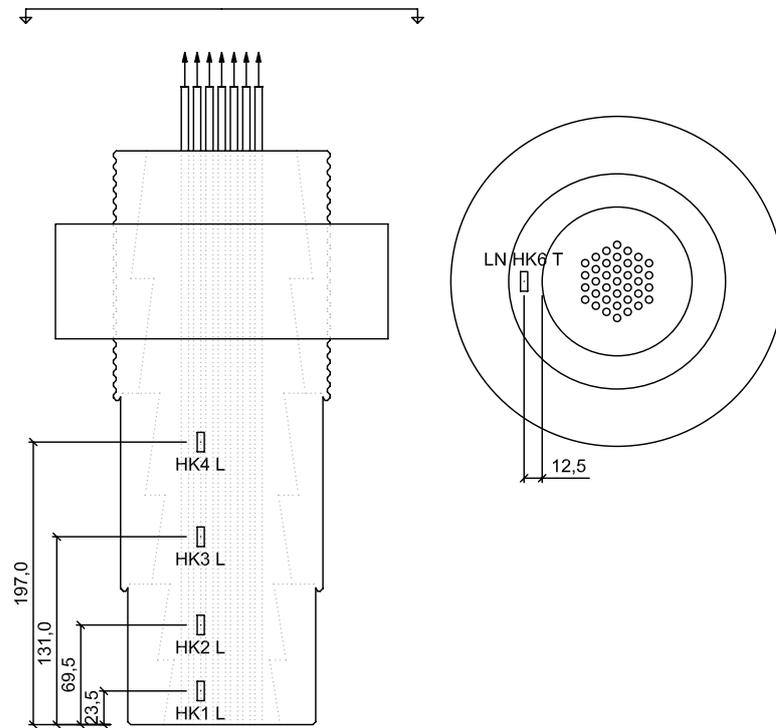
*DMS-Positionen Verankerung 19 II E 1*



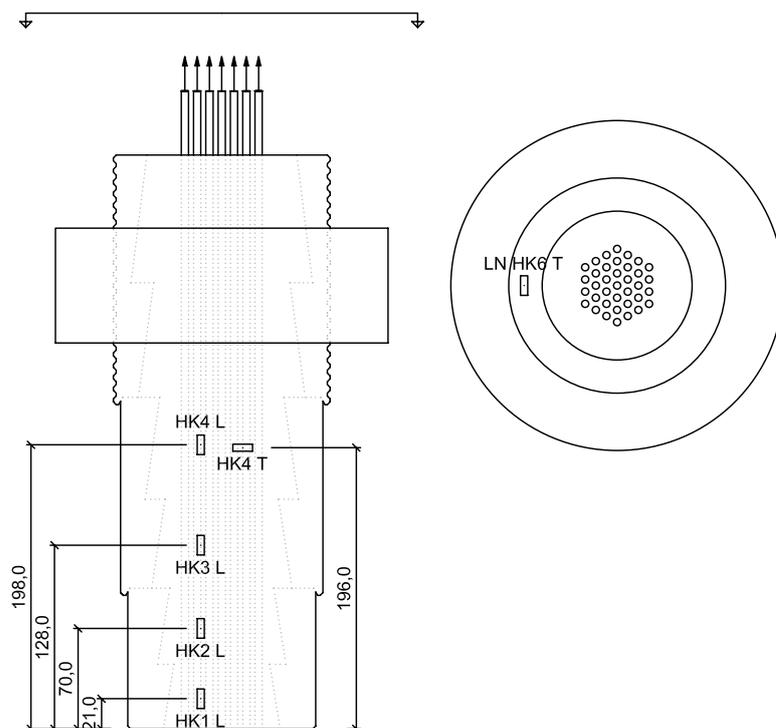
*DMS-Positionen Verankerung 19 II F 1*



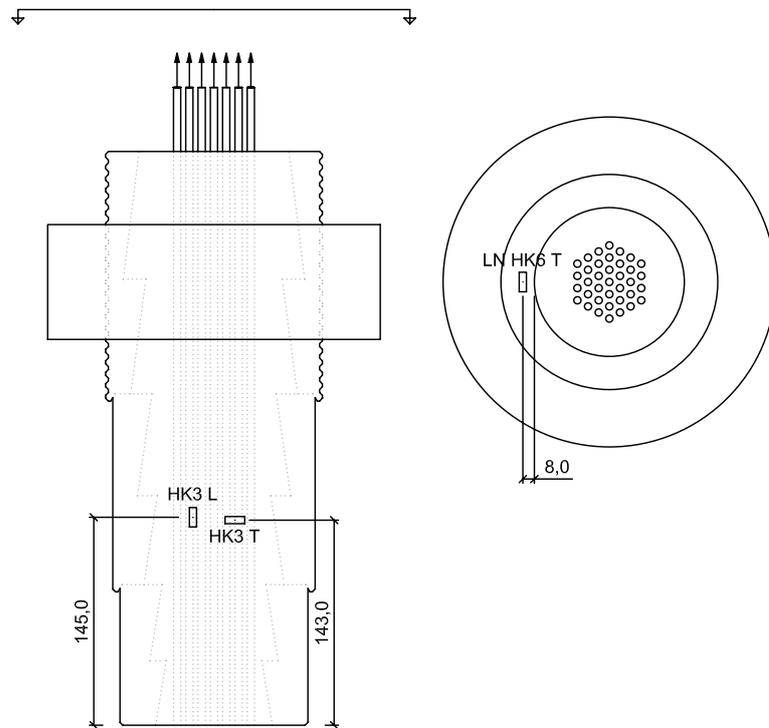
*DMS-Positionen Verankerung 37 I A 1 v1*



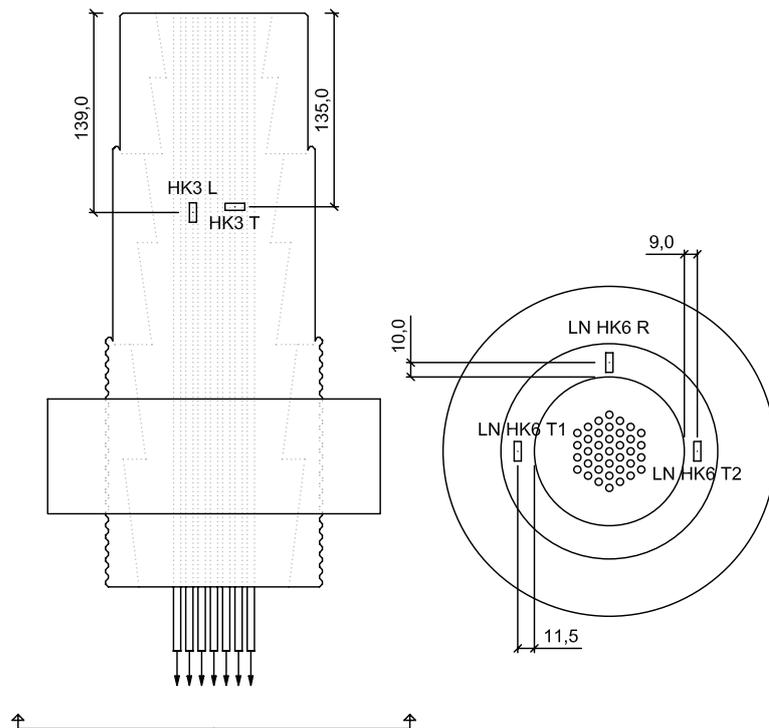
*DMS-Positionen Verankerung 37 I A 1 v2*



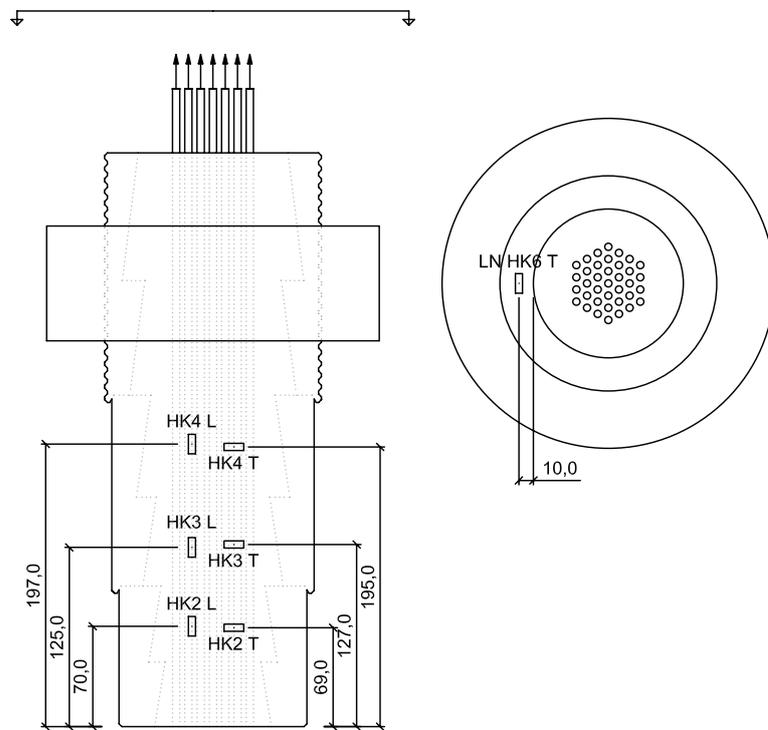
*DMS-Positionen Verankerung 37 I C 1 v1 / v2 / v3*



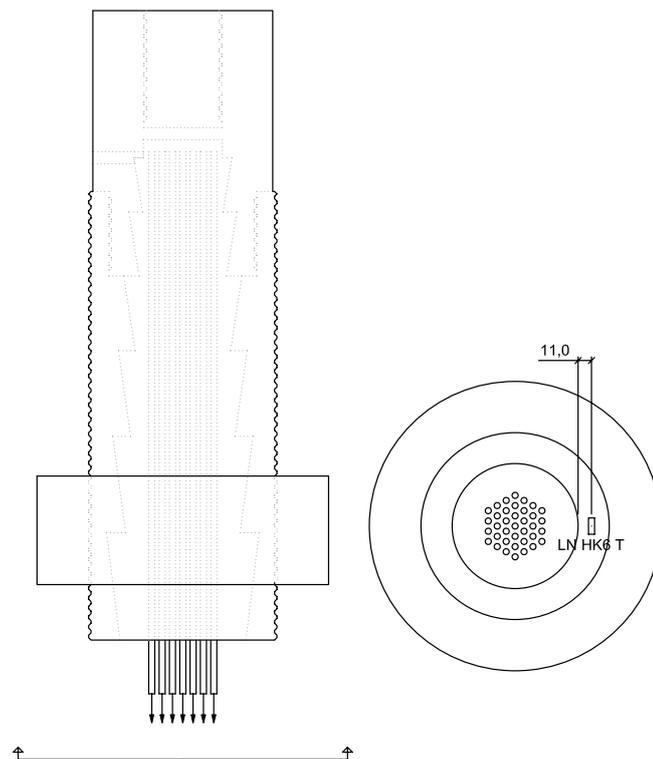
*DMS-Positionen Verankerung 37 I D 1 v1 / v2 / v3*



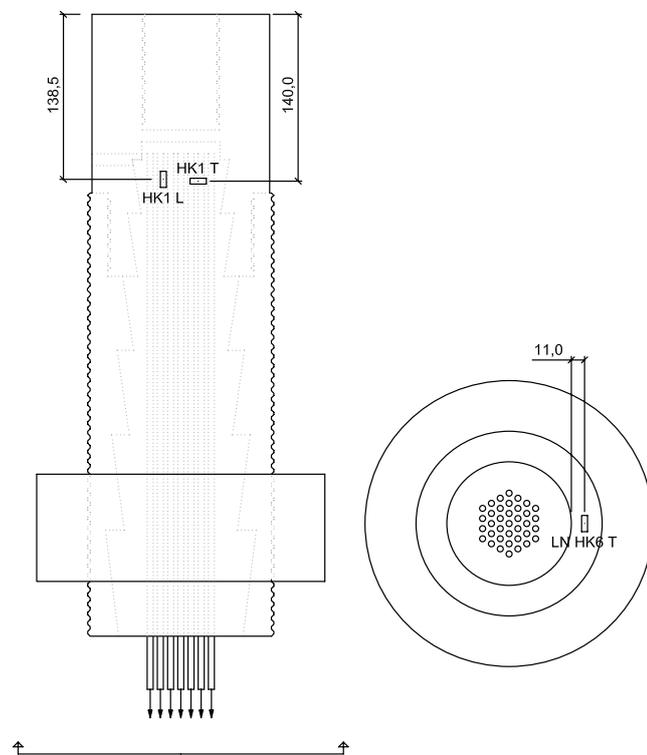
*DMS-Positionen Verankerung 37 I E 1 v2*



*DMS-Positionen Verankerung 37 I F 1 SPA v1*



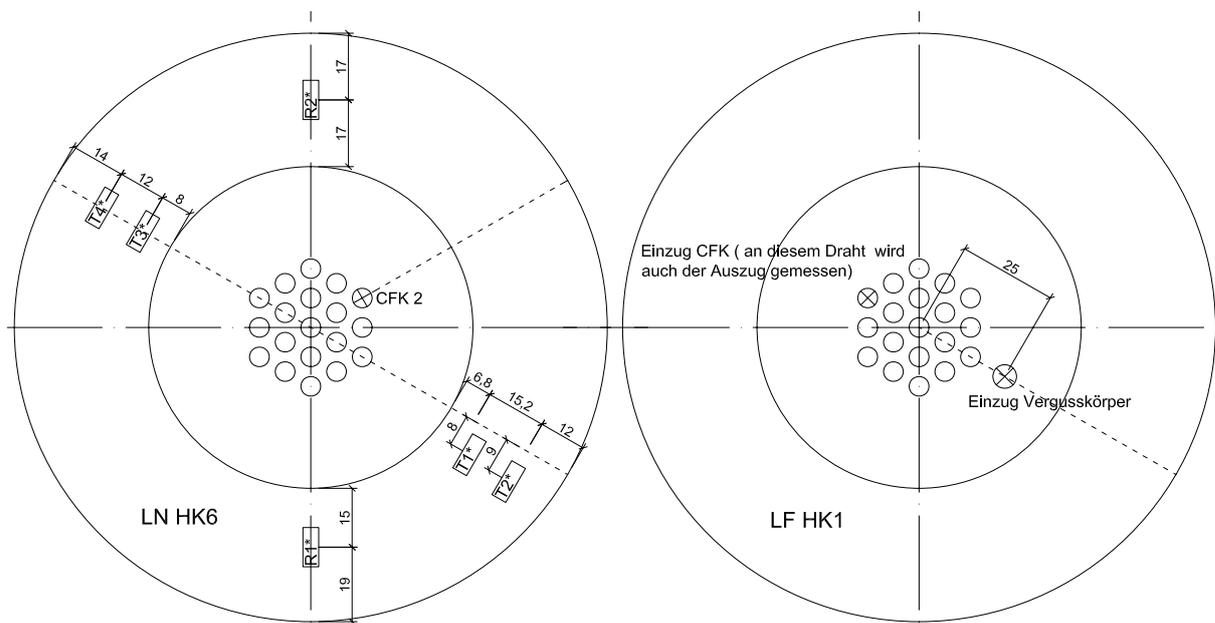
*DMS-Positionen Verankerung 37 I F 1 SPA v2*



*Lage der Messpunkte (LN - DMS und LF - Bogenwegaufnehmer)*

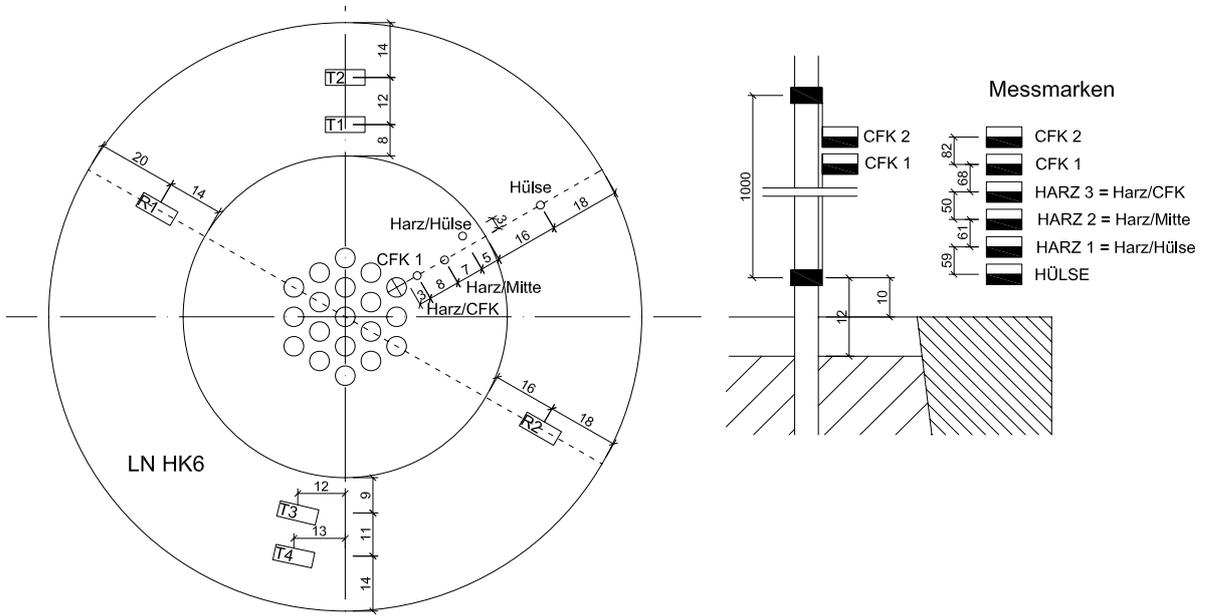
*Links: Lastnahe Stirnseite - Verankerung 19 I C 1*

*Rechts: Lastferne Stirnseite - Verankerung 19 I C 1*



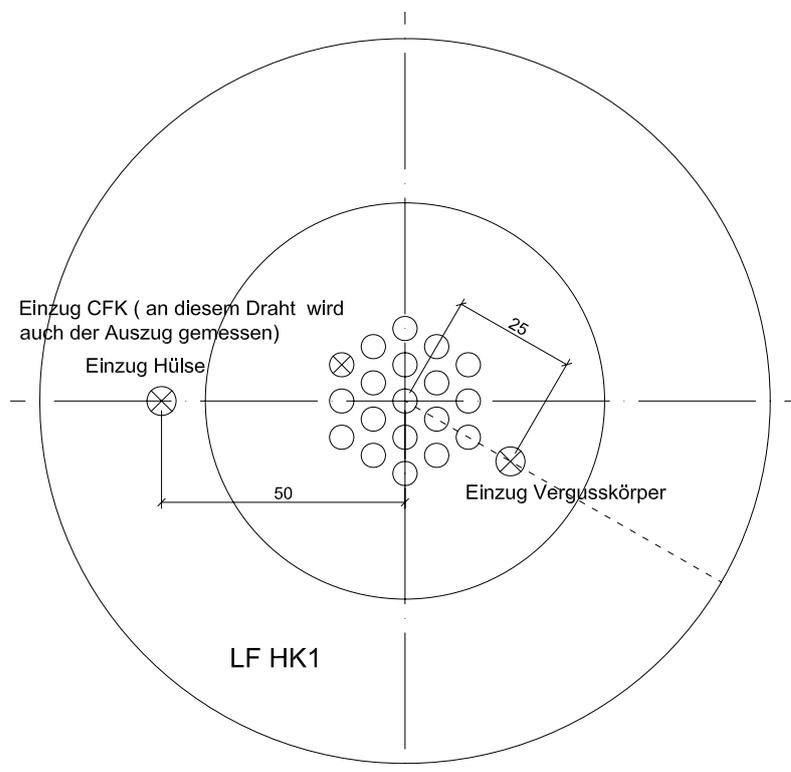
*Lage der Messpunkte (Videoextensometer und DMS)*

*Lastnahe Stirnseite - Verankerung 19 I F 2*



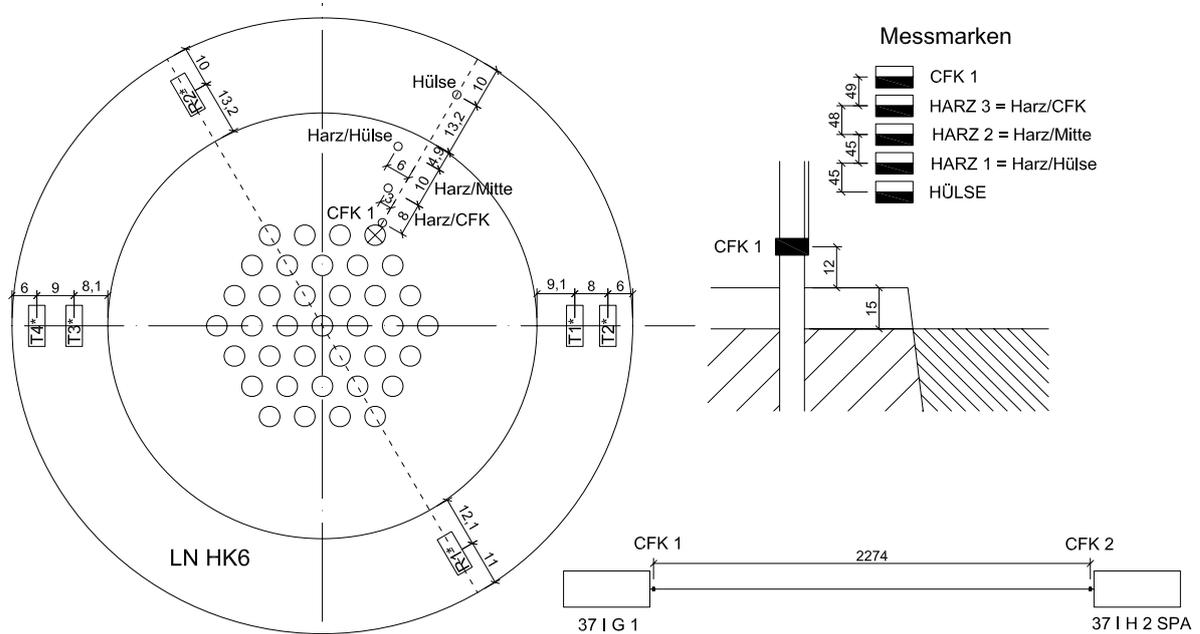
*Lage der Messpunkte (Bogenwegaufnehmer)*

*Lastferne Stirnseite - Verankerung 19 I F 2*



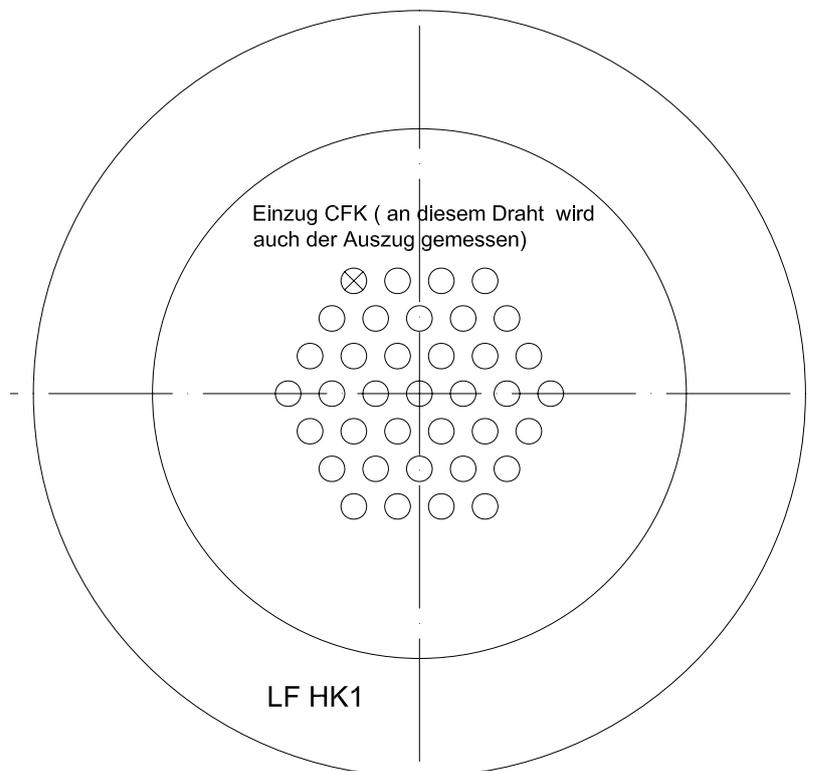
*Lage der Messpunkte (Videoextensometer und DMS)*

*Lastnahe Stirnseite - Verankerung 37 I G 1*

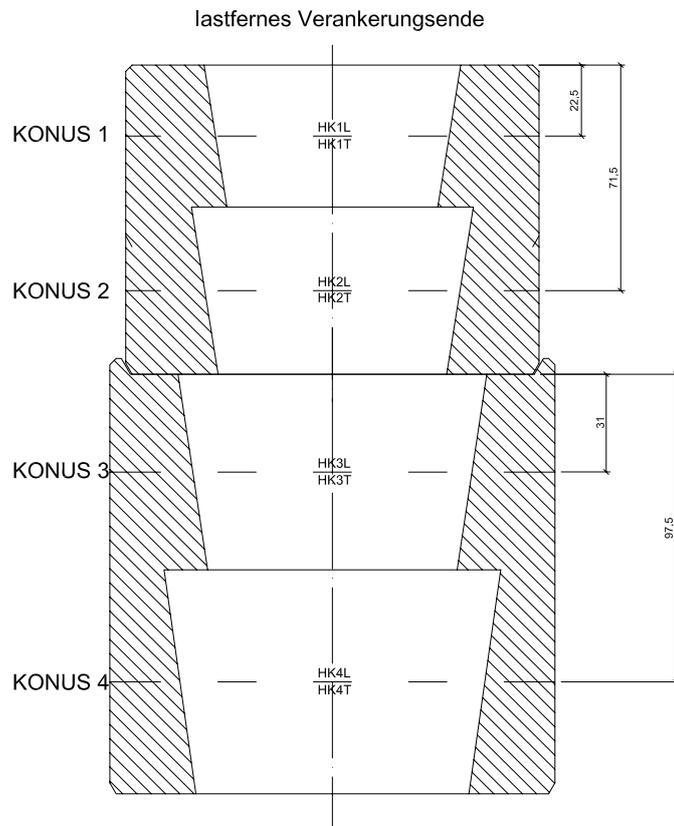


*Lage der Messpunkte (Bogenwegaufnehmer)*

*Lastferne Stirnseite - Verankerung 37 I G 1*



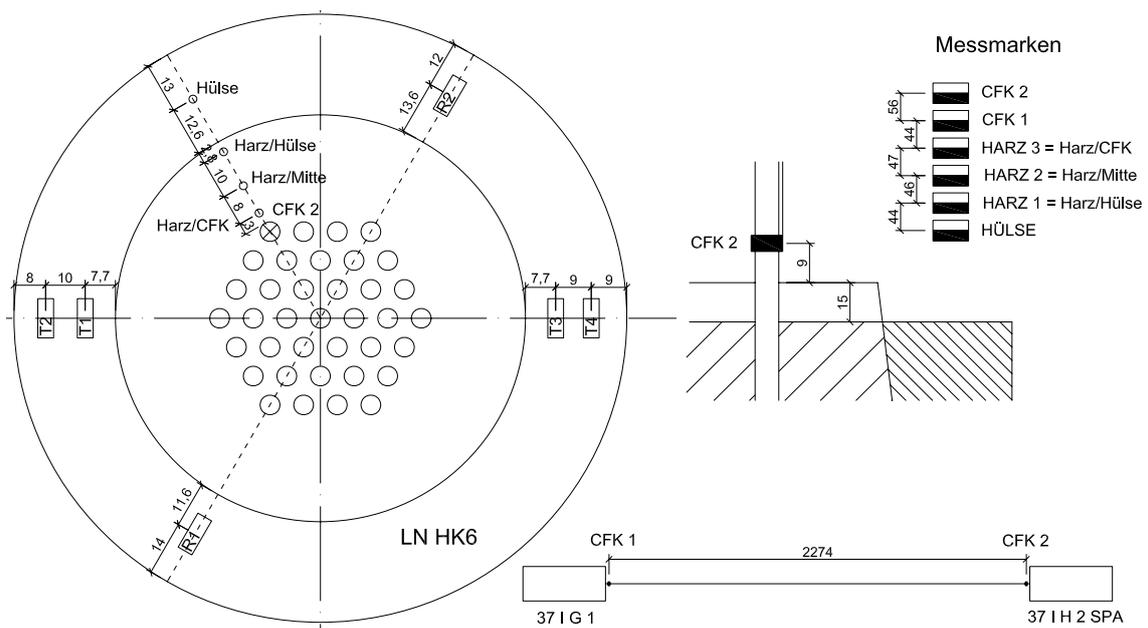
**DMS-Positionen Verankerung 37 I G 1 (Hülsenaußenseite)**



KONUS 5 und 6 enthält auf der Verankerungsaussenseite ein Gewinde (enthält keine DMS) und wird somit nicht dargestellt.

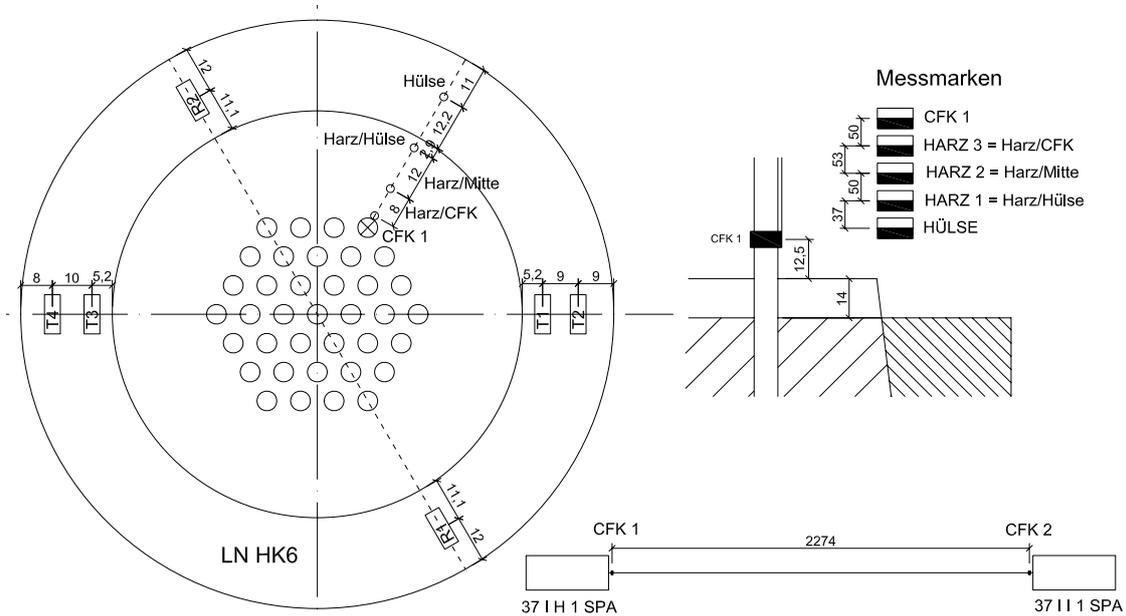
**Lage der Messpunkte (Videoextensometer und DMS)**

**Lastnahe Stirnseite - Verankerung 37 I H 2 SPA**



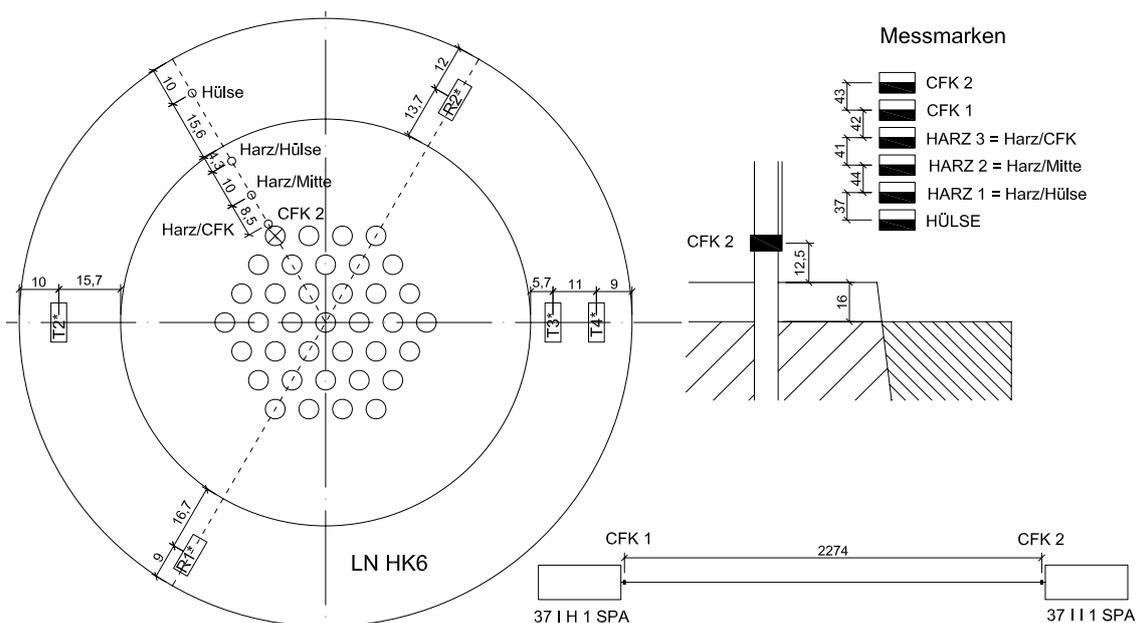
*Lage der Messpunkte (Videoextensometer und DMS)*

*Lastnahe Stirnseite - Verankerung 37 I H 1 SPA*



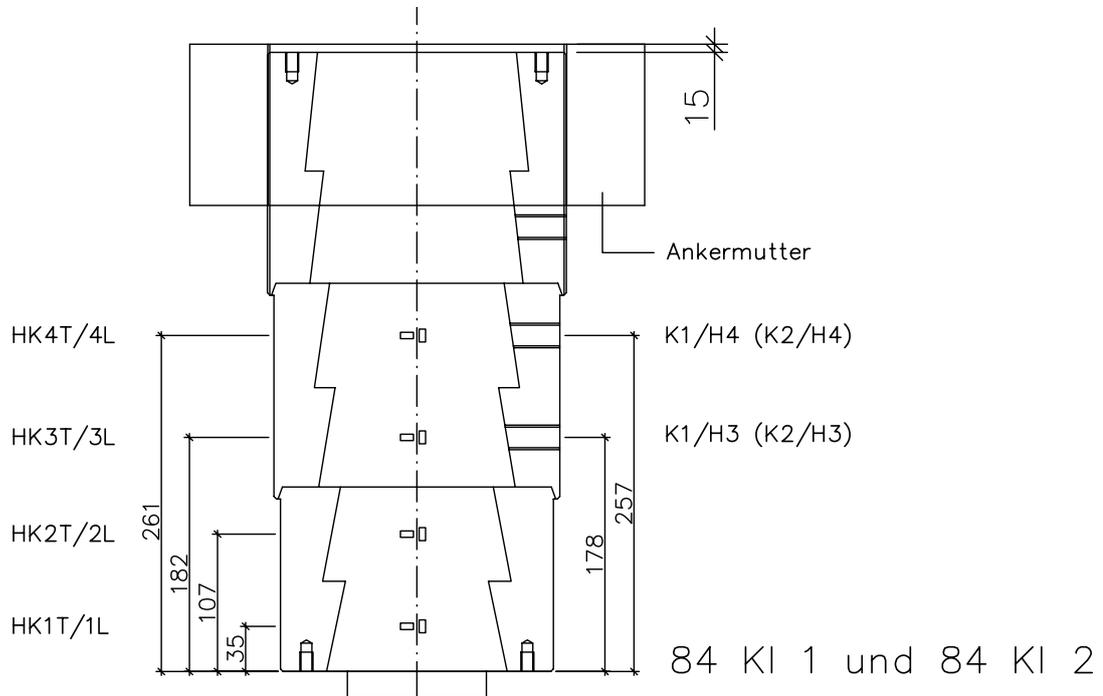
*Lage der Messpunkte (Videoextensometer und DMS)*

*Lastnahe Stirnseite - Verankerung 37 I I 1 SPA*



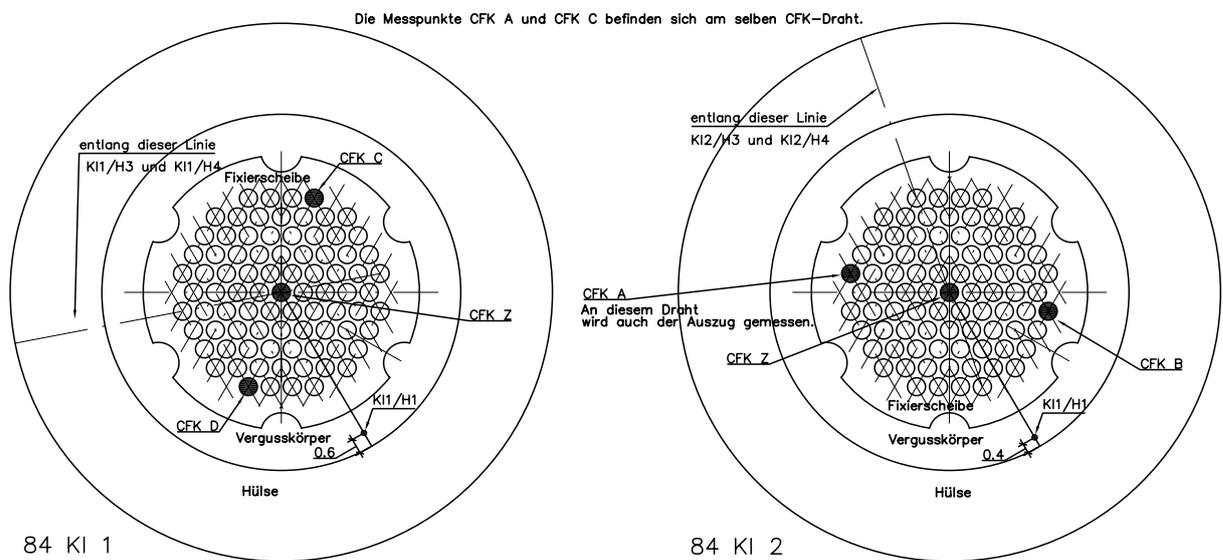
*Lage der Messpunkte (DMS)*

*DMS-Positionen - Verankerung 84 KI 1 und 84 KI 2 (Hülsenaußenseite)*



*Lage der Messpunkte (Bogenwegaufnahme)*

*Lastferne Stirnseite - Verankerung 84 KI 1 und 84 KI 2*



# Anhang D

## Zugversuche und NL-FE

### D.1 CFK-Testspannglied 19 II A 1 - 19 II B 1

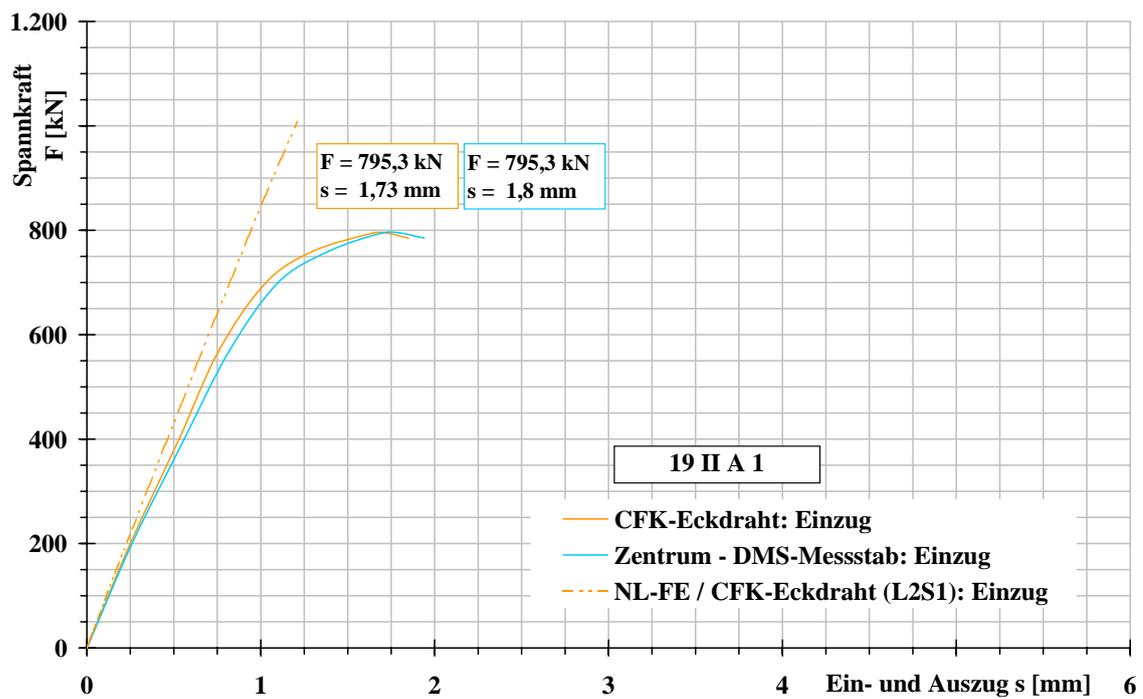


Abbildung D.1: CFK-Testspannglied 19 II A 1 - 19 II B 1: Ein- und Auszug am Ankerkörper 19 II A 1

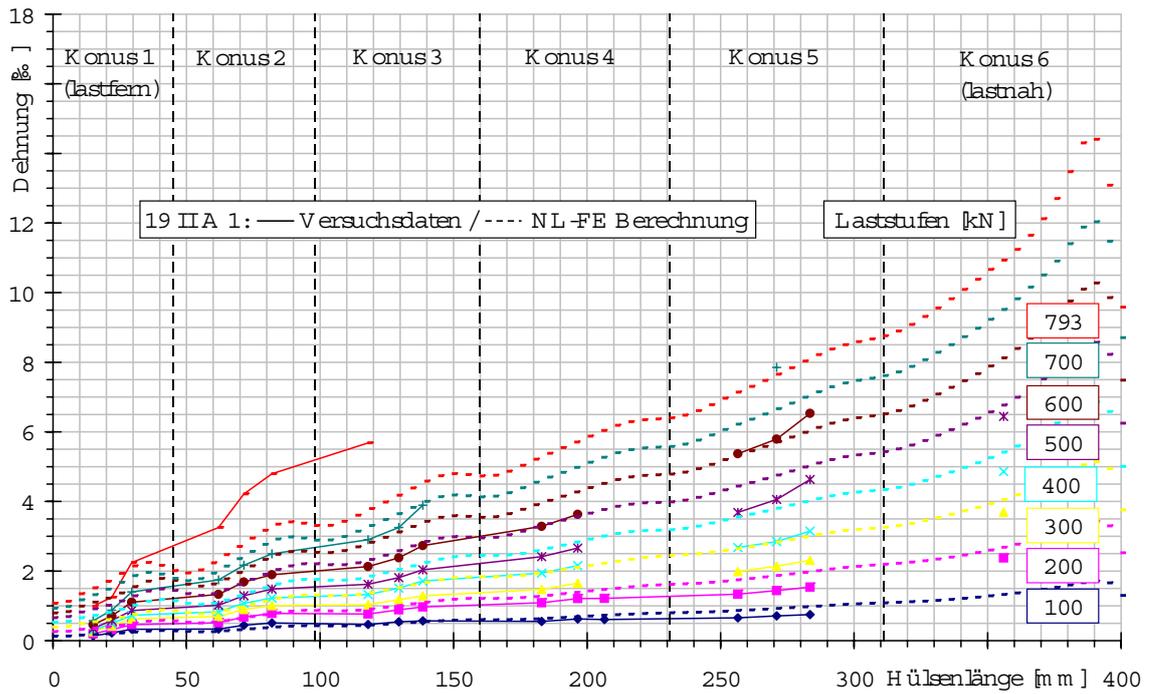


Abbildung D.2: CFK-Testspannglied 19 II A 1 - 19 II B 1: Längsdehnung im Zentrum des Vergusskörpers 19 II A 1 (DMS-Messstab)

## D.2 CFK-Testspannglied 19 II E 1 - 19 II F 1

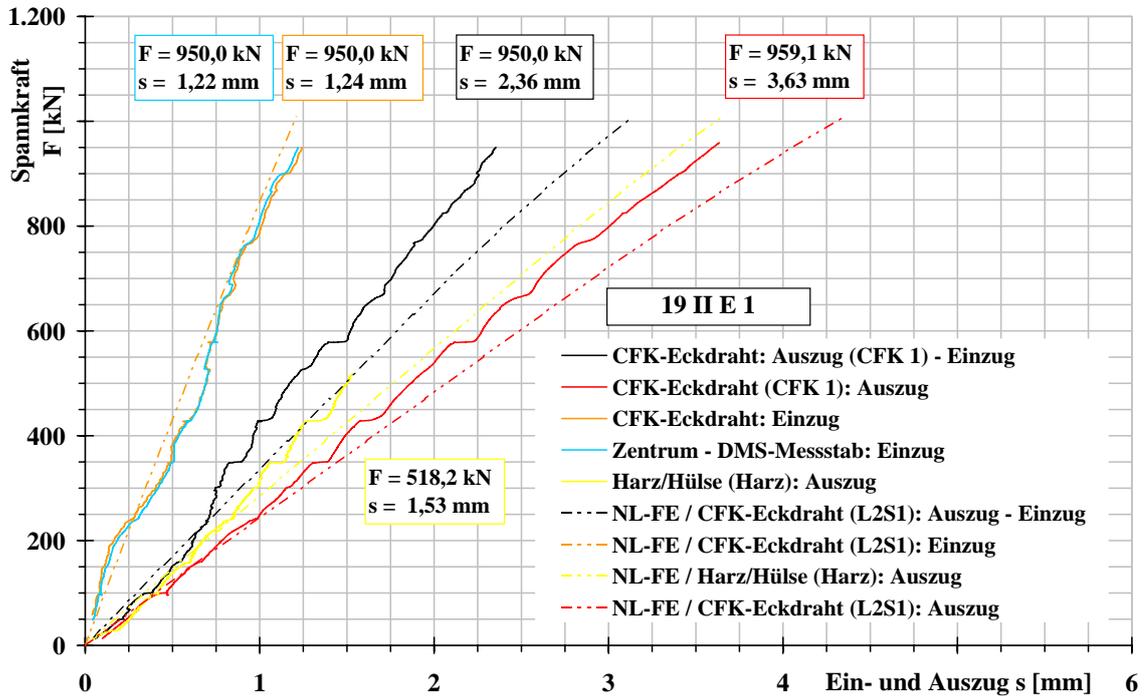


Abbildung D.3: CFK-Testspannglied 19 II E 1 - 19 II F 1: Ein- und Auszug am Ankerkörper 19 II E 1

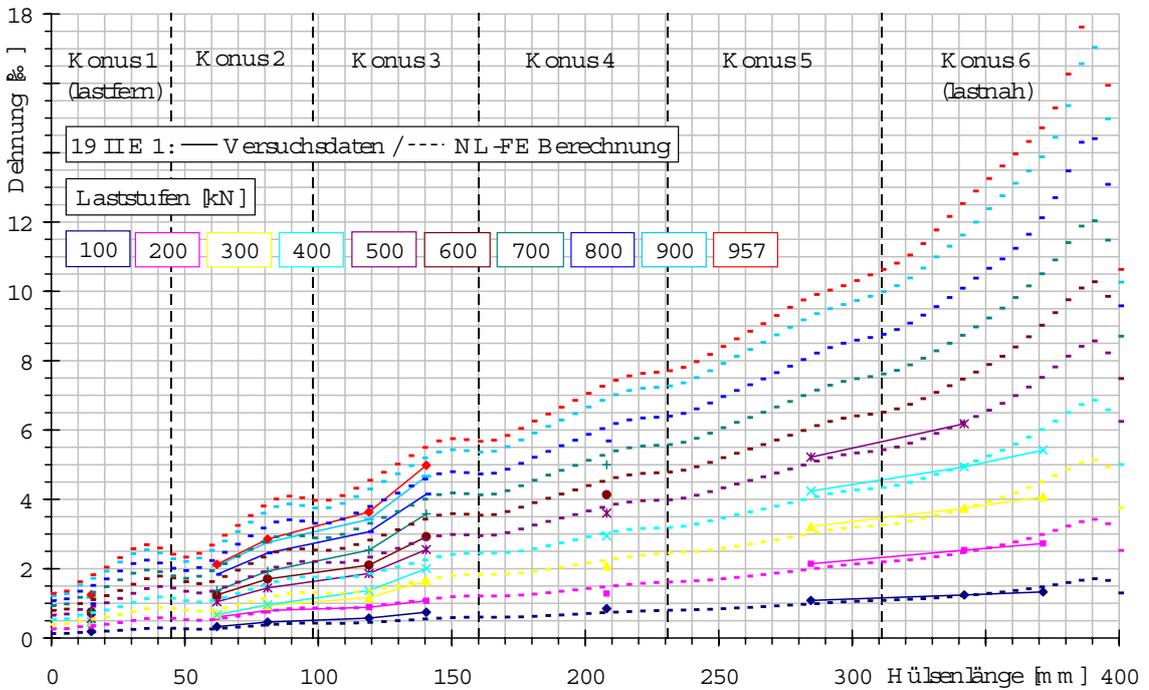


Abbildung D.4: CFK-Testspannglied 19 II E 1 - 19 II F 1: Längsdehnung im Zentrum des Vergusskörpers 19 II E 1 (DMS-Messstab)

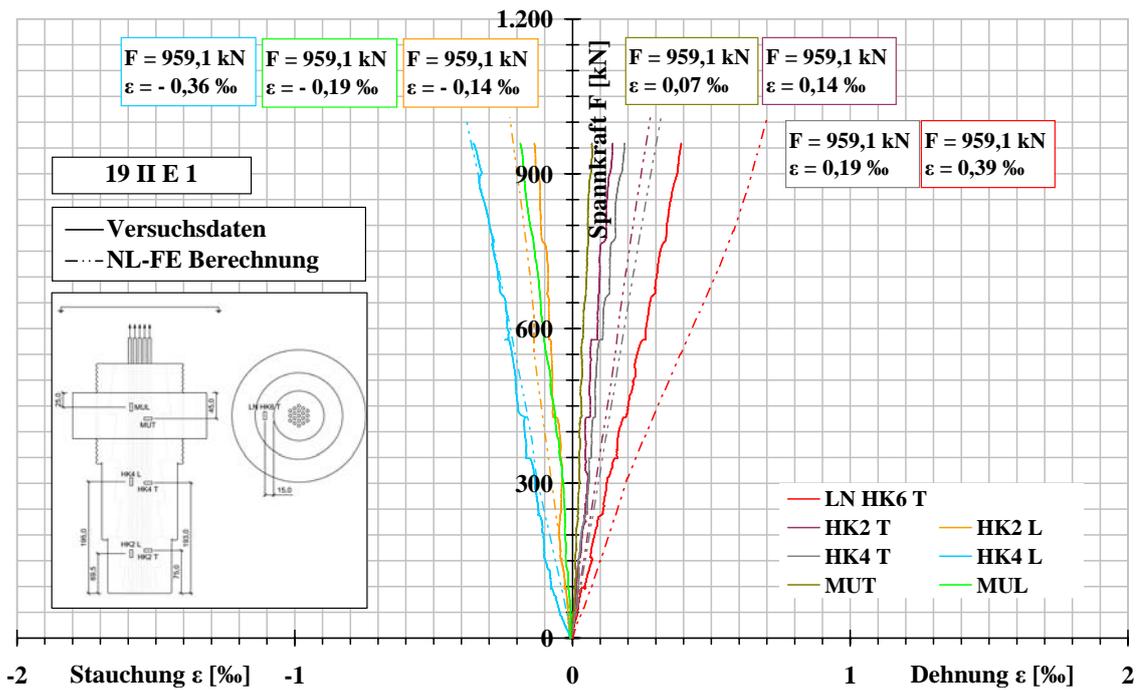


Abbildung D.5: CFK-Testspannglied 19 II E 1 - 19 II F 1: Dehnungen und Stauchungen an der Hülse Außenseite des Ankerkörpers 19 II E 1

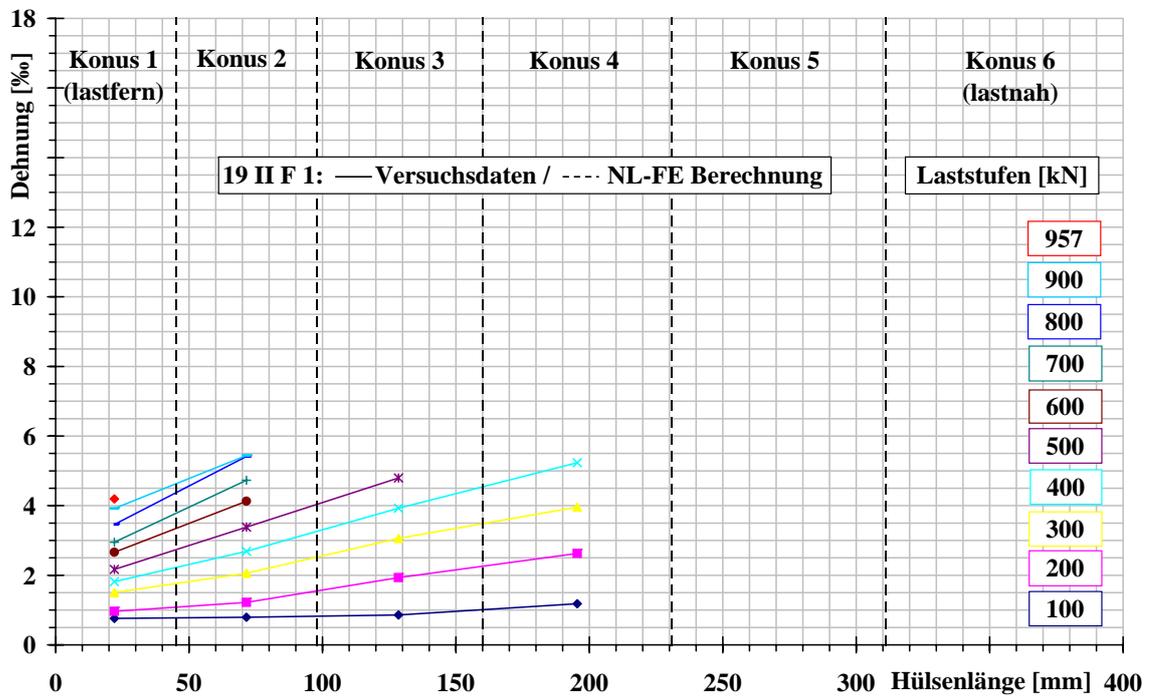


Abbildung D.6: CFK-Testspannglied 19 II E 1 - 19 II F 1: Längsdehnung im Zentrum des Vergusskörpers 19 II F 1 (DMS-Messstab)

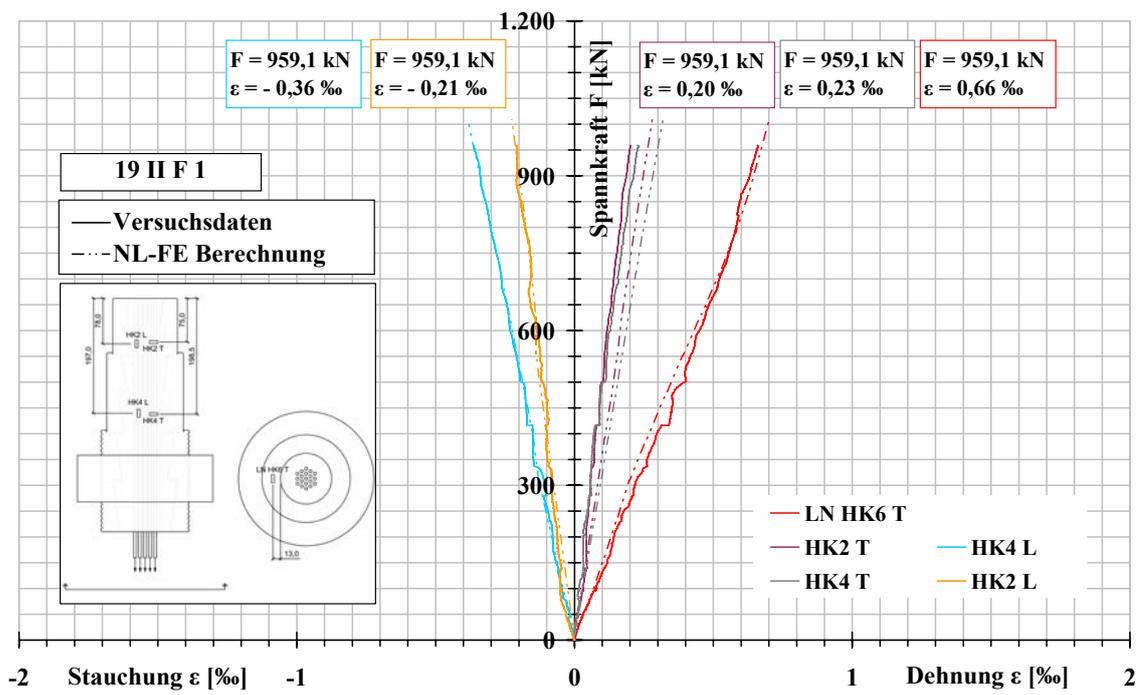


Abbildung D.7: CFK-Testspannglied 19 II E 1 - 19 II F 1: Dehnungen und Stauchungen an der Hülse Außenseite des Ankerkörpers 19 II F 1

### D.3 CFK-Testspannglied 37 I A 1 - 37 I B 1

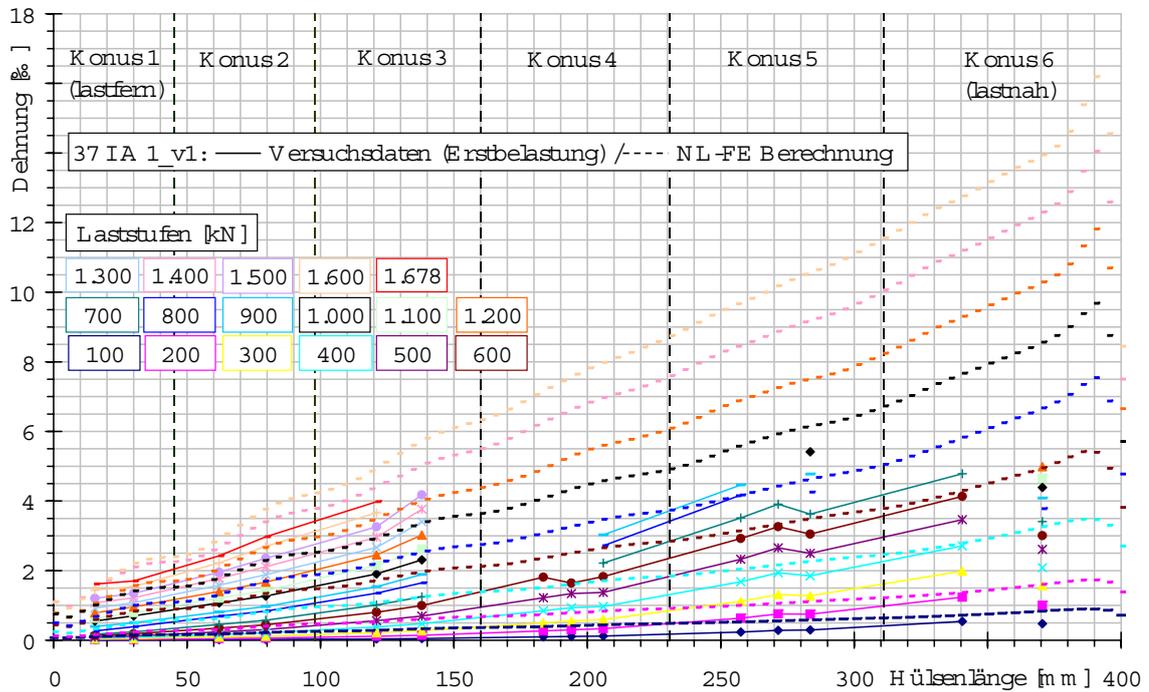


Abbildung D.8: CFK-Testspannglied 37 I A 1 - 37 I B 1; Erstbelastung: Längsdehnung im Zentrum des Vergusskörpers 37 I A 1 (DMS-Messstab)

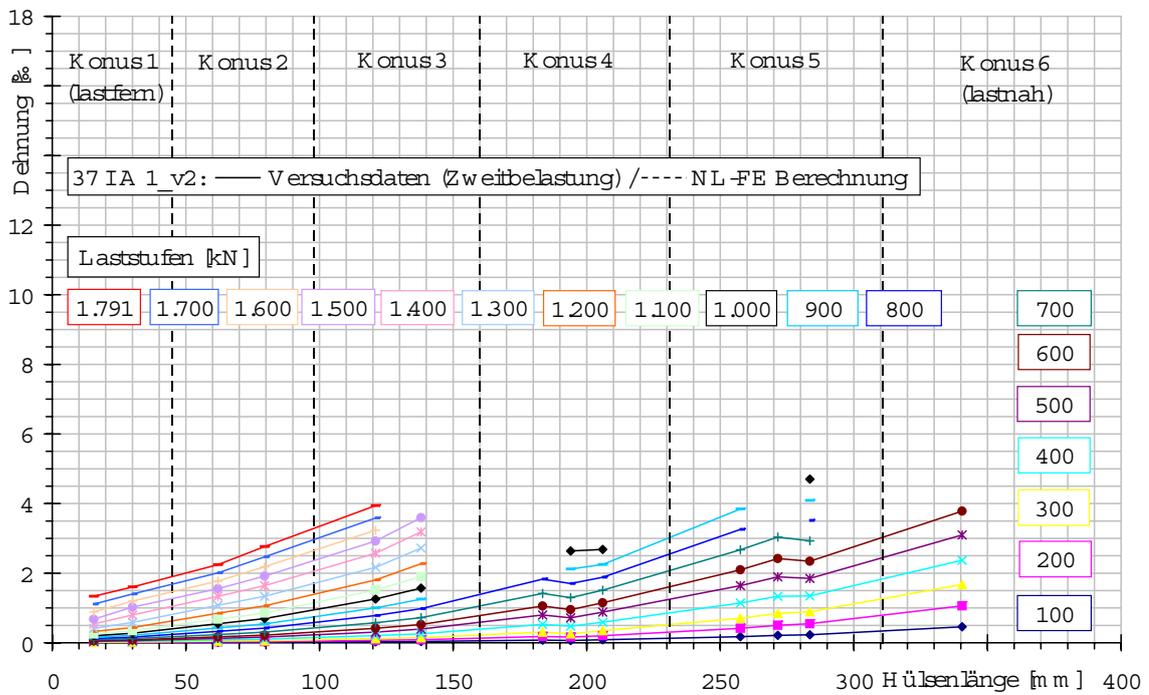


Abbildung D.9: CFK-Testspannglied 37 I A 1 - 37 I B 1; Zweitbelastung: Längsdehnung im Zentrum des Vergusskörpers 37 I A 1 (DMS-Messstab)

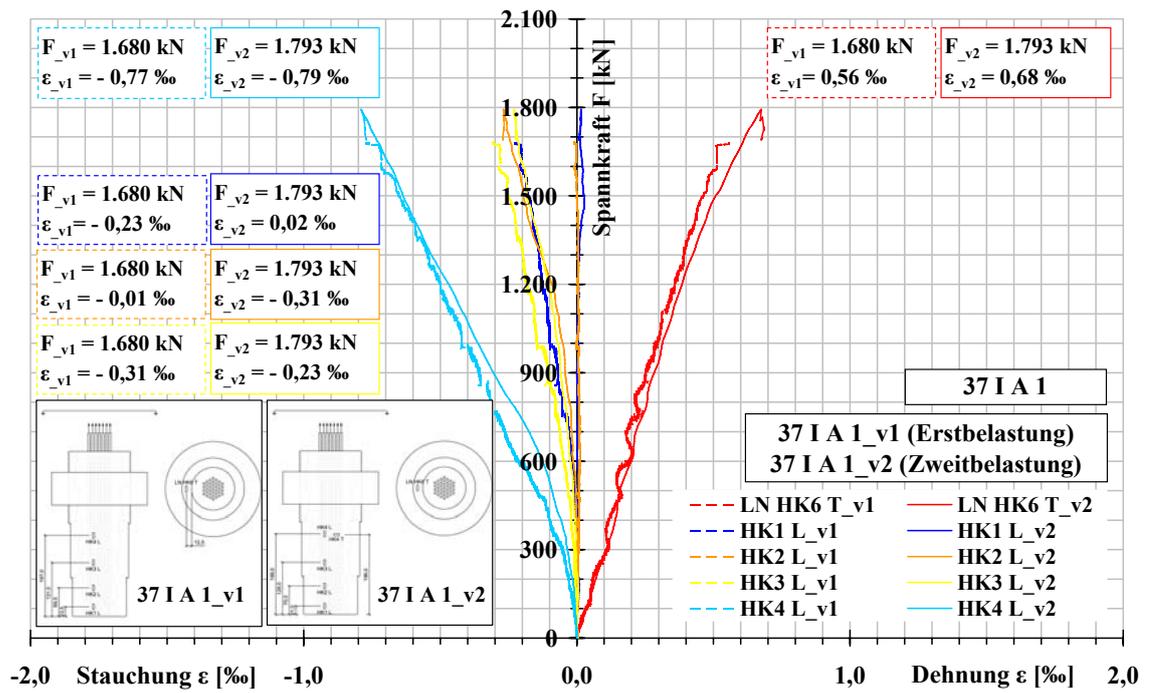


Abbildung D.10: CFK-Testspannglied 37 I A 1 - 37 I B 1; Erst- und Zweitbelastung: Dehnungen und Stauchungen an der Hülse Außenseite des Ankerkörpers 37 I A 1

## D.4 CFK-Testspannglied 37 I C 1 - 37 I D 1

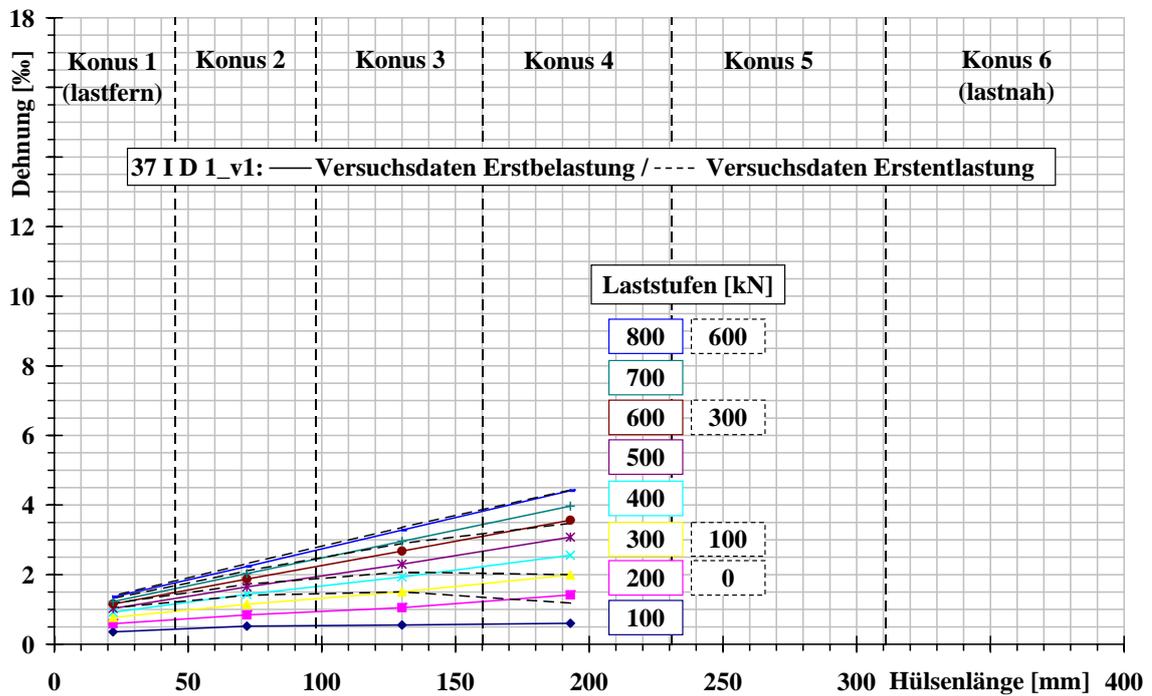


Abbildung D.11: CFK-Testspannglied 37 I C 1 - 37 I D 1; Erstbelastung: Längsdehnung im Zentrum des Vergusskörpers 37 I D 1 (DMS-Messstab)

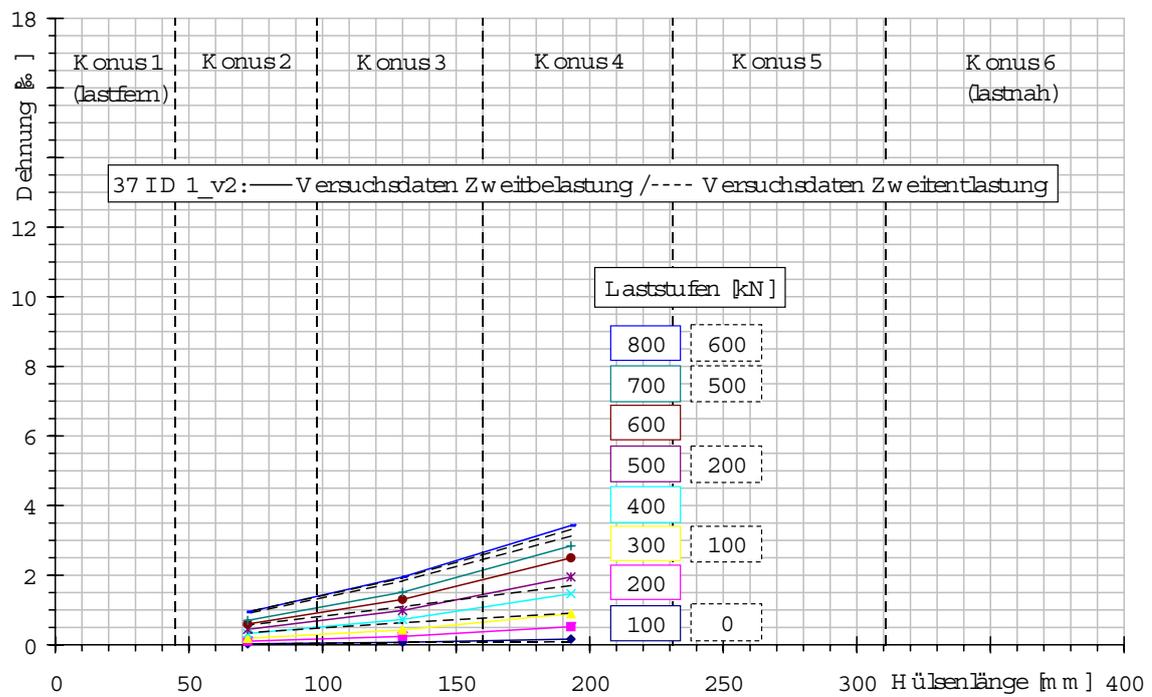


Abbildung D.12: CFK-Testspannglied 37 I C 1 - 37 I D 1; Zweitbelastung: Längsdehnung im Zentrum des Vergusskörpers 37 I D 1 (DMS-Messstab)

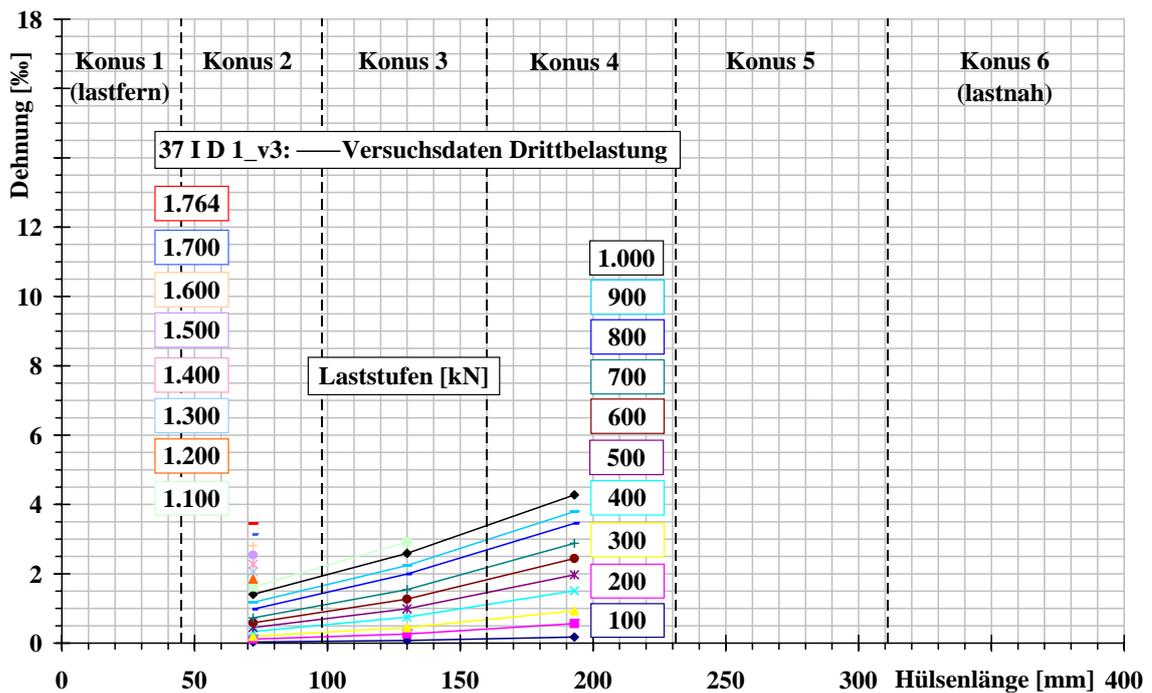


Abbildung D.13: CFK-Testspannnglied 37 I C 1 - 37 I D 1; Drittbelastung: Längsdehnung im Zentrum des Vergusskörpers 37 I D 1 (DMS-Messstab)

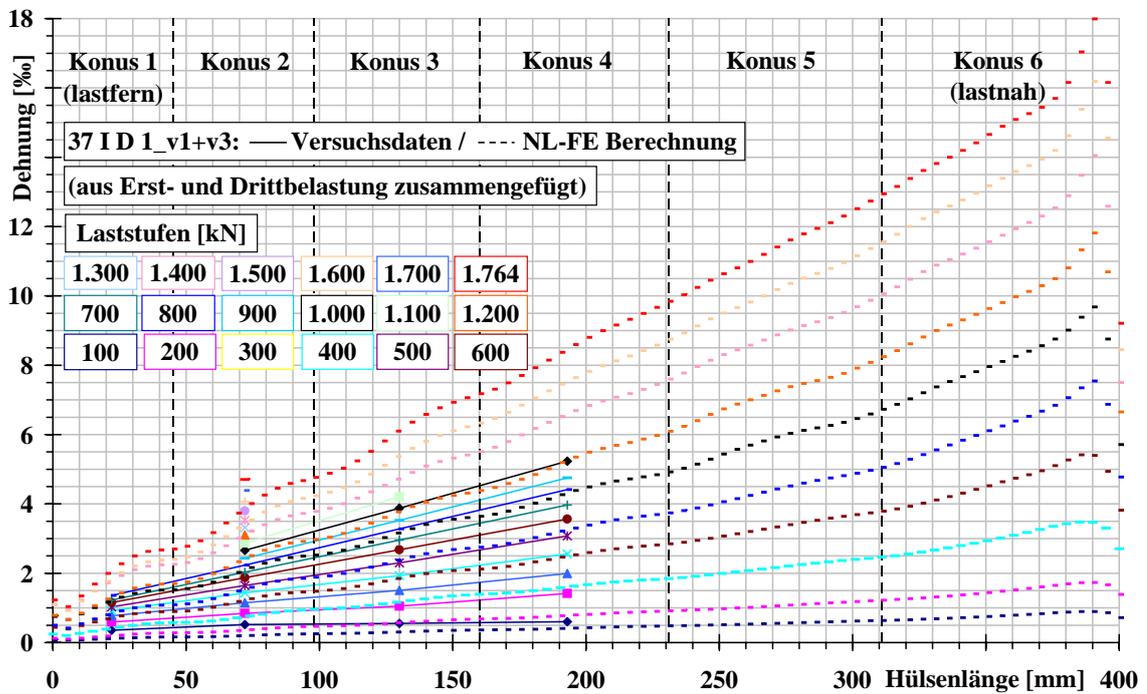


Abbildung D.14: CFK-Testspannnglied 37 I C 1 - 37 I D 1; "quasi Erstbelastung (aus Erst- und Drittbelastung zusammengefügt)": Längsdehnung im Zentrum des Vergusskörpers 37 I D 1 (DMS-Messstab)

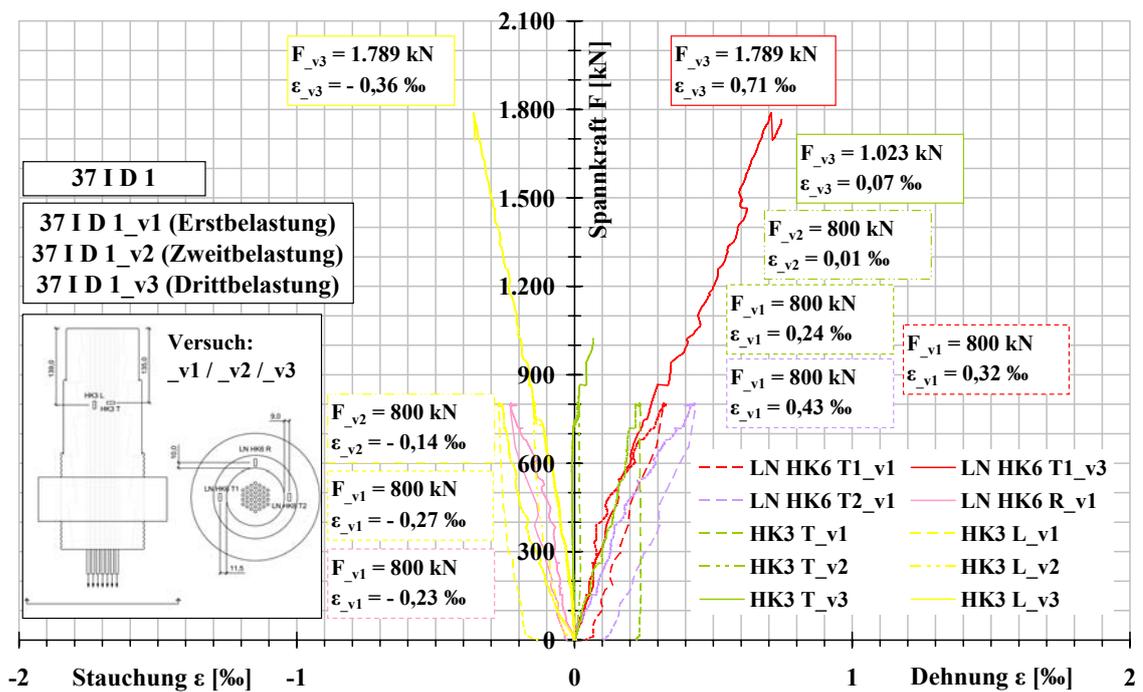


Abbildung D.15: CFK-Testspannglied 37 I C 1 - 37 I D 1; Erst-, Zweit- und Drittbelastung: Dehnungen und Stauchungen an der Hülsenaußenseite des Ankerkörpers 37 I D 1

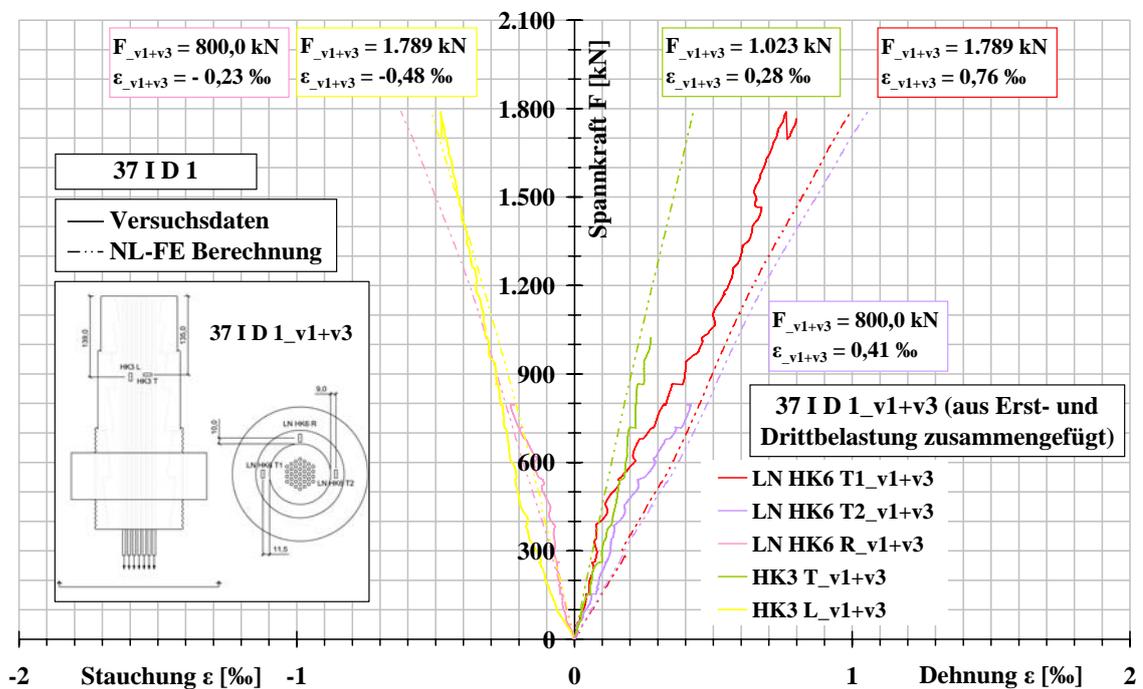


Abbildung D.16: CFK-Testspannglied 37 I C 1 - 37 I D 1; "quasi Erstbelastung (aus Erst- und Drittbelastung zusammengefügt)": Dehnungen und Stauchungen an der Hülsenaußenseite des Ankerkörpers 37 I D 1

## D.5 CFK-Testspannglied 37 I E 1 - 37 I F 1

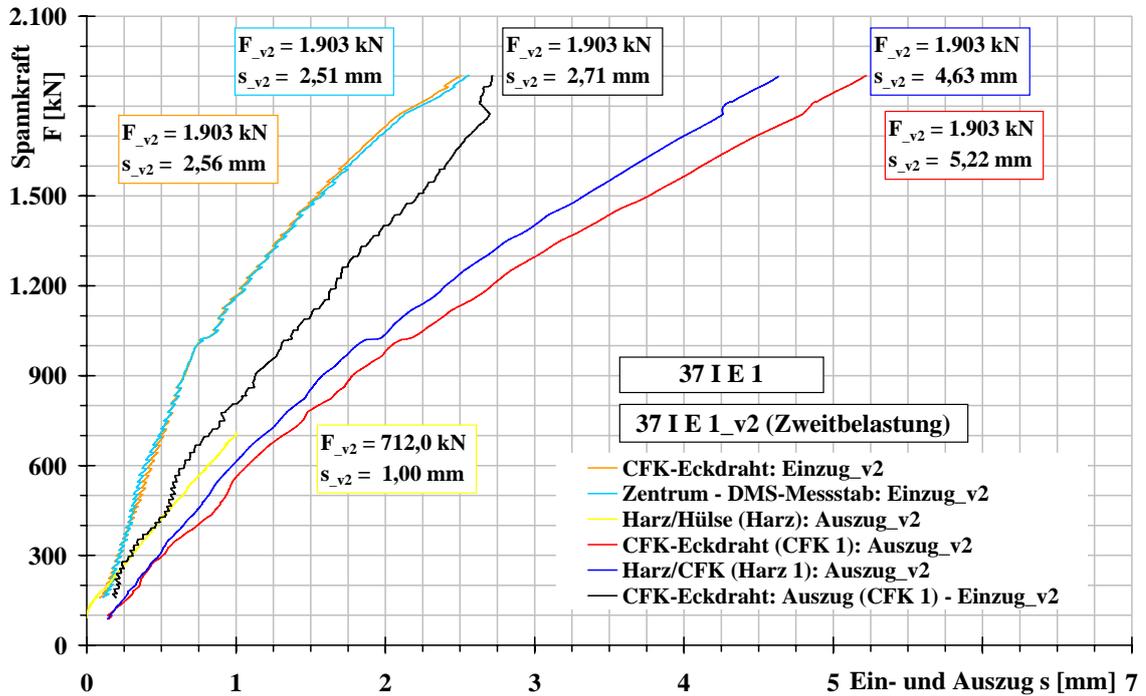


Abbildung D.17: CFK-Testspannglied 37 I E 1 - 37 I F 1; Zweitbelastung: Ein- und Auszug am Ankerkörper 37 I E 1

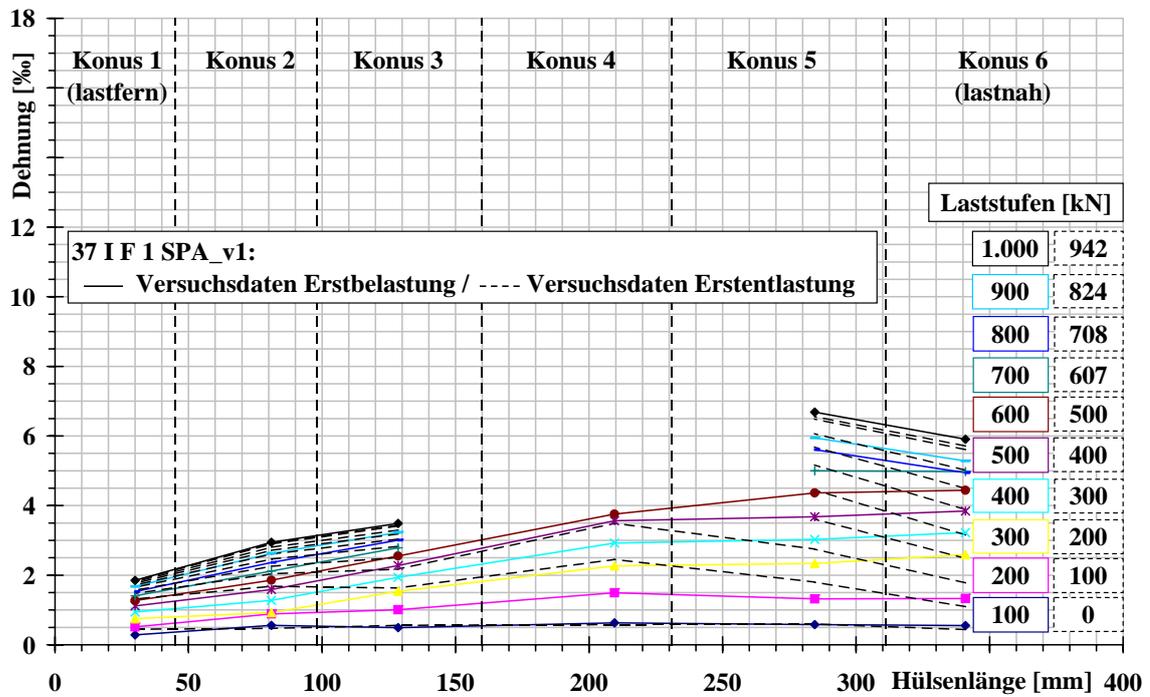


Abbildung D.18: CFK-Testspannglied 37 I E 1 - 37 I F 1; Erstbelastung: Längsdehnung im Zentrum des Vergusskörpers 37 I F 1 (DMS-Messstab)

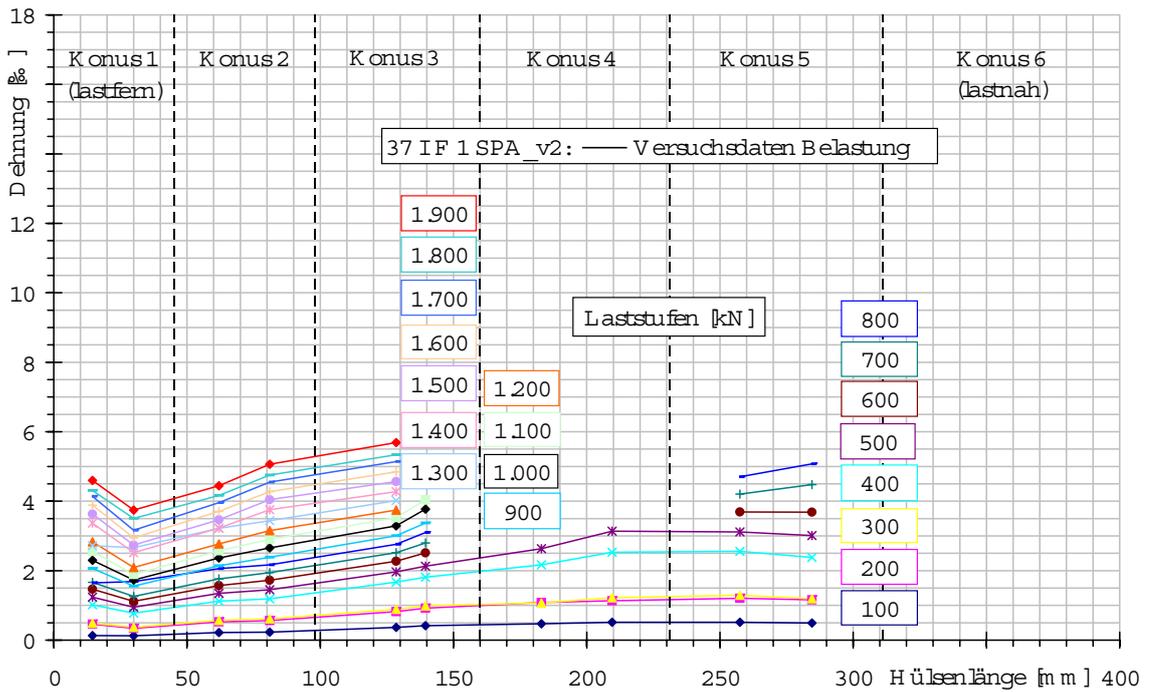


Abbildung D.19: CFK-Testspannglied 37 I E 1 - 37 I F 1; Zweitbelastung: Längsdehnung im Zentrum des Vergusskörpers 37 I F 1 (DMS-Messstab)

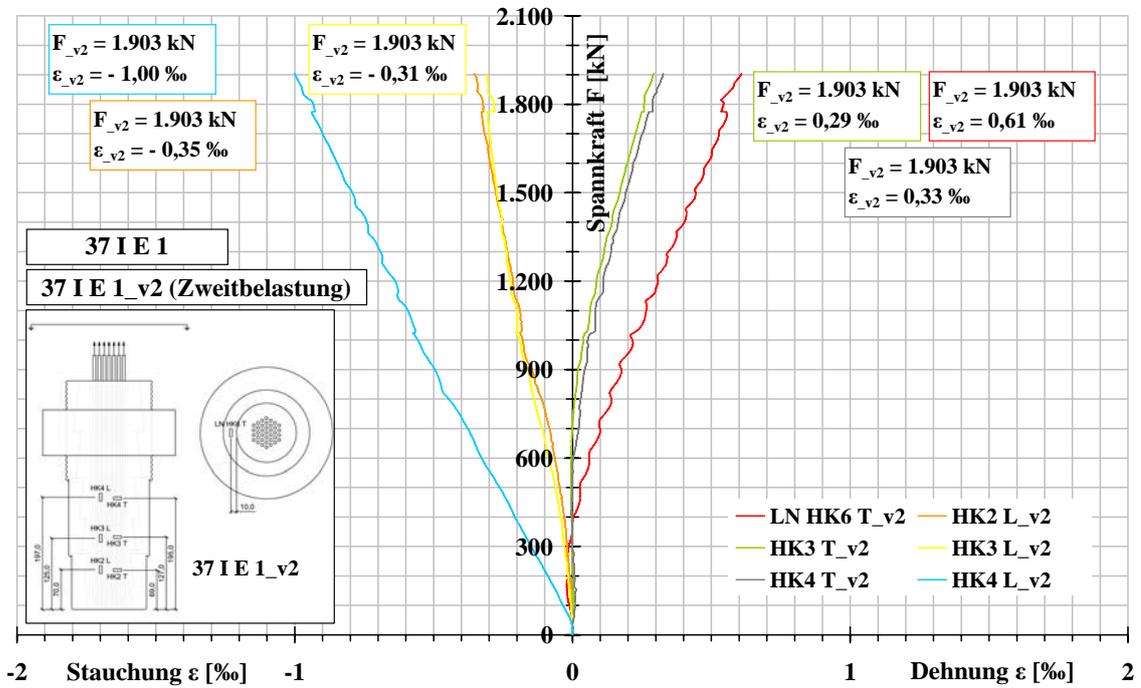


Abbildung D.20: CFK-Testspannglied 37 I E 1 - 37 I F 1; Zweitbelastung: Dehnungen und Stauchungen an der Hülse Außenseite des Ankerkörpers 37 I E 1

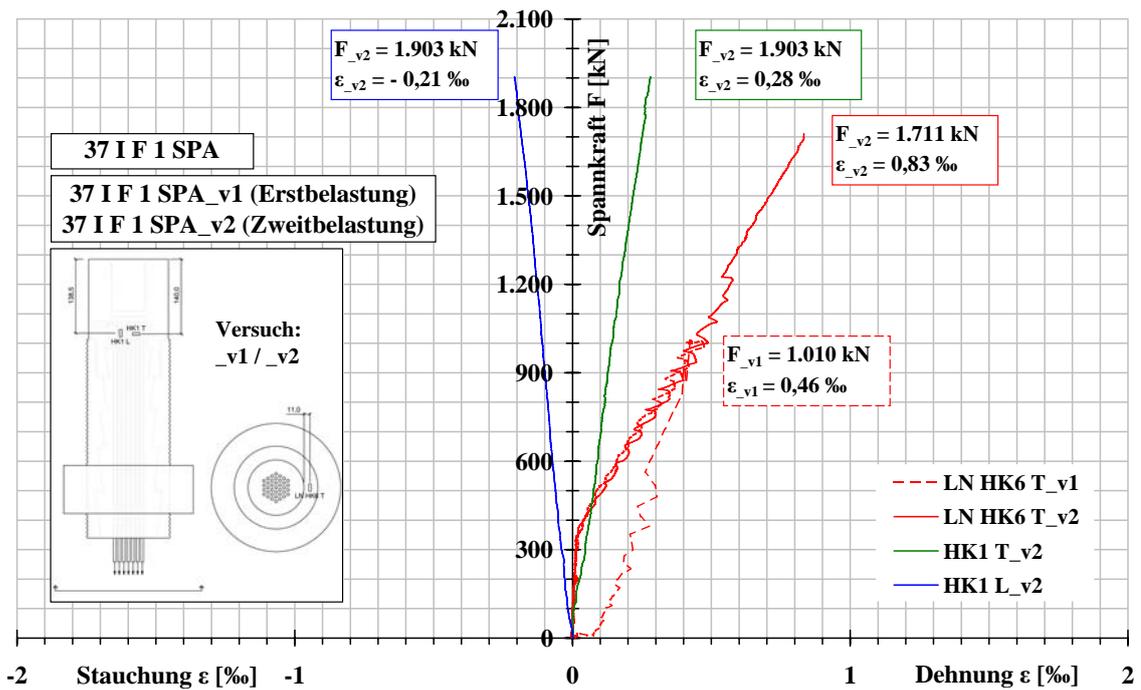


Abbildung D.21: CFK-Testspannglied 37 I E 1 - 37 I F 1; Erst- und Zweitbelastung: Dehnungen und Stauchungen an der Hülse Außenseite des Ankerkörpers 37 I F 1

## D.6 CFK-Testspannglied 84 ZI 1 - 84 ZI 2

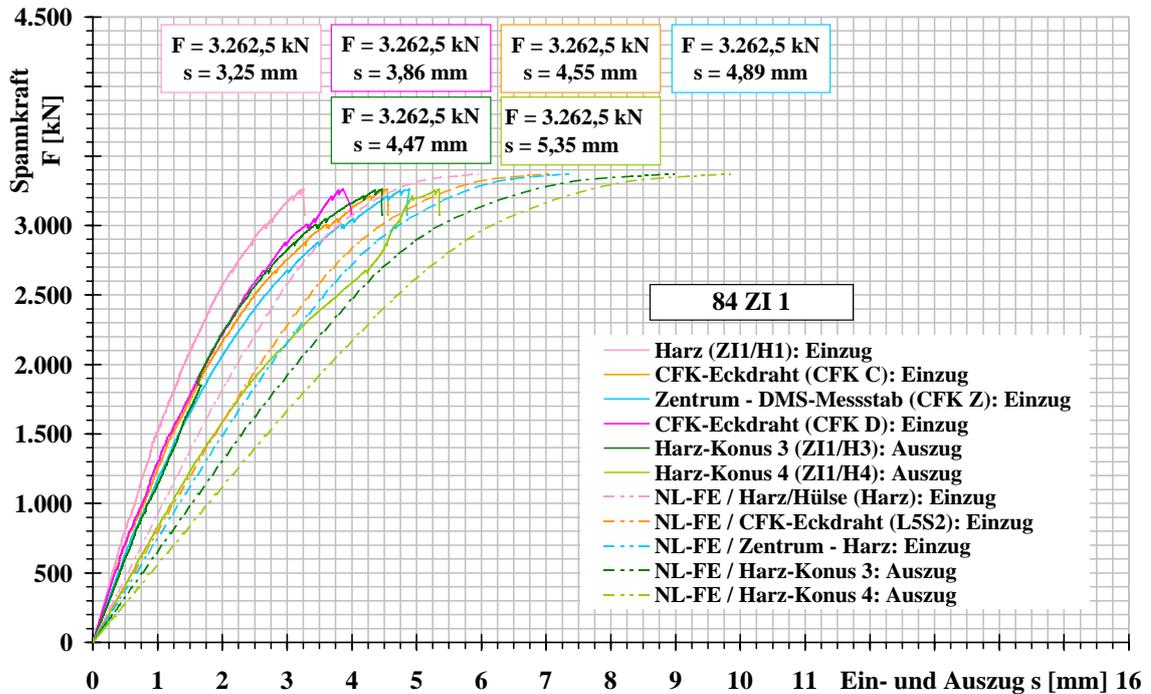


Abbildung D.22: Ein- und Auszug am Ankerkörper 84 ZI 2

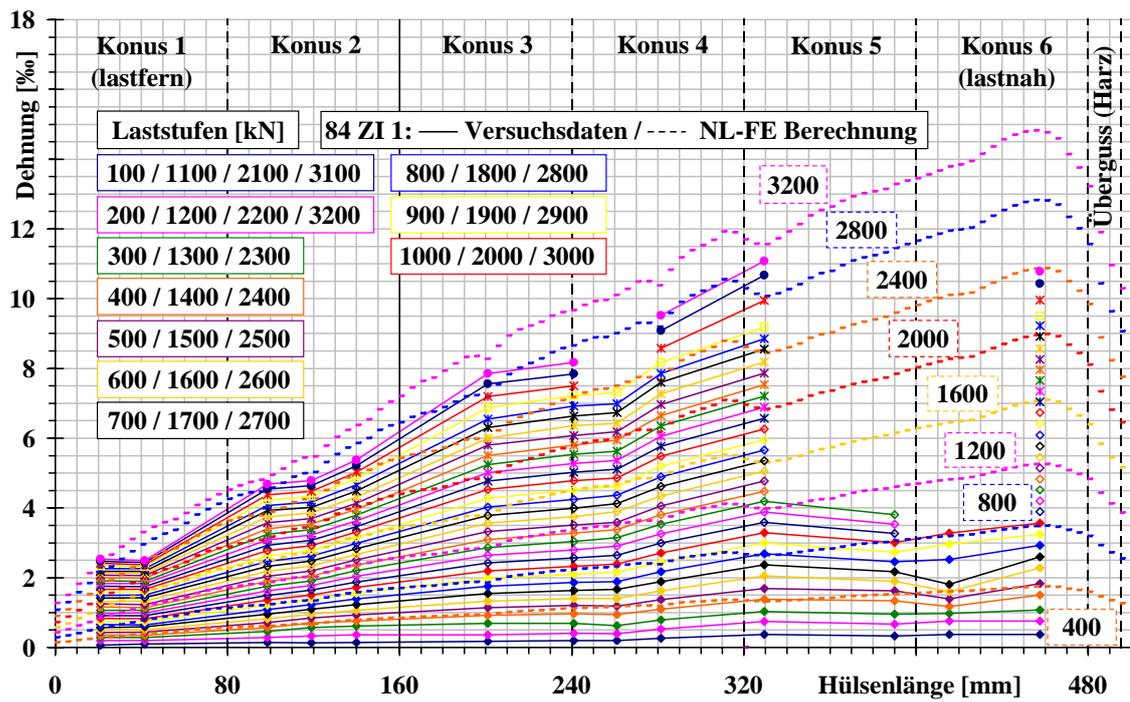


Abbildung D.23: Längsdehnung im Zentrum des Vergusskörpers 84 ZI 1 (DMS-Messstab)

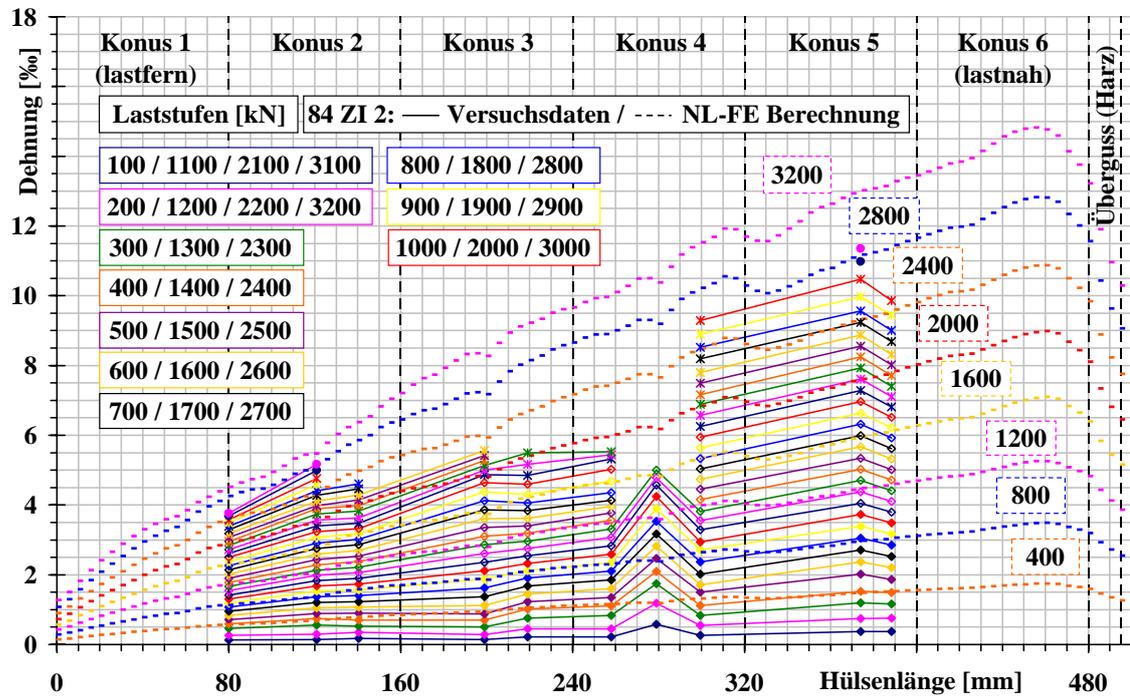


Abbildung D.24: Längsdehnung im Zentrum des Vergusskörpers 84 ZI 2 (DMS-Messstab)

# Anhang E

## SVH Golling

### E.1 Nachrechnung der Spannwege vom 15.10.2003

#### E.1.1 Allgemeines

Das Spannen der 16 CFK-Spannglieder erfolgte am 15.10.2003 (Einbau der CFK-Spannglieder).

##### E.1.1.1 Tragwerk 1970

Betongüte: B450 (entspricht etwa C35/45)  $\Rightarrow E_c = 34.000 \text{ N/mm}^2$

Regelquerschnitt in Brückenmitte - Bruttoquerschnittsfläche:  $A_c \approx 7 \text{ m}^2$

##### E.1.1.2 Querträger 2003

Achsabstand Querträger 2003:  $l_{0,c} = 36.800 \text{ mm}$

##### E.1.1.3 CFK-Spannglieder (Spannkabel)

***Anzahl der CFK-Spannglieder und zugehörige Drahtanzahl:***

Gesamtanzahl der CFK-Spannglieder: 16 Stück

Anzahl der CFK-Spannglieder mit 34 CFK-Drähten: 2 Stück/Hohlkasten  $\Rightarrow$  4 Stück

Anzahl der CFK-Spannglieder mit 37 CFK-Drähten: 6 Stück/Hohlkasten  $\Rightarrow$  12 Stück

***Querschnittsfläche des Zugelementes mit 34 bzw. 37 CFK-Drähten:***

Drahtdurchmesser: 5 mm

$A_{CFK,34} = 667,59 \text{ mm}^2$  bzw.  $A_{CFK,37} = 726,49 \text{ mm}^2$

**Verwendete E-Moduli:**

Für die Berechnung des Dehnweges der CFK-Drähte werden folgende E-Moduli aus Abbildung 4.6 verwendet:

Spannungsbereich: 0 - 510 N/mm<sup>2</sup> ⇒ E<sub>1</sub>

Spannungsbereich: 510 N/mm<sup>2</sup> - Endwert der Spannkraft ⇒ E<sub>2</sub>

**Spannkraft P<sub>0</sub> bei einer Längszugspannung im CFK-Draht von 510 N/mm<sup>2</sup>:**

P<sub>0,34Ø5</sub> = 340 kN/CFK-Spannglied

P<sub>0,37Ø5</sub> = 371 kN/CFK-Spannglied

P<sub>0,GESAMT,0-510N/mm<sup>2</sup></sub> = 4 \* 340 + 12 \* 371 ≈ 5.810 kN = 5,81 MN

**Spannkraft P<sub>0</sub> - Endwert der Spannkraft (Abbildung 8.17 und 8.18):**

P<sub>0,VILLACH</sub> = 705 kN/CFK-Spannglied

P<sub>0,SALZBURG</sub> = 715 kN/CFK-Spannglied

P<sub>0,GESAMT,ENDWERT</sub> = 8 \* 705 + 8 \* 715 = 11.360 kN = 11,36 MN

**Freie CFK-Spanngliedlänge l<sub>0,CFK</sub>:**

l<sub>0,CFK</sub> = 37.920 mm

## E.1.2 Auflistung der einzelnen Anteile des Spannweges

### E.1.2.1 Betonverkürzung ∑ Δl<sub>BETON</sub> [mm] in Brückenlängsrichtung zufolge der externen Vorspannung (CFK-Spannglieder)

Annahme: Zentrischer Druck und Zustand I ⇒

Δl<sub>BETON</sub> = (P<sub>0,GESAMT</sub> \* l<sub>0,c</sub>) / (E<sub>c</sub> \* A<sub>c</sub>); P<sub>0,GESAMT</sub>, l<sub>0,c</sub>, E<sub>c</sub> und A<sub>c</sub> siehe Kapitel E.1.1

P <sub>0,GESAMT</sub>	ΔP <sub>0,GESAMT</sub>	Betonverkürzung Δl <sub>BETON</sub>
[MN]	[MN]	[mm]
0 - 5,81	5,81	0,9
5,81 - 11,36	5,55	0,9
∑Δl <sub>BETON</sub>		1,8

Tabelle E.1: Betonverkürzung

**E.1.2.2 Auszug Vergusskörper (Epoxidharzkörper)  $\sum \Delta l_{EPOXI}$  [mm] - Spannungsvorgang**

$\sum \Delta l_{EPOXI}$  siehe auch Kapitel Zugversuche.

$P_0$	$\Delta l_{EPOXI}$
[kN]	[mm]
0	0
340	1,2
371	1,3
705	2,5
715	2,5

Tabelle E.2: Auszug Vergusskörper

**E.1.2.3 Längenänderung der CFK-Drähte  $\sum \Delta l_{CFK, Ges.}$  [mm] - Spannungsvorgang**

**Allgemeine Beziehungen:**

$$\sum \Delta l_{CFK1} = (\Delta P_0 * l_{0,CFK}) / (E_1 * A_{CFK})$$

$$\sum \Delta l_{CFK2} = (\Delta P_0 * l_{0,CFK}) / (E_2 * A_{CFK})$$

$$\sum \Delta l_{CFK, Ges.} = \sum \Delta l_{CFK1} + \sum \Delta l_{CFK2}$$

Für die zugehörigen E-Moduli der Längszugspannungs-Dehnungslinien "MITTEL G1-G4", "MITTEL G5-G12", "MITTEL G13-G16" und "MITTEL G1-G16" siehe Abbildung 4.6 im Kapitel 4.1 Materialeigenschaften - CFK.

HOHLKASTEN VILLACH: 34 CFK-Drähte						
E-Modul ("MITTEL G1-G4") [N/mm <sup>2</sup> ]		P <sub>0</sub> [kN]	ΔP <sub>0</sub> [kN]	l <sub>0,CFK</sub> [mm]	Δl <sub>CFK</sub> [mm]	
E <sub>1</sub>	162.300	0 BIS 340	340	37.920	Δl <sub>CFK 1</sub>	119
E <sub>2</sub>	163.500	340 BIS 705	365	37.920	Δl <sub>CFK 2</sub>	127
E <sub>1</sub> +E <sub>2</sub>		0 BIS 705			Δl <sub>CFK, Ges.</sub>	246
HOHLKASTEN VILLACH: 37 CFK-Drähte						
E-Modul ("MITTEL G1-G4") [N/mm <sup>2</sup> ]		P <sub>0</sub> [kN]	ΔP <sub>0</sub> [kN]	l <sub>0,CFK</sub> [mm]	Δl <sub>CFK</sub> [mm]	
E <sub>1</sub>	162.300	0 BIS 371	371	37.920	Δl <sub>CFK 1</sub>	119
E <sub>2</sub>	163.500	371 BIS 705	334	37.920	Δl <sub>CFK 2</sub>	107
E <sub>1</sub> +E <sub>2</sub>		0 BIS 705			Δl <sub>CFK, Ges.</sub>	226
HOHLKASTEN SALZBURG: 34 CFK-Drähte						
E-Modul ("MITTEL G1-G4") [N/mm <sup>2</sup> ]		P <sub>0</sub> [kN]	ΔP <sub>0</sub> [kN]	l <sub>0,CFK</sub> [mm]	Δl <sub>CFK</sub> [mm]	
E <sub>1</sub>	162.300	0 BIS 340	340	37.920	Δl <sub>CFK 1</sub>	119
E <sub>2</sub>	163.500	340 BIS 715	375	37.920	Δl <sub>CFK 2</sub>	130
E <sub>1</sub> +E <sub>2</sub>		0 BIS 715			Δl <sub>CFK, Ges.</sub>	249
HOHLKASTEN SALZBURG: 37 CFK-Drähte						
E-Modul ("MITTEL G1-G4") [N/mm <sup>2</sup> ]		P <sub>0</sub> [kN]	ΔP <sub>0</sub> [kN]	l <sub>0,CFK</sub> [mm]	Δl <sub>CFK</sub> [mm]	
E <sub>1</sub>	162.300	0 BIS 371	371	37.920	Δl <sub>CFK 1</sub>	119
E <sub>2</sub>	163.500	371 BIS 715	344	37.920	Δl <sub>CFK 2</sub>	110
E <sub>1</sub> +E <sub>2</sub>		0 BIS 715			Δl <sub>CFK, Ges.</sub>	229

Tabelle E.3:  $\sum \Delta l_{CFK, Ges.}$ : Längszugspannungs - Dehnungslinie "MITTEL G1-G4"

HOHLKASTEN VILLACH: 34 CFK-Drähte						
E-Modul ("MITTEL G5-G12") [N/mm <sup>2</sup> ]		P <sub>0</sub> [kN]	ΔP <sub>0</sub> [kN]	l <sub>0,CFK</sub> [mm]	Δl <sub>CFK</sub> [mm]	
E <sub>1</sub>	149.900	0 BIS 340	340	37.920	Δl <sub>CFK 1</sub>	129
E <sub>2</sub>	162.200	340 BIS 705	365	37.920	Δl <sub>CFK 2</sub>	128
E <sub>1</sub> +E <sub>2</sub>		0 BIS 705			Δl <sub>CFK, Ges.</sub>	257
HOHLKASTEN VILLACH: 37 CFK-Drähte						
E-Modul ("MITTEL G5-G12") [N/mm <sup>2</sup> ]		P <sub>0</sub> [kN]	ΔP <sub>0</sub> [kN]	l <sub>0,CFK</sub> [mm]	Δl <sub>CFK</sub> [mm]	
E <sub>1</sub>	149.900	0 BIS 371	371	37.920	Δl <sub>CFK 1</sub>	129
E <sub>2</sub>	162.200	371 BIS 705	334	37.920	Δl <sub>CFK 2</sub>	108
E <sub>1</sub> +E <sub>2</sub>		0 BIS 705			Δl <sub>CFK, Ges.</sub>	237
HOHLKASTEN SALZBURG: 34 CFK-Drähte						
E-Modul ("MITTEL G5-G12") [N/mm <sup>2</sup> ]		P <sub>0</sub> [kN]	ΔP <sub>0</sub> [kN]	l <sub>0,CFK</sub> [mm]	Δl <sub>CFK</sub> [mm]	
E <sub>1</sub>	149.900	0 BIS 340	340	37.920	Δl <sub>CFK 1</sub>	129
E <sub>2</sub>	162.200	340 BIS 715	375	37.920	Δl <sub>CFK 2</sub>	131
E <sub>1</sub> +E <sub>2</sub>		0 BIS 715			Δl <sub>CFK, Ges.</sub>	260
HOHLKASTEN SALZBURG: 37 CFK-Drähte						
E-Modul ("MITTEL G5-G12") [N/mm <sup>2</sup> ]		P <sub>0</sub> [kN]	ΔP <sub>0</sub> [kN]	l <sub>0,CFK</sub> [mm]	Δl <sub>CFK</sub> [mm]	
E <sub>1</sub>	149.900	0 BIS 371	371	37.920	Δl <sub>CFK 1</sub>	129
E <sub>2</sub>	162.200	371 BIS 715	344	37.920	Δl <sub>CFK 2</sub>	111
E <sub>1</sub> +E <sub>2</sub>		0 BIS 715			Δl <sub>CFK, Ges.</sub>	240

Tabelle E.4:  $\sum \Delta l_{CFK, Ges.}$ : Längszugspannungs - Dehnungslinie "MITTEL G5-G12"

HOHLKASTEN VILLACH: 34 CFK-Drähte						
E-Modul ("MITTEL G13-G16") [N/mm <sup>2</sup> ]		P <sub>0</sub> [kN]	ΔP <sub>0</sub> [kN]	l <sub>0,CFK</sub> [mm]	Δl <sub>CFK</sub> [mm]	
E <sub>1</sub>	164.150	0 BIS 340	340	37.920	Δl <sub>CFK 1</sub>	118
E <sub>2</sub>	163.300	340 BIS 705	365	37.920	Δl <sub>CFK 2</sub>	127
E <sub>1</sub> +E <sub>2</sub>		0 BIS 705			Δl <sub>CFK, Ges.</sub>	245
HOHLKASTEN VILLACH: 37 CFK-Drähte						
E-Modul ("MITTEL G13-G16") [N/mm <sup>2</sup> ]		P <sub>0</sub> [kN]	ΔP <sub>0</sub> [kN]	l <sub>0,CFK</sub> [mm]	Δl <sub>CFK</sub> [mm]	
E <sub>1</sub>	164.150	0 BIS 371	371	37.920	Δl <sub>CFK 1</sub>	118
E <sub>2</sub>	163.300	371 BIS 705	334	37.920	Δl <sub>CFK 2</sub>	107
E <sub>1</sub> +E <sub>2</sub>		0 BIS 705			Δl <sub>CFK, Ges.</sub>	225
HOHLKASTEN SALZBURG: 34 CFK-Drähte						
E-Modul ("MITTEL G13-G16") [N/mm <sup>2</sup> ]		P <sub>0</sub> [kN]	ΔP <sub>0</sub> [kN]	l <sub>0,CFK</sub> [mm]	Δl <sub>CFK</sub> [mm]	
E <sub>1</sub>	164.150	0 BIS 340	340	37.920	Δl <sub>CFK 1</sub>	118
E <sub>2</sub>	163.300	340 BIS 715	375	37.920	Δl <sub>CFK 2</sub>	130
E <sub>1</sub> +E <sub>2</sub>		0 BIS 715			Δl <sub>CFK, Ges.</sub>	248
HOHLKASTEN SALZBURG: 37 CFK-Drähte						
E-Modul ("MITTEL G13-G16") [N/mm <sup>2</sup> ]		P <sub>0</sub> [kN]	ΔP <sub>0</sub> [kN]	l <sub>0,CFK</sub> [mm]	Δl <sub>CFK</sub> [mm]	
E <sub>1</sub>	164.150	0 BIS 371	371	37.920	Δl <sub>CFK 1</sub>	118
E <sub>2</sub>	163.300	371 BIS 715	344	37.920	Δl <sub>CFK 2</sub>	110
E <sub>1</sub> +E <sub>2</sub>		0 BIS 715			Δl <sub>CFK, Ges.</sub>	228

Tabelle E.5:  $\sum \Delta l_{CFK, Ges.}$ : Längszugspannungs - Dehnungslinie "MITTEL G13-G16"

HOHLKASTEN VILLACH: 34 CFK-Drähte						
E-Modul ("MITTEL G1-G16") [N/mm <sup>2</sup> ]		P <sub>0</sub> [kN]	ΔP <sub>0</sub> [kN]	l <sub>0,CFK</sub> [mm]	Δl <sub>CFK</sub> [mm]	
E <sub>1</sub>	157.300	0 BIS 340	340	37.920	Δl <sub>CFK 1</sub>	123
E <sub>2</sub>	162.900	340 BIS 705	365	37.920	Δl <sub>CFK 2</sub>	127
E <sub>1</sub> +E <sub>2</sub>		0 BIS 705			Δl <sub>CFK, Ges.</sub>	250
HOHLKASTEN VILLACH: 37 CFK-Drähte						
E-Modul ("MITTEL G1-G16") [N/mm <sup>2</sup> ]		P <sub>0</sub> [kN]	ΔP <sub>0</sub> [kN]	l <sub>0,CFK</sub> [mm]	Δl <sub>CFK</sub> [mm]	
E <sub>1</sub>	157.300	0 BIS 371	371	37.920	Δl <sub>CFK 1</sub>	123
E <sub>2</sub>	162.900	371 BIS 705	334	37.920	Δl <sub>CFK 2</sub>	107
E <sub>1</sub> +E <sub>2</sub>		0 BIS 705			Δl <sub>CFK, Ges.</sub>	230
HOHLKASTEN SALZBURG: 34 CFK-Drähte						
E-Modul ("MITTEL G1-G16") [N/mm <sup>2</sup> ]		P <sub>0</sub> [kN]	ΔP <sub>0</sub> [kN]	l <sub>0,CFK</sub> [mm]	Δl <sub>CFK</sub> [mm]	
E <sub>1</sub>	157.300	0 BIS 340	340	37.920	Δl <sub>CFK 1</sub>	123
E <sub>2</sub>	162.900	340 BIS 715	375	37.920	Δl <sub>CFK 2</sub>	131
E <sub>1</sub> +E <sub>2</sub>		0 BIS 715			Δl <sub>CFK, Ges.</sub>	254
HOHLKASTEN SALZBURG: 37 CFK-Drähte						
E-Modul ("MITTEL G1-G16") [N/mm <sup>2</sup> ]		P <sub>0</sub> [kN]	ΔP <sub>0</sub> [kN]	l <sub>0,CFK</sub> [mm]	Δl <sub>CFK</sub> [mm]	
E <sub>1</sub>	157.300	0 BIS 371	371	37.920	Δl <sub>CFK 1</sub>	123
E <sub>2</sub>	162.900	371 BIS 715	344	37.920	Δl <sub>CFK 2</sub>	110
E <sub>1</sub> +E <sub>2</sub>		0 BIS 715			Δl <sub>CFK, Ges.</sub>	233

Tabelle E.6:  $\sum \Delta l_{CFK, Ges.}$ : Längszugspannungs - Dehnungslinie "MITTEL G1-G16"

### E.1.3 Rechnerischer Spannweg $\Delta l_{SPANNWEG}$

Die in den nachfolgenden Tabellen angegebenen Werte für  $\sum \Delta l_{BETON}$ ,  $\sum \Delta l_{EPOXI}$ ,  $\sum \Delta l_{CFK, Ges.}$  und  $P_0$  sind das Ergebnis der Unterkapitel E.1.1 und E.1.2.

HOHLKASTEN VILLACH			HOHLKASTEN SALZBURG		
Anzahl CFK-Drähte	34	37	Anzahl CFK-Drähte	34	37
$\Delta l_{BETON}$	0,9	0,9	$\Delta l_{BETON}$	0,9	0,9
$\Delta l_{EPOXI}$	1,2	1,3	$\Delta l_{EPOXI}$	1,2	1,3
$\Delta l_{CFK, Ges.}$	119,2	119,2	$\Delta l_{CFK, Ges.}$	119,2	119,2
$P_0$ (Spannkraft) [kN]	<b>340</b>	<b>371</b>	$P_0$ (Spannkraft) [kN]	<b>340</b>	<b>371</b>
$\Delta l_{SPANNWEG}$ [mm]	<b>121</b>	<b>121</b>	$\Delta l_{SPANNWEG}$ [mm]	<b>121</b>	<b>121</b>
$\Delta l_{BETON}$	1,8	1,8	$\Delta l_{BETON}$	1,8	1,8
$\Delta l_{EPOXI}$	2,5	2,5	$\Delta l_{EPOXI}$	2,5	2,5
$\Delta l_{CFK, Ges.}$	245,8	225,9	$\Delta l_{CFK, Ges.}$	249,3	229,1
$P_0$ (Spannkraft) [kN]	<b>705</b>	<b>705</b>	$P_0$ (Spannkraft) [kN]	<b>715</b>	<b>715</b>
$\Delta l_{SPANNWEG}$ [mm]	<b>250</b>	<b>230</b>	$\Delta l_{SPANNWEG}$ [mm]	<b>254</b>	<b>233</b>

Tabelle E.7:  $\sum \Delta l_{SPANNWEG}$ : Längszugspannungs - Dehnungslinie "MITTEL G1-G4" (für den CFK-Draht)

HOHLKASTEN VILLACH			HOHLKASTEN SALZBURG		
Anzahl CFK-Drähte	34	37	Anzahl CFK-Drähte	34	37
$\Delta l_{BETON}$	0,9	0,9	$\Delta l_{BETON}$	0,9	0,9
$\Delta l_{EPOXI}$	1,2	1,3	$\Delta l_{EPOXI}$	1,2	1,3
$\Delta l_{CFK, Ges.}$	129,0	129,0	$\Delta l_{CFK, Ges.}$	129,0	129,0
$P_0$ (Spannkraft) [kN]	<b>340</b>	<b>371</b>	$P_0$ (Spannkraft) [kN]	<b>340</b>	<b>371</b>
$\Delta l_{SPANNWEG}$ [mm]	<b>131</b>	<b>131</b>	$\Delta l_{SPANNWEG}$ [mm]	<b>131</b>	<b>131</b>
$\Delta l_{BETON}$	1,8	1,8	$\Delta l_{BETON}$	1,8	1,8
$\Delta l_{EPOXI}$	2,5	2,5	$\Delta l_{EPOXI}$	2,5	2,5
$\Delta l_{CFK, Ges.}$	256,7	236,7	$\Delta l_{CFK, Ges.}$	260,2	239,9
$P_0$ (Spannkraft) [kN]	<b>705</b>	<b>705</b>	$P_0$ (Spannkraft) [kN]	<b>715</b>	<b>715</b>
$\Delta l_{SPANNWEG}$ [mm]	<b>261</b>	<b>241</b>	$\Delta l_{SPANNWEG}$ [mm]	<b>264</b>	<b>244</b>

Tabelle E.8:  $\sum \Delta l_{SPANNWEG}$ : Längszugspannungs - Dehnungslinie "MITTEL G5-G12" (für den CFK-Draht)  $\iff$  *rechnerischer Maximalwert für den Spannweg (Hohlkasten Villach und Salzburg)*

HOHLKASTEN VILLACH			HOHLKASTEN SALZBURG		
Anzahl CFK-Drähte	34	37	Anzahl CFK-Drähte	34	37
$\Delta l_{BETON}$	0,9	0,9	$\Delta l_{BETON}$	0,9	0,9
$\Delta l_{EPOXI}$	1,2	1,3	$\Delta l_{EPOXI}$	1,2	1,3
$\Delta l_{CFK, Ges.}$	117,8	117,8	$\Delta l_{CFK, Ges.}$	117,8	117,8
$P_0$ (Spannkraft) [kN]	<b>340</b>	<b>371</b>	$P_0$ (Spannkraft) [kN]	<b>340</b>	<b>371</b>
$\Delta l_{SPANNWEG}$ [mm]	<b>120</b>	<b>120</b>	$\Delta l_{SPANNWEG}$ [mm]	<b>120</b>	<b>120</b>
$\Delta l_{BETON}$	1,8	1,8	$\Delta l_{BETON}$	1,8	1,8
$\Delta l_{EPOXI}$	2,5	2,5	$\Delta l_{EPOXI}$	2,5	2,5
$\Delta l_{CFK, Ges.}$	244,6	224,7	$\Delta l_{CFK, Ges.}$	248,1	227,9
$P_0$ (Spannkraft) [kN]	<b>705</b>	<b>705</b>	$P_0$ (Spannkraft) [kN]	<b>715</b>	<b>715</b>
$\Delta l_{SPANNWEG}$ [mm]	<b>249</b>	<b>229</b>	$\Delta l_{SPANNWEG}$ [mm]	<b>252</b>	<b>232</b>

Tabelle E.9:  $\sum \Delta l_{SPANNWEG}$ : Längszugspannungs - Dehnungslinie "MITTEL G13-G16" (für den CFK-Draht)  $\iff$  *rechnerischer Minimalwert für den Spannweg (Hohlkasten Villach und Salzburg)*

HOHLKASTEN VILLACH		
Anzahl CFK-Drähte	34	37
$\Delta l_{\text{BETON}}$	0,9	0,9
$\Delta l_{\text{EPOXI}}$	1,2	1,3
$\Delta l_{\text{CFK, Ges.}}$	122,9	122,9
$P_0$ (Spannkraft) [kN]	340	371
$\Delta l_{\text{SPANNWEG}}$ [mm]	125	125
$\Delta l_{\text{BETON}}$	1,8	1,8
$\Delta l_{\text{EPOXI}}$	2,5	2,5
$\Delta l_{\text{CFK, Ges.}}$	250,1	230,1
$P_0$ (Spannkraft) [kN]	705	705
$\Delta l_{\text{SPANNWEG}}$ [mm]	254	234

HOHLKASTEN SALZBURG		
Anzahl CFK-Drähte	34	37
$\Delta l_{\text{BETON}}$	0,9	0,9
$\Delta l_{\text{EPOXI}}$	1,2	1,3
$\Delta l_{\text{CFK, Ges.}}$	122,9	122,9
$P_0$ (Spannkraft) [kN]	340	371
$\Delta l_{\text{SPANNWEG}}$ [mm]	125	125
$\Delta l_{\text{BETON}}$	1,8	1,8
$\Delta l_{\text{EPOXI}}$	2,5	2,5
$\Delta l_{\text{CFK, Ges.}}$	253,5	233,3
$P_0$ (Spannkraft) [kN]	715	715
$\Delta l_{\text{SPANNWEG}}$ [mm]	258	238

Tabelle E.10:  $\sum \Delta l_{\text{SPANNWEG}}$ : Längszugspannungs - Dehnungslinie "MITTEL G1-G16" (für den CFK-Draht)  $\iff$  *rechnerischer Mittelwert für den Spannweg (Hohlkasten Villach und Salzburg)*

## E.2 Ergebnis der Spannkraftkontrollen

Spannkräfte und Verluste - Zeitraum:

- \* 15.10.2003 - 19.12.2006
- \* 15.10.2003 - 18.-19.04.2007

HOHLKASTEN SALZBURG						
CFK - SPANNGLIED NR.:	15.10.2003	26.12.2006	15.10.2003 bis 26.12.2006	18./19.04.2007	15.10.2003 bis 18./19.04.2007	26.12.2006 bis 18./19.04.2008
	Spannkraft	Spannkraft	Differenz Spannkraft	Spannkraft	Differenz Spannkraft	Differenz Spannkraft
	$P_0$ [kN]	$P_1$ [kN]	$\Delta P_{1,0}$ [kN]	$P_2$ [kN]	$\Delta P_{2,0}$ [kN]	$\Delta P_{2,1}$ [kN]
G1	715	660	-55	680	-35	20
G2	715	660	-55	685	-30	25
G5	715	650	-65	680	-35	30
G6	715	645	-70	670	-45	25
G13	715	640	-75	665	-50	25
G14	715	645	-70	680	-35	35
G15	715	655	-60	680	-35	25
G16	715	660	-55	685	-30	25
<b>MITTEL</b>	<b>715</b>	<b>652</b>	<b>-63</b>	<b>678</b>	<b>-37</b>	<b>26</b>

Abbildung E.1: Spannkräfte und Verluste - Hohlkasten Salzburg

<b>HOHLKASTEN VILLACH</b>						
CFK - SPANN- GLIED NR.:	15.10.2003	26.12.2006	15.10.2003 bis 26.12.2006	18./19.04.2007	15.10.2003 bis 18./19.04.2007	26.12.2006 bis 18./19.04.2008
	Spannkraft	Spannkraft	Differenz Spannkraft	Spannkraft	Differenz Spannkraft	Differenz Spannkraft
	P <sub>0</sub> [kN]	P <sub>1</sub> [kN]	ΔP <sub>1,0</sub> [kN]	P <sub>2</sub> [kN]	ΔP <sub>2,0</sub> [kN]	ΔP <sub>2,1</sub> [kN]
G3	705	635	-70	665	-40	30
G4	705	635	-70	665	-40	30
G7	705	640	-65	665	-40	25
G8	705	635	-70	665	-40	30
G9	705	635	-70	665	-40	30
G10	705	645	-60	665	-40	20
G11	705	630	-75	665	-40	35
G12	705	630	-75	650	-55	20
<b>MITTEL</b>	<b>705</b>	<b>636</b>	<b>-69</b>	<b>663</b>	<b>-42</b>	<b>28</b>

Abbildung E.2: Spannkräfte und Verluste - Hohlkasten Villach

<b>DIFFERENZ DER MITTELWERTE (MITTEL) ZWISCHEN HOHLKASTEN SALZBURG UND HOHLKASTEN VILLACH</b>					
15.10.2003 P <sub>0</sub> [kN]	26.12.2006 P <sub>1</sub> [kN]	ΔP <sub>1,0</sub> [kN]	18./19.04.2007 P <sub>2</sub> [kN]	ΔP <sub>2,0</sub> [kN]	ΔP <sub>2,1</sub> [kN]
-10	-16	-6	-15	-5	1
Referenzwerte: Hohlkasten Salzburg					

Abbildung E.3: Spannkräfte und Verluste - Differenz zwischen den beiden Hohlkästen

### E.3 Berechnung der Spannkraftverluste

Nachrechnung der Verluste erfolgt für die nachfolgend angegebenen Zeiträume:

- \* 15.10.2003 - 19.12.2006
- \* 15.10.2003 - 18.-19.04.2007

### E.3.1 Allgemeine Vorbemerkungen und Randbedingungen

#### E.3.1.1 Einbau und Spannen der 16 CFK-Spannglieder

***Anzahl der CFK-Spannglieder und zugehörige Drahtanzahl (siehe Abbildung 8.16):***

Anzahl der CFK-Spannglieder je Hohlkasten: 8 Stück

Anzahl der CFK-Spannglieder mit 34 CFK-Drähten: 2 Stück/Hohlkasten  $\Rightarrow$  4 Stück

Anzahl der CFK-Spannglieder mit 37 CFK-Drähten: 6 Stück/Hohlkasten  $\Rightarrow$  12 Stück

Bezeichnung der Spannglieder mit 34 Drähten: G1-G4

Bezeichnung der Spannglieder mit 37 Drähten: G5-G16

***Einbau der CFK-Spannglieder:***

Datum: 13. und 14.10.2003

***Spannen der CFK-Spannglieder:***

Datum: 15.10.2003

14-tägige Tagesdurchschnittslufttemperatur (Annahme):  $T_{15.10.2003} = 15^{\circ}\text{C}$

***Freie CFK-Spanngliedlänge  $l_{0,CFK}$ :***

$l_{0,CFK} = 37.920 \text{ mm}$

***Spannkraft  $P_0$  je CFK-Spannglied (siehe Abbildung 8.17 und 8.18):***

Hohlkasten Salzburg:  $P_{0,SALZBURG} = 715 \text{ kN/CFK-Spannglied}$

Hohlkasten Villach:  $P_{0,VILLACH} = 705 \text{ kN/CFK-Spannglied}$

Gesamte Spannkraft:  $P_{0,GESAMT} = 8 * 705 + 8 * 715 = 11.360 \text{ kN} = 11,36 \text{ MN}$

#### E.3.1.2 Spannkraftkontrollen (Abhebekontrolle)

***Spannkraftkontrolle 1:***

Datum: 19.12.2006

14-tägige Tagesdurchschnittslufttemperatur (Annahme):  $T_{19.12.2006} = 0^{\circ}\text{C}$

Vorhandene Spannkraft  $P_1$  siehe Kapitel E.2.

***Spannkraftkontrolle 2 (vor dem Entspannen der 16 CFK-Spannglieder):***

Datum: 18. und 19.12.2007

14-tägige Tagesdurchschnittslufttemperatur (Annahme):  $T_{18.und19.12.2007} = 15^{\circ}\text{C}$

Vorhandene Spannkraft  $P_2$  siehe Kapitel E.2.

**Spannkraftkontrolle 1 und Spannkraftkontrolle 2:**

Zeitraum: 15.10.2003 - 18.-19.04.2007

Minimale Tagesdurchschnittslufttemperatur im oben angeführten Zeitraum für beide Spannkraftkontrollen (Annahme):  $T_{MIN} = -15^\circ\text{C}$

**Erforderliche Brückenabmessung für die Berechnung der Spannkraftverluste**

Abstand der Querträger 2003 in Brückenlängsrichtung  $l_{0,QT\ 2003}$  (siehe Abbildung 8.2):

$l_{0,QT\ 2003} = 38.300\text{ mm}$  (Ankerplatte - Ankerplatte)

### E.3.2 Auflistung der einzelnen Verlustanteile

#### E.3.2.1 Relaxationsverlust - $\Delta P_{Relax.,(t)}$ [kN]

***Annahme auf Grundlage der Relaxationskurven des Herstellers (Fa. Nedri) - Abbildung 4.7 und 4.8 im Kapitel 4.1 des Hauptkapitels Materialeigenschaften:***

Zeitraum 1: 15.10.2003 - 19.12.2006

Zeitraum 2: 15.10.2003 - 18.-19.04.2007

Für die Berechnung des Relaxationsverlustes wird näherungsweise:

- \* für beide Zeiträume eine Beanspruchungsdauer von  $t = \text{ca. } 3,5\text{ Jahren} = 30.000\text{ h}$  zu Grunde gelegt.  $\Rightarrow$

$\Delta P_{Relax.,t=30.000h} = 0,52\%$  bezogen auf die Anfangskraft (Abbildung 4.7 und 4.8)

- \* für beide Hohlkästen die gleiche Anfangskraft mit  $P_{0,SALZBURG} = 715\text{ kN/CFK-Spannglied}$  angesetzt.

**Relaxationsverlust  $\Delta P$  [kN]:**

$$\Delta P_{Relax.,t=30.000h} [\text{kN}] = \Delta P_{Relax.,t=30.000h} [\%] * P_{0,SALZBURG} [\text{kN}] / 100$$

$$\Delta P_{Relax.,t=30.000h} [\text{kN}] = 0,52 * 715 / 100$$

$$\Delta P_{Relax.,t=30.000h} = 4\text{ kN}$$

#### E.3.2.2 Verlustanteil: Auszug des Vergusskörpers - $\Delta l_{EPOXI,Gesamt}$ [mm]

Der Auszug des Vergusskörpers (Epoxidharzkörper)  $\Delta l_{EPOXI,Gesamt}$  setzt sich aus den nachfolgenden Anteilen zusammen:

1. Kriechen des Epoxidharzes:  $\Delta l_{KRIECHEN-EPOXI}$  [mm]
2. Auszug des Epoxidharzes zufolge unterschiedlicher Temperaturexpansionskoeffizienten zwischen dem Stahllankerkörper und dem Epoxidharzverguss:  
 $\Delta l_{\alpha T(EPOXI-ST AHL)}$  [mm]  $\Rightarrow$

$$\Delta l_{EPOXI, Gesamt} \text{ [mm]} = \Delta l_{KRIECHEN-EPOXI} \text{ [mm]} + \Delta l_{\alpha T(EPOXI-ST AHL)} \text{ [mm]}$$

1.  $\Delta l_{KRIECHEN-EPOXI}$  [mm]

**VERSUCHSDATEN - DAUERSTANDSVERSUCH**

**(Auszug aus Kapitel 7 Zeitstandverhalten)**

- \* 19-DRAHTVERANKERUNG - Versuchskörper 19 I C 1 - 19 I F 2:  
 $P_0 = 685 \text{ kN}$  (= 75 % der Nennbruchlast)  
 Versuchsdauer: 5.730 h  
 $\Delta l_{KRIECHEN-EPOXI} = 0,5 \text{ mm/Ankerkörper}$
- \* 37-DRAHTVERANKERUNG - Versuchskörper 37 I H 1 SPA - 37 I I 1 SPA:  
 $P_0 = 1.285 \text{ kN}$  (= 75 % der Nennbruchlast)  
 Versuchsdauer: 3.406 h  
 $\Delta l_{KRIECHEN-EPOXI} = 0,7 \text{ mm/Ankerkörper}$

**BRÜCKENOBJEKT ÜBERFÜHRUNG GOLLING:**

***Grundlagen für die Annahme:***

- \* Die Spannkraft  $P_0$  beim Dauerstandsversuch - 19-Drahtverankerung entspricht etwa dem Lastniveau der CFK-Spannglieder im Brückenobjekt Überführung Golling.
- \* Die Konuswinkel der Ankerkörper für 19 und 37 Drähte (Verankerungstyp 19 II und 37 I) sind gleich.  
 Der größte Unterschied liegt in der Vergussmasse, d.h. der Innendurchmesser der 37-Drahtverankerung ist größer als jener der 19-Drahtverankerung.  
 Vergussmasse 37-Drahtverankerung > Vergussmasse 19-Drahtverankerung
- \* Der etwas größere dreidimensionale Spannungszustand im Vergusskörper des 19-Drahtversuchskörpers ( $P_0 = 685 \text{ kN}$ ), im Vergleich zu dem Spannungsniveau des Vergusskörpers der Ankerkörper im Brückenobjekt Zubringer Golling, führt zu einem vergleichsweise größeren Kriechen des Epoxidharzkörpers im Dauerstandsversuch. Andererseits ist die Vergussmasse der 37-Drahtverankerung (Ankerkörper im Brückenobjekt Zubringer Golling) größer als jene des 19-Drahtversuchskörpers, d.h. besitzt eine größere Kriechmasse.  $\Rightarrow$  Annahme: Die beiden Effekte, geringerer Auszug der Vergusskörpers zufolge Kriechen durch ein niedrigeres Spannungsniveau und größerer Auszug der Vergussmasse zufolge größerer Vergussmasse, bezogen auf den Auszug der Vergussmasse des Dauerstandsversuchs - 19-Drahtversuchskörper gleichen sich etwa aus.

**Annahme:**

Zeitraum 1: 15.10.2003 - 19.12.2006

Zeitraum 2: 15.10.2003 - 18.-19.04.2007

Für die Berechnung des Verlustanteils  $\Delta l_{KRIECHEN-EPOXI}$  [mm] wird näherungsweise für beide Zeiträume eine Beanspruchungsdauer von  $t = \text{ca. } 3,5$  Jahren = 30.000 h zu Grunde gelegt.  $\Rightarrow \Delta l_{KRIECHEN-EPOXI, t=30.000h} = 0,75 \text{ mm/Ankerkörper}$

**Verlustanteil  $\Delta l_{KRIECHEN-EPOXI, t=30.000h}$  [mm]:**

$$\Delta l_{KRIECHEN-EPOXI, t=30.000h} = \Delta l_{KRIECHEN-EPOXI, t=30.000h} \text{ [mm/Ankerkörper]} * 2$$

$$\Delta l_{KRIECHEN-EPOXI, t=30.000h} \text{ [mm]} = 0,75 * 2$$

$$\Delta l_{KRIECHEN-EPOXI, t=30.000h} = \mathbf{1,5 \text{ mm}}$$

2.  $\Delta l_{\alpha T(EPOXI-STAHL)}$  [mm]

Grundlage:

Nicht lineare FE-Berechnung aus\_Kapitel 7.2.

Annahme:

Zeitraum 1: 15.10.2003 - 19.12.2006

Zeitraum 2: 15.10.2003 - 18.-19.04.2007

Für die Berechnung des Verlustanteils  $\Delta l_{\alpha T(EPOXI-STAHL)}$  [mm] wird näherungsweise für beide Zeiträume:

- \* eine Beanspruchungsdauer von  $t = \text{ca. } 3,5$  Jahren = 30.000 h zu Grunde gelegt
- \* eine Temperaturdifferenz (Lufttemperatur) für den Zeitraum Spannen der 16 CFK-Spannglieder (15.10.2003) und den Spannkraftkontrollen von  $\Delta T = T_{15.10.2003} - T_{MIN} = 15 - (-15) = 30^\circ\text{C}$  angenommen (Eingangswerte aus Unterkapitel E.3.1).

$\Rightarrow$  Ergebnis der NL-FE Berechnung (Kapitel 7.2 NL-FE Berechnung Temperatureinfluss):

$$\Delta l_{\alpha T(EPOXI-STAHL)} = 0,15 \text{ mm/Ankerkörper}$$

**Verlustanteil  $\Delta l_{\alpha T(EPOXI-STAHL)}$  [mm]:**

$$\Delta l_{\alpha T(EPOXI-STAHL)} \text{ [mm]} = \Delta l_{\alpha T(EPOXI-STAHL)} \text{ [mm/Ankerkörper]} * 2$$

$$\Delta l_{\alpha T(EPOXI-STAHL)} \text{ [mm]} = 0,15 * 2$$

$$\Delta l_{\alpha T(EPOXI-STAHL)} = \mathbf{0,3 \text{ mm}}$$

**Für beide Zeiträume ergibt sich somit mit den Werten aus 1. und 2.**

**für den Verlustanteil  $\Delta l_{EPOXI, Gesamt}$  [mm]:**

$$\Delta l_{EPOXI, Gesamt} \text{ [mm]} = \Delta l_{KRIECHEN-EPOXI} \text{ [mm]} + \Delta l_{\alpha T(EPOXI-STAHL)} \text{ [mm]}$$

$$\Delta l_{EPOXI, Gesamt} \text{ [mm]} = 1,5 + 0,3$$

$$\Delta l_{EPOXI, Gesamt} = \mathbf{1,8 \text{ mm}}$$

**E.3.2.3 Längenänderung in Brückenlängsrichtung zufolge unterschiedlicher Temperatureausdehnungskoeffizienten zwischen dem Spannbetontragwerk und den CFK-Spanngliedern -  $\Delta l_{TEMP.-BRUECKE}$  [mm]**

*Allgemeine Beziehung*

$$\Delta l_{TEMP.-BRUECKE} \text{ [mm]} = (\alpha_{T,c} - \alpha_{T,CFKII}) * \Delta T * l_{0,QT2003}$$

mit  $l_{0,QT2003} = 38.300 \text{ mm}$  (Ankerplatte - Ankerplatte) aus Unterkapitel E.3.1

Linearer Temperatureausdehnungskoeffizient Beton:  $\alpha_{T,c} = 12 * 10^{-6} \text{ [1/°C]}$

Linearer Temperatureausdehnungskoeffizient CFK – Material (UD):  $\alpha_{T,CFKII} \approx 0 \text{ [1/°C]}$   
(siehe Kapitel 4.1 Materialeigenschaften CFK)

$ \Delta T $ [°C]	$ \Delta l_{TEMP.-BRUECKE} $ [mm]
10	4,6
12,5	5,7
15	6,9
17,5	8,0
20	9,2

Tabelle E.11:  $\Delta l_{TEMP.-BRUECKE}$  für unterschiedliche  $\Delta T$

Temperaturanteil  $\Delta l_{TEMP.-BRUECKE}$  [mm]

für die maßgebenden Temperaturdifferenzen:

$\Delta T$ [°C]	$\Delta l_{Temp.-Brücke}$ [mm]
$\Delta T_{15.10.2003-19.12.2006}$ [°C]:	<b>-15,0</b>
$\Delta T_{15.10.2003-18. \text{ und } 19.04.2007}$ [°C]:	<b>0,0</b>
$\Delta T_{19.12.2006-18. \text{ und } 19.04.2007}$ [°C]:	<b>15,0</b>

Tabelle E.12:  $\Delta l_{TEMP.-BRUECKE}$  für die maßgebenden  $\Delta T$

Die Temperaturdifferenzen  $\Delta T$  in Tabelle E.12 wurden mit den entsprechenden 14-tägigen Tagesdurchschnittlufttemperaturen aus Unterkapitel E.3.1 gebildet.

**E.3.2.4 Verlustanteil: Querträgerverschiebung (Querträger 2003) -  $\Delta l_{QT2003,Gesamt}$  [mm] (siehe Unterkapitel 8.4.3)**

$$\Delta L_{Qt,G-2} = 6,0 \text{ mm}$$

$$\Delta L_{Qt,Bl-1} = 5,5 \text{ mm bzw. } \Delta FM_{Qt,Bl-2} = 5,5 \text{ mm}$$

Verlustanteil  $\Delta l_{QT\ 2003,Gesamt}$  [mm]:

$$\Delta L_{Qt,2003,Gesamt} \text{ [mm]} = \Delta L_{Qt,G-2} \text{ [mm]} + \Delta L_{Qt,Bl-1} \text{ [mm]}$$

$$\Delta L_{Qt,2003,Gesamt} \text{ [mm]} = 6,0 + 5,5 = 11,5 \text{ mm}$$

$$\Delta L_{Qt,2003,Gesamt} = \mathbf{11,5 \text{ mm}}$$

### E.3.2.5 Tabellarische Zusammenfassung der einzelnen Verlustanteile

<b>ZEITRAUM: 15.10.2003 - 19.12.2006</b>		<b>[kN]</b>	<b>[mm]</b>
<b>Relaxationsverlust:</b>	$\Delta P_{\text{Relax., } t=30.000\text{h}}$	<b>4</b>	
<b>Auszug des Vergusskörpers:</b>	$\Delta l_{\text{EPOXI,Gesamt}}$		<b>1,8</b>
<b>Betonverkürzung - Brückenlängsr.:</b>	$\Delta l_{\text{TEMP.-BRÜCKE}}$		<b>6,9</b>
<b>Querträgerverschiebung:</b>	$\Delta l_{\text{QT } 2003,\text{Gesamt}}$		<b>11,5</b>
	$\Delta l_{t=30.000\text{h, Gesamt}}$		<b>20,2</b>
	$\Delta P_{t=30.000\text{h}}$	<b>4</b>	

Tabelle E.13: Zusammenfassung der einzelnen Verlustanteile für den Zeitraum 1: 15.10.2003 - 19.12.2006

<b>ZEITRAUM: 15.10.2003 - 18.-19.04.2007</b>		<b>[kN]</b>	<b>[mm]</b>
<b>Relaxationsverlust:</b>	$\Delta P_{\text{Relax., } t=30.000\text{h}}$	<b>4</b>	
<b>Auszug des Vergusskörpers:</b>	$\Delta l_{\text{EPOXI,Gesamt}}$		<b>1,8</b>
<b>Betonverkürzung - Brückenlängsr.:</b>	$\Delta l_{\text{TEMP.-BRÜCKE}}$		<b>0,0</b>
<b>Querträgerverschiebung:</b>	$\Delta l_{\text{QT } 2003,\text{Gesamt}}$		<b>11,5</b>
	$\Delta l_{t=30.000\text{h, Gesamt}}$		<b>13,3</b>
	$\Delta P_{t=30.000\text{h}}$	<b>4</b>	

Tabelle E.14: Zusammenfassung der einzelnen Verlustanteile für den Zeitraum 2: 15.10.2003 - 18.-19.04.2007

## E.3.3 Rechnerische Spannkraftverluste

### E.3.3.1 Verwendete rechnerische Spannwege für die Berechnung der Verluste

Die Nachrechnung der Spannwege (Spannen der 16 CFK-Spannglieder am 15.10.2003) lässt folgende Zuordnung nach Tabelle zwischen den gerechneten und gemessenen mittleren Spannwegen zu.

HOHLKASTEN VILLACH		
Anzahl CFK-Drähte:	34	37
$\Delta l_{\text{BETON}}$ :	0,9	0,9
$\Delta l_{\text{EPOXI}}$ :	1,2	1,3
$\Delta l_{\text{CFK, Ges.}}$ :	122,9	122,9
<b><math>P_0</math> (Spannkraft) [kN]:</b>	<b>340</b>	<b>371</b>
<b><math>\Delta l_{\text{MITTEL-SPANNWEG}}</math> [mm]:</b>	<b>125</b>	<b>125</b>
$\Delta l_{\text{BETON}}$ :	1,8	1,8
$\Delta l_{\text{EPOXI}}$ :	2,5	2,5
$\Delta l_{\text{CFK, Ges.}}$ :	250,1	230,1
<b><math>P_0</math> (Spannkraft) [kN]:</b>	<b>705</b>	<b>705</b>
<b><math>\Delta l_{\text{MITTEL-SPANNWEG}}</math> [mm]:</b>	<b>254</b>	<b>234</b>
HOHLKASTEN SALZBURG		
Anzahl CFK-Drähte:	34	
$\Delta l_{\text{BETON}}$ :	0,9	
$\Delta l_{\text{EPOXI}}$ :	1,2	
$\Delta l_{\text{CFK, Ges.}}$ :	122,9	
<b><math>P_0</math> (Spannkraft) [kN]:</b>	<b>340</b>	
<b><math>\Delta l_{\text{MITTEL-SPANNWEG}}</math> [mm]:</b>	<b>125</b>	
$\Delta l_{\text{BETON}}$ :	1,8	
$\Delta l_{\text{EPOXI}}$ :	2,5	
$\Delta l_{\text{CFK, Ges.}}$ :	250,1	
<b><math>P_0</math> (Spannkraft) [kN]:</b>	<b>715</b>	
<b><math>\Delta l_{\text{MITTEL-SPANNWEG}}</math> [mm]:</b>	<b>254</b>	
HOHLKASTEN SALZBURG		
Anzahl CFK-Drähte:	37	
$\Delta l_{\text{BETON}}$ :	0,9	
$\Delta l_{\text{EPOXI}}$ :	1,3	
$\Delta l_{\text{CFK, Ges.}}$ :	129,0	
<b><math>P_0</math> (Spannkraft) [kN]:</b>	<b>371</b>	
<b><math>\Delta l_{\text{MAX-SPANNWEG}}</math> [mm]:</b>	<b>131</b>	
$\Delta l_{\text{BETON}}$ :	1,8	
$\Delta l_{\text{EPOXI}}$ :	2,5	
$\Delta l_{\text{CFK, Ges.}}$ :	239,9	
<b><math>P_0</math> (Spannkraft) [kN]:</b>	<b>715</b>	
<b><math>\Delta l_{\text{MAX-SPANNWEG}}</math> [mm]:</b>	<b>244</b>	

Der errechnete Spannweg  $\Delta l_{\text{MITTEL-SPANNWEG}}$  [mm] weist eine sehr gute Übereinstimmung mit dem Mittel der gemessenen Spannwege vom 15.10.2003 auf.

Die Berechnung des mittleren Spannweges erfolgte mit den **E- Moduli  $E_1$  und  $E_2$**  der Spannungs ( $\sigma_{II}$ ) - Dehnungslinie ( $\epsilon_{II}$ ) **MITTEL G1-G16.**

Der errechnete Spannweg  $\Delta l_{\text{MITTEL-SPANNWEG}}$  [mm] weist eine sehr gute Übereinstimmung mit dem Mittel der gemessenen Spannwege vom 15.10.2003 auf.

Die Berechnung des mittleren Spannweges erfolgte mit den **E- Moduli  $E_1$  und  $E_2$**  der Spannungs ( $\sigma_{II}$ ) - Dehnungslinie ( $\epsilon_{II}$ ) **MITTEL G1-G16.**

Der errechnete Spannweg  $\Delta l_{\text{MAX-SPANNWEG}}$  [mm] weist eine sehr gute Übereinstimmung mit dem Mittel der gemessenen Spannwege vom 15.10.2003 auf.

Die Berechnung des maximalen Spannweges erfolgte mit den **E- Moduli  $E_1$  und  $E_2$**  der Spannungs ( $\sigma_{II}$ ) - Dehnungslinie ( $\epsilon_{II}$ ) **MITTEL G5-G12.**

Tabelle E.15: rechnerische Spannwege aus Unterkapitel E.1 für die Berechnung der Verluste

### E.3.3.2 Berechnung der Spannkraftverluste

Die Berechnung der Spannkraftverluste erfolgt unter der Annahme, dass die Spannkräfte und Spannwege bei Entlastung etwa der gleichen Spannkraft - Spannweg - Beziehung wie bei Belastung folgen.

**Allgemeine Beziehungen für die Berechnung der einzelnen Verlustanteile der nachfolgenden Tabellen und sofern die Verlustanteile aus Unterkapitel E.3.2 nicht bereits in [kN] ausgedrückt sind:**

$$\Delta P_i \text{ [kN]} = \frac{\Delta P_0}{\Delta l_{SPANNWEG}} * \Delta l_i$$

$\Delta P_i$  [kN].....Verlustanteil in [kN]

.....zufolge der Verlustanteile  $\Delta l_i$  [mm] (Tabelle E.13 und E.14)

$\Delta P_0$  [kN].....maßgebender Bereich der Vorspannkraft bei Erstbelastung

.....(Werte siehe Tabellen - rechnerischer Spannweg - aus Unterkapitel E.1.3)

$\Delta l_{SPANNWEG}$  [mm]... $\Delta P_0$  zugehöriger Spannweg

.....(Werte siehe Tabellen - rechnerischer Spannweg - aus Unterkapitel E.1.3)

$\Delta l_i$  [mm].....Verlustanteil in [mm]

.....(Werte siehe Unterkapitel E.3.2.5Tabellarische Zusammenfassung der einzelnen Verlustanteile)

⇒

HOHLKASTEN VILLACH - 34 CFK-Drähte:  $\Delta P_i \text{ [kN]} = \frac{705-340}{254-125} * \Delta l_i$

HOHLKASTEN VILLACH - 37 CFK-Drähte:  $\Delta P_i \text{ [kN]} = \frac{705-371}{234-125} * \Delta l_i$

HOHLKASTEN SALZBURG - 34 CFK-Drähte:  $\Delta P_i \text{ [kN]} = \frac{715-340}{254-125} * \Delta l_i$

HOHLKASTEN SALZBURG - 37 CFK-Drähte:  $\Delta P_i \text{ [kN]} = \frac{705-371}{244-131} * \Delta l_i$

Das Ergebnis der Verlustrechnung nach oben angeführten Formeln ist für die beiden Zeiträume in den nachfolgenden Tabellen dargestellt.

<b>ZEITRAUM: 15.10.2003 - 19.12.2006</b>		
<b>SPANNKRAFTVERLUSTE HOHLKASTEN VILLACH</b>		
Anzahl der CFK-Drähte:	34	37
Verlustanteile in [kN]	[kN]	[kN]
Relaxationsverlust: $\Delta P_{\text{Relax., t=30.000h}}$	4	4
Auszug des Vergusskörpers: $\Delta I_{\text{EPOXI,Gesamt}}$	5	6
Betonverkürzung - Brückenlängsr.: $\Delta I_{\text{TEMP.-BRÜCKE}}$	19	21
Querträgerverschiebung: $\Delta I_{\text{QT 2003,Gesamt}}$	32	35
Gesamte Spannkraftverlust: $\sum \Delta P$	60	66
<b>MITTLERER SPANNKRAFTVERLUST <math>\sum \Delta P_{\text{MITTEL,VILLACH}}</math>:</b>		<b>65</b>
<b>SPANNKRAFTVERLUSTE HOHLKASTEN SALZBURG</b>		
Anzahl der CFK-Drähte:	34	37
Verlustanteile in [kN]	[kN]	[kN]
Relaxationsverlust: $\Delta P_{\text{Relax., t=30.000h}}$	4	4
Auszug des Vergusskörpers: $\Delta I_{\text{EPOXI,Gesamt}}$	5	5
Betonverkürzung - Brückenlängsr.: $\Delta I_{\text{TEMP.-BRÜCKE}}$	20	21
Querträgerverschiebung: $\Delta I_{\text{QT 2003,Gesamt}}$	33	35
Gesamte Spannkraftverlust: $\sum \Delta P$	62	65
<b>MITTLERER SPANNKRAFTVERLUST <math>\sum \Delta P_{\text{MITTEL,SALZBURG}}</math>:</b>		<b>64</b>

Tabelle E.16: Ergebnis der Verlustrechnung für den Zeitraum 1: 15.10.2003 - 19.12.2006

<b>ZEITRAUM: 15.10.2003 - 18.-19.04.2007</b>		
<b>SPANNKRAFTVERLUSTE HOHLKASTEN VILLACH</b>		
Anzahl der CFK-Drähte:	34	37
Verlustanteile in [kN]	[kN]	[kN]
Relaxationsverlust: $\Delta P_{\text{Relax., t=30.000h}}$	4	4
Auszug des Vergusskörpers: $\Delta I_{\text{EPOXI,Gesamt}}$	5	6
Betonverkürzung - Brückenlängsr.: $\Delta I_{\text{TEMP.-BRÜCKE}}$	0	0
Querträgerverschiebung: $\Delta I_{\text{QT 2003,Gesamt}}$	32	35
Gesamte Spannkraftverlust: $\sum \Delta P$	41	45
<b>MITTLERER SPANNKRAFTVERLUST <math>\sum \Delta P_{\text{MITTEL,VILLACH}}</math>:</b>		<b>44</b>
<b>SPANNKRAFTVERLUSTE HOHLKASTEN SALZBURG</b>		
Anzahl der CFK-Drähte:	34	37
Verlustanteile in [kN]	[kN]	[kN]
Relaxationsverlust: $\Delta P_{\text{Relax., t=30.000h}}$	4	4
Auszug des Vergusskörpers: $\Delta I_{\text{EPOXI,Gesamt}}$	5	5
Betonverkürzung - Brückenlängsr.: $\Delta I_{\text{TEMP.-BRÜCKE}}$	0	0
Querträgerverschiebung: $\Delta I_{\text{QT 2003,Gesamt}}$	33	35
Gesamte Spannkraftverlust: $\sum \Delta P$	43	44
<b>MITTLERER SPANNKRAFTVERLUST <math>\sum \Delta P_{\text{MITTEL,SALZBURG}}</math>:</b>		<b>44</b>

Tabelle E.17: Ergebnis der Verlustrechnung für den Zeitraum 2: 15.10.2003 - 18.-19.04.2007

**E.3.3.3 Differenz zwischen dem berechneten und dem gemessenen Spannkraftverlust (Mittelwerte)**

<b>ZEITRAUM: 15.10.2003 - 19.12.2006</b>	
<b>DIFFERENZ: SPANNKRAFTVERLUSTE HOHLKASTEN VILLACH [kN]</b>	
$\sum \Delta P_{\text{MITTEL,VILLACH}} -  \Delta P_{(\text{MITTEL}) 1,0}  :$	<b>-4</b>
<b>DIFFERENZ: SPANNKRAFTVERLUSTE HOHLKASTEN SALZBURG [kN]</b>	
$\sum \Delta P_{\text{MITTEL,SALZBURG}} -  \Delta P_{(\text{MITTEL}) 1,0}  :$	<b>1</b>

Tabelle E.18: Differenz zwischen rechnerischem und gemessenem Spannkraftverlust - Zeitraum 1: 15.10.2003 - 19.12.2006

<b>ZEITRAUM: 15.10.2003 - 18.-19.04.2007</b>	
<b>DIFFERENZ: SPANNKRAFTVERLUSTE HOHLKASTEN VILLACH [kN]</b>	
$\sum \Delta P_{\text{MITTEL,VILLACH}} -  \Delta P_{(\text{MITTEL}) 2,0}  :$	<b>2</b>
<b>DIFFERENZ: SPANNKRAFTVERLUSTE HOHLKASTEN SALZBURG [kN]</b>	
$\sum \Delta P_{\text{MITTEL,SALZBURG}} -  \Delta P_{(\text{MITTEL}) 2,0}  :$	<b>7</b>

Tabelle E.19: Differenz zwischen rechnerischem und gemessenem Spannkraftverlust - Zeitraum 2: 15.10.2003 - 18.-19.04.2007

***Eingangswerte:***

$\sum \Delta P_{\text{MITTEL,VILLACH}}$  und  $\sum \Delta P_{\text{MITTEL,SALZBURG}}$  siehe Tabelle E.16 und E.17 aus Unterkapitel E.3.3.2 - Berechnung der Spannkraftverluste

$\Delta P_{(\text{MITTEL}) 1,0}$  und  $\Delta P_{(\text{MITTEL}) 2,0}$  siehe Tabelle E.1 und E.2 aus Kapitel E.2 - Ergebnis der Spannkraftkontrollen

Der Fehler bezogen auf die Anfangskraft  $P_0$  vom 15.10.2003 ist kleiner 1 %.

# Literaturverzeichnis

- [Are97] M. Arend. *Seilverankerungen - Eine neue Modellvorstellung zum Tragverhalten von Vergußverankerungen*. Friedr. Vieweg & Sohn Verlagsgesellschaft mbH., 1997.
- [BBR96] BBR. 1. Stay Cable System; 2. Storchenbrücke Winterthur, Switzerland and 3. CFRP in Construction. *BBR Review (BBR-Systems, Schwerzenbach/Zürich, Schweiz)*, November 1996.
- [BBR98] BBR. 1. Storchenbrücke Winterthur, Switzerland - First experiences; 2. Testing of BBR CARBON External PT Cables 91 diameter 5; 3. Emmenbrücke Footbridge Lucerne, Switzerland - Two BBR CARBON External PT Cables 91 diameter 5 and 4. Ponte sul Ri die Verdasio Ticino, Switzerland - Strengthening with four BBR CARBON External PT Cables 19 diameter 5. *BBR Review (BBR-Systems, Schwerzenbach/Zürich, Schweiz)*, Mai 1998.
- [BBR99] BBR. Bridge over the "Kleine Emme near Lucerne, Switzerland and Bridge at Verdasio in Ticino, Switzerland. *BBR Review (BBR-Systems, Schwerzenbach/Zürich, Schweiz)*, January 1999.
- [BKS99] H. Burkhardt, T. Keller, and G. Schwegler. Stahlbetonverbund - Brücke mit CFK - Spannkabeln. *Schweizer Ingenieur und Architekt (Zürich)*, 17:347–354, 1999.
- [BWH<sup>+</sup>02] A.M. Baker, R.E. Wright, R. Hernandez, J.L. Hull, C.P. Izzo, J. Margolis, J. Mead, S.T. Peters, E.M. Petrie, S.E. Selke, and C.H. Zweben. *Handbook of Plastics, Elastomers, and Composites*. McGraw-Hill Handbooks, 2002.
- [Cse04] T. Cserno. Finite-Elemente Untersuchungen an einem konisch segmentierten Vergussverankerungssystem für CFK-Spannglieder. Master's thesis, Institut für Stahlbeton- und Massivbau, Technische Universität Wien, 2004.
- [Dor04] M. Dorn. Experimentelle Untersuchungen an konisch segmentierten Vergussverankerungen für Spannglieder aus CFK-Drähten. Master's thesis, Institut für Stahlbeton- und Massivbau, Technische Universität Wien, 2004.
- [DW00] Dyckerhoff and Widmann. Produktinformation DYWIPOX® CBV/E1. Dyckerhoff & Widmann AG, Deutschland, 2000.
- [EB97] G.W. Ehrenstein and E. Bittmann. *Duroplaste - Aushärtung, Prüfung, Eigenschaften*. Carl Hanser Verlag, Erlangen, 1997.

- [Ehr92] G.W. Ehrenstein. *Faserverbund-Kunststoffe*. Carl Hanser Verlag, Erlangen, 1992.
- [Epp07] M. J. Eppenschwandtner. Nichtlineare numerische Analyse und Prognose des Verhaltens von segmentierten Vergussverankerungen für Spannglieder. Master's thesis, Institut für Tragkonstruktionen - Betonbau, Technische Universität Wien, 2007.
- [Fre02] Freyssinet. The Laroin footbridge. *Freyssinet Magazin*, 214:18, Mai/August 2002.
- [FS07] M. Fuchs and G. Scheließnig. Auswertung und Darstellung von Versuchsreihen an Epoxidharz (Teil I) Finite Elemente Untersuchung, mittels linear-elastoplastischen Materialparametern, eines konisch segmentierten Vergussverankerungssystems für 19 und 37 drähtige CFK - Spannglieder (Teil II). Interdisziplinäre Seminararbeit an der Technischen Universität Wien, Institut für Tragkonstruktionen - Betonbau und Institut für Hochbau und Technologie - Fachbereich Baustoffforschung, Werkstofftechnik und Brandschutz, 2007.
- [GASN<sup>+</sup>02] N.F. Grace, G. Abdel-Sayed, F.C. Navarre, R.B: Nacey, W. Bonus, and L. Collavino. Design-Construction of Bridge Street Bridge - First CFRP Bridge in the United States. *PCI*, September-October:20–35, 2002.
- [GASN<sup>+</sup>03] N.F. Grace, G. Abdel-Sayed, F.C. Navarre, R.B: Nacey, W. Bonus, and L. Collavino. Full Scale Test of Prestressed Double-Tee Beam. *Concrete International*, 25/4:52–58, 2003.
- [Gau03] B. Gaubinger. *Entwicklung einer Vergussverankerung für vorgespannte CFK-Zugglieder*. PhD thesis, Institut für Stahlbeton- und Massivbau, Technische Universität Wien, 2003.
- [GG87] H. Gropper and K. Gabriel. Zur Verankerung von Faserbündeln und Stahldrahtseilen in Stahlhülsen mit Kunstharzverguß. *Bauingenieur*, 62:293–304, 1987.
- [GKCH99] N. Guidotti, T. Keller, G. Como, and C. Haldemann. Konzentriert umgelenkte Karbonkabel - erstmaliger Einsatz. *Schweizer Ingenieur und Architekt (Zürich)*, 17:342–346, 1999.
- [H0998] *Proceedings of the 13th FIP Symposium on Challenges for Concrete in the Next Millenium. D. Hordijk and A. Bruggeling and N. Kaptijn: A Concrete Balanced Cantilever Box Girder Bridge in the Netherlands with Carbon Fibre Prestressing Cables*, Amsterdam (Netherlands), 1998.
- [HBK06] J. Horvatits, V. Benko, and J. Kollegger. First Applikation of CFRP Tendons for Bridge Strengthening in Austria. *Beton*, 4:30–34, 2006.
- [HGD<sup>+</sup>04] J. Horvatits, B. Gaubinger, M. Dorn, T. Cserno, and J. Kollegger. Entwicklung einer Vergussverankerung für Zugglieder aus Faserverbundwerkstoff. *Bauingenieur*, 79:101–110, 2004.

- [HK03] J. Horvatits and J. Kollegger. Anchorage advances. *Bridge Design and Engineering*, 33:69–71, 2003.
- [HO-04] *Österreichischer Betontag. J. Kollegger, F. Brandauer, J. Horvatits, B. Gaubinger, R. Vierthaler und M. Schreiner: Erstmalige Anwendung von CFK-Spanngliedern im Österreichischen Brückenbau, Seite 44-48*, Wien (Österreich), 2004.
- [HO005a] *Global Construction: Ultimate Concrete Opportunities. J. Horvatits: External CFRP Tendons for Bridge Strengthening in Austria, Seite 411-418, ISBN 0-7277-3405-9*, Dundee (Schottland), 2005.
- [HO005b] *45 Forschungskolloquium des DAfStb. J. Horvatits: Erstmaliger Einsatz von CFK-Spanngliedern im Österreichischen Brückenbau, Seite 101-104*, Wien (Österreich), 2005.
- [Hof06] A. Hofmann. Experimentelle Untersuchungen an konisch und zylindrisch segmentierten Vergussverankerungen für Spannglieder aus 84 CFK-Drähten. Master's thesis, Institut für Tragkonstruktionen - Betonbau, Technische Universität Wien, 2006.
- [Hor02] J. Horvatits. Belastungsversuche zur Entwicklung einer Vergussverankerung für Spannglieder aus CFK-Drähten. Master's thesis, Institut für Stahlbeton- und Massivbau, Technische Universität Wien, 2002.
- [Hor04] *International CSSE and ASCCT Symposium, Global Construction: Ultimate Concrete Opportunities. J. Horvatits and J. Kollegger: First Application of CFRP Tendons for Bridge Strengthening in Austria, Seite 411-418, ISBN 953-6175-21-5*, Dubrovnik (Kroatien), 2004.
- [Hor05a] *6. Leipziger Fachtagung - Innovationen im Bauwesen. J. Kollegger and J. Horvatits: Anwendung von CFK-Spanngliedern im Brückenbau, Seite 51-64 in "Faserverbundwerkstoffe Bauwerkverlag, ISBN 3-89932-111-1*, Leipzig (Deutschland), 2005.
- [Hor05b] *Fortbildungsveranstaltung 2005 der Sektion Spannbeton. J. Horvatits: Erste Brückenverstärkung mit externen CFK-Spanngliedern in Österreich, Seite 13-18 im Heft 63 der Schriftenreihe der Österreichischen Vereinigung für Beton- und Bautechnik*, Wien (Österreich), 2005.
- [Hor06a] *2nd CCC Congress Hradec Kralove 2006. J. Horvatits and J. Kollegger: External CFRP Tendons with a new Anchorage System for Bridge Strengthening, Seite 361-366*, Hradec Kralove (Tschechische Republik), 2006.
- [Hor06b] *2nd International fib Congress Naples. J. Horvatits and J. Kollegger: External CFRP Tendons with a new Anchorage System for Bridge Strengthening in Austria, Condensed Papers (2) pp. 398-399*, Neapel (Italien), 2006.
- [htt08] <http://www.compositesiq.com/>, 2008.

- [Hub81] G. Huber. *Baustoffkunde III*. Manz Verlag, Wien, Erlangen, 1981.
- [Iwa06] M. Iwancsics. Experimentelle Untersuchungen an konisch segmentierten Vergussverankerungen für Spannglieder mit 19- und 37 CFK-Drähten (teil I), Experimentelle Untersuchungen am Epoxydharz DYWIPOX CBV - E1 (teil II). Interdisziplinäre Seminararbeit an der Technischen Universität Wien, Institut für Tragkonstruktionen - Betonbau und Institut für Hochbau und Technologie - Fachbereich Baustoffforschung, Werkstofftechnik und Brandschutz, 2006.
- [Kep85] B. Kepp. *Zum Tragverhalten von Verankerungen für hochfeste Stäbe aus Glasfaserverbundwerkstoff als Bewehrung im Betonbau*. PhD thesis, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz, Technische Universität Braunschweig, 1985.
- [Mai87] A. Maissen. Vorgespannter Beton. Spannglieder aus kohlenstofffaserverstärktem Kunststoff im Vergleich mit Stahllitzen (statisch unbestimmte Systeme). Technical report, EMPA, Dübendorf, Schweiz, 1987.
- [ME000] *Münchener Massivbau Seminar 2000. U. Meier: Spannglieder aus CFK*, München (Deutschland), 2000.
- [ME998] *Kreative Ingenieurleistungen Wien-Darmstadt. U. Meier: Kapitel III (Seite 1-11) - Unidirektionale CFK-Profile im konstruktiven Ingenieurbau*, Darmstadt-Wien, 1998.
- [Mei95] U. Meier. Evolution of Suspension and Cable Stayed Bridges through the use of CFRP-Cables. *Separata de IV Coloquio Internacional sobre el Enlace Fijo del Estrecho de Gibraltar, Sevilla*, 1995.
- [MHMS02] G. Menges, E. Haberstroh, W. Michaeli, and E. Schmachtenberg. *Werkstoffkunde Kunststoffe*. Carl Hanser Verlag, Erlangen, 2002.
- [MMB96] H. Meier, U. Meier, and R. Brönnimann. Zwei CFK-Kabel für die Storchenbrücke. *Schweizer Ingenieur und Architekt (Zürich)*, 44:980–985, 1996.
- [MW000] *Leipziger Massivbau Seminar Hybrides Bauen mit Hochleistungswerkstoffen. U. Meier and A. Winnistörfer: Band 10, Kapitel VII (Seite 1-15) - CFK-Zugglieder im Brückenbau*, Leipzig (Deutschland), 2000.
- [NEI86] *Sonderdruck zur Modern Plastics International K86 Ore-Show Conference. M. Neitzel: High Strength Composites*, Düsseldorf (Deutschland), 1986.
- [NO998] *Kreative Ingenieurleistungen Wien-Darmstadt. J.F. Noisternig and F. Dotzler and D. Jungwirth: Requirements to glass fiber and carbon fiber tendons and practical application, pp. 17-20*, Amsterdam (Netherlands), 1998.
- [Noi95] J. F. Noisternig. *Zum Tragverhalten von Verankerungssystemen für CFK-Litzen im Spannbetonbau*. PhD thesis, Institut für Verbundwerkstoffe, Kaiserslautern, 1995.

- [NS07] Nedri-Spannstahl. Herstellerangaben: Angaben zum mechanischen, dynamischen und thermischen Verhalten des produzierten CFK-Drahtes (diverse e-mails, Fax, Telefonate und persönliche Gespräche). Nedri-Spannstahl, Venlo, Holland, 2001 - 2007.
- [RB03] Redaktion-Bauzeitung. Brücke hängt an Kohlenstoff-Fasern. *bau.zeitung*, 26-27:33–34, 2003.
- [RBH92] F. S. Rostásy, H. Budelmann, and C. Haners. Faserverbundwerkstoffe im Stahlbeton- und Spannbetonbau. *Beton- und Stahlbetonbau*, 87: Heft 5 und 6:123–129, 152–154, 1992.
- [RC03] M. Researchers and Consultants. First CFRP Bridge in the [USA. *C&T Research Record*, Februar:1–4, 2003.
- [RG00] RG. Faserverbundwerkstoffe: neue Technologien, neue Werkstoffe. *R&G Faserverbundwerkstoffe GmbH., Waldenbuch*, 2000.
- [RG03] RG. Kapitel 1: Grundlagen Epoxydharze, Arbeitsanleitung. R&G Faserverbundwerkstoffe GmbH, Waldenbuch, Deutschland, 2003.
- [RKKM83] F. S. Rostásy, M. Keuser, B. Kepp, and G. Mehlhorn. Nonlinear Static Analysis of End-Fittings for GFRP-prestressing Rods. *Computers & Structures*, 17/5:719–730, 1983.
- [RNP77] G. Rehm, U. Nürnberger, and M. Patzak. Keil- und Klemmverankerungen für dynamisch beanspruchte Zugglieder aus hochfesten Drähten. *Bauingenieur*, 52:287–298, 1977.
- [Rus02] H. Russel. A Step in the Light Direction. *Bridge Design and Engineering*, 27:61–63, 2002.
- [Sch01] B. Schupack. Prestressing Reinforcement in the New Millenium. *Concrete International*, 23/12:38–45, 2001.
- [SE02] O. Schwarz and F.W. Ebeling. *Kunststoffkunde*. Vogel Buchverlag, Erlangen, 2002.
- [SK98] H. Saechlting and K.Oberbach. *Saechlting Kunststoff-Taschenbuch*. Carl Hanser Verlag, Erlangen, 1998.
- [ST99] H. Saadatmanesh and F. Tannous. Relaxation, Creep and Fatigue Behavior of Carbon Fiber Reinforced Plastic Tendons. *ACI MATERIALS JOURNAL*, March-April:143–153, 1999.
- [UM96] U.Schurter and B. Meier. Storchenbrücke Winterhur. *Schweizer Ingenieur und Architekt*, 44:976–979, 1996.
- [VE002] *Proceedings of the 1st FIP Symposium on Concrete Structures in the 21st Century*. A. H. J. M. Vervuurt and N. Kapitijn and W. B. Grundlehner: *Carbon Based Post Tensioning Tendons in the Dintelhaven Bridge in the Netherlands*, pp. 397-406, Osaka (Japan), 2002.

- [VKG03] A. H. J. M. Vervuurt, N. Kapitijn, and W. B. Grundlehner. Carbon-based tendons in the Dintelhaven Bridge, the Netherlands. *Structural Concrete*, 4/1:1–11, 2003.
- [WI000] *Neue Werkstoffe in Bayern. A. Windisch: Zug-/Spannglieder aus Kohlenstofffaser-Kunststoff-Verbunden für das Bauwesen*, München (Deutschland), 2000.
- [WM89] W. Michaeli and M. Wegener. *Einführung in die Technologie der Faserverbundwerkstoffe*. Hanser, 2. edition, October 1989.
- [Woe92] W. Woebcken. *Saechtling Kunststoff-Taschenbuch*. Carl Hanser Verlag, Erlangen, 1992.
- [WZ03] H. Wegscheider and J. Zauner. Herstellen, Montage u. Spannen von 16 extern geführten cfk-Spanngliedern zur Ertüchtigung einer Zubringerbrücke über die Autobahn A10 bei Golling (Teil I), Untersuchungen an Epoxidharz (Teil II). Große Projektarbeit an der Technischen Universität Wien, Institut für Stahlbeton- und Massivbau und Institut für Baustofflehre, Bauphysik und Brandschutz, 2003.
- [Zea01] Z. Zhang and et al. The Effects of Carbon Fibre and Carbon Fibre Composite Ducts on Bronchoalveolar Lavage Component of Rats. *Journal of Occupational Health (China)*, 43:75–79, 2001.