
DISSERTATION

**EINFLUSS VON UNTERSCHIEDLICHEN VERSUCHSPARAME-
TERN AUF DAS ERMÜDUNGS- UND STATISCHE ZUGVER-
HALTEN VON LITZENZUGGLIEDERN**

DOCTORAL THESIS

**INFLUENCE OF DIFFERENT TESTING PARAMETERS ON THE
FATIGUE- AND STATIC TENSILE BEHAVIOR OF TENDONS**

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. Wolfgang Träger

Matrikelnummer: 0225134

Bruckgasse 3, 7423 Pinkafeld, Österreich

Gutachter: o.Univ.Prof. Dipl.-Ing. Dr.-Ing. Johann Kollegger, M.Eng.

Institut für Tragkonstruktionen - Betonbau

Technische Universität Wien

Karlsplatz 13, 1040 Wien, Österreich

Gutachter: Univ.Prof. Dr.sc.techn. Mike Schlaich

Institut für Bauingenieurwesen - Entwerfen und Konstruieren - Massivbau

Technische Universität Berlin

Gustav-Meyer-Allee 25, 13355 Berlin, Deutschland

Wien, am

Vorwort

Mein besonderer Dank gilt Prof. Kollegger für die Ermöglichung und die wissenschaftliche Betreuung dieser Arbeit. An meine Zeit am Institut für Tragkonstruktionen werde ich mich aufgrund seiner stets freundlichen und hilfsbereiten Art gerne zurückerinnern.

Herrn Prof. Schlaich danke ich für sein Interesse an meiner Dissertation und die Übernahme des Koreferates.

Bedanken möchte ich mich bei allen beteiligten Projektpartnern und besonders bei der Österreichischen Forschungsförderungs-GesmbH (FFG) für ihrer Unterstützung.

Ein spezieller Dank gilt meinem langjährigen Freund und Arbeitskollegen Johannes Novoszel. Seine Mithilfe bei den experimentellen Untersuchungen machte die Durchführung der unzähligen Versuchsserien erst möglich. Nach etwa 15 Jahren der gemeinsamen Ausbildung trennen sich nun endgültig unsere Wege.

Zusätzlich bin ich meinen Arbeitskollegen am Institut für Tragkonstruktionen für das nette Arbeitsklima und die freundschaftliche Zusammenarbeit sehr dankbar. Frau Edith Schotkowsky gilt dabei mein besonderer Dank für die administrative Unterstützung der Versuchsprojekte und die Korrektur meiner schriftlichen Arbeiten.

Weiters möchte ich mich bei Herbert Pardatscher für die Mithilfe bei den Versuchsplanungen und -durchführungen bedanken.

Ich widme diese Arbeit meinen Eltern Christine und Reinhard, die mir stets Rückhalt in allen Lebenslagen gaben und mir meine Ausbildung ermöglichten.

Meiner Freundin Julia danke ich für ihre Geduld und Unterstützung in allen Belangen.

Nicht vergessen möchte ich meine Geschwister Veronika und Paul sowie meinen Schwager Christoph, die mir immer hilfsbereit zur Seite standen.

Danke!

Kurzfassung

Im Zuge des von der Österreichischen Forschungsförderungsgesellschaft (FFG) geförderten Forschungsprojektes „Litzenzugglieder mit erhöhter Dauerschwingfestigkeit“ wurde vom Institut für Tragkonstruktionen der TU Wien das Dauerschwingverhalten von Schrägkabel- bzw. Vorspannsystemen experimentell untersucht. Die von Prof. Kollegger im Jahr 2006 entwickelte und patentierte Resonanzprüfmaschine [KKP06] machte erstmals eine dynamische Prüfung von Litzenzuggliedern unter realitätsnahen Prüfbedingungen zu vertretbaren Kosten möglich. Aufgrund der Funktionsweise der Anlage konnten parallel-litzige Zugglieder mit Prüffrequenzen von bis zu 29 Hz getestet werden. Durch die enge Zusammenarbeit mit den Projektpartnern wurden 119 Ermüdungs- bzw. statische Zugversuche an Litzenbündelsystemen ausgeführt. Dabei sollte gezielt der Einfluss von Lastwechselzahl, Schwingbreite, Oberlast und Prüffrequenz auf das Ermüdungsverhalten von bestehenden Systemen untersucht werden. Aufbauend auf den Versuchsergebnissen war eine Verbesserung der Verankerungssysteme geplant. Mit Hilfe von Langzeitermüdungsversuchen sollten zusätzlich das Auftreten und die Ausbreitung von Drahtbrüchen erforscht werden.

Im ersten Teil der experimentellen Untersuchungen konnte die Dauerschwingfestigkeitsgrenze von einlitzigen Systemen bestimmt werden. Die Versuche bestätigten die gute Funktionsweise der Keilverankerung bei zyklischen und rein statischen Belastungen. Der getestete verzinkte Spannstahl zeigte ebenfalls exzellente technologische Eigenschaften. Der Mittelwert der Dauerschwingfestigkeit der Systeme lag deutlich über den laut [Fib05] geforderten Mindestwerten. Zusätzlich konnte kein Einfluss der Prüffrequenz auf das Dauerschwingverhalten der Monolitzensysteme zwischen 4 und 14 Hz festgestellt werden. Weder im Zeitfestigkeits- noch im Dauerschwingfestigkeitsbereich gab es Abweichungen aufgrund der Belastungsfrequenz.

Der zweite Teil der experimentellen Versuche beschäftigte sich mit der Bestimmung des Dauerschwingverhaltens von parallel-litzigen Schrägkabelsystemen. Anfänglich konnte zwar der Einfluss von Schwingbreite und Lastwechselzahl auf das Ermüdungsverhalten der verzinkten Litzenbündelsysteme erfolgreich untersucht werden, jedoch trat im Verlauf der weiteren Versuche ein verfrühtes Versagen bei den im Anschluss an die Ermüdungsversuche durchgeführten statischen Zugversuche auf. Angesichts dieser Tatsache wurden Vergleichsversuche mit unterschiedlichen Spannstählen und Spannverankerungen ausgeführt. Im Zuge dieser Vergleichsversuche konnten 68 Versuche an 1- bis 55-litzigen Schrägkabel- bzw. Vorspannsystemen mit 19 unterschiedlichen Spannstählen verwirklicht werden. Die an unverzinkten Spannstählen durchgeführten Versuche lieferten ausgezeichnete Ergebnisse. Die Funktionsweise der Verankerungen konnte dadurch ebenso wie das neue Prüfverfahren verifiziert werden. In weiterer Folge ergaben umgelenkte Einzelzugversuche mit Keilverankerungen sehr aufschlussreiche Ergebnisse. Es war ein direkter Zusammenhang zwischen Umlenkwinkel und statischer Bruchkraft der Monolitzensysteme feststellbar. Dieser Effekt konnte nur bei den getesteten verzinkten Spannstählen beobachtet werden. Unverzinkte Litzenzugglieder hingegen zeigten sich äußerst resistent in Hinblick auf die getesteten Umlenkwinkel.

Die im dritten Teil der experimentellen Untersuchungen durchgeführten Langzeitermüdungsversuche mit 50 Millionen Lastwechseln an 19-litzigen Schrägkabelsystemen zeigten, dass es durch einzelne Drahtbrüche zu keiner progressiven Schädigung des Gesamtsystems

kommen kann. Die HDPE-Ummantelung jeder einzeln verankerten Litze verhindert eine fortschreitende Schädigung des Kabelquerschnitts infolge von Reibermüdung.

Aufbauend auf dieser Arbeit sollte die Anfälligkeit der verzinkten Spannstähle auf Umlenkungen weiter erforscht werden. Eigenspannungen, welche während der Fertigung der hochfesten Drähte entstehen, könnten in direktem Zusammenhang mit dem verfrühten Versagen von gebündelten verzinkten Spannstählen während der Durchführung von statischen Zugversuchen stehen. Eine Überlagerung mit den Biegespannungen infolge der Bündelung der Litzenzugglieder könnte der Grund des vorzeitigen Versagens der umgelenkten verzinkten Spannstähle sein.

Nichtsdestotrotz zeigten die verzinkten Spannstähle auch bei hohen Lastwechselzahlen und Schwingbreiten ein gutes Ermüdungsverhalten. Die Ergebnisse bestätigten die bereits vermutete Theorie, dass die erhöhte Lastwechselzahl (bis zehn Millionen Lastzyklen) keinen erheblichen Einfluss auf das Dauerschwingverhalten der verzinkten, mit Wachs verpressten Schrägkabelsysteme hat. Die Zink- bzw. Wachsschicht wirkt als eine Art Gleitschicht zwischen den Drähten und schützt diese vor Reibermüdungsschäden. Unter der Voraussetzung einer passenden Spannstahlqualität und einer gut funktionierenden Keilverankerung, könnte eine Erhöhung der Oberlast der Schrägkabelsysteme durchaus realisierbar sein. Diese Annahme sollte aber erst durch Versuchsserien an gebündelten Systemen überprüft werden. Einerseits würde eine Anhebung der Oberlast zu Einsparungen von Spannstahl führen, und andererseits könnte dies dem Trend der ständig steigenden Zugfestigkeiten der Litzen entgegenwirken. Gleichzeitig verbessert sich durch den geringeren Kabeldurchmesser die aerodynamische Eigenschaft der Litzenzugglieder.

Abstract

In the course of a research project, carried out at the Institute for Structural Engineering at Vienna University of Technology, the influence of different testing parameters, like stress range, test frequency, upper load and the number of load cycles, on the fatigue behavior of tendons, was investigated. With the help of the resonance-testing machine, invented by Prof. Kollegger in the year 2006, it was possible to test different parallel strand stay-cable and post-tensioning systems under real loading conditions. A total of 129 fatigue and static tensile tests have been performed with variable sizes of anchorages (1 to 55 strands) and prestressing steels. Based on the experimental test results, an improvement of the anchorages was planned. Also long term fatigue tests with up to 50 million load cycles were carried out to investigate the progress of wire failures at a steady rise of the load cycles.

The first part of the experimental investigations showed a very high fatigue resistance of galvanized monostrand systems. The tests demonstrated the functional principle of the wedge anchorages at fatigue and static loading conditions and the achieved endurance limits exceeded the requirements according to [Fib05]. Moreover there was no influence of the testing frequency on the fatigue behavior of the systems detectable between 4 and 14 Hz.

In the second part of the experimental program the fatigue and static loading behavior of parallel- strand cables was analyzed. Because the majority of the static tensile tests with galvanized strands showed a brittle failure under load levels much lower than the minimum requirements according to [Fib05], a series of intercomparison tests were conducted. 68 tests with 19 different prestressing steels demonstrated the high sensibility of galvanized strands on the deviation during the static tensile tests. In comparison, non-galvanized strands showed no dependence on the bending angle which occurs through the bundling effect of the cables.

The long term fatigue behavior of stay-cable systems with 19 strands showed a very high fatigue resistance of the tested components. The major advantage of parallel strand cable systems is the fact that single wire failures, which can always occur, e.g. due to local material defects, have no impact on the fatigue or the static behavior of the surrounding tendons. The PE-coating of the galvanized strands prevents fretting fatigue problems in the touching tendons. In a worst case scenario, a broken wire could damage the other six wires of the same strand but by no means can progressive damage occur in the surrounding strands. In such a case the current parallel strand systems would also allow a replacement of single broken strands.

Based on the results of this thesis, the influence of the deviation of galvanized strands on the static loading behavior should be investigated. Residual stresses induced through the manufacturing process of the strands could lead to critical stresses in the bundled strands during the static tensile tests.

Nevertheless, the tests confirmed the high fatigue resistance of the galvanized, waxed and PE-coated strands, although the stress range and the load cycles were much higher than the recommended values according to [Fib05].

Inhaltsverzeichnis

Vorwort	II
Kurzfassung	III
Abstract	V
1 Einleitung – Ziel der Arbeit	1
1.1 Allgemeines	1
1.2 Ausgangssituation	2
1.3 Zielsetzung	3
1.4 Gliederung der Arbeit	4
2 Zugglieder im Bauwesen	6
2.1 Schrägkabelsysteme	6
2.2 Vorspannsysteme	9
2.3 Herstellung von hochfesten Litzenzuggliedern.....	10
2.3.1 Materialzusammensetzung	10
2.3.2 Spannstahlherstellung.....	11
2.3.3 Verzinken von Spannstahl	12
3 Grundlagen der Materialermüdung	13
3.1 Historischer Hintergrund.....	13
3.2 Begriffe, Definitionen und gängige Darstellungen	15
3.2.1 Ermüdungsversagen von Metallen.....	15
3.2.2 Beanspruchungskennwerte	16
3.2.3 Wöhlerversuche und Wöhlerlinien	18
3.2.3.1 Versuchsdurchführung und Auswertung.....	18
3.2.3.2 Darstellung der Ergebnisse durch Wöhlerlinien.....	18
3.2.3.3 Dauer- und Zeitfestigkeitsschaubild.....	20
3.2.4 Statistische Belegung des Dauerfestigkeitswerts.....	21
3.3 Wesentliche Einflüsse auf die Schwingfestigkeit metallischer Werkstoffe	22
3.3.1 Beanspruchungsart.....	23
3.3.2 Mittelspannung	23
3.3.3 Abmessungen der Versuchskörper	24
3.3.4 Oberflächengüte.....	24
3.3.5 Kerbwirkung	25
3.3.6 Belastungsfrequenz und Temperatur	25
3.3.7 Eigenspannungen.....	26
3.3.8 Korrosion	27

4 Normen und Richtlinien zur Ermüdungsprüfung von Litzenzuggliedern	29
4.1 Richtlinien Schrägkabelsysteme	29
4.1.1 <i>fib</i> Bulletin 30 [Fib05]	29
4.1.2 SETRA [Set02]	31
4.1.3 PTI Guide - Schrägkabel [Pti07]	33
4.1.4 Eurocode EN 1993-1-11 Bemessung und Konstruktion von Tragwerken mit Zuggliedern aus Stahl [EN3]	35
4.2 Richtlinien Vorspannsysteme im Stahlbetonbau	36
4.2.1 ÖNORM B 4758 Spannstähle - Anforderung, Klassifizierung und Konformitätsnachweis [Öno11]	37
4.2.2 ETAG 013 [Eta02]	37
4.2.3 PTI Guide - Vorspannsysteme [Pti98]	39
4.2.4 AASHTO LRFD Bridge Construction Specifications [Aas10]	40
4.3 Zusammenfassung der Prüfvorschriften	41
5 Experimentelle Untersuchungen	43
5.1 Resonanzprüfmaschine der TU Wien	43
5.2 Einfluss verschiedener Versuchsparameter auf das Ermüdungsverhalten von Monolithen- systemen	45
5.2.1 Materialeigenschaften	46
5.2.2 Versuchseinrichtung	46
5.2.3 Versuchsdurchführung	47
5.2.4 Versuchsserie 1	47
5.2.5 Versuchsserie 2	48
5.2.6 Versuchsserie 3	49
5.2.7 Versuchsserie 4	50
5.2.8 Versuchsserie 6	51
5.2.9 Versuchsserie 7	51
5.2.10 Analyse der Versagensformen	52
5.2.11 Interpretation der Versuchsergebnisse	56
5.3 Ermüdungs- und statische Zugversuche an Litzenbündelsystemen	57
5.3.1 Materialeigenschaften	57
5.3.2 Versuchseinrichtung	58
5.3.3 Versuchsinstallation	59
5.3.4 Einfluss von Lastwechselzahl, Oberlast und Schwingbreite auf das Ermüdungsverhalten von Schrägkabelsystemen	60
5.3.5 Vergleichsversuche an verzinkten und unverzinkten Spannstählen	69
5.3.6 Einfluss des Umlenk winkels auf das statische Bruchverhalten von verzinkten und unverzinkten Spannstählen	73

5.3.7 Einfluss von sehr hohen Spannungsamplituden auf die Schwingfestigkeit von Litzenzuggliedern.....	78
5.3.8 Ermüdungsverhalten von unverzinkten Spannstählen.....	79
5.3.9 Ermüdungsverhalten von kompaktierten Spannstählen.....	81
5.3.10 Chemische Analyse von Spannstählen.....	83
5.3.11 Interpretation der Versuchsergebnisse.....	84
5.4 Langzeitermüdungsversuche an 19-litzigen Schrägkabelsystemen.....	86
5.4.1 Materialeigenschaften.....	86
5.4.2 Versuchsdurchführung.....	87
5.4.3 Erster Langzeitermüdungsversuch - Schrägkabel.....	89
5.4.3.1 Versuchsparameter.....	89
5.4.3.2 Versuchsergebnisse.....	90
5.4.4 Zweiter Langzeitermüdungsversuch – Extra-dosed Bridge.....	95
5.4.4.1 Versuchsparameter.....	95
5.4.4.2 Versuchsergebnisse.....	95
5.4.5 Langzeitermüdungsversuche unter realitätsnahen Bedingungen.....	97
5.4.6 Interpretation der Versuchsergebnisse.....	97
6 Zusammenfassung und Ausblick.....	99
7 Empfehlungen.....	102
Abbildungsverzeichnis.....	104
Tabellenverzeichnis.....	107
Literaturverzeichnis.....	108
Anhang.....	113

1 Einleitung – Ziel der Arbeit

1.1 Allgemeines

Litzenzugglieder spielen speziell im Brückenbau seit vielen Jahren eine wichtige Rolle. Dabei kommen Sie meist in Form von interner bzw. externer Vorspannung zur Anwendung, aber auch unterschiedlichste Zugglieder bilden einen wichtigen Bestandteil von Schrägkabel- bzw. Hängebrücken.

Abb.1 zeigt eine typische Schrägkabelbrücke mit einer Hauptspannweite von 471 m, bei welcher das Brückendeck durch 128 Kabel mit den beiden 175 m hohen Pylonen verbunden ist.



Abb. 1: Arthur Ravenel jr. Bridge in South Carolina [Tin09]

Eine Mischform aus Balkenbrücken und Schrägkabelbrücken sind die sogenannten „Extradosed Bridges“, bei denen die Litzenzugglieder nicht innerhalb, sondern außerhalb der Hohlkastenquerschnitte verlaufen und so das Tragverhalten von beiden Brückenkonstruktionen kombiniert wird. Die Hauptbelastung der Litzenzugglieder in diesen Konstruktionen ist auf die ständig wirkenden Lasten des Brückenquerschnitts zurückzuführen. Zusätzlich werden bei Straßen- bzw. Eisenbahnbrücken die Zugglieder einer zyklischen Belastung ausgesetzt. Insbesondere bei Eisenbahnbrücken kommt es aufgrund des hohen Eigengewichtes der Züge zu weit größeren Spannungsamplituden in den Spannsystemen als bei herkömmlichen Straßenbrücken. Bei Schrägkabel- bzw. Hängebrücken ermöglicht zwar die Steifigkeit des Brückentragwerks eine Verteilung der veränderlichen Lasten auf einen Großteil der Zugglieder, jedoch kann eine Ermüdungsbeanspruchung nicht verhindert werden. Die zweite, nicht zu unterschätzende zyklische Belastung besonders bei Kabelbrücken, wird durch Wind bzw. Regen herbeigeführt. Die aus diesen Belastungen auftretenden Spannungsamplituden sind zwar um ein Vielfaches geringer, die Lastwechselzahl ist jedoch umso größer [KRS07].

1.2 Ausgangssituation

Die Tatsache, dass vor allem in Asien der Bedarf an Schrägkabelbrücken mit Spannweiten von über 1.000 m gegeben ist, macht eine Weiterentwicklung der bestehenden Systeme unabdingbar. Die ursprünglich angenommenen Grenzen der Spannweiten von Schrägkabelbrücken von etwa 500 m wurde im Laufe der Zeit stetig nach oben verschoben. Die derzeitige Rekordspannweite einer Schrägkabelbrücke wurde bei der im Jahre 2012 fertiggestellten Russki Brücke in Wladiwostok mit 1.104 m erzielt. Machbarkeitsstudien haben aber bereits gezeigt, dass Spannweiten von 3.000 m für Schrägkabelbrücken bzw. 4.500 m für Hängebrücken in der nahen Zukunft durchaus erreicht werden können [Tan02].

Die Anforderungen an die in erster Linie aus hochfesten Drähten bzw. Litzen bestehenden Zugglieder steigen durch die immer größer werdenden Spannweiten kontinuierlich. Eigenschaften wie hohe Zugfestigkeiten, geringe Relaxationsverluste bzw. günstiges Ermüdungsverhalten spielen dabei ebenso wie die Dauerhaftigkeit des Korrosionsschutzes eine tragende Rolle.

Heutzutage wird die Ermüdungsfestigkeit von Litzenzuggliedern experimentell bestimmt, wobei die Grundlagen dieser Prüfungen je nach Konstruktionsart und Herkunftsland in unterschiedlichen Richtlinien bzw. Normen wie z.B. [Fib05], [Set02], [Pti98], [Pti07], [EN3] oder [Eta02] zu finden sind. Diese Richtlinien bzw. Normen sehen Ermüdungsversuche mit einer bestimmten Oberlast und Schwingbreite über zwei Millionen Lastwechsel vor. Derartige Beanspruchungen haben jedenfalls wenig mit der tatsächlichen Ermüdungsbeanspruchung in einem Litzenzugglied zu tun, jedoch waren bisher realitätsnahe Versuche technisch bzw. wirtschaftlich kaum durchführbar.

Wie Messungen an bestehenden Brücken gezeigt haben, liegt die Lastwechselzahl über die Nutzungsdauer hinweg bei einem Vielfachen des in den Normen vorgesehenen Wertes von zwei Millionen, wobei im Gegensatz dazu ein Großteil der in den Litzenzuggliedern auftretenden Spannungsamplituden deutlich geringer ist [SiB06] & [KRS07].

Eine von [PFB85] erstellte Zusammenfassung von über 700 Ermüdungsversuchen an 7-litzigen Spannstahllitzen ergab, dass ein Datenmangel von Versuchen mit niedrigen Schwingbreiten und hoher Lastwechselzahl gegeben ist. Die meisten der in [PFB85] beschriebenen Versuche befassten sich außerdem rein mit der Ermüdungsfestigkeit des Spannstahls und nicht mit dem Gesamtsystem, bestehend aus Verankerung und Litzenzugglied.

Im Zuge einer ausführlichen Literaturrecherche konnten keine aktuellen Versuchsergebnisse an parallel-litzigen Schrägkabelsystemen mit hohen Lastwechselzahlen gefunden werden. Häufig werden die während der Zulassungsversuche verwendeten Schwingbreiten von 200 MPa und zwei Millionen Lastwechsel extrapoliert, um dadurch die ertragbare Schwingbreite bei höheren Lastwechselzahlen bestimmen zu können [KRS07].

Über Seile bzw. Paralleldrahtsysteme konnten einige Veröffentlichungen von Ermüdungsversuchen mit hohen Lastwechselzahlen gefunden werden.

Zum Beispiel wurden von [Bir80] Ermüdungsversuche an 19-drahtigen Schrägkabelverankerungen mit bis zu zehn Millionen Lastwechsel durchgeführt. Dabei konnte keine Reduktion

der statischen Zugfestigkeit aufgrund der Ermüdungsbeanspruchung der Drähte beobachtet werden.

[MEO92] führten Ermüdungsversuche an unterschiedlichen Seilen und Paralleldrahtsystemen mit fünf Millionen Lastwechseln durch, um das Auftreten und die Ausbreitung von Drahtbrüchen untersuchen zu können. Sie stellten fest, dass die Ermüdungsfestigkeit der Gesamtsysteme um ein Vielfaches kleiner ist als jene der Einzeldrähte. Die unterschiedlichen Verankerungsarten beeinflussten ebenfalls die Ergebnisse der Dauerschwingversuche.

[TMS92] beschrieben unter anderem Ermüdungsversuche an 91-litzigen Paralleldrahtsystemen bei bis zu zehn Millionen Lastwechseln mit unterschiedlichen Schwingbreiten. Ein Großteil der Drahtbrüche konnte bei diesen Versuchen in den Verankerungszonen gefunden werden.

Der Einfluss von Schwingbreite, Mittellast und Prüfkabellänge auf das Ermüdungsverhalten von Seilen wurde von [SuC00] untersucht. Dabei konnten Versuche mit bis zu 17 Millionen Lastwechseln ausgeführt werden. Ein Einfluss der Mittellast (zwischen 15% und 40% GUTS) auf das Dauerschwingverhalten der Seile konnte nicht festgestellt werden. Im Gegensatz dazu konnte ein direkter Zusammenhang zwischen Schwingbreite und ertragbarer Lastwechselzahl festgestellt werden.

In [HoR96] wurde das Reiberermüdungsproblem von Seilen und Paralleldrahtsystemen bei Lastwechselzahlen bis zehn Millionen Zyklen untersucht. Dabei wurde festgehalten, dass weitere Versuchsergebnisse unter realitätsnahen Bedingungen benötigt werden, um das Phänomen der Reiberermüdung besser verstehen zu können.

Durch die am Institut für Tragkonstruktionen der TU Wien unter Prof. Kollegger entwickelte und patentierte Resonanzprüfmaschine [KKP06] ist es erstmals möglich, das Dauerschwingverhalten von Litzenzuggliedern unter realitätsnahen Bedingungen erforschen zu können, da herkömmliche servo-hydraulische Prüfmaschinen derartige Untersuchungen aus technischen bzw. wirtschaftlichen Gründen nicht zulassen.

1.3 Zielsetzung

Im Zuge eines von der Österreichischen Forschungsgesellschaft (FFG) geförderten Forschungsvorhabens sollte das Dauerschwingverhalten von Litzenzuggliedern unter praxisnahen Bedingungen experimentell ermittelt werden. Aufbauend auf den Versuchsergebnissen wurde eine Verbesserung des Dauerschwingverhaltens bzw. eine wirtschaftlichere Dimensionierung der Komponenten angestrebt.

Für die Infrastrukturbetreiber sollte sich durch dieses Forschungsprojekt die Möglichkeit einer besseren Beurteilung von bestehenden Konstruktionen mit Litzenzuggliedern ergeben. Dadurch wäre ein Einsparungspotential von Erhaltungskosten bzw. von Kosten für Ersatzbauten in weiterer Folge möglich.

Für die TU Wien sollte durch das Forschungsprojekt außerdem eine Validierung der Prüfmaschine ermöglicht werden, da zuvor lediglich Pilotversuche [Köb08] mit dem neuen Prüfverfahren durchgeführt wurden. Um die Auflagen der unterschiedlichen Prüfrichtlinien bzw. Normen erfüllen zu können, war eine geringfügige Adaptierung der Prüfanlage notwendig.

Die experimentellen Versuche wurden daher dementsprechend geplant und durchgeführt. Zuerst wurde das Ermüdungsverhalten von bestehenden Systemen überprüft und aufbauend auf diesen Ergebnissen wurde die weitere Versuchsdurchführung angepasst. Parameterstudien zur Bestimmung des Einflusses von Prüffrequenz auf das Schwingverhalten der Litzenzugglieder wurden anfangs für einlitzige Systeme, und in weiterer Folge für Litzenbündelsysteme, durchgeführt.

Anschließend wurden die Versuchsparameter Lastwechselzahl, Schwingbreite und Oberlast explizit untersucht.

Am Ende des Forschungsvorhabens waren außerdem Langzeitermüdungsversuche vorgesehen, um gezielt das Auftreten und die Ausbreitung von Drahtbrüchen unter enorm hohen Lastwechselzahlen erforschen zu können.

1.4 Gliederung der Arbeit

Die vorliegende Arbeit ist in sieben Kapiteln unterteilt und beginnt mit einer Einleitung, welche die Ausgangslage bzw. die Zielsetzung beschreibt.

Kapitel zwei enthält die unterschiedlichen Ausführungsformen von Litzenzuggliedern mit einer Vertiefung auf die in weiterer Folge genauer untersuchten Litzenbündelsysteme. Außerdem werden das Herstellungsverfahren und die Materialzusammensetzungen von hochfesten Litzenzuggliedern erläutert.

Das dritte Kapitel gibt einen Überblick über die Grundlagen der Materialermüdung. Dies beinhaltet einerseits einen kurzen historischen Rückblick und andererseits werden die grundlegenden Begriffe, Definitionen und Darstellungsarten näher beleuchtet. Zusätzlich ist eine detaillierte Beschreibung der wesentlichen Schwingfestigkeitsparameter angegeben.

Kapitel vier beschäftigt sich mit den verschiedenen Prüfrichtlinien bzw. Normen, welche für die Zulassung von Schrägkabelsystemen Verwendung finden.

Der Hauptteil dieser Arbeit besteht aus dem in Kapitel fünf beschriebenen experimentellen Versuchsprogramm. Hier wird zu Beginn die Funktionsweise der Resonanzprüfanlage illustriert sowie der Einfluss von Prüffrequenz, Schwingbreite und Oberlast auf das Ermüdungsverhalten von Monolithensystemen erforscht. Des Weiteren werden die gewonnenen Versuchserkenntnisse im Zuge der Prüfung von Litzenbündelsystemen angewandt. Fraktographische Untersuchungen zählen ebenso wie chemische Analysen zu den wichtigen Bestandteilen während der Evaluierung der unterschiedlichen Versagensformen. Den Abschluss dieses Kapitels bilden Langzeitermüdungsversuche, bei welchen der Einfluss von enorm hohen Lastwechselzahlen auf den Verlauf von Drahtbrüchen experimentell ermittelt wurde. Interpretationen zu den unterschiedlichen Versuchsserien sind am Ende der jeweiligen Unterkapitel zu finden.

Das sechste Kapitel besteht aus einer Zusammenfassung der gewonnenen Erkenntnisse und einem Ausblick auf zukünftige Forschungsschwerpunkte.

Im Kapitel sieben werden Empfehlungen für die Verwendung bzw. Verbesserung von Schrägkabelsystemen gegeben. Zusätzlich sind darin Vorschläge für die Überarbeitung von bestehenden Prüfkriterien enthalten.

Im Anhang befinden sich die Datenblätter aller durchgeführten Versuche. Diese enthalten eine Beschreibung von Versuchsparametern und -ergebnissen.

2 Zugglieder im Bauwesen

Zugglieder werden im Bauwesen zur Aufnahme von hohen Zugkräften eingesetzt. In unterschiedlichsten Ausführungsformen kommen unter anderem Seile, Litzen, Drähte oder Stäbe bei der Herstellung von Brücken, Abspannungen, Seilbahnen und vielem mehr zur Anwendung. Da im Zuge dieser Arbeit ausschließlich das Ermüdungsverhalten von Parallellitensystemen für Schrägkabelbrücken und Vorspannanwendungen untersucht wurde, wird auf eine detaillierte Beschreibung von anderen Systemen verzichtet. Eine Übersicht der unterschiedlichen Kabelarten ist am Ende des Kap. 2.2 in der Tab. 1 zu finden.

2.1 Schrägkabelsysteme

Die seit den 1950er Jahren in verschiedensten Spannverfahren verwendeten Spannlitzen kommen aus technischen und wirtschaftlichen Gründen auch vermehrt bei Schrägkabelbrücken zur Anwendung (Abb. 2).

Dabei werden sechs Außendrähte (\varnothing 5,2 mm) spiralförmig um einen Kerndraht (\varnothing 5,4 mm) verwunden. Jede einzelne Litze wird mit zwei- bzw. dreiteiligen Keilen (Klemmen) (Abb. 3) in den konusförmigen Öffnungen der Verankerungen befestigt. Durch die rillenförmige Innenseite der Keilsegmente und durch die hohe Querpressung wird ein Durchrutschen der Spannlitzen verhindert. Mittels einer Abstufung der Keilrillen von geringerer zu größerer Tiefe kann eine gleichmässige Krafteinleitung über die gesamte Keillänge sichergestellt werden. Die dadurch entstehenden Kerben an den Litzen haben keinen maßgebenden Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit des Verankerungssystems, jedoch gehen die meisten Drahtbrüche bei der Durchführung von statischen Zugversuchen von diesen Materialschwächungen aus.

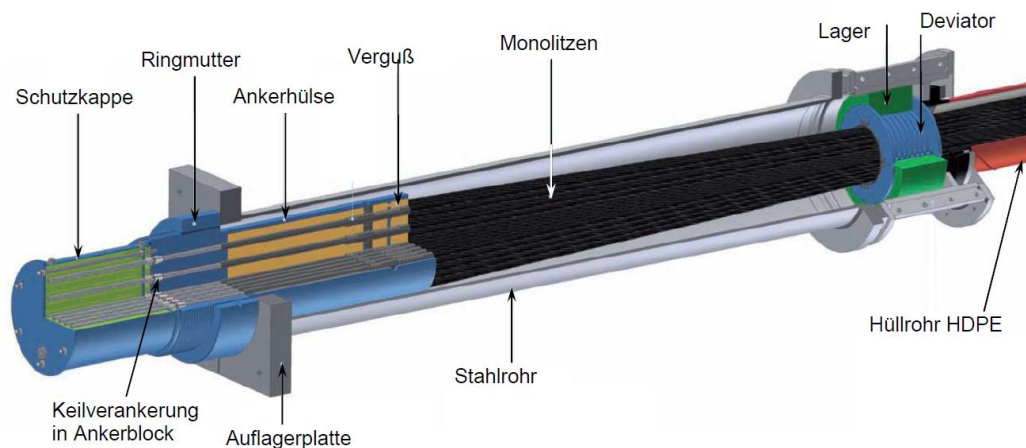


Abb. 2: Axonometrie des Verankerungssystems (BBR-VT, 2011)

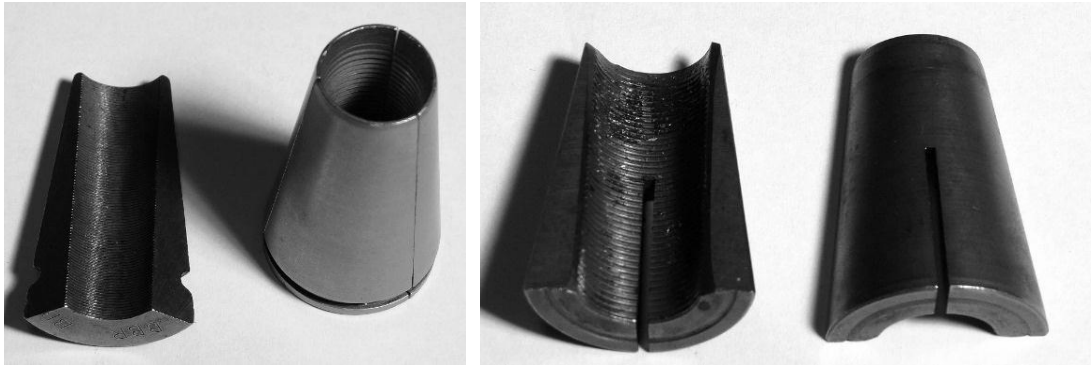


Abb. 3: Dreiteilige (li) und zweiteilige (re) Keile

Das Litzenbündel, oder auch Parallellitzenkabel genannt, besteht aus einzelnen Monolitzen, welche von einem UV-beständigen Hüllrohr umhüllt sind. Dieses Hüllrohr erhöht einerseits die Korrosionsbeständigkeit des Kabels und verbessert andererseits durch seine Profilierung die aerodynamischen Eigenschaften (Abb. 4).



Abb. 4: Profilierung eines Hüllrohrs

Jede einzelne Litze wird bereits ab Werk verzinkt, mit Fett oder Wachs verpresst und durch einen aufextrudierten HDPE-Mantel vor Korrosion geschützt. Gemeinsam mit dem Hüllrohr ergibt sich dadurch ein hervorragender vierfacher Korrosionsschutz (Abb. 5). Durch die Kombination aus Zinkschicht und Fett- bzw. Wachsfilmm wird ebenfalls der Reibverschleiss an den Kontaktstellen der einzelnen Drähte deutlich verbessert.

Die Nennzugfestigkeit der Spannlitzen beträgt im Normalfall 1.860 MPa, wobei sich durch die Querschnittsfläche der Litze von 150 mm² eine Nennbruchkraft von 279 kN je Litze ergibt.

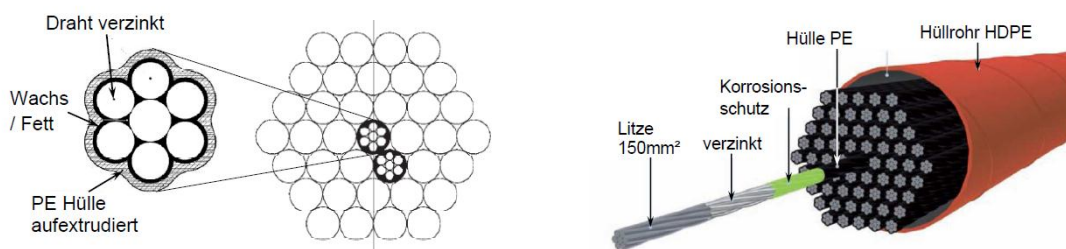


Abb. 5: Querschnitt und Axonometrie des Parallellitzenkabels (BBR-VT, 2011)

Schräggabelverankerungen bestehen aus Spann- bzw. Festankern, welche einerseits im Brückendeck und andererseits im Pylon angeordnet werden. Der Einsatz von sogenannten Sätteln ermöglicht eine durchgehende Führung der Schräggabel über den Pylon und erlaubt dadurch die Herstellung von schlankeren Pfeilern. Im Zuge dieser Arbeit wurde ausschließlich das Ermüdungs- und statische Zugverhalten von Keilverankerungen untersucht. Sattelversuche an Litzenbündelsystemen sind unter anderem in einer von [SAA10] verfassten Publikation zu finden.

Durch sogenannte Zugringe (Deviator) wird das gesamte Litzenkabel in der freien Länge gebündelt, um Schwingungen einzelner Litzen zu verhindern. Der Abstand dieser Zugringe ergibt sich aus einem maximalen Umlenkwinkel von etwa $1,5^\circ$, welcher für die äußersten Spannlitzen nicht überschritten werden darf.

Im Verankerungsbereich werden die Litzen meist über eingegossene bzw. einzementierte HDPE-Rohre umgelenkt, um an den Einspannstellen die Biegespannungen, hervorgerufen durch die Bündelung der Litzen bzw. durch Vibrationen, gering halten zu können.

Die auf Holzspindeln transportierbaren Spannstahtlitzen werden auf der Baustelle abgelängt und danach einzeln eingezogen. Das Spannen kann mittels handlicher Monopressen einzeln erfolgen, aber auch hydraulische Pressen zum Spannen des gesamten Litzenbündels können zur Anwendung kommen.

Ein weiterer Vorteil des Parallellitzenkabels ist die Austauschbarkeit einzelner Litzen. Dies wird mit Hilfe eines Kopplers, wie in Abb. 6 dargestellt, bewerkstelligt. Nach dem Entspannen der Einzellitze, dem Entfernen der Keilsegmente und der Außendrähte wird mittels eines Kopplers die beschädigte Litze mit der neuen Litze verbunden. Durch das Entfernen der beschädigten Litze wird gleichzeitig eine neue Litze eingezogen.

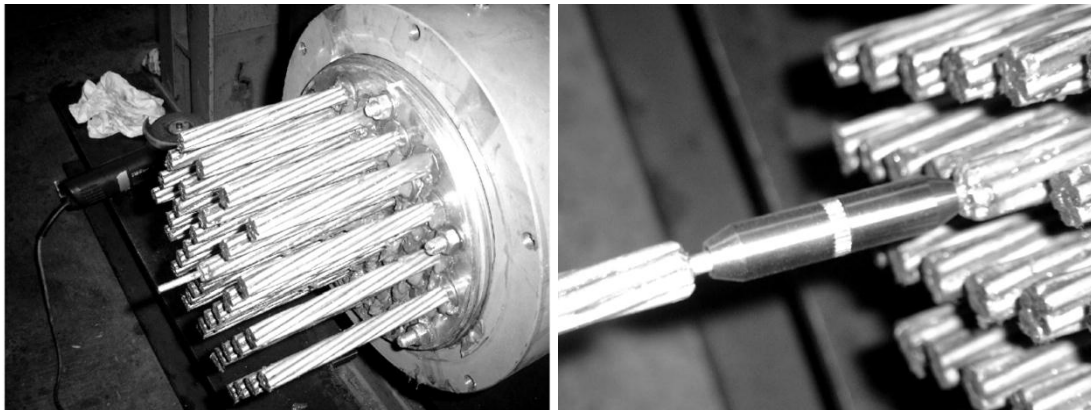


Abb. 6: Freigelegter Kerndraht (a) ; Mitteldrahtkoppler (b) (DSI, 2012)

Je nach Anwendungsfall werden Schräggabelsysteme auf dem Gebrauchslastniveau auf maximal 50% der garantierten Zugfestigkeit der Litzenzugglieder (GUTS) belastet. In der Bauphase ist ein kurzzeitiges Überlasten der Kabel bis 60% GUTS zulässig.

2.2 Vorspannsysteme

Vorspannsysteme kommen heutzutage in unterschiedlichen Ausführungsformen hauptsächlich im Brücken- und Behälterbau, aber auch im Hochbau (Flachdecken, Spannbetonbinde) zur Anwendung. Dabei soll die aus der äußeren Belastungen entstehende Spannung in einem Bauteil durch einen aus der Vorspannung entgegenwirkenden Spannungszustand überlagert werden. Dadurch verbessert sich einerseits die Gebrauchstauglichkeit der Konstruktionen und andererseits sind schlankere bzw. weiter gespannte Bauwerke realisierbar. Die Eintragung von Druckspannungen in die Zugzone bewirkt eine Vermeidung von Rissen bzw. geringere Rissbreiten, wodurch die Korrosionsgefahr der Bewehrung deutlich verringert wird.

Bei den heutzutage verwendeten Ausführungsformen der Vorspannung kann zwischen folgenden Arten unterschieden werden:

- Vorspannung mit sofortigem Verbund
- Vorspannung mit nachträglichem Verbund
- Interne Vorspannung ohne Verbund
- Externe Vorspannung

Die Verankerung der Litzen, Stäbe bzw. Drähte unterscheidet sich kaum von den bereits in Kap. 2.1 beschriebenen Schrägkabelsystemen. Je nach Ausführungsform wird der Korrosionsschutz der Vorspannsysteme unterschiedlich hergestellt.

Vorspannung mit nachträglichem Verbund zählt derzeit zu dem am häufigsten verwendeten Verfahren, wobei die meist unverzinkten siebendrahtigen Spannstahlitzen in einem gerippten Hüllrohr aus Bandstahl oder Kunststoff zusammengefasst werden. Nach dem Erreichen einer vorgeschriebenen Betonfestigkeit erfolgt das Spannen der Litzen mittels hydraulischer Pressen. Abb. 7 zeigt zwei unterschiedliche Ankerplattenausführungen, welche bei der Vorspannung mit nachträglichem Verbund zur Anwendung kommen. Nach dem Spannen der Litzenzugglieder wird zur Erzeugung der Verbundwirkung und aus Korrosionsschutzgründen das Hüllrohr mit Zementmörtel verpresst.

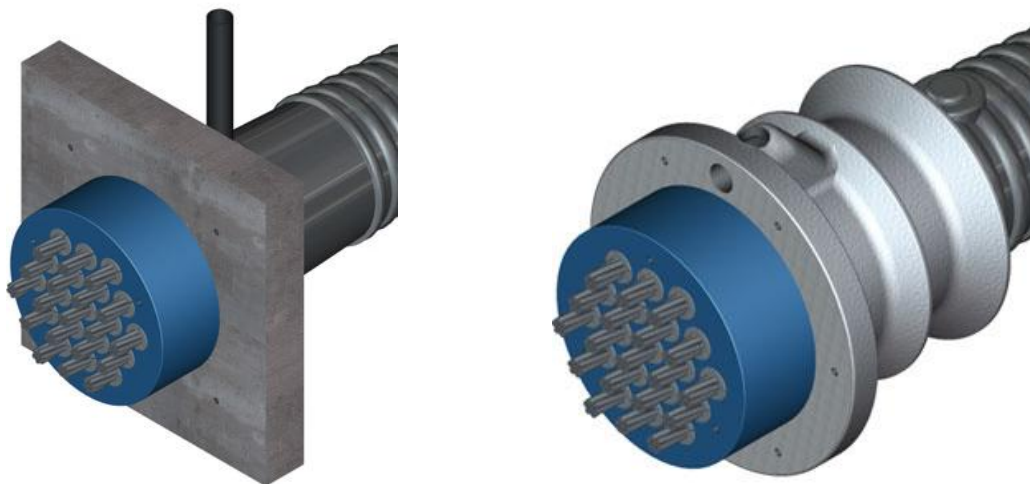
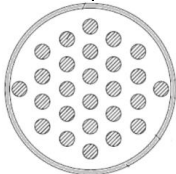
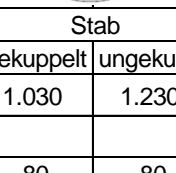
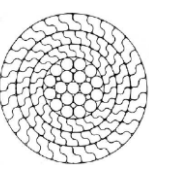
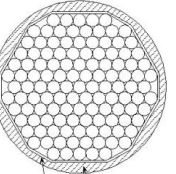
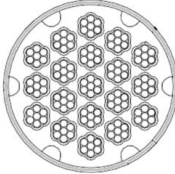


Abb. 7: Vorspannverankerung mit quadratischer Ankerplatte (li) und Mehrstufenverankerung (re) (BBR-VT, 2011)

Die maximal zulässige Vorspannkraft beträgt in Abhängigkeit von den unterschiedlichen nationalen Festlegungen des [EN2] den kleineren Wert von 90% des charakteristischen Wertes der 0,1% Dehngrenze ($F_{p0,1k}$) bzw. 80% der Zugfestigkeit des Spannstahls. Während des Vorspannens ist sogar ein kurzzeitiges Überspannen auf 95% $F_{p0,1k}$ erlaubt. In Österreich werden auf Grund der nationalen Festlegungen die zuvor angegebenen Vorspannkraft um 10% reduziert.

Kabeltyp	Stabstahl		Vollverschlossenes Seil	Paralleldrahtkabel	Parallellitzenkabel
					
Zugglied	Stab		Profildrähte	Drähte	Monolitzen
Aufbau	gekuppelt	ungekupp.		Ø 6 - 7mm	7-dräftig
f_{pk} [N/mm ²]	1.030	1.230	1.770	1.770 / 1.860	1.770 / 1.860
f_y [N/mm ²]			1.570	1.570 / 1.660	1.570 / 1.660
Ds [N/mm ²]	80	80	120 - 150	200	160 - 200
E-Modul [N/mm ²]	210.000	210.000	160.000 - 165.000	205.000	195.000

Tab. 1: Übersicht der unterschiedlichen Schrägkabelsysteme [Rin13]

2.3 Herstellung von hochfesten Litzenzuggliedern

Aufgrund der immer größer werdenden Spannweiten im Brückenbau wurde in den letzten Jahren die Zugfestigkeit der Spannstähle stark angehoben. Trotz der enorm hohen Festigkeiten der Spanndrähte bzw. Litzen von bis zu 2.300 MPa darf gleichzeitig die Ermüdungsfestigkeit, das Relaxationsverhalten und die Duktilität der Litzenzugglieder nicht beeinflusst werden [TYA99].

2.3.1 Materialzusammensetzung

Die chemische Zusammensetzung von Spannstählen wird weder in der nationalen Norm ÖNORM B 4758, noch in der europäischen Vornorm prEN 10138 geregelt. Laut EN 10020 kommen aber nur unlegierte Edelstähle mit einem besonders niedrigen Gehalt von nichtmetallischen Einschlüssen für die Verwendung von Spannstählen in Frage, wobei lediglich Grenzwerte der Elemente von Schwefel und Phosphor angegeben werden. Diese dürfen bei einer Schmelzanalyse maximal 0,020% bzw. bei einer Stückanalyse den Grenzwert von 0,025% nicht überschreiten [Egg99].

Kohlenstoff ist mit Abstand das wichtigste Legierungselement im Stahl. Herstellungsbedingt enthält jeder unlegierte Stahl zusätzlich Silizium, Mangan, Phosphor und Schwefel. Eine Übersicht der wichtigsten chemischen Elemente und deren Auswirkungen auf die Eigenschaften von Spannstahl sind in der nachstehenden Tab. 2 angegeben.

Elemente	Chem. Symbol	Richtwerte [%]	Verbesserung der Eigenschaften	Verschlechterung der Eigenschaften
Kohlenstoff	C	0,75-0,9	Festigkeit, Härte	Dehnung, Zähigkeit, Schweißbarkeit
Mangan	Mn	0,65-0,8	Festigkeit, Verschleißwiderstand	
Chrom	Cr	0,01-0,3	Festigkeit, Härte, Korrosionsbeständigkeit	Kerbschlagzähigkeit, Dehnung
Silizium	Si	0,2-1	Festigkeit, Elastizität, Korrosionsbeständigkeit	Schweißbarkeit
Schwefel	S	0,001-0,015	Spannbrüchigkeit	Versprödung, Schlagfestigkeit
Phosphor	P	0,005-0,02	Warmfestigkeit	Versprödung, Schlagfestigkeit

Tab. 2: Chemische Zusammensetzung von Spannstahl

2.3.2 Spannstahlherstellung

Nach dem Herstellungsverfahren können die Spannstahlsorten in drei Gruppen unterteilt werden:

- Naturharte Spannstähle: Warmgewalzte, gereckte und angelassene Stäbe (< 1.200 MPa)
- Vergütete Spannstähle: Vergütet durch Wärmebehandlung (< 1.500 MPa)
- Kaltgezogene Spannstähle: Kaltziehen erfolgt in mehreren Stufen (< 2.300 MPa)

Da sich vergütete Spannstähle in der Vergangenheit meist empfindlich gegenüber Spannungsrisskorrosion verhalten haben, werden Spannstahlilitzen heutzutage fast ausschließlich durch Kaltverformung hergestellt.

Aus diesem Grund wird auch in weiterer Folge auf eine detaillierte Beschreibung der anderen Herstellungsverfahren verzichtet. Ausgangsprodukt für die Herstellung von Spannstahl sind durch Warmwalzen produzierte Ringe aus Walzdraht, welche meist vor dem Kaltziehen durch sogenanntes Beizen von Walzzunder befreit werden. Zusätzlich werden die Drähte vor dem Ziehvorgang bei Temperaturen von 800 bis 1.100° C wärmebehandelt (patentiert), um ein feinkörniges Perlitgefüge zu erhalten. Die kubisch-raumzentrierte Perlit-Matrix wird dabei nach der Wärmebehandlung auf 400 bis 600° C abgeschreckt und auf dieser Temperatur gehalten bis ein feinstreifiger Perlit entsteht. Es ist aber auch möglich, die Wärmebehandlung durch einen kontrollierten Abkühlungsvorgang bei der Walzdrahtherstellung zu ersetzen.

Nach dem Auftragen von Schmiermitteln (Kalke, Salze, Phosphate) erfolgt das in mehrere Stufen unterteilte Ziehverfahren. Dabei wird der Ausgangsdurchmesser des Walzdrahtes (~12 mm) durch stufenweise Ziehdüsen umgeformt, bei gleichzeitiger Verfestigung und Härtung des Materialgefüges. Im Anschluss können durch Nachbehandlungen wie Anlassen, Richten oder Stabilisieren die Eigenschaften des Drahtes weiter verändert werden.

Mittels Verseilmaschinen werden die einzelnen Drähte schraubenlinienförmig miteinander verseilt, wobei die Drähte vor dem Verseilen über ein Vorformgerät bereits plastisch vorgebogen werden. Durch eine Kombination aus Recken und Richten wird am Ende die fertige Litze nachgeformt und so die Eigenschaften weiter verbessert [Egg99].

2.3.3 Verzinken von Spannstahl

Das vor allem für Schrägkabelbrücken verwendete Draht- bzw. Litzenmaterial wird heutzutage großteils durch eine Zinkschicht vor Korrosion geschützt. Dabei können unterschiedliche Verzinkungsverfahren wie zum Beispiel Feuerverzinken (Schmelztauchveredelung), Galvanisieren, thermisches Spritzverzinken oder Sherardisieren zur Anwendung kommen. Das Verzinkungsverfahren kann dabei nach prEN 10337 [EN103] vom Spannstahlhersteller frei gewählt werden.

Für Spannstähle kommt aber meist die Schmelztauchveredelung (in Bandverzinkungsanlagen) zum Einsatz, bei welcher der Draht vor dem Verseilen durch ein Bad aus Zink oder Zink und Aluminium (5% Aluminium, auch bekannt als „Galfan“) gezogen wird. Durch den bei etwa 400° C bis 450° C stattfindenden Verzinkungsvorgang kann es zu einem Eindringen von Elementen entlang der Korngrenzen kommen, wodurch in weiterer Folge der interkristalline Zusammenhalt geschwächt wird. Außerdem kommt es durch eine im Zinkbad stattfindende Wärmebehandlung zu einer Minderung der Festigkeitswerte des Spanndrahts gegenüber dem unverzinkten Ausgangsprodukt. Diese Reduktion beträgt etwa 7% der Zugfestigkeit bzw. 15% des festgelegten charakteristischen Wertes der Festigkeit für eine 0,2% Dehnung. Durch diese Tatsache ist eine Steigerung der Festigkeit des Ausgangsmaterials erforderlich, um die Festigkeitsverluste während des Verzinkungsvorgangs ausgleichen zu können [ReN78] & [Bür05].

Die Gefahr der Wasserstoffversprödung besteht hauptsächlich beim Galvanisieren von hochfesten Drähten und sollte daher eher vermieden werden. Bei allen anderen Verzinkungsverfahren ist keine Gefahr der Wasserstoffversprödung gegeben. Lediglich das Beizen vor dem Ziehen bzw. Verzinken der Drähte kann zu einer erhöhten Aufnahme von Wasserstoff führen. Durch die Verwendung von Inhibitoren in der Beize oder durch Wärmenachbehandlung des Stahls vor dem Verzinken bei etwa 200° C kann der Wasserstoffgehalt reduziert werden. Eine Wärmenachbehandlung nach dem Verzinken wird nicht empfohlen, da die Zinkschicht das Austreiben des Wasserstoffs erschwert [Jun93] & [MaP08].

Häufig wird in der Literatur die Bezeichnung Galvanisieren bzw. Galfanisieren (5% Aluminium) bei der Verzinkung von hochfesten Spanndrähten verwendet. Aus Sicht des Autors handelt es sich hier um einen Übersetzungsfehler, da im Englischen mit „galvanizing“ auch das Feuerverzinken von Stählen bezeichnet wird. Beim galvanischen bzw. elektrolytischen Verzinken wird der Draht nämlich nicht wie beim Feuerverzinken durch ein flüssiges Bad aus Zink gezogen, sondern die Zinkabscheidung entsteht durch elektrischen Strom in einem wässrigen Elektrolyten. Dabei sind im galvanischen Verzinkungsdurchlaufverfahren maximale Schichtdicken von lediglich 5 µm möglich. Im Gegensatz dazu betragen die üblichen Schichtdicken bei verzinkten Spanndrähten etwa 26 µm bis 49 µm [EN103] & [MaP08].

3 Grundlagen der Materialermüdung

Aufgrund von häufigen zyklischen Belastungen kann es durch Materialermüdung zu einer Schädigung bzw. zu einem Versagen von Bauteilen kommen. Ausgehend von Fehlstellen oder Kerben können Risse entstehen, welche sich mit zunehmenden Lastwechselzahlen im Bauteil ausbreiten und schließlich durch einen Restgewaltbruch zu einem Versagen des Werkstoffes führen. Dieses Versagen tritt meist plötzlich und ohne detektierbare Gestaltänderung auf und kann so zu fatalen Schäden führen. Wie Schadensfallstatistiken von Maschinen, Fahrzeugen, Anlagen und Bauwerken zeigen, bilden Ermüdungsschäden eine große Gruppe der aufgetretenen Schäden neben jenen hervorgerufen durch Gewaltbrüche, Sprödbrüche, Verschleiß und Korrosion [All84] & [Nau80]. Zusätzlich spielt bei Korrosions- bzw. Verschleißschäden das Phänomen der Materialermüdung meist ebenfalls eine tragende Rolle.

3.1 Historischer Hintergrund

Erste Forschungsergebnisse auf dem Gebiet der Materialermüdung gehen auf den deutschen Bauingenieur Albert zurück, welcher Anfang des 19. Jahrhunderts systematische Untersuchungen an eisernen Förderketten für den Bergbau mit wiederholter Biegebeanspruchung durchführte. Im Zuge dieser Untersuchungen entwickelte er 1834 das geschlagene Drahtseil, wodurch das Ermüdungsproblem bei den immer tiefer reichenden Förderschächten umgangen werden konnte [Alb37].

Der Begriff Ermüdung (fatigue) wurde erstmals 1839 von Poncelet verwendet, um diese Versagensart näher beschreiben zu können [Pon39].

Aufgrund von verheerenden Zugunglücken, verursacht durch Achsbrüche, wurden speziell in Ländern mit fortgeschrittener Eisenbahntechnik Ermüdungsuntersuchungen an gefährdeten Bauteilen durchgeführt. Der britische Eisenbahningenieur Rankine erkannte als Erster die gefährliche Wirkung von Spannungskonzentrationen in diesen Bauteilkomponenten [Ran58].

Weitere Pionierleistungen auf dem Gebiet der Werkstoffermüdung stammen von August Wöhler, welcher ebenfalls systematische Untersuchungen zur Ermüdung von Eisenbahnachsen durchführte. Er kam zu dem Erkenntnis, dass die Dauerfestigkeit der Achsen deutlich unter der statischen Festigkeit lag. Die auch als Wöhlerdiagramm bekannte graphische Darstellung der Spannungsschwingbreite über die Bruchwechselzahl, wurde aber nicht - wie oft fälschlicherweise angenommen - von Wöhler selbst eingeführt [Wöh58] & [Wöh70]. Diese, unter anderem auch als S-N-Diagramm bekannte Darstellungsart der Ermüdungsfestigkeit von Werkstoffen, kommt bis heute weiterhin zur Anwendung. Abb. 8 zeigt die Erstellung von Wöhlerdiagrammen bei einer konstanten Mittelspannung. Ein Großteil der von Wöhler gewonnenen Versuchsergebnisse wurde später von Bauschinger bestätigt, welcher auch die richtungsbestimmte Änderung der Elastizitätsgrenze von Metallen und Legierungen nach einer primären plastischen Vorverformung feststellte (Bauschinger Effekt) [Bau86].

Anfang des 20. Jahrhunderts erlangte das Forschungsgebiet der Ermüdung von metallischen Werkstoffen immer größere Bedeutung und es wurden erste Handbücher zu diesem Thema herausgegeben [Chr09]. Ebenfalls in diesem Zeitraum konnte unabhängig voneinander von Palmgren und Miner die lineare Schadensakkumulationsregel entwickelt werden, welche

durch ihre einfache Anwendung bis heute für die Betriebsfestigkeitsberechnung angewendet wird [Pal24] & [Min45]. Mit Hilfe dieser Regel ist es möglich, den Einfluss unterschiedlicher Lastkollektive auf die Lebensdauer von Bauteilen zu beurteilen.

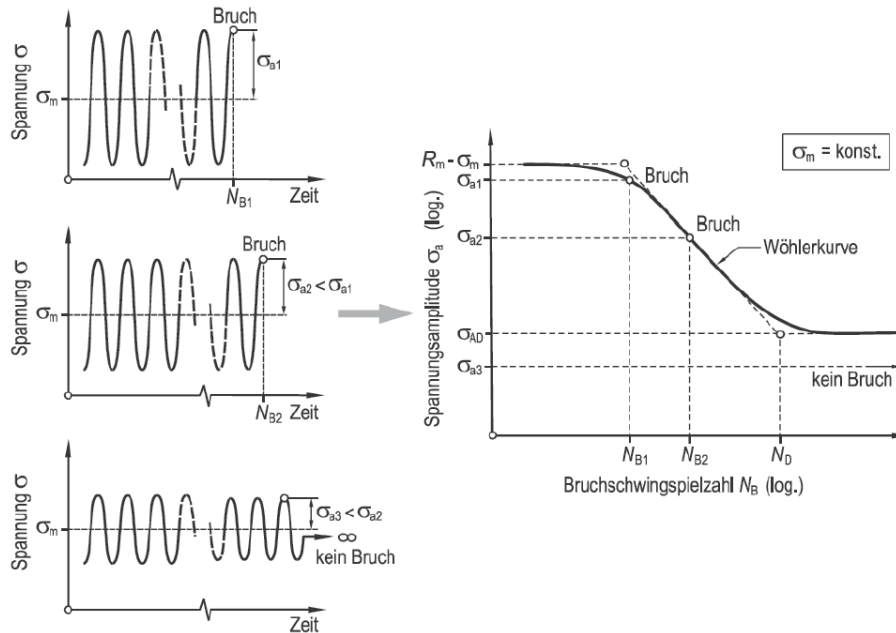


Abb. 8: Erstellung eines Wöhlerdiagramms bei konstanter Mittelspannung [Rin13]

Von Gassner und Teichmann wurde 1939 für zufallsartige Belastungen der Begriff der Betriebsfestigkeit erstmals eingeführt. Bei einer einstufigen Belastung hingegen spricht man von Schwingfestigkeit, wobei der Ausdruck Ermüdungsfestigkeit als Oberbegriff für beide Belastungsarten Verwendung findet [NaW99].

Die ersten bruchmechanischen Konzepte zur Diagnose der Zuverlässigkeit von metallischen Werkstoffen wurden von Griffith Anfang des 20. Jahrhunderts entwickelt [Gri20]. Er erkannte, dass die Ermüdung von Metallen mit einer Anrissbildung und einer sukzessiven Rissausbreitung verbunden ist. Diese linear-elastischen Ansätze der Bruchmechanik entwickelten sich anfänglich langsam und konnten erst ab 1957 durch den von Irwin eingeführten Spannungsintensitätsfaktor K zu einem relativ einfachen Bruchkriterium durch den Vergleich der Beanspruchungsgröße mit der zugeordneten Bruchzähigkeit K_c , weiterentwickelt werden [Chr09].

Eine Verbesserung der Konzepte der linear-elastischen Bruchmechanik zur Beschreibung der Ermüdungsrissausbreitung gelang Paris, Gomez und Anderson im Jahr 1961, wodurch die Grundlagen zur Lebensdauerabschätzung von Bauteilen gelegt wurden [PGA61]. Die Nachteile der sehr wirklichkeitstreuen Ansätze zur Berechnung der Lebensdauer eines Bauteils sind jedoch der große rechnerische Aufwand, kombiniert mit einer äußerst aufwendigen experimentellen Bestimmung der Werkstoffkenngrößen (z.B. der Bruchzähigkeit).

Das aktuellste Forschungsgebiet im Bereich der Materialermüdung befasst sich mit dem Ermüdungsverhalten bei sehr hohen Lastwechselzahlen (VHCF - Very High Cycle Fatigue).

Da manche Werkstoffe (z.B. Aluminium und Kupfer) kein echtes Dauerfestigkeitsplateau aufweisen, kann nur durch Langzeitermüdungsversuche das Vorhandensein von mehrstufigen Wöhlerlinien mit reduzierter Dauerfestigkeit näher untersucht werden. Durch die Entwicklung von hochfrequenten Prüfmaschinen ist dies auch in akzeptablen Zeiträumen und zu vertretbaren Kosten möglich [Chr09].

3.2 Begriffe, Definitionen und gängige Darstellungen

Mit dem Oberbegriff Ermüdungsfestigkeit kann einerseits die Schwingfestigkeit und andererseits die Betriebsfestigkeit eines Bauteils beschrieben werden. Bei Schwingfestigkeitsversuchen wird die Ermüdungsfestigkeit bei einer rein periodisch wiederholten Belastung um einen Mittelwert bestimmt. Kommt eine unveränderte Beanspruchung über die gesamte Versuchsdauer zur Anwendung, spricht man auch von einer einstufigen Schwingbeanspruchung.

Der Begriff der Betriebsfestigkeit hingegen beschreibt die Ermüdungsfestigkeit bei zufallsartigen oder aperiodisch deterministischen Belastungsabläufen. Sie kann entweder rechnerisch oder experimentell bestimmt werden, wobei meist eine rein rechnerische Bestimmung ohne Betriebsfestigkeitsversuche bzw. gleichwertiges Erfahrungswissen keine zuverlässigen Ermüdungsprognosen zulässt [RaV07].

3.2.1 Ermüdungsversagen von Metallen

Versagen Metalle aufgrund von schwingenden Belastungen, dann weisen die Bruchflächen im Regelfall meist charakteristische Merkmale auf. Abb. 9 zeigt einen Schwingbruch eines Wagenbolzens durch einseitige Biegebelastung. Makroskopisch gesehen kann die Bruchfläche in einen verformungsarmen, glatten Bruchbereich (Abb. 9(re) dunkelgrau) und in einen plastisch auseinandergezogenen raueren Bereich (Abb. 9(re) hellgrau) unterteilt werden.

Das Ermüdungsversagen lässt sich daher in drei unterschiedliche Phasen aufteilen:

- Anrissbildung
- Risswachstum unter zyklischer Belastung
- Restgewaltbruch

Eine eindeutige Unterteilung des Ermüdungsversagens in Rissbildung und Risswachstum ist eine schwierige und meist unlösbare Aufgabe. Dabei kommen zwei grundlegend unterschiedliche Auslegungsphilosophien zur Anwendung. Die klassische Auslegung bezieht sich nur auf das reine Ermüdungsversagen, d.h. es wird nicht zwischen Rissbildung und Rissausbreitung unterschieden. Die aus Dauerschwingversuchen gewonnenen Lastwechselzahlen bei bestimmten Spannungsschwingbreiten werden mit Hilfe von Wöhlerkurven ausgewertet.

Die zweite Auslegungsart hingegen bezieht sich ausschließlich auf das Risswachstum, wobei von einem bereits zu Versuchsbeginn vorhandenen Ausgangsriss ausgegangen wird. Die gewonnenen Lastzyklen beschreiben in diesem Fall den Zeitraum, in welchem sich ein Anriss zu einer kritischen Rissgröße ausbreitet. Durch bruchmechanische Ansätze kann bei Vorhandensein der benötigten Materialkonstanten so auf die Lebensdauer von Bauteilen geschlossen werden [Chr09].

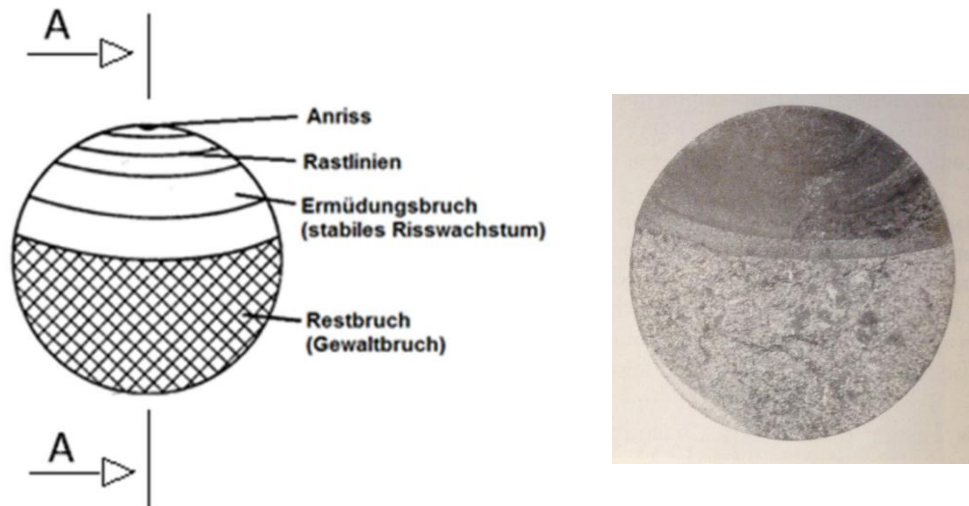


Abb. 9: Typische Schwingbruchfläche: Schematische Darstellung (li); Schwingbruch eines Wagenbolzens durch einseitige Biegung (re) [RHM08]

Schwingbrüche gehen fast immer von besonders belasteten Stellen in Bauteilen bzw. von Bauteilschwächungen aus. Dabei spielen konstruktiv bedingte Kerben oder Werkstoffimperfectionen eine große Rolle. Ausgehend von diesen Bauteilschwächungen kann es schon bei relativ geringen Beanspruchungen zu irreversiblen Abgleitungen durch Versetzungsbewegungen im Werkstoff und daher zu einer plastischen Verformung im Mikrobereich kommen. Durch die zyklischen Belastungen ändern sich die Dichte und die Anordnungen der Versetzungen im Material und dadurch auch die Festigkeit. Dieses Phänomen wird auch als zyklische Ver- bzw. Entfestigung bezeichnet. Durch Versetzungsbewegungen entlang von Gleitbändern kommt es zu einer Aufrauung der Oberfläche unter Bildung von Extrusionen und Intrusionen.

Ausgehend von diesen Mikrorissen wird der Werkstoff bei weiterer zyklischer Belastung zusätzlich geschwächt. Dieser Rissfortschritt ist häufig an sogenannten Schwingungstreifen zu erkennen, welche aber nur mikroskopisch sichtbar sind, da die meisten Ermüdungsbruchflächen mit freiem Auge als glatt erscheinen. Makroskopisch sind nur die durch Belastungsänderungen entstandenen Rastlinien, hervorgerufen durch Rauigkeitsunterschiede oder Oxidbelegung, erkennbar.

Erreicht der stabile Ermüdungsriß eine kritische Risslänge, sodass der maximale Spannungsintensitätsfaktor die Bruchzähigkeit des Werkstoffes überschreitet, kommt es zu einem sogenannten instabilen Restgewaltbruch. Dadurch entsteht in diesem Bereich der Bruchfläche eine makroskopisch zerklüftete Oberfläche. Bei einer genaueren mikroskopischen Betrachtung können je nach der Duktilität des Materials spröde Spaltbrüche oder duktile Wabenbrüche wahrgenommen werden. In manchen Fällen kommt es auch zu einer Mischform der beiden Brucharten [RHM08].

3.2.2 Beanspruchungskennwerte

Während eines Dauerschwingversuchs unter harmonischer Beanspruchung wechselt die Belastung mit einer konstanten Frequenz zwischen zwei definierten Grenzwerten. Diese Grenzwerte, zwischen denen sich die Spannungen ändern, werden als Oberspannung (Oberlast) σ_o und Unterspannung (Unterlast) σ_u bezeichnet. Des Öfteren wird die Spannung in der

Fachliteratur auch mit S angegeben. Der meist sinusförmige Verlauf der Schwingbeanspruchung wird üblicher Weise durch die Spannungsamplitude σ_a und die Mittelspannung σ_m angegeben (Abb. 10). Weitere wichtige Kennwerte der Beanspruchung sind die Schwingbreite $\Delta\sigma$ und das Spannungsverhältnis R . Die Begriffe und Bezeichnungen zur Durchführung eines Dauerschwingversuchs sind in [DIN78] geregelt.

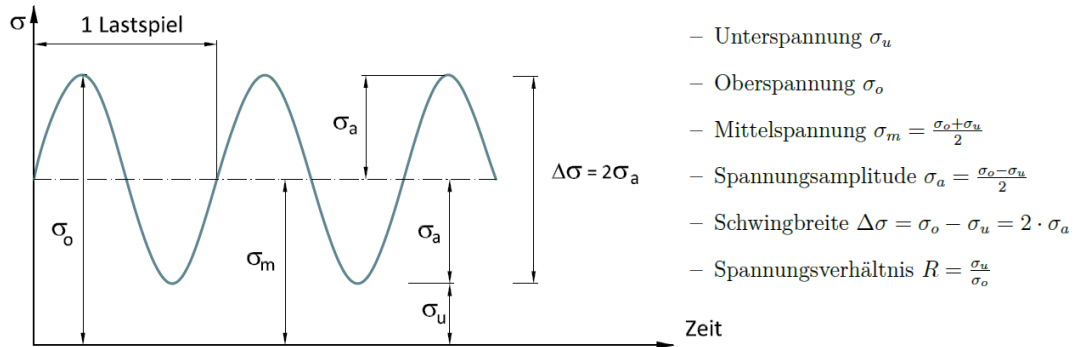


Abb. 10: Beanspruchungskennwerte eines Lastspiels [Rin13]

Je nach Abhängigkeit der einwirkenden Belastung können unterschiedliche Beanspruchungsfälle definiert werden (Abb. 11). Dabei wird zwischen den Bereichen der Zugschwell-, Wechsel-, und Druckschwellbeanspruchung unterschieden.

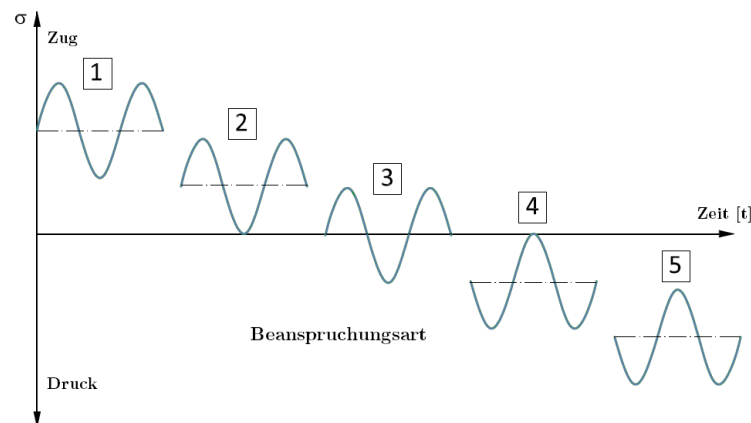


Abb. 11: Beanspruchungsfälle im Dauerschwingversuch [Rin13]

1. Zugschwellbeanspruchung: $\sigma_o > 0$ und $\sigma_u > 0$ $0 < R < 1$
2. Zugursprungsbeanspruchung: $\sigma_o > 0$ und $\sigma_u = 0$ $R = 0$
3. Reine Wechselbeanspruchung: $\sigma_o = -\sigma_u =$ $R = -1$
4. Druckursprungsbeanspruchung: $\sigma_o = 0$ und $\sigma_u < 0$ $R = 0$
5. Druckschwellbeanspruchung: $\sigma_o < 0$ und $\sigma_u < 0$ $1 < R < \infty$

Anstatt der Normalspannung können auch Schubspannungen, Torsionsspannungen oder Dehnungen als Maßzahl der Beanspruchungshöhe verwendet werden. Bei mehrachsigen Beanspruchungen werden Nennspannungen und Maximalspannungen meist durch geeignete Festigkeits- Hypothesen als Vergleichsspannung definiert [Hai05].

3.2.3 Wöhlerversuche und Wöhlerlinien

Wöhlerkurven, oft auch S-N-Diagramme genannt, dienen der Veranschaulichung von statistisch ausgewerteten Dauerschwingversuchen. Dabei wird der Zusammenhang zwischen der Spannungsamplitude σ_a (Ordinate) und der zugehörigen Bruchlastwechselzahl N (Abszisse) abgebildet (Abb. 12).

3.2.3.1 Versuchsdurchführung und Auswertung

Sogenannte Wöhlerversuche zählen bis heute zu den gängigsten Methoden zur Bestimmung der Ermüdungsfestigkeit von Werkstoffen. Dabei wird ein Prüfkörper bei einer bestimmten Mittellast mit einer konstanten Spannungsamplitude zyklisch solange belastet, bis es zu einem Versagen der Probe kommt. Durch eine Vielzahl derartiger Versuche mit unterschiedlichen Spannungsamplituden kann in weiterer Folge eine Wöhlerlinie erstellt werden. Die Belastungsfrequenz bzw. die Art der Schwingbeanspruchung (sinus-, dreieck-, oder rechteckförmig) spielt dabei meist eine untergeordnete Rolle.

Die vorgeschriebene Mindestanzahl laut [DIN78] sieht etwa sechs bis zehn Versuche mit abgestufter Schwingbeanspruchung zur Erstellung einer Wöhlerlinie vor. Durch die große Streuung der Versuchsergebnisse wird diese Vorgehensweise den heutigen Maßstäben nicht mehr gerecht. Zeitgemäße statistische Versuchsauswertungen sehen daher eine große Anzahl von Ermüdungsversuchen vor. Je nach Art der statistischen Auswertung ist eine passende Versuchsplanung unabdingbar.

Anstelle eines Versagens der Probekörper können außerdem eigene Versagenskriterien, wie etwa das Erreichen einer bestimmten Risslänge, zur Anwendung kommen.

3.2.3.2 Darstellung der Ergebnisse durch Wöhlerlinien

Die laut [DIN78] vorgeschlagene halblogarithmische Darstellung der Wöhlerlinie konnte in den letzten Jahren mehr und mehr durch eine Auftragung der Wöhlerlinie im doppeltlogarithmischen Maßstab verdrängt werden. Dadurch ergibt sich für den Zeitfestigkeitsbereich der Vorteil, dass dieser über eine Geradengleichung approximiert und analytisch berechnet werden kann. Eine verbesserte Ablesegenauigkeit kann durch eine zwei- bis vierfache Vergrößerung der Dekadenlänge des Maßstabes der logarithmischen Ordinate (Spannungsamplitude) erfolgen.

Die Wöhlerlinie lässt sich in folgende drei Bereiche unterteilen:

- Kurzzeitfestigkeit (Low Cycle Fatigue)
- Zeitfestigkeit
- Dauerfestigkeit (High Cycle Fatigue)

Der flach verlaufende Kurzzeitfestigkeitsbereich endet - abhängig von verschiedenen Einflussgrößen (Material, Kerbgeometrie, Mittelspannung, etc.) - bei etwa 10^2 bis 10^4 Schwingspielen. Für die Bemessung von Bauteilen hat die Kurzzeitfestigkeit jedoch kaum eine Bedeutung, da dieser Belastungsbereich bereits durch den Nachweis der Gebrauchstauglichkeit ausgeschlossen werden kann. Zusätzlich befinden sich die Beanspruchungen im Kurzzeitfestigkeitsbereich in der Nähe der statischen Zugfestigkeit bzw. der Fließgrenze der Werkstoffe.

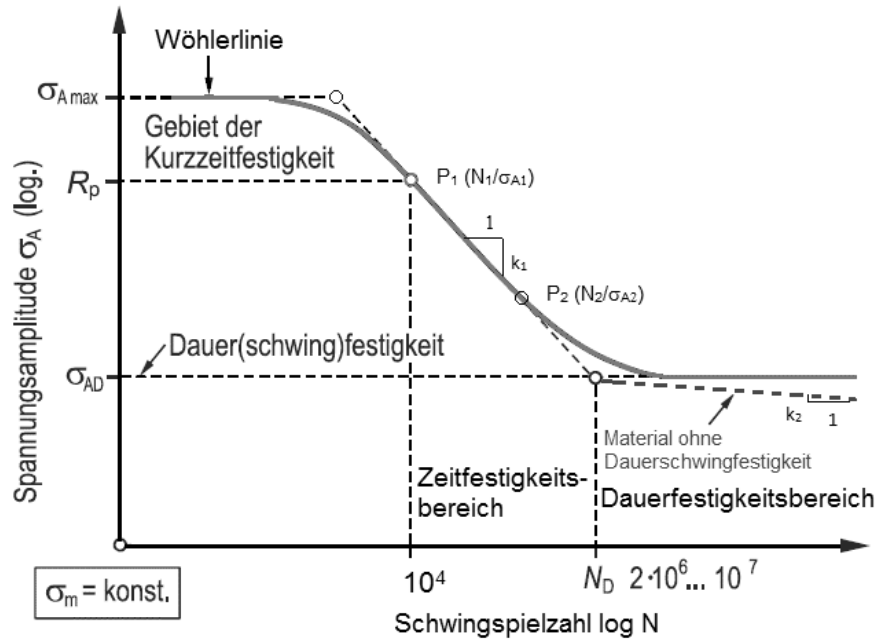


Abb. 12: Kennwerte der Wöhlerlinie (doppeltlogarithmisch aufgetragen) [Rin13]

Unterhalb des Kurzfestigkeitsbereichs befindet sich der durch einen steilen Abstieg gekennzeichnete Zeitfestigkeitsbereich. Durch unterschiedliche Gleichungen von Wöhler (1870), Basquin (1910), Stohmeyer (1914), Palmgren (1924), Weibull (1949), Stüssi (1955) und Basteraire (1963) wurde versucht, eine analytische Beschreibung der Zeitfestigkeitsgeraden zu finden.

Eine der am häufigsten verwendeten Gleichungen ist jene von Basquin [Bas10], welche nur für Wöhlerlinien im doppeltlogarithmischen Auftrag bei gleicher Dekadenlänge gilt.

$$\sigma_A = \sigma_D \cdot \left(\frac{N}{N_D} \right)^{-\frac{1}{k}} \quad (3.1)$$

$$k = \frac{\Delta(\log N)}{\Delta(\log \sigma_A)} \quad (3.2)$$

Die Neigung der Zeitfestigkeitslinie kann durch den Exponenten k beschrieben werden, wobei kleine k -Werte einen steilen und große k -Werte einen flachen Verlauf der Zeitfestigkeitslinie zu Folge haben [RaV07].

Mit einer weiter sinkenden Spannungsamplitude kann eine erneute Abflachung der Wöhlerkurve festgestellt werden. Der Übergang zum Dauerfestigkeitsbereich ergibt sich durch den Abknickpunkt der Wöhlerlinie bei einer Schwingspielzahl N_D . Abhängig vom verwendeten Werkstoff können für den Dauerfestigkeitsbereich folgende zwei Kurvenverläufe unterschieden werden.

Wöhlerkurve Typ 1: Material mit ausgeprägter Dauerschwingfestigkeit

Eine ausgeprägte Dauerschwingfestigkeit ist durch ein horizontales Auslaufen der Wöhlerlinie bei sehr hohen Schwingenspielzahlen gekennzeichnet. Bei unlegierten Stählen und Titanlegierungen (kubisch-raumzentriertes Gitter) tritt oberhalb der Grenzschwingspielzahl bei beliebig langer Fortsetzung des Dauerschwingversuchs kein Bruch der Probe auf. Für Materialien mit Wöhlerlinien des Typ 1 gilt daher, dass $\sigma_{AD} = \text{konst.}$ für Schwingenspielzahlen $N \geq N_D$ ist. Diese Annahme gilt aber nur unter der Voraussetzung, dass Phänomene wie Reibermüdung und Schwingungsrissskorrosion ausgeschlossen werden können. Eine detaillierte Beschreibung dieser Korrosionsarten ist in Kap. 3.3 zu finden. Um die Versuchsdauer minimieren zu können, werden in der Praxis meist Grenzschwingspielzahlen von 10^6 bis 10^7 festgelegt. Bei der Frage, ob und wann in der Praxis eine echte Dauerschwingfestigkeit gegeben ist, gibt es in der Fachliteratur unterschiedliche Meinungen [Bat95], [MBB03], [Mug01] & [Son05].

Wöhlerkurve Typ 2: Material ohne echte Dauerschwingfestigkeit

Bei legierten Stählen, Aluminium- bzw. Kupferlegierungen (kubisch-flächenzentriertes Gitter) ist auch oberhalb der Grenzschwingspielzahl ein stetiger Schwingfestigkeitsabfall zu beobachten. Ein horizontales Abflachen der Wöhlerlinie ist trotz niedriger Spannungsamplituden bei Materialien ohne echte Dauerschwingfestigkeit nicht feststellbar. Daher ist ein weiterer Knick der Wöhlerlinie mit einer Steigung k_2 erkennbar. Der Parameter k_2 wird wiederum aus den experimentellen Versuchsergebnissen bestimmt [RaV07].

3.2.3.3 Dauer- und Zeitfestigkeitsschaubild

Der Zusammenhang zwischen Spannungsverhältnis und Mittelspannung kann durch die Verwendung von Dauer- bzw. Zeitfestigkeitsschaubildern graphisch dargestellt werden, wie in Abb. 13 schematisch ersichtlich. Die bekanntesten Darstellungsarten sind jene von Smith [Smi10] und Haigh [Hai15], wobei bei beiden eine große Anzahl von Wöhlerlinien mit unterschiedlichen Mittelspannungen zur Konstruktion der Schaubilder benötigt wird. Im Gegensatz zur Darstellung nach Smith, wo Ober- und Unterspannung über die Mittelspannung aufgetragen werden, kommt bei den Schaubildern nach Haigh die Spannungsamplitude als primär schwingfestigkeitsrelevante Beanspruchungsgröße zur Anwendung.

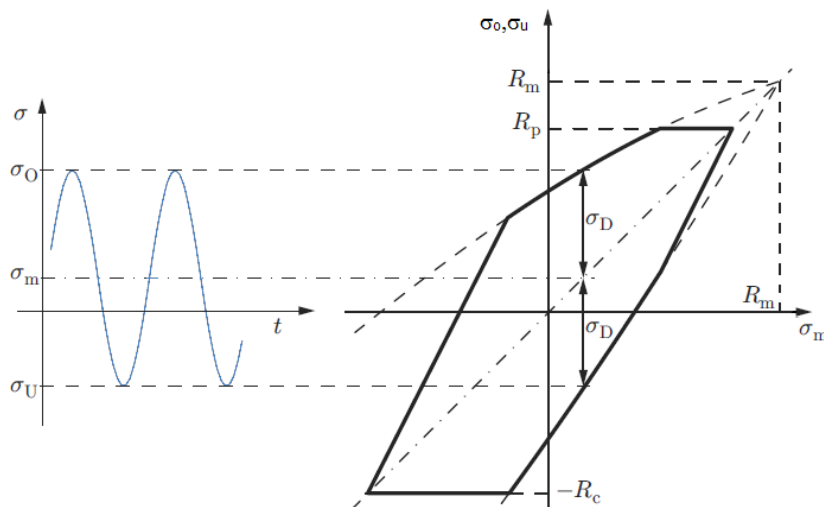


Abb. 13: Dauerfestigkeitsschaubild nach Smith [Rin13]

3.2.4 Statistische Belegung des Dauerfestigkeitswerts

Das Treppenstufenverfahren (Stair-Case-Method) ist eine spezielle Methode zur Ermittlung der Dauerfestigkeit eines Werkstoffes, bei welchem eine verhältnismäßig geringe Probenanzahl benötigt wird. Das zeitsparende und kostengünstige Verfahren wurde im Jahre 1948 von Dixon und Mood [DiM48] entwickelt. Deubelbeiss [Deu74] und Hück [Hüc83] verbesserten die Auswertung dieses Verfahrens, indem sie den nach [DiM48] unzutreffenden Schätzwert der Standardabweichung berichtigten. Die nach [Hüc83] vorgeschlagene Mindestanzahl der Versuche zur Abschätzung des Mittelwertes ohne Konfidenz und Streuung liegt bei fünf bis neun Versuchen. Um zusätzlich die Konfidenz des Mittelwertes zu erhalten wird eine Mindestzahl von 13 Versuchen empfohlen. Die Bestimmung der Standardabweichung liefert ab einem Versuchsumfang von 17 Versuchen brauchbare Ergebnisse. Das verbesserte Verfahren für die Auswertung von Treppenstufenverfahren nach Hück wird auch sehr oft als IABG-Methode bezeichnet.

Zu Beginn jeder Versuchsserie wird die kritische Spannungsamplitude (kann auch eine Dehnung, eine Kraft oder ein Moment sein) geschätzt und der erste Versuch mit dieser Amplitude durchgeführt. Der Probekörper wird solange zyklisch belastet, bis er ausfällt oder eine vorher definierte Abbruchschwingzahl erreicht. Im Anschluss an den ersten Versuch wird das nächste Probestück, je nach aufgetretenem Ereignis (Durchläufer oder Bruch), mit der nächsthöheren (Durchläufer) bzw. der nächstniedrigeren (Bruch) Stufenbelastung geprüft. Die Stufensprünge d können dabei entweder linear oder logarithmisch äquidistant eingeteilt werden. Die ersten Versuche einer Treppenfolge werden nur dann gewertet, wenn sie in weiterer Folge durch mindestens einen Versuch auf dem gleichen Lastniveau bestätigt werden. Nach dem Durchlaufen einer Versuchsserie wird ein zusätzlicher fiktiver Versuch der gefahrenen Versuchsserie am Ende hinzugefügt. Dadurch wird auf geschickte Weise die statistische Aussagekraft erhöht, da der letzte Versuch Auskunft über die nächste Belastungsstufe gibt. Durch diese Auswertungsmethode kann der Mittelwert \bar{x} der Dauerschwingfestigkeitsgrenze nach Gl. (3.3) berechnet werden, wobei x_0 die unterste wertbare Belastungsstufe und d den Stufensprung angibt. Die Faktoren A , B und F ergeben sich aus der Anzahl der wertbaren Versuche f_i und dem Stufenindex i . Der untersten wertbaren Stufe wird dabei der Index $i = 0$ zugewiesen, wobei diese auch durch den fiktiven Versuch am Ende einer Versuchsserie bestimmt werden kann.

$$\bar{x} = x_0 + d \cdot \frac{A}{F} \quad (3.3)$$

$$F = \sum f_i \quad (3.4)$$

$$A = \sum i \cdot f_i \quad (3.5)$$

Der Schätzwert der Standardabweichung s kann über die Varianz k der $n + 1$ Versuche abgeschätzt werden. Die Diagramme dazu sind in [Hüc83] angegeben. Die Varianz k kann mit der Formel Gl. (3.6) ermittelt werden.

$$k = \frac{F \cdot B - A^2}{F^2} \quad (3.6)$$

Abb. 14 zeigt die schematisch dargestellte Versuchsauswertung einer Versuchsserie nach [Hüc83], bei welcher der Stufensprung linear gewählt wurde. Der erste Versuch kann bei dieser Testserie nicht in die Auswertung miteinbezogen werden, da dieser nicht durch einen zweiten Versuch auf der selben Laststufe bestätigt wird. Die Faktoren A, B und F können wie in Abb. 14 ersichtlich berechnet werden.

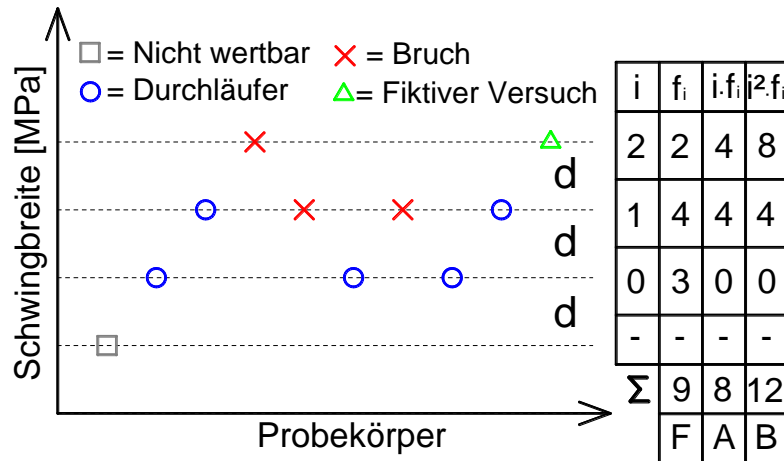


Abb. 14: Beispiel einer Versuchsauswertung nach der IABG-Methode

Im Gegensatz zum ursprünglichen Treppenstufenverfahren nach Dixon und Mood [DiM48], bei welchem nur die weniger oft eingetretenen Ereignisse (Bruch oder Durchläufer) in die Auswertung mit einbezogen werden, bezieht sich das Auswertungsverfahren nach [Hüc83] auf die gesamten Versuchsergebnisse. Dadurch ergibt sich eine Verbesserung des Vertrauensbereichs für den Mittelwert der Dauerschwingfestigkeit und die Genauigkeit der Standardabweichung nimmt ebenfalls zu. Nichtsdestotrotz ist zu beachten, dass durch die typische Streuung im Dauerfestigkeitsbereich die Schätzung der Standardabweichung sehr unsicher ist. Daher wurde in dieser Arbeit bei der Versuchsauswertung nach [Hüc83] von einer Schätzung der Standardabweichung abgesehen [MHW12].

Auf die Beschreibung von alternativen Verfahren zur Bestimmung der Dauerfestigkeit von Werkstoffen (z.B. Step-, Locati-, Prot- oder Probit-Verfahren) wird in dieser Arbeit verzichtet. Ein Überblick der statistischen Auswertungsmethoden ist unter anderem in [RaV07], [NaW99] zu finden.

3.3 Wesentliche Einflüsse auf die Schwingfestigkeit metallischer Werkstoffe

Die Dauerschwingfestigkeit von Prüfkörpern unterliegt einer Vielzahl von Einflussfaktoren. Die Wirkung einzelner Einflussparameter auf die Schwingfestigkeit von Proben ist in der nachstehenden Abb. 15 schematisch dargestellt. Da es sich aber im Grunde bei der Bestimmung der Ermüdungsfestigkeit um ein nicht entkoppelbares Vielparameterproblem handelt, ist der Einfluss einzelner Parameter oft nur schwer detektierbar. Diese Eigenschaft hat auch die große Streuung der Versuchsergebnisse innerhalb einer Versuchsreihe und zwischen unterschiedlichen Laboratorien zur Folge [RaV07].

In den folgenden Unterkapiteln sind die einzelnen Einflussparameter genauer beschrieben, wobei generell zwischen beanspruchungsunabhängigen (werkstoff- bzw. fertigungsabhängig) und beanspruchungsabhängigen Einflüssen unterschieden werden kann.

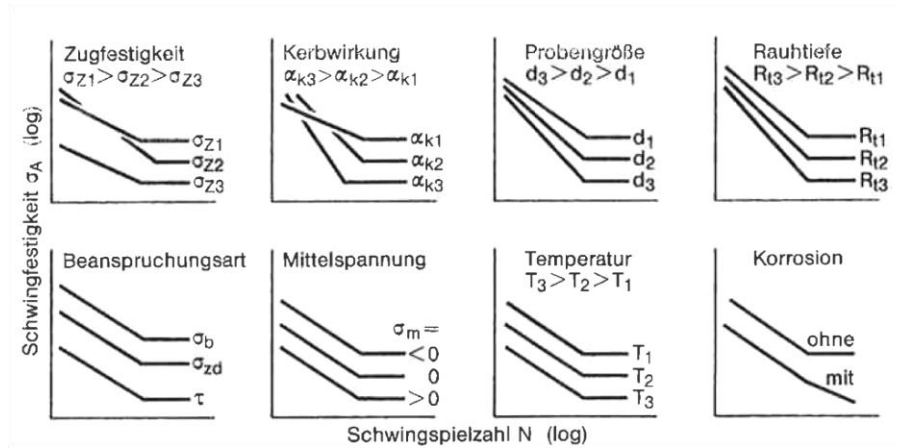


Abb. 15: Einflussparameter zur Schwingfestigkeit im Wöhlerversuch [RaV07]

3.3.1 Beanspruchungsart

Bei den Beanspruchungsarten wird zwischen Zug-Druck, Biegung und Torsionsbelastungen unterschieden. Es dürfen daher bei der Verwendung von Dauerfestigkeitsschaubildern nur Festigkeitskennwerte einer Beanspruchungsart verwendet werden [Zam85].

Bedingt durch die inhomogene Spannungsverteilung bei Biege- bzw. Torsionswechselbeanspruchung kommt es aus statistischen Gründen zu einer höheren Schwingfestigkeit, weil nur in den Randzonen der Bauteile eine Anrissbildung möglich ist [Hei11]. Außerdem kommt es aufgrund von niedrig beanspruchten Bereichen im Inneren von Biegeproben zu einer Hemmung der Rissvergrößerung, womit ebenfalls die Lastwechselzahl erhöht wird [RaV07].

Bei Torsionswechselbeanspruchung liegt anstelle von einachsigen eine zweiachsige Beanspruchung vor, wodurch die Dauerschwingfestigkeit den Festigkeitshypothesen für mehrachsige Beanspruchungen folgt. Für duktile Stähle ergibt sich näherungsweise [RaV07]:

$$\tau_w = (0,55 - 0,61) \cdot \sigma_w \quad (3.7)$$

Da meistens nur dynamische Festigkeitswerte aus Zug- Druck- Wechsel- oder Umlaufbiegeversuchen vorhanden sind, werden die fehlenden Festigkeitswerte fast immer hieraus abgeschätzt. Ausführliche Tabellen zu diesen Schätzungen wurden von [Nie75] veröffentlicht.

3.3.2 Mittelspannung

Grundsätzlich gilt, dass positive Mittelspannungen zu einer Verminderung bzw. negative Mittelspannung zu einer Erhöhung der Lebensdauer führen. Der Einfluss der Mittelspannung auf die Ermüdungsfestigkeit von Bauteilen kann am besten durch Dauerfestigkeitsschaubilder dargestellt werden. Spröde Werkstoffe sind deutlich mittelspannungsempfindlicher als duktile Werkstoffe [MSM71].

Versuchsergebnisse von unterschiedlichen Forscherteams zum Mittelspannungseinfluss von Litzen und Seilsystemen lieferten divergierende Ergebnisse.

Von [Fle74] konnte kein Einfluss der Mittelspannung oder der Oberlast auf das axiale Schwingverhalten von Litzensysteme festgestellt werden. Er stellte fest, dass bis zu Oberlasten von 90% der tatsächlichen Bruchlast, die Dauerschwingfestigkeit nur maßgebend von der Schwingbreite beeinflusst wird.

[HoG82] konnten in ihren Ergebnissen ebenfalls keinen Einfluss der Mittelspannung erkennen. In ihren Untersuchungen verwendeten sie Unterlasten von 10% bzw. 30% der charakteristischen Zugfestigkeit der Systeme.

Da diese Versuchsergebnisse von einigen Forschern angezweifelt wurden, führten [SuC00] eigene Versuche durch. Ein Einfluss der Mittelspannung konnte ab 65% der tatsächlichen Bruchkraft festgestellt werden. Zwischen 15% und 40% der tatsächlichen Bruchkraft gab es keine Unterschiede bei den Versuchsergebnissen.

3.3.3 Abmessungen der Versuchskörper

Die Abmessungen der Probekörper spielen aufgrund des Größeneinflusses eine nicht zu unterschätzende Rolle. Dabei wird zwischen geometrischem, technologischem, oberflächentechnischem und statistischem Größeneinfluss unterschieden.

Der geometrische oder auch spannungsmechanische Größeneinfluss tritt nur bei inhomogenen Spannungsverläufen auf und beruht auf dem Stützeffekt, welcher vom Spannungsgradient der Proben beeinflusst wird. Bei kleinen Versuchsproben (< 50 mm) ist dieser Effekt besonders ausgeprägt. Bei ungekerbten Versuchsproben unter Axialbeanspruchung tritt dieser Effekt nicht auf. [RaV07] & [Zam85].

Der technologische und der oberflächentechnische Größeneinfluss beruhen auf den unterschiedlichen Herstellungsverfahren für verschieden große Probekörper. Außerdem hat die Verteilung von nichtmetallischen Einschlüssen in den Probekörpern einen direkten Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit der Bauteile [RaV07].

Der statistische Größeneinfluss besagt, dass bei großen Probekörpern die Wahrscheinlichkeit von oberflächennahen Fehlstellen größer ist als bei geometrisch ähnlichen kleinen Proben. Experimentelle Nachweise zu diesem Themengebiet wurden von [Köh75] erbracht. Speziell bei der Ermüdungsprüfung von Litzenbündeln erhöht sich mit zunehmender Anzahl der einzelnen Spannstahlitzen die Gefahr von Fehlstellen in den einzelnen Zuggliedern. Herstellungsbedingte Schweißnähte an einzelnen Drähten bilden nicht selten Schwachstellen während der Ermüdungsprüfung.

3.3.4 Oberflächengüte

Durch den Umstand, dass sich Ermüdungsrisse vorzugweise an den Oberflächen bilden, nimmt die Oberflächengüte einen wesentlichen Einfluss auf die Dauerfestigkeit von Bauteilen ein. Die Ermittlung der Werkstoffkennwerte erfolgt meist an eigenspannungsfreien polierten Proben und unterscheidet sich häufig von den in der Praxis tatsächlich verwendeten Konstruk-

tionen. Grundsätzlich kann gesagt werden, dass eine erhöhte Oberflächenrauigkeit, Zugeigen-
spannungen an der Oberfläche und thermische sowie chemische Behandlungen, welche die
Oberflächenhärte reduzieren, zu einer Herabsetzung der Ermüdungsfestigkeit führen. Be-
schichtungen, Kaltverfestigung und eingeprägte Druckeigenstressungen wirken sich hingegen
positiv auf das Schwingverhalten aus [RaV07].

Bezogen auf Spannstahl führt zum Beispiel das Verzinken der Drähte zu einer Erhöhung
der Dauerschwingfestigkeit, da die Zinkschicht die Reibkorrosion zwischen den einzelnen
Drähten vermindert. Bei PE-ummantelten und mit Fett bzw. Wachs verpressten Litzen kommt
es durch die Schmierwirkung der Einpressstoffe ebenfalls zu einer Verbesserung der Ermü-
dungsfestigkeit.

Kompaktierte Spannstahlilitzen hingegen weisen herstellungsbedingt, aufgrund der scharf-
kantigen Oberfläche der einzelnen Drähte, eine deutlich schlechtere Dauerschwingfestigkeit
als herkömmliche Spannstahlilitzen auf (Kap. 5.3.9).

3.3.5 Kerbwirkung

Eine Kerbe ist im Grunde eine Querschnittsveränderung, welche eine Materialschwächung
darstellt und daher einen erheblichen Einfluss auf das Dauerschwingverhalten von Bauteilen
hat. Praktisch gesehen kommen Kerben in unterschiedlichster Größe in so gut wie jedem Bau-
teil vor. Generell nimmt mit steigender Zugfestigkeit auch die Kerbwirkungszahl zu und
dadurch sinkt die Ermüdungsfestigkeit.

Die durch die Keilverankerung entstehenden Kerben in den Spannstahldrähten unterschei-
den sich von den in [RaV07], [MSM71] & [Zam85] beschriebenen Kerben durch den Um-
stand, dass diese Kerben zusätzlich durch eine enorme Querpressung belastet werden. Eine
ausführliche Beschreibung dazu ist in [Nov14] zu finden.

3.3.6 Belastungsfrequenz und Temperatur

Die Belastungsfrequenz während der Dauerschwingversuche steht meist im direkten Zu-
sammenhang mit der Erwärmung der Versuchsproben und muss daher gemeinsam behandelt
werden. Die elastische Verformung erfolgt im Gegensatz zur wesentlich langsameren plasti-
schen Verformung in Schallgeschwindigkeit, womit eine Frequenzabhängigkeit der Vorgänge
im Mikrobereich bei zyklischer Belastung zu erwarten ist. Grundsätzlich gilt, dass sich bei
kleineren Frequenzen während einer Periode ein Gleichgewicht einstellt, wodurch größere
plastische Verformungen auftreten, welche die Dauerfestigkeit herabsetzen. Für Stähle gilt,
dass der Einfluss der Prüffrequenz erst ab etwa 100 Hz bedeutsam wird, vorausgesetzt es
kommt zu keiner übermäßigen Erwärmung der Proben. Als Richtwert kann hier in etwa 40%
der Schmelztemperatur des getesteten Metalls genannt werden. Eine Ausnahme bilden ledig-
lich Leichtmetalllegierungen, bei denen die Dauerschwingfestigkeit bereits bei niedrigeren
Temperaturen mit zunehmender Belastungsfrequenz steigt, wodurch es zu einer unrealisti-
schen Lebensdauer bei Dauerschwingversuchen kommen kann. Bei Temperaturen von über
40% der Schmelztemperatur können in Abhängigkeit von der Belastungsfrequenz zusätzlich
Kriechschädigungen das Dauerschwingverhalten von Stählen beeinflussen [Die94], [Hei11]
& [Bol99].

Tiefere Temperaturen führen im Allgemeinen zu einer Erhöhung der Zugfestigkeit und dadurch zu einer Zunahme der Dauerschwingfestigkeit, wobei jedoch die Sprödbruchgefahr ebenfalls steigt [RaV07] & [MSM71].

Bei der sogenannten Korrosionsermüdung hingegen spielt die Belastungsfrequenz eine tragende Rolle und kann daher nicht entkoppelt untersucht werden. Der Faktor Zeit hat hier einen erheblichen Einfluss auf das Dauerschwingverhalten, da bei kleinen Frequenzen eine deutlich längere Zeitdauer zur Korrosionseinwirkung zur Verfügung steht. Weitere Erschwernisse bei der Versuchsauswertung resultieren aus der Tatsache, dass eine präzise Definition zur Korrosionsermüdung sehr schwierig zu treffen ist. Genaugenommen kann Korrosion nur im Vakuum vollständig ausgeschlossen werden. Demzufolge kann es bei allen herkömmlichen Versuchen an Luft keine echte Dauerfestigkeitsgrenze geben [MSM71] & [Son05].

Die Dauerhaftigkeit von Drähten unter gleichzeitig korrosiver und nicht ruhender Beanspruchung wurde bereits ausführlich von [SFB64] untersucht. Dabei wurde festgestellt, dass bei Versuchen an Luft mit Amplituden oberhalb der Dauerschwingfestigkeit der Drähte die Lastwechselzahl weitgehend frequenzunabhängig ist. Hingegen haben Versuche in unterschiedlichen korrosiven Medien (Selensäure, Schwefelsäure und 3%iger CaCl_2 -Lösung) gezeigt, dass bei unverzinkten Drähten mit abnehmender Frequenz eine Verringerung der Bruchwechselzahl festgestellt werden konnte. Bei verzinkten Drähten konnte auf Grund der korrosionsschützenden Wirkung der Zinkschicht dieser Zusammenhang nicht durchgehend registriert werden.

3.3.7 Eigenspannungen

Eigenspannungen sind innere Spannungszustände, welche durch eine ungleichmäßig verteilte, bleibende Formänderung in einem Bauteil entstehen. Diese Formänderungen können durch Wärmedehnungen, Gefügewandlungen, chemische Umsetzungen und durch plastische oder viskoplastische Verformungen entstehen, wobei zwischen gewollten und ungewollten Eigenspannungen unterschieden werden muss. So können zum Beispiel durch Rollen, Kugelstrahlen oder thermomechanischen Oberflächenmodifikation Druckeigenspannungen in das Bauteil eingebracht werden, welche durch ihre rissunterdrückende Wirkung die Ermüdungsfestigkeit erhöhen. Herstellungsbedingt entstehen Eigenspannungen am häufigsten durch Gießen, Schweißen, Löten, Härten, Vergüten, Ziehen oder Walzen. Diese können in späterer Folge während des Betriebs eines Bauteils durch Überschreiten der Fließgrenze erhöht oder vermindert werden. Ebenfalls ist eine Abnahme der Eigenspannungen durch eine Schwingbeanspruchung möglich [RaV07] & [Hei11].

Bei Spanndrähten bzw. Litzen kommt es durch das herstellungsbedingte Kaltziehverfahren zu Zugeigenspannungen an den Oberflächen, welche mit Hilfe einer thermomechanischen Stabilisierung abgebaut werden können. Ebenfalls können Eigenspannungen durch unsachgemäße Lagerung auf Coils mit zu geringem Durchmesser entstehen. Dadurch kann es zu erhöhten Relaxationsverlusten und zu einer Herabsetzung der Ermüdungsfestigkeit kommen [SEG12] & [Ati05].

3.3.8 Korrosion

Laut der Begriffsdefinition nach [DIN99] ist die Korrosion eine unerwünschte chemische, elektrochemische oder metallphysikalische Reaktion der Werkstoffoberfläche mit dem umgebenden Medium, die zur Abtragung, Riß- oder Grübchenbildung führt. Das umgebende Medium kann dabei flüssig, fest oder gasförmig sein. Die Korrosion vermindert dabei ähnlich wie Kerben die Dauerfestigkeit der Werkstoffe. Eine sonst bei manchen Werkstoffen ausgeprägte Dauerfestigkeit verschwindet in korrosiven Medien. Wie bereits in Kap. 3.3.6 beschrieben, spielt bei Korrosionsversuchen die Belastungsfrequenz eine tragende Rolle, da für eine bestimmte Lastwechselzahl bei kleinen Frequenzen die Schädigung des Werkstoffes, auf Grund der zeitlich längeren Korrosionseinwirkung deutlich größer ausfällt [RaV07].

Korrosion tritt in unterschiedlichsten Variationen auf und kann grundsätzlich in zwei Gruppen unterteilt werden. Dabei wird zwischen Korrosionsarten mit und ohne mechanische Beanspruchung unterschieden. Zu den Korrosionsarten ohne mechanische Beanspruchung zählen unter anderen folgenden Korrosionserscheinungsformen:

- Gleichmäßige Flächenkorrosion
- Muldenkorrosion
- Lochkorrosion
- Spaltkorrosion
- Kontaktkorrosion
- Kondenswasserkorrosion
- Mikrobiologische Korrosion
- Anlaufen
- Verzunderung
- Innere Korrosion

Die zweite Gruppe beinhaltet die Korrosionsarten mit zusätzlicher mechanischer Beanspruchung. Diese besteht aus folgenden Untergruppen:

- Spannungsrisskorrosion (SpRK)
- Schwingungsrisskorrosion (SwRK), Korrosionsermüdung
- Wasserstoffrisskorrosion
- Dehnungsinduzierte Korrosion
- Reibkorrosion
- Muldenfraß
- Lochfraß
- Korrosionsrisse
- Selektive Angriffsform
- Interkristalline Angriffsform
- Entzinkung

In den nachfolgenden Beschreibungen wird nur auf die wichtigsten ermüdungsrelevanten Korrosionsarten näher eingegangen. Eine genaue Beschreibung aller unterschiedlichen Korrosionsformen ist in [WeG98] zu finden.

Die Reibkorrosion ist eine der Hauptursachen für das Auftreten von Ermüdungsbrüchen in Litzensystemen. Sie tritt auf, wenn mindestens zwei in Kontakt befindliche Teile unter hohen

Flächenpressungen wiederholten Relativbewegungen unterworfen sind. Diese meist durch Schwingungen hervorgerufenen Relativbewegungen (Reibschwingungen) verursachen an den Kontaktflächen Oberflächenschädigungen und Risswachstum. Die zugrunde liegenden Mechanismen der Reibkorrosion wurden bis heute noch nicht vollständig gelöst. Aufgrund von Rauigkeitsunterschieden an den Oberflächen kommt es zu extrem hohen lokalen Spannungsspitzen. Geringe Relativbewegungen in diesen Bereichen führen in weiterer Folge zu einer Anrissbildung in den Werkstoffen. Das durch den Abrieb von Metallpartikeln entstandene abrasive Pulver (brauner Oxidstaub bei Stahl, schwarzer Oxidstaub bei Aluminium) lagert sich meist zwischen den Kontaktstellen ein und beschleunigt dadurch den Prozess der Reibkorrosion. Durch Schmiermittel (Wachs oder Fett) bzw. durch das Verzinken des Stahls wird eine Art Gleitschicht gebildet, welche den Reibkorrosionswiderstand eines Werkstoffes erhöht. Das Phänomen der Reibkorrosion wird auch sehr oft als Reibverschleiß, Reiboxidation, Passungsrost, fretting corrosion oder fretting fatigue bezeichnet [Bür05] & [WeG98].

Schwingungsrissskorrosion tritt ausschließlich in korrosiven Medien bei wechselbeanspruchten Bauteilen auf. Der verformungsarme transkristalline Ermüdungsbruch ist meist schwer von einem reinen Schwingbruch ohne Korrosion zu unterscheiden. Bereits trockene Umgebungsluft kann bei einigen Metallen die Dauerfestigkeit gegenüber dem Vakuum stark reduzieren. Der typische Korrosionsermüdungsversuch mit starker Schwingfestigkeitsminderung findet aber im Normalfall in Kombination mit bestimmten korrosiven Medien (Salzwasser oder schwefelsaures Wasser) statt. Durch die korrosive Einwirkung besitzen die meisten Werkstoffe keine echte Dauerfestigkeit und es ist daher auch kein horizontales Abflachen der Wöhlerlinie gegeben. Die im Zuge des Korrosionsvorgangs entstehenden grubchenförmigen Vertiefungen führen durch ihre Kerbwirkung mit daraus folgender Spannungserhöhung zu einer Herabsetzung der Ermüdungsfestigkeit [RaV07].

Im Gegensatz zur Schwingrissskorrosion tritt die sogenannte Spannungsrissskorrosion nur in spezifisch wirkenden Medien auf. Die inter- oder transkristalline Rissbildung kann sowohl bei rein statischen, als auch bei niederfrequenten schwellenden Zugbeanspruchungen vorkommen. Die Bruchflächen, hervorgerufen durch Spannungsrissskorrosion, weisen meist eine stark verminderte Brucheinschnürung auf. Außerdem sind an den verformungsarmen Bruchstücken kaum Werkstoffabtragungen sichtbar. Von Spannungsrissskorrosion kann aber nur dann ausgegangen werden, wenn folgende Voraussetzungen erfüllt sind:

- Vorliegen einer kritischen Grenzspannung bei welcher Spannungsrissskorrosion möglich ist (Zugspannungen können auch Eigenspannungen im Werkstoff sein)
- Bestimmte Korrosionsmedien müssen vorhanden sein (z.B. Magnesiumchlorid)
- Es muss sich um einen korrosionsempfindlichen Werkstoff handeln (z.B. Cr-Ni-Stähle)

Die sogenannte Wasserstoffrissskorrosion ist der Spannungsrissskorrosion sehr ähnlich und führt ebenfalls zu einem plötzlichen Versagen ohne einen erkennbaren äußeren Korrosionsangriff. Der in den Werkstoff eindiffundierte atomare Wasserstoff, welcher durch kathodische Korrosionsvorgänge an der Werkstoffoberfläche gebildet wird, führt zu einer Versprödung der Werkstoffe. Speziell hochfeste Drähte reagieren sehr empfindlich auf zu hohe Wasserstoffkonzentrationen [SFB64].

4 Normen und Richtlinien zur Ermüdungsprüfung von Litzenzuggliedern

Die Ermüdungsfestigkeit von Litzenzuggliedern wird heutzutage ausschließlich experimentell bestimmt. Die Entwurfskriterien und Anforderungen an diese Systeme werden in einer Vielzahl von Normen und Richtlinien geregelt, die von nationalen und internationalen Organisationen und Normungsinstituten herausgegeben werden. Aufbauend auf diesen Normen und Richtlinien werden dem Hersteller von Spannsystemen eigene Zulassungen ausgestellt, welche die Einsetzbarkeit der Systeme bestätigen. Es ist aber auch durchaus üblich, dass Bauherrn eigene projektspezifische Prüfkriterien festlegen, die meist aus einer Kombination von unterschiedlichen Normen bzw. Richtlinien bestehen.

In den nachfolgenden Unterkapiteln werden die wichtigsten Richtlinien und Normen zur Prüfung von Schrägkabel- und Vorspannsystemen näher beschrieben. Dabei wird besonders auf die Ermüdungsprüfung genauer eingegangen.

4.1 Richtlinien Schrägkabelsysteme

Schrägkabelbrücken sind konstruktiv optimierte Systeme, bei denen das Brückendeck fortlaufend von Zuggliedern gehalten wird und dadurch Spannweiten von über 1.000 m erzielt werden können. Die vor allem in Deutschland sehr oft verwendeten offenen bzw. geschlossenen Spiralseile, wurden in den letzten Jahren meist von Litzen- bzw. Drahtsystemen vom Markt verdrängt. In den nachstehend beschriebenen Richtlinien und Normen ist die technische Entwicklung, experimentelle Überprüfung, Inspektion und Erhaltung von Schrägkabelsystemen (Litzen-, Draht-, und Stabsysteme) geregelt.

4.1.1 *fib* Bulletin 30 [Fib05]

Das *fib* bulletin 30 „Acceptance of stay cable systems using prestressing steels“ ist eine von der *fédération internationale du béton* (*fib*) [Fib05] herausgegebene technische Richtlinie, die sich mit dem Entwurf, der Prüfung, der Montage sowie der Erhaltung und Wartung von Schrägkabelsystemen befasst.

Das Prüfverfahren für Schrägkabelsysteme besteht aus einem dreistufigen Testprogramm, wobei die Versuche von einer akkreditierten Versuchsanstalt durchzuführen sind.

Der erste Teil besteht aus Qualifikationstests, welche die Ausführbarkeit und die Erfüllung der Versuchsanforderungen überprüfen sollen. Es müssen daher folgende Versuche durchgeführt werden:

- Drei axiale Ermüdungsversuche mit anschließenden statischen Zugversuchen an charakteristischen Kabeldurchmessern (klein, mittel, groß)
- Ein Satteltest an einem kleinen und mittleren Schrägkabel, für den Fall, dass diese Ausführungsform vorgesehen ist
- Ein Dichtheitstest
- Korrosionsbeständigkeitstests

Nach bestandener Zulassungsprüfung können die Systeme für den Bau von Schrägkabelkonstruktionen eingesetzt werden, vorausgesetzt, die für den Test verwendeten Verankerungskomponenten weisen keine Unterschiede zu den später eingesetzten Materialien auf. Sollte es doch zu Änderungen bei den Materialkomponenten kommen, müssen neue Eignungstests durchgeführt werden.

Durch Baustellentoleranzen, Schwingungen und durch die Verformung des Brückendecks kommt es, zusätzlich zu den rein axialen Spannungen in den Zuggliedern, zu einer Biegebeanspruchung der Kabel im Bereich der Verankerungen. Trotz des Einsatzes von Übergangsröhren können diese Biegespannungen nicht zur Gänze verhindert werden. Aus diesem Grund werden keilförmige Verankerungsplatten während der Ermüdungsversuche verwendet, um damit die auftretenden Biegespannungen simulieren zu können. Durch den Einsatz dieser Platten kommt es zu einem s-förmigen Verlauf des Kabels mit einer Rotation von 10 mrad ($0,6^\circ$) im Verankerungsbereich.

Für die Ermüdungsversuche werden je ein Fest- und ein Spannanker mit den dazugehörigen Stahlübergangsröhren in die Versuchsmaschine eingebaut, wobei die Mindestlänge des Prüfkabels 3,5 m und der Abstand zwischen den Zugringen mindestens 0,5 m betragen muss. Die Oberlast bei den Ermüdungsversuchen beträgt 45% der garantierten Zugfestigkeit des Spannstahls (45% GUTS). Schrägkabelsysteme mit Zuggliedern aus Drähten bzw. Litzen werden mit einer Schwingbreite von 200 MPa getestet. Eine reduzierte Schwingbreite von 110 MPa wird bei Stabstählen angewendet. Die Zyklenzahl während des Dauerschwingversuchs beträgt zwei Millionen Lastwechsel bei einer maximalen Prüffrequenz von 8 Hz.

Ein Versuch wird als bestanden gewertet, wenn folgende Kriterien erfüllt sind:

- Während des Ermüdungsversuchs dürfen nicht mehr als zwei Drähte bei einer maximalen Anzahl der Drähte kleiner 100 bzw. 2% der Anzahl der Drähte bei einer maximalen Drahtanzahl größer 100 versagen
- Bei Stabstählen darf es zu keinem Ermüdungsversagen kommen
- Im Anschluss an den Dauerschwingversuch muss die statische Bruchkraft mindestens den größeren der beiden Werte aus 92% der aktuellen (AUTS) bzw. 95 % der garantierten (GUTS) Zugfestigkeit des Spannstahls erreichen
- Die Bruchdehnung bei Maximallast muss größer als 1,5% sein
- Es darf zu keinem Versagen der Verankerungskomponenten kommen
- Sollte es durch Reibkorrosion zu Rostrückständen an den Zuggliedern kommen, müssen diese mit Hilfe eines Stofftuchs leicht zu entfernen sein (Bei Anzeichen von Lochfraßkorrosion ist der Versuch als ungültig zu werten)

Alle Einzelkomponenten der Zugglieder (Litze, Draht, Stab) sind vor den Schrägkabelversuchen gemäß prEN10138 zu überprüfen. Diese sehen statische Zugversuche und Dauerschwingversuche vor, wobei mindestens 10% der Proben mit zwei Millionen Lastwechsel zu prüfen sind. Im Zuge dieser Versuche muss ein Einzeldraht mit 370 MPa, eine Einzellitze mit 300 MPa und ein Einzelstab mit 180 MPa Schwingbreite getestet werden, wie in Abb. 16 ersichtlich.

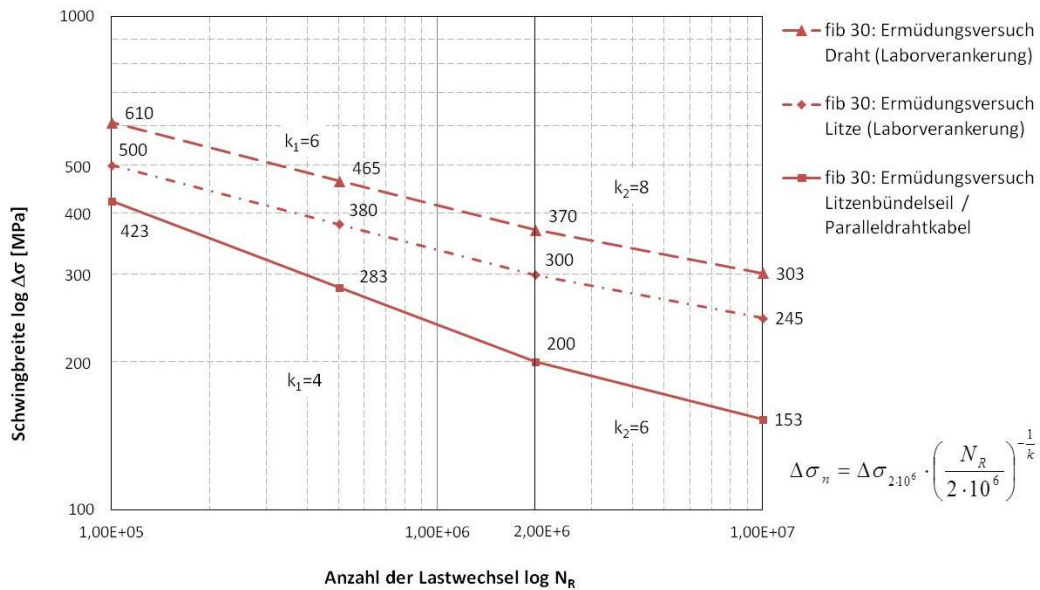


Abb. 16: S-N-Diagramm für Schrägkabel und deren Einzelkomponenten gemäß fib Bulletin 30 [Rin13]

Werden diese Kriterien erfüllt, ist die Zulassung positiv bestanden und es werden die Messergebnisse inklusive einer Fotodokumentation mit Beschreibung der Versuchseinrichtung in einem Bericht erfasst.

Der zweite Teil des dreistufigen Prüfverfahrens besteht aus einem Eignungstest der Systeme für ein bestimmtes Projekt. Da die wesentlichen Materialien der Schrägkabelsysteme wie Litzen, Hüllrohre und Verankerungskomponenten meist nicht von ein und demselben Hersteller geliefert werden, muss für jedes neue Projekt ein Eignungstest durchgeführt werden. Im Zuge dieses Versuches wird eine mittlere Kabelgröße (>19 Litzen mit $\varnothing 15,7$ mm Litzen) mit den später im Projekt verwendeten Materialien einem Ermüdungsversuch mit anschließendem axialem Zugversuch unterzogen.

Der letzte Teil des Prüfverfahrens besteht aus einer Qualitätskontrolle der verwendeten Schrägkabelkomponenten für ein bestimmtes Projekt. Dadurch soll sichergestellt werden, dass die Eigenschaften der Materialien mit jenen der Zulassungs- und Eignungstests übereinstimmen.

4.1.2 SETRA [Set02]

Die von der SETRA (Technische Abteilung des französischen Verkehrsministeriums) herausgegebenen Richtlinie „Cable Stays“ befasst sich mit dem Entwurf, den Lastannahmen, der statischen und dynamischen Berechnung, der Zulassungsprüfung bis hin zur Wartung von Kabel- und Seilbrücken. Im Gegensatz zu den fib- Richtlinien beziehen sich diese Empfehlungen auch auf Seilsysteme, Abspannungen von Dächern, Hänger von Bogenbrücken und Kabelsysteme für Extradosed-Bridges. Dabei wird zwischen vollverschlossenen Seilen, Litzenbündeln und Paralleldrahtkabeln unterschieden.

Die Zulassungstests setzen sich hier aus folgenden Versuchen zusammen:

- Zug- und Ermüdungsversuche an den einzelnen Zuggliedern (Litzen, Drähte)
- Ermüdungsversuche am Gesamtsystem mit anschließenden Zugversuchen
- Dichtheitsprüfung

Je nach Belastungsart werden die Zugglieder in zwei unterschiedliche Kategorien eingeteilt.

Kategorie A bezieht sich auf ein neues System, welches aus einer Mischform von Schrägkabelsystemen und herkömmlichen Vorspannsystemen besteht. Bei diesen sogenannten „Extradosed Cables“ werden die Zugglieder teilweise im und teilweise außerhalb des Tragwerks geführt.

Bei der Kategorie B handelt es sich um herkömmliche Schrägkabelsysteme, bei denen es aufgrund von höheren Schwingbreiten zu größeren Ermüdungsbelastungen in den Zuggliedern kommt. Sollte es bei Litzenbündel bzw. Paralleldrahtkabeln zu einer Änderung des Herstellers kommen, sind - wie ebenfalls in den fib- Richtlinien vorgesehen - Eignungstests durchzuführen. Da bei vollverschlossenen Spiralseilen die Systeme auf jedes Projekt gezielt angepasst werden, sind hier keine Eignungstests zulässig und es müssen für jedes Bauvorhaben Zulassungsprüfungen durchgeführt werden.

Bevor das Gesamtsystem getestet wird, werden an den Litzen und den Einzeldrähten statische Zugversuche und Ermüdungsversuche mit einer Oberlast von 45% GUTS und einer Schwingbreite von 300 MPa über zwei Millionen Lastwechsel durchgeführt. Dabei darf es zu keinem Versagen der Zugglieder kommen.

Die Ermüdungsprüfung am Gesamtsystem wird mit einer maximalen Prüffrequenz von 10 Hz ausgeführt. Die Mindestlänge der Zugglieder darf dabei 5 m nicht unterschreiten. Im Zuge der Ermüdungsprüfung werden Dauerschwingversuche über zwei Millionen Lastwechsel durchgeführt, wobei die ersten fünf bis zehn Lastzyklen langsam zwischen $\sigma_{\max} / 2$ und σ_{\max} realisiert werden, um eine Stabilisation der Verankerungskomponenten zu ermöglichen. Die Versuchsparameter für die unterschiedlichen Kategorien sind in der nachstehenden Tab. 3 angegeben. Die SETRA- Richtlinie empfiehlt axiale Ermüdungsversuche, wobei das Kabel zusätzlich in der Mitte zyklisch ausgelenkt werden soll, um die Biegeeffekte im Verankerungsbereich zu simulieren. Für den Fall, dass diese Testmethode in den zu Verfügung stehenden Versuchseinrichtung nicht möglich ist, können - so wie in den fib- Richtlinien vorgesehen - keilförmige Ankerplatten (0,6°; 10 mrad) verwendet werden.

	Kategorie A	Kategorie B
Schwingbreite [MPa]	140	200
Oberlast	55% GUTS	45% GUTS
Winkeländerung [mrad]	0	10
α max [mrad]	0	10
α max [mrad]	0	0
Lastwechselzahl	2,0E+06	2,0E+06

Tab. 3: Versuchsparameter laut SETRA

Der Ermüdungsversuch wird als positiv gewertet, wenn während der zwei Millionen Lastwechsel nicht mehr als 2% der Drähte versagen. Außerdem muss sich die durchschnittliche Länge des Kabels in den ersten 100.000 Lastwechseln stabilisieren und darf am Ende des Versuchs nicht mehr als 5 mm variieren. Im Anschluss an den Ermüdungsversuch wird mittels statischen Zugversuches die Bruchkraft des Kabels bestimmt. Diese muss den größeren Wert aus 95% GUTS bzw. 92% AUTS bei einer Bruchdehnung von größer als 1,5% (bei Maximalkraft) erreichen. Nach dem Versuch werden alle Versuchsteile visuell untersucht und es darf kein Versagen der Verankerungskomponenten festgestellt werden.

Die Versuchsergebnisse inklusive Fotodokumentation sind in einem Versuchsbericht wiederzugeben.

4.1.3 PTI Guide - Schrägkabel [Pti07]

Die Richtlinie „Recommendations for Stay Cable Design, Testing and Installation“ ist eine vom PTI (Post-Tensioning Institute) herausgegebene Empfehlung, welche ausschließlich für Litzenzugglieder, Spannstahldrähte und Spannstäbe gilt. Offene bzw. geschlossene Spiralseile werden nicht in der Empfehlung behandelt. Außerdem gilt diese Empfehlung nur für redundante Bauwerke, d.h. dass der Ausfall eines Kabels keine Auswirkung auf das Gesamttragverhalten der Konstruktionen hat.

Es sind ebenfalls Zulassungsversuche vorgesehen, bei welchen - im Gegensatz zu den zuvor beschriebenen Richtlinien - ein Eignungstest an einem Kabel mittlerer Größe bei neuen Projekten entfallen kann, vorausgesetzt die Schrägkabelkomponenten unterscheiden sich nicht zu den bereits zuvor getesteten Materialien. Lediglich Prüfungen an den Einzelzuggliedern (Litze, Draht, Stab) sind zur Qualitätssicherung durchzuführen, was eine enorme Kostenersparnis speziell für kleine Bauwerke mit sich bringt.

Diese Versuche sehen für Litzen und Drähte Dauerschwingversuche mit einer Oberlast von 45% GUTS vor. Die dazugehörigen Schwingbreiten sind in der Tab. 4 angegeben. Die Mindestlänge der Prüfkörper beträgt 300 mm, wobei je 10 t Spannstahl ein 5 m langes Prüfstück zu entnehmen ist. Mindestens 5% der Dauerschwingversuche an Litzen bzw. Drähten sind über zwei Millionen Lastzyklen durchzuführen. Bei den im Anschluss durchgeführten statischen Zugversuchen muss eine Bruchkraft von mindestens 95% der Mindestbruchfestigkeit erreicht werden. Diese beträgt bei Drähten 1655 MPa und bei Litzen 1860 MPa. Der Elastizitätsmodul muss ebenfalls bei 200.000 MPa \pm 5% (Drähte) und 197.000 MPa \pm 5% (Litzen) liegen. Sollten diese Anforderungen nicht erfüllt sein, muss die jeweilige Produktionscharge ausgeschieden werden.

Die Zulassungsprüfung für das Gesamtsystem sieht für neue Projekte drei Ermüdungsversuche an einem kleinem, einem mittleren und an einem großen Kabeldurchmesser vor. Dabei dürfen bei einer Oberlast von 45% und einer Schwingbreite laut Tab. 4 während des Ermüdungsversuchs nicht mehr als 2% der Einzeldrähte versagen. Bei kleinen Kabelgrößen unter 125 Drähten wird empfohlen, die Drahtbrüche auf maximal drei zu beschränken. Bei Stäben darf es zu keinem Ermüdungsversagen kommen. Die Biegeeffekte werden während des Dau-

erschwingversuchs durch den Einsatz von keilförmigen Platten (10 mrad; 0,6°) simuliert, wobei die Prüfkabellänge mindestens 3,5 m betragen muss. Eine Beschränkung der maximalen Prüffrequenz ist in dieser Richtlinie nicht vorgesehen.

Kabelart	Lastwechselzahl	Schwingbreite Gesamtsystem [MPa]	Schwingbreite Einzelkomponenten [MPa]
Litzen	> 2*10 ⁶	159	213
	2*10 ⁶		228
	5*10 ⁵		302
	1*10 ⁵		443
Drähte	> 2*10 ⁶	194	282
	2*10 ⁶		297
	5*10 ⁵		370
	1*10 ⁵		512
Stäbe	> 2*10 ⁶	105	99
	2*10 ⁶		122
	5*10 ⁵		164
	1*10 ⁵		244

Tab. 4: Zusammenfassung der Schwingbreiten der Ermüdungsprüfung laut PTI Guide

Der im Anschluss an den Ermüdungsversuch durchgeführte statische Zugversuch muss eine Mindestbruchkraft des Kabels von größer als 92% AUTS bzw. 95% GUTS ergeben. Ein Versagen der Verankerungskomponenten ist nicht zulässig. Nach Versuchsende werden alle Bestandteile visuell untersucht und mittels Fotodokumentation gemeinsam mit einem Messprotokoll und der Beschreibung des Versuchsaufbaus in einem Bericht erfasst.

Das Bemessungskonzept der PTI-Empfehlung sieht eine Abminderung der experimentell ermittelten Ermüdungsfestigkeit vor. Dadurch sollen Längeneffekte, Einbaubedingungen auf der Baustelle und Spannungskonzentrationen im Verankerungsbereich berücksichtigt werden. Abb. 17 zeigt die S-N-Diagramme für Ermüdungsversuche an Einzeldrähten bzw. Einzellitzen, Litzenbündelsysteme und das Bemessungslimit.

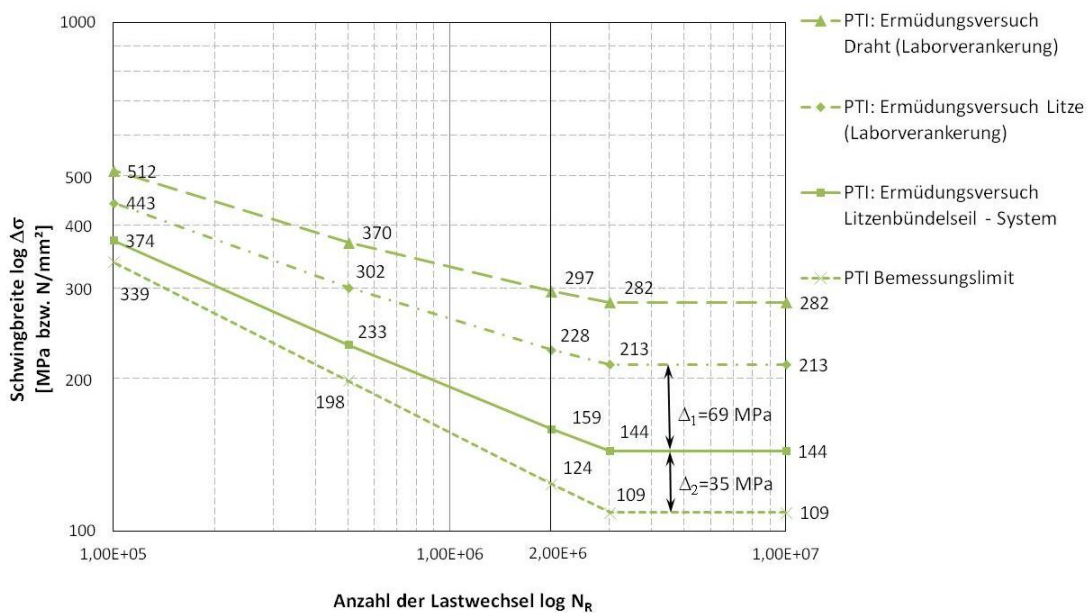


Abb. 17: S-N-Diagramm für Schrägkabel und deren Einzelkomponenten gemäß PTI [Rin13]

Außerdem wird empfohlen, die Schwingbreiten für alle Ermüdungsversuche einzuhalten, auch für den Fall, dass die tatsächlich auftretenden Spannungen in den Zuggliedern niedriger sind. Dadurch lassen sich unterschiedliche Testergebnisse besser vergleichen und das Niveau an Qualität und Zuverlässigkeit der Schrägkabelsysteme wird angehoben.

4.1.4 Eurocode EN 1993-1-11 Bemessung und Konstruktion von Tragwerken mit Zuggliedern aus Stahl [EN3]

Der EN 1993-1-11 regelt die Bemessung und Konstruktion von austauschbaren und nachstellbaren Zuggliedern aus Stahl. Darunter fallen Litzenbündelseile, Paralleldrahtbündel, Paralleldrahtlitzen, Rundlitzenseile offene bzw. vollverschlossene Spiralseile und Zugstabsysteme. Explizit ausgeschlossen und daher nicht im Anwendungsbereich des EN 1993-1-11 sind luftgesponnene Hauptkabel von Hängebrücken und externe Spannlieder im Spannbetonbau. Außerdem sind auch die Bemessung und Konstruktion von Umlenksättel, Seilklemmen sowie die Anforderungen an den Korrosionsschutz in dieser Norm beschrieben. Im Gegensatz zu den zuvor beschriebenen Richtlinien werden keine genauen Angaben zur Versuchsdurchführung gegeben. Lediglich im Anhang A befinden sich informative Hinweise zur Versuchsdurchführung.

Die unterschiedlichen Ausführungsformen der Zugglieder sind in drei Gruppen geteilt, wobei für jede Gruppe unterschiedliche Materialkennwerte gefordert werden.

- Gruppe A: Stäbe
- Gruppe B: Seile
- Gruppe C: Draht- und Litzenbündel

Bei den Spannungsbegrenzungen der Zugglieder wird zwischen Montage- und Betriebsbedingungen unterschieden. In der Einbauphase sind daher kurzzeitig Spannungen in den Zuggliedern von 60% GUTS erlaubt. Bei den Betriebsspannungen wird für den Fall einer Berücksichtigung der Biegespannungen eine Spannungsobergrenze von 50% GUTS und ohne Berücksichtigung der Biegespannung eine Oberspannung von 45% GUTS angegeben.

Gruppe	Zugglied	Kerbfalleinstufung $\Delta\sigma$ [MPa]
A	Vorspannstäbe	105
B	Vollverschlossenes Spiralseil mit metall- oder harzvergossenem Seilkopf	150
	Offenes Spiralseil mit metall- oder harzvergossenem Seilkopf	150
C	Paralleldrahtlitze mit Epoxid- vergossenem Seilkopf	160
	Litzenbündelseil	160
	Paralleldrahtbündel	160

Tab. 5: Kerbfalleinstufung für die Ermüdungsfestigkeit nach EN 1993-1-9

Da ein Ermüdungsversagen gewöhnlich im Verankerungsbereich auftritt, ist in der Regel der maßgebende Kerbfall insbesondere auf realistische Biegeeffekte und Querspannungen durch Versuche zu bestimmen. Liegen keine Versuchsergebnisse vor, dürfen Ermüdungsfestigkeitskurven mit einer Kerbfalleinstufung nach Tab. 5 verwendet werden, wobei gewisse Voraussetzungen (Korrosionsschutz, Verhindern von übermäßigen Seilschwingungen) eingehalten werden müssen.

Die Einzelkomponenten der Litzenzugglieder sind gemäß prEN 10138 zu überprüfen. Dabei sind unter anderem statische Bruchversuche und Ermüdungsversuche an zuvor entnommenen Proben vorgesehen.

Bei den Ermüdungsversuchen am Gesamtsystem sind für jeden Kabeldurchmesser Ermüdungsversuche durchzuführen, wobei zwischen der Klasse 3 bzw. 4 (ohne Biegeeffekte) und der Klasse 5 (mit Biegeeffekten) unterschieden wird. Für die Klasse 5 wird daher während der Dauerschwingversuche eine Winkelverdrehung von $0,7^\circ$ eingeprägt, um zusätzlich zur axialen Beanspruchung die Biegeeffekte simulieren zu können. Abb. 18 zeigt die S-N-Diagramme für Ermüdungsversuche an Litzenbündelsystemen.

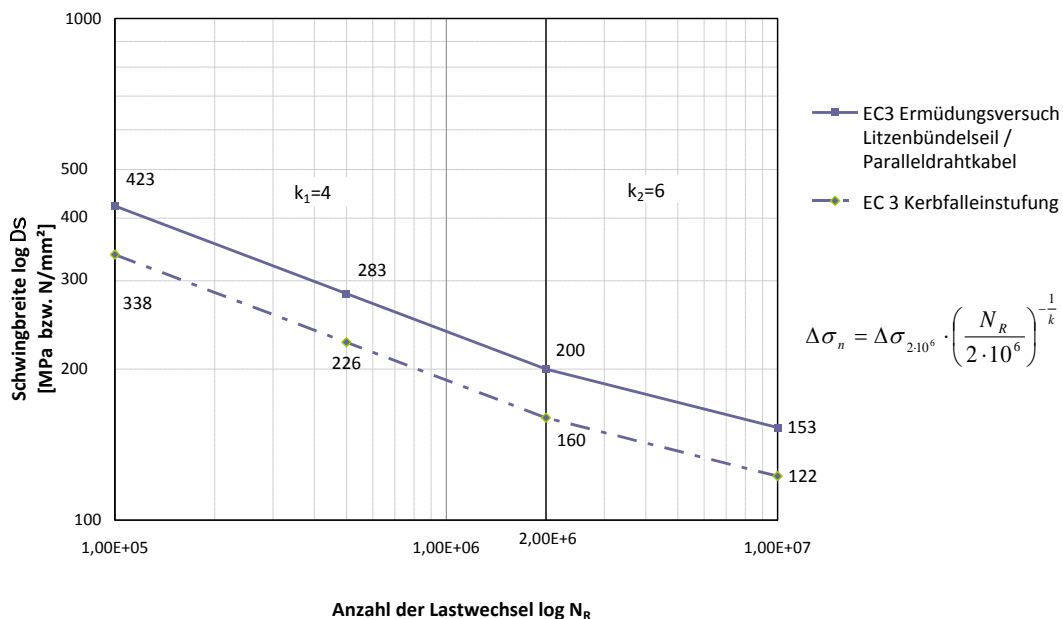


Abb. 18: S-N-Diagramm für Litzenbündel und Kerbfalleinstufung nach EC 1993 [Rin13]

Die maximale Lastwechselzahl beträgt zwei Millionen Zyklen bei einer Oberlast von 45% GUTS. Die Schwingbreite $\Delta\sigma = 1,25 \cdot \Delta\sigma_c$ ist abhängig von der Konstruktionsart laut Tab. 5 zu wählen. Für Litzenbündel- und Paralleldrahtkabel beträgt die Schwingbreite daher 200 MPa, für vollverschlossene und offene Spiralseile 188,5 MPa und für stabförmige Zugglieder 131,3 MPa.

Während der zyklischen Beanspruchung dürfen maximal 2% der Drähte versagen. Im Anschluss an den Ermüdungsversuch ist die statische Zugkraft des Kabels zu bestimmen, welche größer als 92% AUTS bzw. 95% GUTS sein muss. Dabei muss die Bruchdehnung bei Maximalkraft mindestens 1,5% erreichen.

4.2 Richtlinien Vorspannsysteme im Stahlbetonbau

Unterschiedliche Normen und Richtlinien regeln weltweit die Zulassungsprüfung von Vorspannsystemen im Stahlbetonbau. Im Gegensatz zu der Zulassungsprüfung von Schrägkabelsystemen werden bei der Prüfung von Vorspannsystemen Ermüdungsversuche und statische Zugversuche an unterschiedlichen Versuchskörpern durchgeführt.

Es wird also nach dem Ermüdungsversuch keine statische Bruchkraft des Kabels bestimmt. Für die statischen Zugversuche kommen neu eingebaute Prüfkabel zur Anwendung.

4.2.1 ÖNORM B 4758 Spannstähle - Anforderung, Klassifizierung und Konformitätsnachweis [Öno11]

Die Anforderung, Klassifizierung und der Konformitätsnachweis von Spannstählen wird in Österreich durch die ÖNORM B 4758 geregelt. Sie gilt für Spannstähle, die für das Vorspannen von Beton aber auch für andere Anwendungen im Bauwesen verwendet werden. Bei den Spannstahlarten wird zwischen Drähten, Siebendraht-Litzen und Stäben unterschieden.

Diese ÖNORM beschreibt das System des Konformitätsnachweises (Erstprüfung, werkseitige Produktionskontrolle und Fremdüberwachung), mit dem die festgelegten Anforderungen des Spannstahls nachzuweisen sind. Außerdem besteht bereits seit dem Jahr 2000 mit der prEN10138 (2000-12-01) eine Vornorm, welche im Wesentlichen der ÖN B 4758 entspricht.

Die Ermüdungsprüfung sieht Dauerschwingversuche mit einer Oberlast von 70% der Nennzugfestigkeit mit einer Schwingbreite gemäß Tab. 6 vor. Dabei darf es während der zyklischen Belastung über zwei Millionen Lastwechsel zu keinem Versagen des Spannstahls kommen. Die Nennzugfestigkeit ist aus einem benachbarten Probestück mittels Zugversuch zu bestimmen, wobei die Bruchdehnung bei Siebendraht-Litzen $\geq 3,5\%$ betragen muss.

In der Norm wird keine Beschränkung der Prüffrequenz gefordert. Es wird lediglich erwähnt, dass eine gleichbleibende Frequenz und Oberlast während des Ermüdungsversuchs sicherzustellen ist.

Spannstahlart	Lastwechsel	Schwingbreite für glatte Querschnitte [MPa]	Schwingbreite für profilierte Querschnitte [MPa]
Siebendraht-Litzen	2,0E+06	190	170
Drähte	2,0E+06	200	180
Stäbe $\leq 40\text{mm}$	2,0E+06	200	180
Stäbe $> 40\text{mm}$		150	120

Tab. 6: Schwingbreiten für die Ermüdungsprüfung gemäß ÖN B 4758

4.2.2 ETAG 013 [Eta02]

Die europäische technische Zulassung (ETZ bzw. European Technical Approval ETA) ist ein Nachweis zur technischen Brauchbarkeit eines Bauprodukts im Sinne der Bauproduktenrichtlinie (BPR). Sie gilt für alle Mitgliedsstaaten der EU und wird für Bauprodukte erteilt, für welche keine einheitlichen europäischen Normen gemäß der BPR vorliegen. Die sogenannte CE-Kennzeichnung darf erst nach der Erteilung einer ETZ verwendet werden und ermöglicht damit den ungehinderten Zugang zum europäischen Markt und dessen Vertragspartnern. Die ETZ werden von den Zulassungsstellen der Mitgliedsstaaten erteilt, jedoch obliegt es nach wie vor dem jeweiligen Mitgliedsstaat zu entscheiden, für welchen Verwendungszweck das Bauprodukt geeignet ist. Die ETZ kann einerseits gemäß Artikel 11 der Leitlinien für ETZ oder

andererseits über eine Einholung bzw. eine Zusammenfassung aller Stellungnahmen der europäisch technischen Zulassungsstellen erteilt werden (CUAP - Common Understanding Assessment Procedure). Die Entscheidung im CUAP-Verfahren trifft letztendlich die europäische Kommission [Rin13].

Die ETZ für Vorspannsysteme basiert auf den Richtlinien der ETAG 013 (Post-Tensioning Kits for Prestressing of Structures). Sie gilt für interne Spannglieder mit oder ohne Verbund sowie für externe Spannglieder, welche innerhalb der Konstruktion liegen, wobei die Zugglieder aus Drähten, Litzen oder Stäben bestehen können. Im Zuge der ETZ werden die technischen Anforderungen der Zugglieder samt Verankerungskomponenten, Hüllrohren, Kopplungen und Verpressmittel überprüft. Die ETAG 013 gilt nicht für Schrägkabelsysteme und externe Spannglieder, welche außerhalb der Konstruktion liegen.

Das Zulassungsverfahren sieht statische Zug- und Ermüdungsversuche an den Gesamtsystemen der Zugglieder vor. Dabei müssen je ein kleines, ein mittleres und zwei große Spannglieder einer Produktgruppe überprüft werden. Mittels eines Lastübertragungsversuchs wird zusätzlich die Übertragung der Verankerungskräfte auf das Bauwerk überprüft.

Während des Ermüdungsversuchs über zwei Millionen Lastwechsel wird das zu testende Spannglied mit einer Schwingbreite von 80 MPa bei einer Oberlast von 65% der charakteristischen Zugfestigkeit des Spannstahls getestet. Die freie Länge des Spannglieds darf 3 m nicht unterschreiten. Der Dauerschwingversuch gilt als bestanden wenn nicht mehr als 5% des Querschnitts der Zugelemente versagen, wobei es zu keinem Versagen der Verankerung kommen darf. Die maximale Prüffrequenz ist mit 10 Hz beschränkt. Das Prüfkabel muss nach dem Ermüdungsversuch ausgebaut und visuell inspiziert werden.

Für den statischen Zugversuch wird im Gegensatz zu den Prüfungen an Schrägkabelsystemen ein gesondertes Prüfkabel verwendet. Das Spannglied wird an einem Ende mit einer repräsentativen Spannausrüstung gespannt, die mit der auf der Baustelle verwendeten Spannvorrichtung vergleichbar und im Leitfaden des ETA-Antragstellers festgelegt ist. Die Spannschritte betragen 20%, 40%, 60% und 80% der charakteristischen Zugfestigkeit des Spannstahls.

Wenn die 80%-Stufe erreicht ist, wird die Kraft von der Spannausrüstung auf die Verankerung und die Prüfeinrichtung übertragen. Sie wird dann für interne und externe Spannglieder über eine (interne) bzw. zwei (externe) Stunden konstant auf der 80%-Stufe gehalten. Für externe Spannglieder muss die Kraft anschließend auf 20% der charakteristischen Zugfestigkeit des Spannglieds gesenkt werden. Danach wird die Kraft für beide Spanngliedarten mit Hilfe der Prüfeinrichtung bis zum Bruch belastet.

Die ermittelte Höchstkraft muss größer sein als 95% der tatsächlichen Zugfestigkeit des Spannglieds, welche durch fünf Einzelzugversuche an Spannstahlproben bestimmt wird. Die Bruchdehnung bei Höchstkraft muss mehr als 2% betragen. Das Versagen des Spannglieds darf nicht durch ein Versagen von Verankerungsteilen herbeigeführt werden, wobei die Zuverlässigkeit des Verankerungssystems durch bleibende Verformungen von Verankerungsteilen bestätigt wird.

Werden unterschiedliche Spannstahlgüten verwendet, sind die Prüfungen mit dem Spannstahl der höchsten Güte durchzuführen.

Die ETAG 013 sieht vor, dass alle Tests, ob bestanden oder nicht, mittels eines Prüfreports zu dokumentieren sind. Diese Dokumentationen sollten, neben den Daten und Skizzen vom Versuchsaufbau bis hin zur Versuchsdurchführung, auch genügend Fotos vor und während der Versuche enthalten.

4.2.3 PTI Guide - Vorspannsysteme [Pti98]

Die vom PTI herausgegebene Richtlinie „Acceptance Standards for Post-Tensioning Systems“ befasst sich mit den technischen Anforderungen an Vorspannsysteme von Brücken, Hochbauten, Bodenankern und anderen Konstruktionen. Explizit ausgeschlossen sind Vorspannsysteme, bei denen verbundlose Monolitzenverankerungen zur Anwendung kommen. Die Richtlinie gilt für Litzen und Stabsysteme, jedoch wird auch darauf hingewiesen, dass der Einsatz von Drähten und Spanngliedern aus Glasfasern (GFK) bzw. kohlenstoffaserverstärkten Kunststoff (CFK) möglich ist. Bei diesen sogenannten „speziellen Vorspannsystemen“ ist durch eine Vielzahl von Tests deren Gleichwertigkeit mit den herkömmlichen Materialien zu bestätigen.

Im Unterschied zu den Versuchsanforderungen der ETAG 013 werden im Zuge des Zulassungsverfahrens keine statischen Zugversuche an den Gesamtsystemen bis zum Versagen der Zugglieder durchgeführt. Statische Zugversuche an den Gesamtsystemen (für Vorspannsysteme mit oder ohne Verbund) werden mit Lastübertragungsversuchen gekoppelt geprüft und aus Sicherheitsgründen nur bis 95% der Nennzugfestigkeit der Zugglieder belastet. Durch diesen Test sollen alle Versuchskomponenten wie Verankerung, Zugglied und Spaltzugbewehrung (Bügel und/oder Wendelbewehrung) überprüft werden. Die Belastung des Spannglieds erfolgt bis 80% der charakteristischen Bruchkraft mit einer herkömmlichen Baustellenpresse und wird nach dem Absetzen der Presse mit Hilfe der Versuchseinrichtung weiter auf 95% gesteigert. Während dieser Versuche darf es zu keinem Versagen der Vorspannsysteme kommen und auch die Rissbreitenbeschränkungen der Betonkörper müssen den Angaben der Richtlinien entsprechen. Je Spanngliedgröße ist ein statischer Zugversuch am Gesamtsystem vorgesehen.

Mit sogenannten „Strand-Wedge-Connection Tests“ wird mit Hilfe von Einzelverankerungen, deren Konusgeometrie und Oberfläche der einer herkömmlichen Mehrlitzenverankerung entspricht, die Bruchkraft bestimmt. Die so ermittelte Höchstkraft muss mindestens 95% der charakteristischen Bruchkraft bei einer Bruchdehnung von mehr als 2% betragen. Insgesamt müssen 30 Einzelzugversuche durchgeführt werden.

Die Ermüdungsfestigkeit von verbundlosen Vorspannsystemen wird mittels Dauerschwingversuchen an Einzelverankerungen (vier Versuche) und an Mehrlitzenverankerungen (ein Versuch je Spanngliedgröße) überprüft. Beide Systeme werden zuerst über 500.000 Lastwechsel zwischen 60% und 66% der Nennzugfestigkeit und danach über 50 Lastwechsel zwischen 40% und 80% der Nennzugfestigkeit zyklisch belastet. Bei einem Spannstahl der Güte St1860 ergibt sich daraus eine Schwingbreite von 112 MPa bzw. 744 MPa für die zyklischen Belastungen. Bei den Einzellitzenversuchen beziehen sich die Angaben im Gegensatz zu den Mehrlitzenverankerungen nicht auf die Nennzugfestigkeit sondern auf die aktuelle Zugfestigkeit (AUTS) des Spannstahls. Während dieser Versuche darf kein Ermüdungsversagen der Zugglieder auftreten. Die niedrige Lastwechselzahl von 500.000 Lastzyklen wird mit den

enorm hohen Kosten für die Versuchsdurchführung begründet. Es wird außerdem darauf hingewiesen, dass durch die Versuchsergebnisse keine Aussage über das tatsächliche Ermüdungsverhalten der Systeme getroffen werden kann. Erfahrungswerte von bestehenden vorgespannten Konstruktionen zeigten jedoch, dass ein ausreichender Widerstand gegen ein Ermüdungsversagen der Zugglieder gegeben ist. Für Spannsysteme mit nachträglichem Verbund sind keine Ermüdungsversuche vorgesehen.

Die beschriebene Richtlinie gibt keine maximalen Prüffrequenzen für die Durchführung der Dauerschwingversuche an. Zusätzlich ist zu beachten, dass je die Hälfte der Versuche an Einzelverankerungen (dynamisch und statisch) mit gefetteten, konusförmigen Öffnungen der Verankerungen durchzuführen sind. Dies wird damit begründet, dass es durch die verringerte Reibung zwischen Keil und Verankerung zu größeren Keileinzügen kommen kann und dieser wiederum die Litze durch einen tieferen Eindruck der Keilrillen mehr beschädigt.

4.2.4 AASHTO LRFD Bridge Construction Specifications [Aas10]

Die „AASHTO LRFD Bridge Construction Specifications“ ist eines von der American Association of State Highway and Transportation Officials (AASHTO) herausgegebenes Regelwerk, welches sich mit dem Entwurf, dem Bau und der Erhaltung von Brücken befasst. In diesen technischen Vorschriften ist auch die Prüfung der Vorspannsysteme geregelt, wobei sich die Angaben auf Litzen-, Draht- und Stabstahlssysteme beziehen.

Die Richtlinien sehen vor, dass durch statische Zugversuche an den Zuggliedern die Zuverlässigkeit der Systeme überprüft wird. Dabei muss eine Mindestbruchkraft der Gesamtsysteme von 96% der aktuellen Zugfestigkeit der einzelnen Zugglieder nachgewiesen werden. Sollte der Einsatz von Kopplungssystemen bei den Vorspannsystemen vorgesehen sein, dann dürfen diese die Zugfestigkeit der Vorspannsysteme nicht herabsetzen. Zusätzlich zu den Mindestbruchkräften muss eine Bruchdehnung von mindestens 2% bei Maximalbelastung erreicht werden.

Die Ermüdungsfestigkeit der Vorspannsysteme wird durch die Durchführung von Dauerschwingversuchen an repräsentativen Kabelgrößen überprüft. Dabei werden die ersten 500.000 Lastwechsel mit einer zyklischen Belastung zwischen 60% und 66% der charakteristischen Zugfestigkeit und im Anschluss weitere 50 Lastwechsel zwischen 40% und 80% der charakteristischen Zugfestigkeit aufgebracht. Bei Bedarf dürfen die Versuche aber auch an zwei unterschiedlichen Prüfkörpern durchgeführt werden. Während der zyklischen Belastung darf kein Ermüdungsversagen der Zugglieder festgestellt werden. Eine Beschränkung der maximalen Prüffrequenz während der Dauerschwingversuche ist nicht vorgegeben.

Die Prüfkabellänge für alle statischen bzw. dynamischen Versuche muss größer als 3,5 m sein. Die Übertragung der Verankerungskräfte auf das Bauwerk wird durch eigens durchgeführte Lastübertragungsversuche sichergestellt.

4.3 Zusammenfassung der Prüfvorschriften

Obwohl die Zulassungsprüfung von Schrägkabelsystemen in unterschiedlichen internationalen Normen bzw. Richtlinien geregelt ist, gibt es nur minimale Unterschiede bei den geforderten Prüfkriterien, wie in Tab. 7 ersichtlich. Bei der maximalen Anzahl der erlaubten Drahtbrüche während eines Dauerschwingversuchs und bei der Prüfkabellänge sind nur geringfügige Ungleichheiten zu erkennen. Deutliche Unterschiede sind jedoch bei der maximalen erlaubten Prüffrequenz zur Durchführung der Ermüdungsversuche zu finden, da diese in einigen Normen bzw. Richtlinien nicht beschränkt ist. Lastwechselzahl und Oberlast sind hingegen bei allen Prüfvorschriften ident. Mit Ausnahme von [Pti07] gibt es keine Unterschiede bei den vorgegebenen Schwingbreiten.

	fib	SETRA	PTI	EC 1993
Lastwechselzahl	2,00E+06	2,00E+06	2,00E+06	2,00E+06
Oberlast	45% GUTS	45% GUTS	45% GUTS	45% GUTS
Schwingbreite	200 MPa	200 MPa	159 MPa	200 MPa
Winkeländerung (Biegeeffekt)	± 0,6°	± 0,6°	± 0,57°	0 - 0,7°
max. Anzahl der Drahtbrüche	2 Drähte bei < 100 Drähte bzw. 2% bei > 100 Drähte	2% der Drähte	3 Drähte bei < 125 Drähte bzw. 2% bei > 125 Drähte	2% der Drähte
max. Prüffrequenz	8 Hz	10 Hz	-	-
min. Prüfkabellänge	3,5 m	5,0 m	3,5 m	-
Zugversuch im Anschluss an den Ermüdungsversuch	95% GUTS bzw. 92% AUTS	95% GUTS bzw. 92% AUTS	95% GUTS bzw. 92% AUTS	95% GUTS bzw. 92% AUTS
min. Bruchdehnung	1,50%	1,50%	-	1,50%

Tab. 7: Übersicht der Prüfkriterien für Schrägkabelsysteme

Bei der Zulassungsprüfung von Vorspannsystemen sind - im Gegensatz zu der Prüfung von Schrägkabelsystemen - deutliche Abweichungen der einzelnen Prüfvorschriften auffallend. Speziell bei der maximalen Lastwechselzahl während eines Dauerschwingversuchs sind größere Unterschiede zwischen den europäischen Prüfvorschriften und den nordamerikanischen Regelwerken gegeben. Tab. 8 zeigt die geforderten Versuchsparameter der einzelnen Prüfvorschriften. Anders als bei den üblich geforderten zwei Millionen Lastzyklen sind hier bei einigen Regelwerken aufgrund der hohen Versuchskosten und der geringeren Ermüdungsbeanspruchung von Vorspannsystemen die maximalen Lastwechselzahlen drastisch herabgesetzt. Außerdem handelt es sich bei diesen Ermüdungsversuchen um zerstörungsfreie Untersuchungen, die keinen Einblick in das tatsächliche Ermüdungsverhalten der Zugglieder geben. Eine Begrenzung der maximalen Prüffrequenz während der Dauerschwingversuche wird nur von der ETAG 013 gefordert.

Vergleicht man jedoch die Prüfkriterien von Schrägkabelsystemen mit jenen von Vorspannsystemen, dann ist eine unmittelbare Abweichung der geforderten Versuchsparameter erkennbar, obwohl die meisten der zur Anwendung kommenden Systeme beinahe baugleich

sind. Dies ist auf eine grundlegend unterschiedliche Beanspruchungsart der Zugglieder zurückzuführen, bei welcher die Schrägkabelsysteme geringeren Oberlasten bei deutlich höheren Schwingbreiten ausgesetzt sind. Vorspannsysteme hingegen werden während des Spannvorgangs auf eine höhere Last vorgespannt und erfahren im Laufe ihrer Lebensdauer eine deutlich geringere Spannungsänderung in den Stahlquerschnitten.

	ETAG 013	PTI Gesamtsystem	PTI Strand- Wedge Connection	AASHTO
Lastwechselzahl	2,00E+06	500.000 / 50	500.000 / 50	500.000 / 50
Oberlast	65% GUTS	66% / 80% GUTS	66% / 80% AUTS	66% / 80% GUTS
Schwingbreite	80 MPa	~112 / ~744 MPa	~112 / ~744 MPa	~112 / ~744 MPa
Unterlast	-	60% / 40% GUTS	60% / 40% AUTS	60% / 40% GUTS
Winkeländerung (Biegeeffekt)	-	-	-	-
max. Anzahl der Drahtbrüche	5% der Drähte	Keine Drahtbrüche erlaubt	Keine Drahtbrüche erlaubt	Keine Drahtbrüche erlaubt
max. Prüffrequenz	10 Hz	-	-	-
min. Prüfkabellänge	3,0 m	-	-	3,05 m
Zugversuch an einem neuen Versuchskörper	95% AUTS	95% GUTS gekoppelt mit Lastübertragungsversuch	95% AUTS	96% AUTS
min. Bruchdehnung	2,00%	-	2,00%	2,00%

Tab. 8: Übersicht der Prüfkriterien für Vorspannsysteme

5 Experimentelle Untersuchungen

Im Zuge der experimentellen Untersuchungen wurden ausschließlich Ermüdungsversuche und statische Zugversuche an Litzenbündelsystemen wie bereits in Kap. 2, beschrieben durchgeführt. Die Versuche wurden größtenteils in der nachstehend beschriebenen Resonanzprüfmaschine der TU Wien ausgeführt, aber auch servo-hydraulische Prüfmaschinen für Vergleichsversuche mit niedrigen Prüffrequenzen kamen zur Anwendung.

5.1 Resonanzprüfmaschine der TU Wien

Die Mehrheit der experimentellen Untersuchungen wurde in der von [KKP06] patentierten Resonanzprüfmaschine durchgeführt. Ein detaillierter Aufbau bzw. die Funktionsweise der Anlage ist in [Köb08] beschrieben. Die Resonanzprüfmaschine (Abb. 19) besteht aus einem in drei Richtungen vorgespannten Betontrog, welcher auf Federpaketen gelagert ist. Die sogenannte Kopplungseinheit, die das Prüfkabel mit dem Behelfskabel verbindet, ist mit vier Stahlseilen an einem am Betontrog beliebig verschiebbaren Stahlrahmen befestigt.

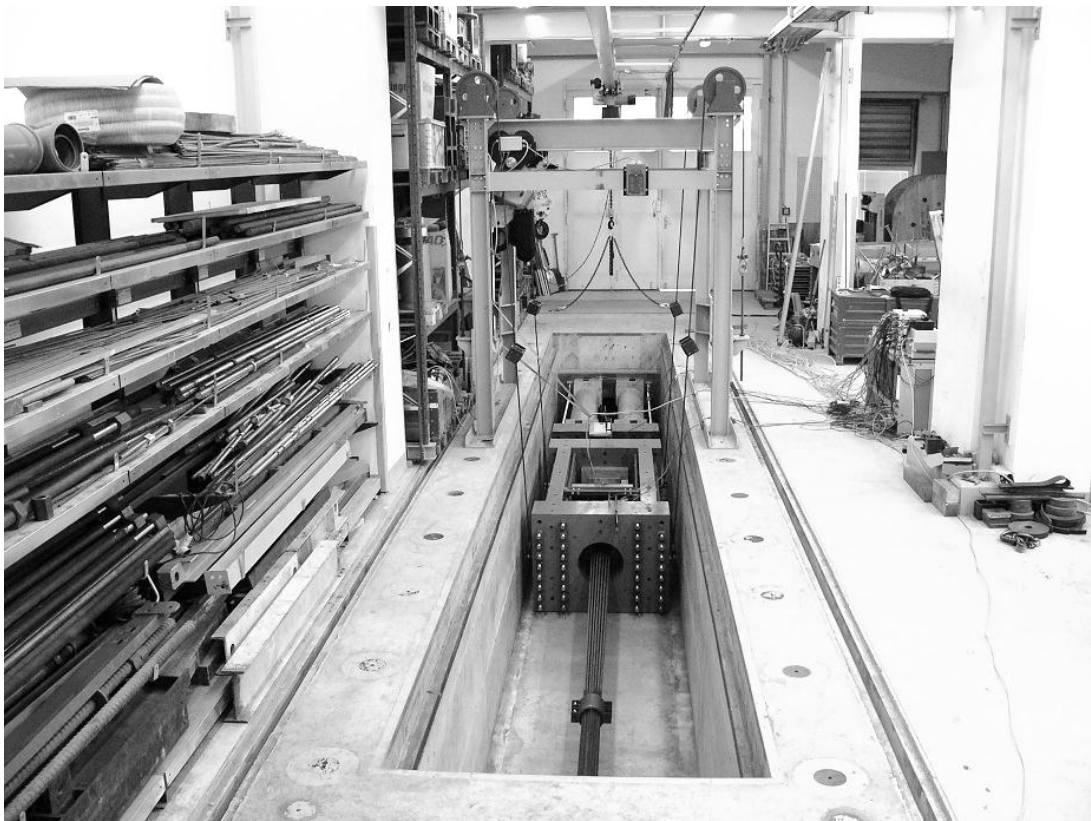


Abb. 19: Resonanzprüfmaschine der TU Wien

Je nach Prüfkabelgröße stehen zwei unterschiedlich große Kopplungseinheiten zu Verfügung. Mit Hilfe einer in Abb. 20(li) dargestellten hydraulischen Hohlkolbenpresse können die Litzenzugglieder auf die jeweils vorgesehene Mittellast gespannt werden. Die ermüdungswirksame, zyklische Belastung wird mittels eines in der Kopplungseinheit befestigten mechanischen Unwuchterregers aufgebracht (Abb. 20(re)).

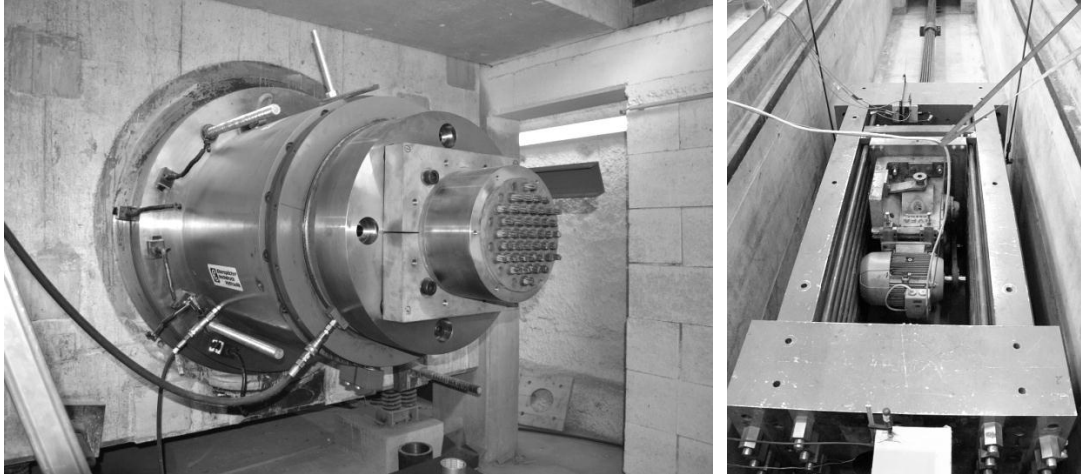


Abb. 20: Hydraulische Hohlkolbenpresse (li); Kopplungseinheit mit Unwuchterreger (re)

Die Mittellast und die Schwingbreite wird mit Hilfe einer 20 MN Ringkraftmessdose gemessen, wie in Abb. 21(li) ersichtlich.

Je nach Steifigkeit k des Prüf- bzw. des Behelfskabels und der Masse m der Kopplungseinheit lässt sich die Eigenkreisfrequenz ω_D , und in weiterer Folge die Eigenfrequenz f_D , mit den nachstehenden Gl. (5.1) und (5.3) eines linearen Einmassenschwingers bestimmen, wobei die Dämpfung ξ aufgrund der systembedingten geringen Größe vernachlässigt werden kann.

$$\omega_D = \omega_0 \sqrt{1 - \xi^2} \quad (5.1)$$

$$\omega_0 = \sqrt{\frac{k}{m}} \quad (5.2)$$

$$f_D = \frac{\omega_D}{2\pi} \quad (5.3)$$

Voraussetzung für die Gültigkeit dieser Annahme ist die wesentlich größere Steifigkeit der Kopplungseinheit und des Prüfrahmens gegenüber der Gesamtsteifigkeit aus Prüf- und Behelfskabel. Wird nun der mit einem Elektromotor angetriebene mechanische Unwuchterreger mit genau der zuvor errechneten Eigenfrequenz betrieben, kommt es zur Resonanz und die erzeugte Kraft des Unwuchterregers vervielfacht sich.

Der dynamische Vergrößerungsfaktor liegt je nach Kabelgröße und Versuchsaufbau zwischen 50 und 1.000. Um die in den Richtlinien vorgesehenen Spannungsschwingbreiten über die Versuchsdauer hinweg konstant halten zu können, wurde die anfänglich entwickelte Regelungsanlage überarbeitet.

Da die Prüfanlage ursprünglich nur für Ermüdungsversuche an Spanngliedern nach ETAG 013 und nicht für Versuche an Schrägkabeln ausgelegt war, musste diese durch kleine Umbauarbeiten adaptiert werden. Diese Erweiterung wurde benötigt, um die statische Bruchkraft der Schrägkabel direkt nach dem Ermüdungsversuch bestimmen zu können, ohne das System

zuvor entlasten zu müssen. Aus diesem Grund wurden zusätzlich vier 2 m lange Schleuderbetonstützen und vier RTN 470 Kraftmessdosen in den Versuchsaufbau integriert, wie in Abb. 21 (re) ersichtlich.

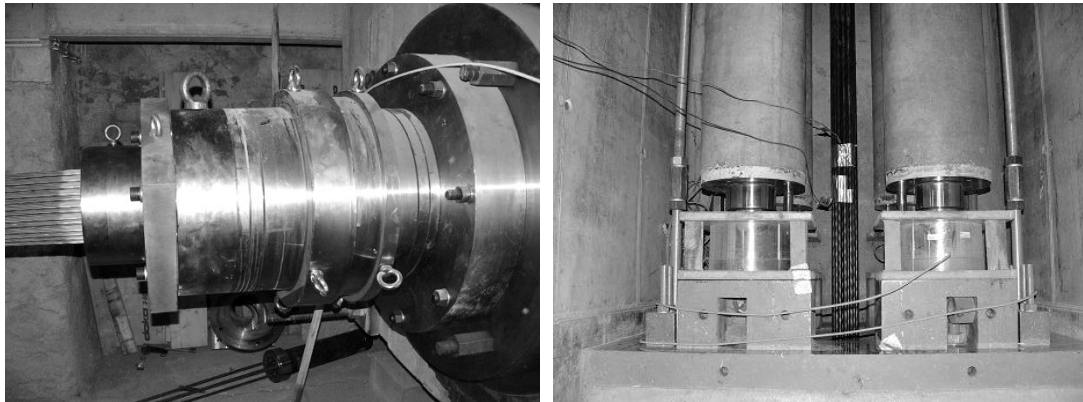


Abb. 21: Ringkraftmessdose (li); Schleuderbetonstützen und RTN Kraftmessdosen (re)

Alle gewonnenen Messdaten wurden über einen Messdatenverstärker erfasst und mit Hilfe der Software Catman 5.0 gespeichert. Die Messrate bei den dynamischen Versuchen betrug 300 Hz, wobei alle 30 Sekunden die Maxima und Minima gemittelt und gespeichert wurden. Bei den statischen Versuchen betrug die Messfrequenz 2 Hz.

5.2 Einfluss verschiedener Versuchsparameter auf das Ermüdungsverhalten von Monolithensystemen

Um den Einfluss von Prüffrequenz, Schwingbreite und Oberlast auf das Ermüdungsverhalten von Monolithensystemen erforschen zu können, wurde eine Vielzahl von Einzellitzenversuchen durchgeführt. Aufbauend auf diesen Versuchsergebnissen sollte in weiterer Folge das gewonnene Wissen an parallel-litzigen Schrägkabel- bzw. Vorspannverankerungen angewendet werden. Für die Versuchsdurchführung an Einzellitzenystemen kamen sogenannte Monolitzenverankerungen, wie in Abb. 22 ersichtlich, zum Einsatz.

In einer Zusammenfassung von zahlreichen Versuchen [PFB83] konnte das Ermüdungsverhalten von Spannstahl bereits genauer untersucht werden. Meist wurde bei diesen Versuchen das Hauptaugenmerk rein auf den Spannstahl gelegt und nicht auf das Gesamtsystem aus Keilverankerung und Litze. In den im nächsten Abschnitt beschriebenen Versuchsserien an Monolithensystemen konnten insgesamt 37 Versuche durchgeführt werden, wobei speziell die Versuchsparameter Prüffrequenz und Schwingbreite gezielt analysiert wurden.

In unterschiedlichen Versuchsserien wurde zuerst die Dauerschwingfestigkeitsgrenze mit Hilfe des verbesserten Treppenstufenverfahrens nach Hück (IABG-Methode) [Hüc83] ermittelt, um aufbauend auf diesen Versuchsergebnissen gezielt den Einfluss der Prüffrequenz auf das Dauerschwingverhalten untersuchen zu können. Aus diesem Grund wurden einerseits Dauerschwingversuche mit erhöhter Prüffrequenz von 14 Hz in der Resonanzprüfmaschine, und andererseits Ermüdungsversuche mit 4 Hz in einer servo-hydraulischen Prüfmaschine durchgeführt.



Abb. 22: Monolitzenverankerung

5.2.1 Materialeigenschaften

Für die Versuche wurde ein verzinkter, mit Wachs verpresster und mit HDPE ummantelter 7-drahtiger Spannstahl verwendet, welcher aufgerollt auf einer Holzspindel angeliefert wurde. Der Spannstahl hatte eine Nennzugfestigkeit von 1.860 MPa und eine nominelle Querschnittsfläche von 150 mm². Die aktuelle Zugfestigkeit wurde an vier 0,75 m langen Proben bestimmt und betrug 293 kN. Dieser Wert korreliert sehr gut mit der Angabe der Zugfestigkeit des Werksprüfungszeugnisses von 294 kN.

Alle Abmessungen der Verankerungskomponenten stimmten mit den Angaben aus den Werkszeichnungen überein. Die Länge des Prüfkabels betrug für alle Monolitzenversuche 5.440 mm.

5.2.2 Versuchseinrichtung

Da die Resonanzprüfmaschine mit ihren Messeinrichtungen nur für Großspannglieder ausgelegt war, musste sie für diese Versuche geringfügig umgebaut werden. Wie in Abb. 23 erkennbar, wurden zusätzlich mittels einer Adapterplatte vier 600 kN Pressen auf die 20 MN Hohlkolbenpresse montiert.

Jede dieser Pressen wurde mit einer 1.000 kN Ringkraftmessdose versehen, um die Spannungen in den Prüfkabel exakt bestimmen zu können. Durch diese Veränderung im Prüfaufbau konnten vier Ermüdungsversuche gleichzeitig durchgeführt werden, wodurch der Versuchsfortschritt deutlich beschleunigt wurde. Es musste lediglich nach jedem Drahtbruch der Versuch kurz gestoppt werden, um das gebrochene Prüfkabel durch ein provisorisches Kabel ersetzen zu können. Diese Ersatzkabel dienten nur der weiteren Versuchsdurchführung und wurden nicht in die Datenauswertung miteinbezogen.

Die Bewegung der Kopplungseinheit konnte wie gewohnt mit zwei Laserdistanzmessern aufgezeichnet werden. Bei den statischen Bruchversuchen kamen induktive Wegaufnehmer und Dehnungsmessstreifen zur Bestimmung der Bruchdehnung zum Einsatz.

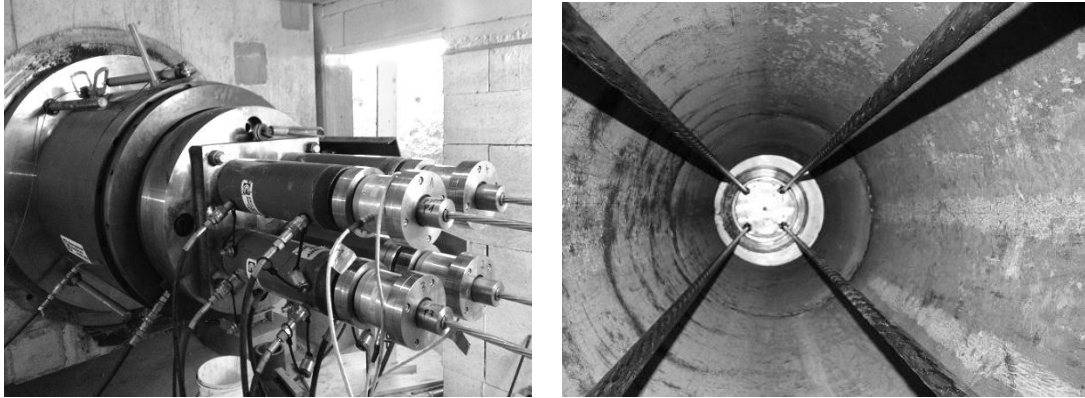


Abb. 23: Versuchsaufbau

Die Versuche mit einer Prüffrequenz von 4 Hz wurden in der in Abb. 24 dargestellten herkömmlichen servo-hydraulischen Prüfmaschine durchgeführt. Im Gegensatz zur Resonanzprüfmaschine konnten hier nicht mehrere Versuche gleichzeitig ausgeführt werden.

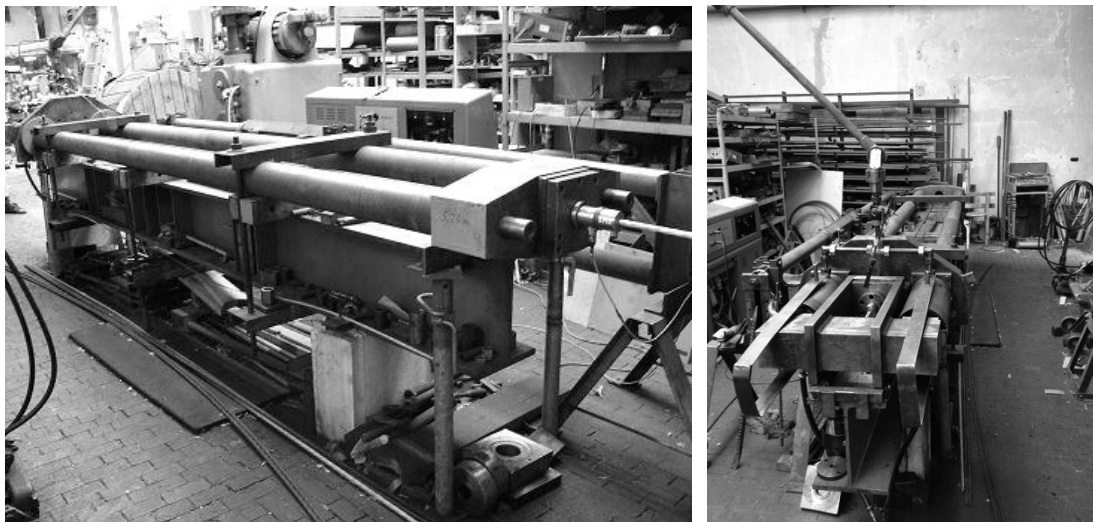


Abb. 24: Servo-hydraulische Prüfmaschine

5.2.3 Versuchsdurchführung

Die Prüfkabeln wurden einzeln in die Prüfmaschine eingebaut und nach dem Setzen der Keile mittels hydraulischer Pressen auf eine Vorlast von etwa 10 kN gespannt. Danach wurde die korrekte Position der Keilsegmente kontrolliert. Um das Überlasten der Schrägkabel während der Bauphase zu simulieren, wurden die Zugglieder, wie in Kap. 5.4.2 beschrieben, auf eine Last von 65% GUTS vorgespannt und in weitere Folge auf die jeweilige Mittellast bzw. Vorlast bei rein statischen Versuchen entlastet.

5.2.4 Versuchsserie 1

Die erste Versuchsserie diente dem Zweck, die statischen Bruchkräfte der Schrägkabelsysteme bestimmen zu können. Aus diesem Grund wurden drei Zugversuche in der Resonanzprüfmaschine und ein Zugversuch in der servo-hydraulischen Prüfmaschine durchgeführt. Die Versuchsergebnisse sind in der nachstehenden Tab. 9 angegeben.

Statische Zugversuche								
Versuch		Sim. Bauphase	Bruchversuch					
		[% GUTS]	F [kN]	[% GUTS]	[% AUTS]	ϵ_{\max} [%]	$\epsilon_{\text{DMS},1}$ [%]	$\epsilon_{\text{DMS},2}$ [%]
Resonanzprüfmaschine	1	-	280	100,36	95,56	2,44	2,15	2,31
	2	65	272,1	97,56	92,86	1,58	-	-
	3	65	274,4	98,35	93,65	1,87	-	-
Serv.-hyd. Prüf.	1	-	272,7	97,37	93,07	-	1,18	1,22

Tab. 9: Versuchsergebnisse der statischen Zugversuche

Der Pressenweg konnte bei der Resonanzprüfanlage mittels induktiven Wegaufnehmern gemessen werden. Die daraus ermittelte Bruchdehnung wird durch die Verformung der Prüfanlage und den Einzug der Keilsegmente etwas verfälscht. Daher wurde bei einem Versuch die Bruchdehnung zusätzlich über Dehnungsmessstreifen (DMS), wie in Abb. 25 abgebildet, bestimmt. Die Ergebnisse zeigten eine gute Übereinstimmung der beiden Messmethoden.

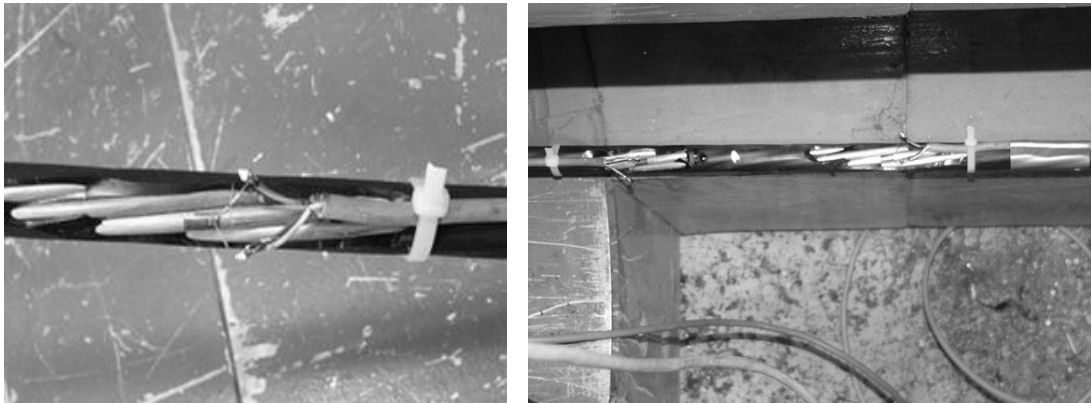


Abb. 25: Messung der Bruchdehnung mittels DMS

Da laut [Fib05] die Bruchdehnung über die Verschiebung der Ankerplatten ohne Abzug der Keileinzüge gemessen werden darf, wurde in weiterer Folge auf das aufwendige Applizieren von Dehnungsmessstreifen verzichtet. Alle Versuche wurden aus Sicherheitsgründen nach dem ersten Drahtbruch gestoppt. Die im Anschluss an die Versuche durchgeführten visuellen Überprüfungen ergaben keine nennenswerten Schäden an den Verankerungskomponenten. Alle Drahtbrüche traten an der ersten Keilrille der Verankerung auf. Die genaue Beurteilung der Versagensformen wird in Kap. 5.2.10 behandelt. Wie in Tab. 9 angegeben, sind deutliche Schwankungen bei den Bruchkräften erkennbar. Dies ist aber für statische Zugversuche an Litzenzuggliedern mit Keilverankerungen nichts Ungewöhnliches.

5.2.5 Versuchsserie 2

Im Zuge der zweiten Versuchsserie sollte die Dauerschwingfestigkeitsgrenze der Schrägkabelsysteme bestimmt werden. Auf Basis des sogenannten verbesserten Treppenstufenverfahrens nach Hück [Hüc83] war es unter vertretbaren Kosten möglich, die Dauerschwingfestigkeitsgrenze der Einzellitensysteme experimentell zu bestimmen. Dieses Verfahren kommt, wie bereits in Kap. 3.2.4 näher beschrieben, sehr häufig zum Einsatz, wenn einerseits die Vorkenntnisse über die zu erwartende Dauerschwingfestigkeit nicht vorhanden sind bzw. der Versuchsumfang im kleineren Rahmen gehalten werden muss. Zu Beginn einer Versuchsreihe

wird an einem beliebigen Lasthorizont der erste Dauerschwingversuch durchgeführt, bis es entweder zu einem Versagen der Probe kommt oder die zuvor definierte Abbruchschwingzahl erreicht wird. Aufbauend auf das Versuchsergebnis wird je nach eingetretenem Ereignis (Durchläufer oder Bruch) der nächste Versuch mit einer nächstniedrigen oder erhöhten Laststufe geprüft. Für die Versuchsdurchführung wurden lineare Stufensprünge von 25 MPa gewählt. Die Oberlast und die Abbruchschwingzahl betragen laut [fib05] 45% GUTS bzw. zwei Millionen Lastwechsel. Alle Versuche wurden in der servo-hydraulischen Prüfvorrichtung mit 4 Hz getestet. Während der Versuche kam es zu keiner nennenswerten Temperaturerhöhungen in den Prüfkörpern. Insgesamt konnten neun Dauerschwingversuche mit Schwingbreiten von 325 MPa bis 400 MPa durchgeführt werden.

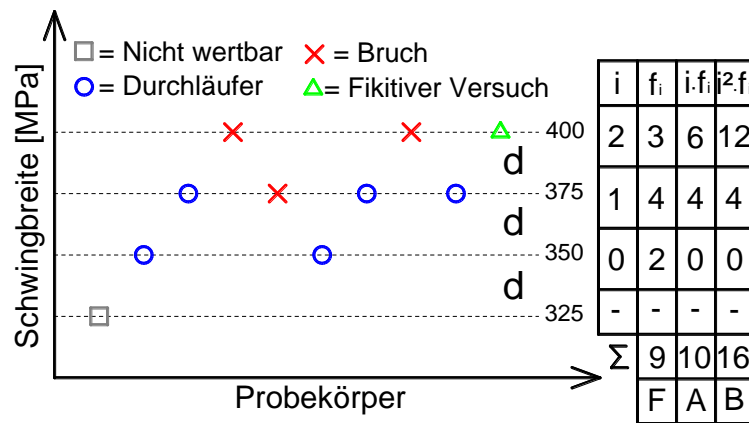


Abb. 26: Versuchsauswertung nach [Hüc83]

Während des ersten Versuchs mit einer Schwingbreite von 325 MPa konnte über zwei Millionen Lastwechsel kein Drahtbruch festgestellt werden. Da dieser Versuch in weiterer Folge durch keinen Versuch auf der gleichen Laststufe bestätigt werden konnte, wurde er so wie in [Hüc83] beschrieben nicht in die Versuchsauswertung miteinbezogen. Für den nächsten Versuch ergab sich daher eine erhöhte Schwingbreite von 350 MPa. Der weitere Versuchsablauf wird in Abb. 26 dargestellt. Am Ende der Versuchsserie wurde ein zusätzlicher fiktiver Versuch der gefahrenen Versuchsserie angehängt. Die unterste wertbare Belastungsstufe x_0 lag bei einer Schwingbreite von 350 MPa. Durch Einsetzen der Faktoren F und A in die Gl. (3.3) konnte der Mittelwert der Dauerschwingfestigkeit \bar{x} mit 378 MPa bestimmt werden.

5.2.6 Versuchsserie 3

Aufbauend auf die zweite Versuchsserie sollte gezielt der Einfluss der Prüffrequenz auf die Ermüdungsfestigkeit von Litzenzuggliedern untersucht werden. Aus diesem Grund wurden Versuche mit einer Oberlast von 45% GUTS und einer erhöhten Schwingbreite von 425 MPa durchgeführt. Es sollten dadurch planmäßige Ermüdungsbrüche im Zeitfestigkeitsbereich auftreten, um dadurch den Einfluss der Prüffrequenz erforschen zu können.

Insgesamt wurden acht Ermüdungsversuche absolviert, von denen bei je vier Versuchen die Prüffrequenz 4 Hz bzw. 14 Hz betrug. In Tab. 10 sind die Ergebnisse der Dauerschwingversuche angeführt.

Serie	Versuchsparameter			Nr.	Lastzyklen- zahl
	σ_0 [% GUTS]	$\Delta\sigma$ [MPa]	f [Hz]		
Servo- hydr. Prüfmaschine	45	425	4	1	317.600
				2	285.000
				3	292.700
				4	301.600
Resonanzprüfmaschine	45	425	14	1	220.000
				2	361.267
				3	370.923
				4	315.272
fib	45	200	≤ 8	-	2,E+06

Tab. 10: Versuchsergebnisse der Dauerschwingversuche (425 MPa; 45% GUTS)

Im arithmetischen Mittel versagten die Litzenzugglieder bei einer Lastwechselzahl von 307.915 Lastzyklen. Die Standardabweichung nach Hück (Gl. (5.5)) betrug lediglich 48.983 Lastwechsel. Es war also so gut wie kein Einfluss der Prüffrequenz auf das Schwingverhalten der Proben erkennbar.

$$\bar{x} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n x_i \quad (5.4)$$

$$s^2 = \frac{n-0,41}{(n-1)^2} \sum_{i=1}^n (x_i - \bar{x})^2 \quad (5.5)$$

Alle acht Zugglieder versagten im Verankerungsbereich an der ersten Rille des Keils. Die fraktographische Versagensanalyse wird in Kap. 5.2.10 erläutert. Während der Versuche konnten weder, bei 4 Hz, noch bei 14 Hz nennenswerte Temperaturänderungen an den Proben festgestellt werden.

5.2.7 Versuchsserie 4

Aufgrund der Tatsache, dass im Zeitfestigkeitsbereich kein Einfluss der Prüffrequenz auf das Ermüdungsverhalten der Proben festgestellt wurde, sollte nun dieser Effekt ebenfalls für den Dauerfestigkeitsbereich überprüft werden. Basierend auf den Versuchsergebnissen mit unterschiedlichen Prüffrequenzen, wurde für diese Versuchsreihe die Schwingbreite auf 325 MPa gesenkt. Für diese Testserie wurde eine Abbruchschwingzahl laut [Fib05] von zwei Millionen Lastwechsel festgelegt. Durch die erhöhte Lastwechselzahl sollte eine mögliche Schädigung der Schrägkabelsysteme hervorgerufen durch Reibermüdung erforscht werden. Drei Versuche konnten mit einer Prüffrequenz von 4 Hz und vier Versuche mit einer Prüffrequenz von 14 Hz realisiert werden. Die Oberlast betrug wie bei den vorherigen Versuchen 45% GUTS. Die Ergebnisse sind in der nachstehenden Tab. 11 angegeben.

Es konnten bei keinem Dauerschwingversuch Drahtbrüche während der zwei Millionen Lastwechsel festgestellt werden. Weder, bei der niedrigen Prüffrequenz von 4 Hz noch, bei der erhöhten Prüffrequenz von 14 Hz kam es zu einem Versagen der Litzenzugglieder. Die im Anschluss an die Ermüdungsversuche durchgeführten statischen Zugversuche zeigten, dass keine Reduktion der Bruchkräfte durch die zyklische Belastung erkennbar war.

Ganz im Gegenteil dazu lagen die Bruchkräfte im Mittel um 5,3 kN höher als bei den rein statischen Zugversuchen der Serie 1 (Kap. 5.2.4). Es kam also weder zu einem Ermüdungsbruch noch zu einer Anrissbildung, welche den Litzenquerschnitt maßgeblich geschwächt hätte.

Serie	Versuchsparameter			Nr.	Lastzyklenzahl	Bruchlast (stat.Versuch)			ϵ_{\max} [%]
	σ_0 [% GUTS]	$\Delta\sigma$ [MPa]	f [Hz]			F [kN]	[% GUTS]	[% AUTS]	
Serv.- hyd. Prüfmaschine	45	325	4	1	2,0E+06	284,2	101,86	97,00	-
				2		283,9	101,76	96,89	-
				3		282,7	101,33	96,48	-
Resonanz- prüfmaschine	45	325	14	1	2,0E+06	282,3	101,18	96,35	2,76
				2		277,2	99,35	94,61	2,10
				3		271,9	97,46	92,80	1,42
				4		278,5	99,82	95,05	2,37
fib	45	200	≤ 8		2,0E+06		95	92	1,50

Tab. 11: Versuchsergebnisse der Dauerschwingversuche (325 MPa; 45% GUTS)

5.2.8 Versuchsserie 6

Aufgrund der Tatsache, dass sowohl im Zeitfestigkeitsbereich, als auch im Dauerfestigkeitsbereich kein Einfluss der Prüffrequenz auf das Dauerschwingverhalten der Litzenzugglieder zu erkennen war, wurden die restlichen Versuche ausschließlich in der Resonanzprüfmaschine durchgeführt. Dadurch ergab sich eine deutliche Zeit- und Kosteneinsparung für das weitere Versuchsprogramm. Die sechste Versuchsserie wurde mit den unveränderten Versuchsparametern der fib-Richtlinien [Fib05] durchgeführt. Das bedeutete eine Oberlast von 45% GUTS und eine Schwingbreite von 200 MPa. Die Ergebnisse der Versuche sind in der nachstehenden Tab. 12 enthalten.

Serie	Versuchsparameter			Nr.	Lastzyklenzahl	Bruchlast (stat.Versuch)			ϵ_{\max} [%]
	σ_0 [% GUTS]	$\Delta\sigma$ [MPa]	f [Hz]			F [kN]	[% GUTS]	[% AUTS]	
Resonanz- prüfmaschine	45	200	14	1	2,0E+06	282,9	101,4	96,55	2,84
				2		273,3	97,96	93,28	1,69
				3		282,2	101,15	96,31	2,73
				4		273,5	98,03	93,34	1,53
fib	45	200	≤ 8		2,0E+06		95	92	1,5

Tab. 12: Versuchsergebnisse der Dauerschwingversuche (200 MPa; 45% GUTS)

Während der Versuche konnte kein Ermüdungsbruch festgestellt werden. Die Ergebnisse der statischen Bruchversuche lagen im Mittel (3,2 kN) über den Bruchkräften der rein statischen Zugversuche.

5.2.9 Versuchsserie 7

Da das Gebrauchslastniveau bei Schrägkabeln, wie bereits in Kap. 2.1 näher erörtert bei maximal 50% GUTS liegt, wurde in der letzten Versuchsserie der Einfluss einer Erhöhung der Oberlast (60% GUTS) untersucht. Die Schwingbreite blieb unverändert bei 200 MPa. In Tab. 13 sind alle Versuchsergebnisse dargestellt.

Trotz der erhöhten Oberlast kam es zu keinen Drahtbrüchen während der Dauerschwingversuche. Außerdem lagen die Bruchkräfte wieder deutlich (6,8 kN) über den Ergebnissen der rein statischen Zugversuche.

Serie	Versuchsparameter			Nr.	Lastzyklenzahl	Bruchlast (stat. Versuch)			ϵ_{\max}
	σ_0 [% GUTS]	$\Delta\sigma$ [MPa]	f [Hz]			F [kN]	[% GUTS]	[% AUTS]	
Resonanzprüfmaschine	60	200	14	1	2,0E+06	275,0	98,57	93,86	1,71
				2		283,0	101,43	96,59	2,83
				3		285,0	102,15	97,27	2,96
				4		283,3	101,54	95,69	2,9
fib	45	200	≤ 8		2,0E+06		95	92	1,5

Tab. 13: Versuchsergebnisse der Dauerschwingversuche (200 MPa; 60% GUTS)

5.2.10 Analyse der Versagensformen

Am Ende der jeweiligen Versuchsserie wurden alle Bruchstücke einer visuellen Untersuchung unterzogen. Dabei konnten die unterschiedlichen Versagensformen der Bruchstücke untersucht und teilweise mittels Rasterelektronenmikroskop (REM) genau analysiert werden.

Die REM-Untersuchungen wurden in Zusammenarbeit mit dem Institut für Werkstoffwissenschaften und Werkstofftechnologie unter der Leitung von Prof. Stampfl durchgeführt. Eine detaillierte Beschreibung der Versuchsdurchführung und der Versagensformen ist in [Nov14] zu finden.

Während der experimentellen Untersuchungen an Einzellitzensystemen kam es zu unterschiedlichen Versagensformen der Litzenzugglieder. Einerseits konnten im Verlauf der Versuche Ermüdungsbrüche (welche aus einem Schwingbruch und einem Restgewaltbruch bestehen) und andererseits Scher- oder Mischbrüche aufgrund einer statischen Belastung festgestellt werden. In den folgenden Aufzählungen wird kurz auf die unterschiedlichen Versagensformen eingegangen.

Bei einem Großteil der statischen Zugversuche kam es an der vordersten Keilrille der Verankerungen zu Scherbrüchen unter der Neigung der maximalen Tangentialspannung. Abb. 27 zeigt einen sogenannten Scherbruch eines Außendrahts einer verzinkten Spannstahlprobe.

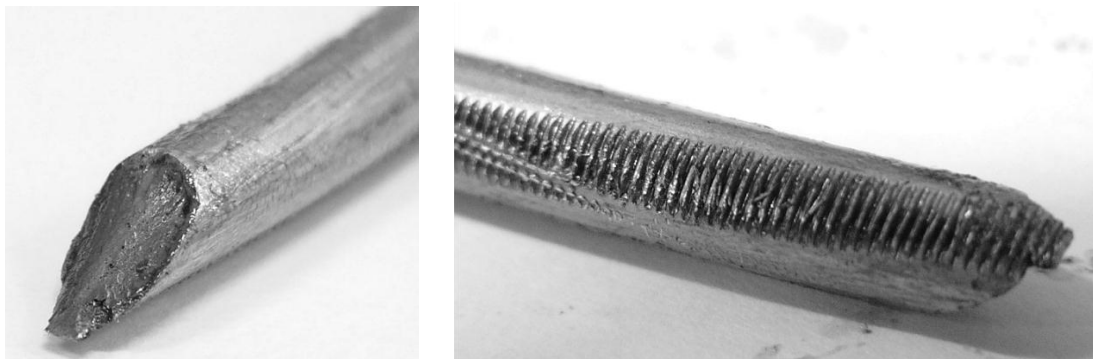


Abb. 27: Scherbruch an der vordersten Keilrille während eines statischen Zugversuchs

Aufgrund der enormen Querpressung in der Verankerung entsteht ein dreiachsiger Spannungszustand, welcher das Fließen des Drahtquerschnitts verhindert. Das Versagen tritt dabei

ohne sichtbare plastische Verformungen auf. Obwohl keine Einschnürung im Bruchbereich zu erkennen ist, spricht man bei dieser Versagensform von einem duktilen Bruchverhalten.

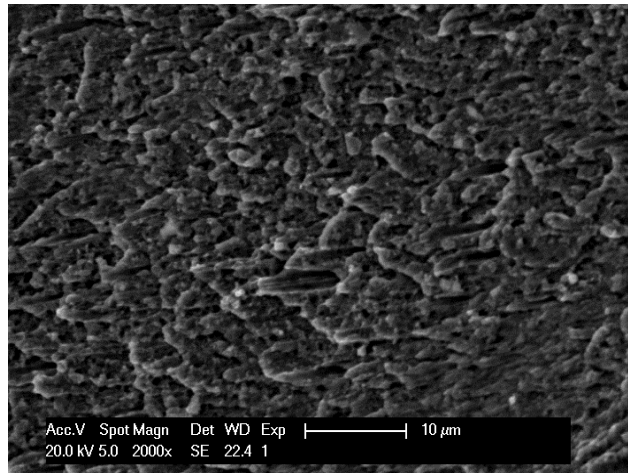


Abb. 28: REM-Aufnahme eines Scherbruchs (statischer Zugversuch)

In Abb. 28 ist eine REM-Aufnahme einer typischen Bruchfläche eines Scherbruchs abgebildet. Die weißen Körper mit weichem Rand sind Bläschen, welche die Folge von Luftporenbildung sind, die vor der Risspitze beim Auseinanderziehen der Probe entstehen. Das zum Versagen führende aneinander Abgleiten der Ebenen geschieht unter der Neigung der maximalen Tangentialspannung τ_{\max} .

Eine weitere Versagensform, welche bei statischen Zugversuchen festgestellt werden konnte, ist der sogenannte Mischbruch bzw. Trichterbruch (cup-cone fracture). Er ist durch eine makroskopisch deutlich sichtbare symmetrische Einschnürung des Drahtquerschnitts in der Umgebung der Bruchfläche zu erkennen. Die schräg verlaufenden Scherlippen an den Randzonen der Bruchflächen weisen auf eine zweiachsige Spannungsverteilung hin, wodurch ein Fließen des Drahtquerschnitts stattfinden konnte. Dieses Versagen deutet meist auf eine gut funktionierende Keilverankerung bzw. auf ein querdruckunempfindliches Litzenzugglied hin. Die bei dieser Versagensart festgestellten statischen Bruchkräfte bei Einzellitzensystemen lagen meist in der Nähe der tatsächlichen Bruchfestigkeit (AUTS) des Spannstahls.



Abb. 29: Typischer Mischbruch (cup-cone fracture)

Bei der Auswertung der Ermüdungsbruchflächen konnten zwei unterschiedliche Versagensformen festgestellt werden. Der klassische Ermüdungsbruch, welcher bereits in Kap. 3.2.1 detailliert beschrieben wurde, ist in Abb. 30 gut zu erkennen. Die verformungsarme Ermüdungsbruchfläche am oberen Bildrand ist eindeutig vom Restgewaltbruch zu unterscheiden. Die Rissinitiierung ging bei allen Einzellitzenversuchen von den Einkerbungen an den vordersten Keilrillen aus.

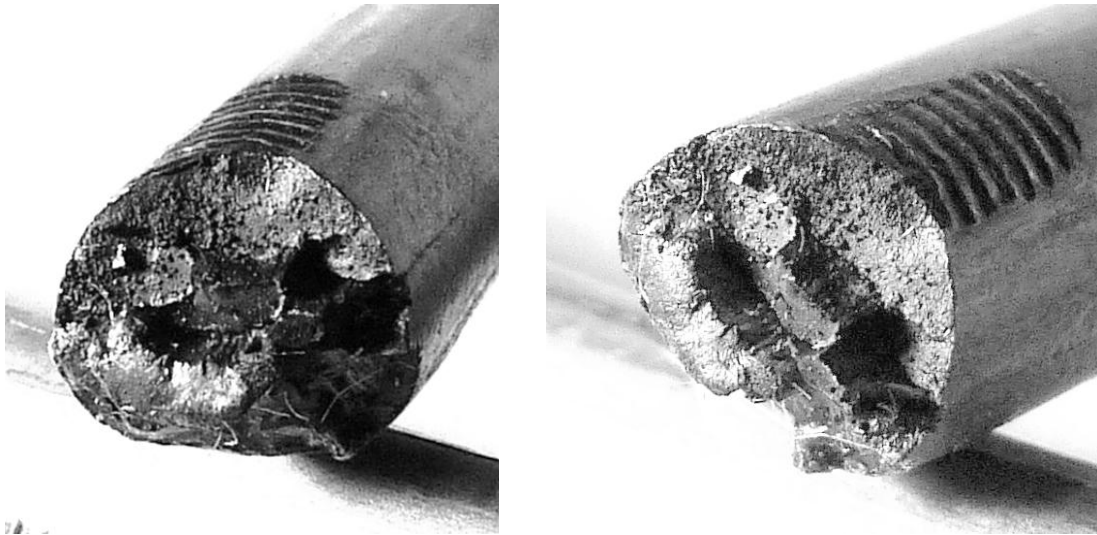


Abb. 30: Klassischer Ermüdungsbruch eines Außendrahtes

Nach dem Erreichen der kritischen Ermüdungsrisslänge kam es zu einem sogenannten instabilen Restgewaltbruch. Dadurch entstand in diesem Bereich der Bruchfläche eine makroskopisch zerklüftete Oberfläche. Kennzeichnend für alle detektierten Ermüdungsbrüche war die relativ kurze Ermüdungsrisslänge. Da bei den im Anschluss an die Ermüdungsversuche (Durchläufer) durchgeführten statischen Zugversuchen keine Ermüdungsrisse an den untersuchten Proben festgestellt werden konnten, ist davon auszugehen, dass zwischen dem Ermüdungsanriss und dem Restgewaltbruch nur eine sehr geringe Zeitspanne lag. Abb. 31 illustriert eine REM-Aufnahme, bei welcher die flächenmäßig kleine Schwingbruchfläche im oberen und der duktile Restgewaltbruch im unteren Bildbereich zu sehen sind.

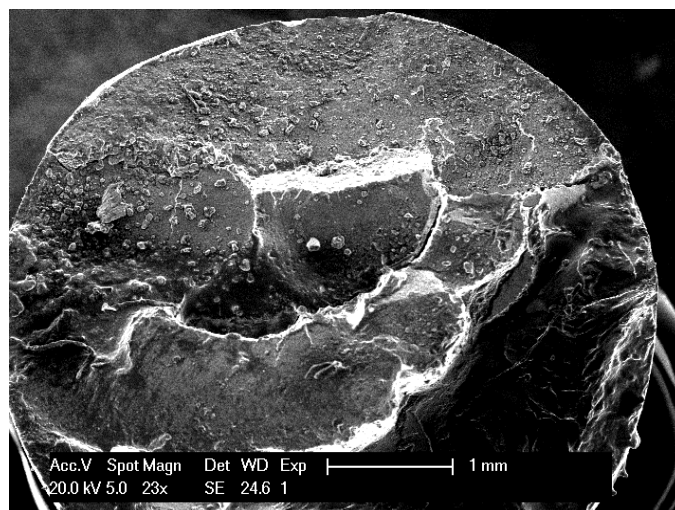


Abb. 31: REM-Aufnahme eines klassischen Ermüdungsbruchs

Die in Abb. 32(li) dargestellte verformungsarme, normal zur Hauptspannung verlaufende Schwingrissbruchfläche ist an ihrer mikroskopisch rauen Oberfläche zu erkennen. Die Restgewaltbruchfläche ist hingegen von einer schuppigen, zerklüfteten Oberfläche mit Ansätzen von Verformungsgrübchen gekennzeichnet.

Makroskopisch gesehen kann der Restgewaltbruch als spröder Bruch eingestuft werden, wobei bei der mikroskopischen Betrachtung eine gewisse Duktilität der Bruchflächen zu erkennen ist. Nichtsdestotrotz spricht man bei Ermüdungsbrüchen generell von einer spröden Versagensart. Angesichts der durchgehend einstufigen, zyklischen Belastung während der Dauerschwingversuche konnten keine Rastlinien auf den Ermüdungsbruchflächen lokalisiert werden.

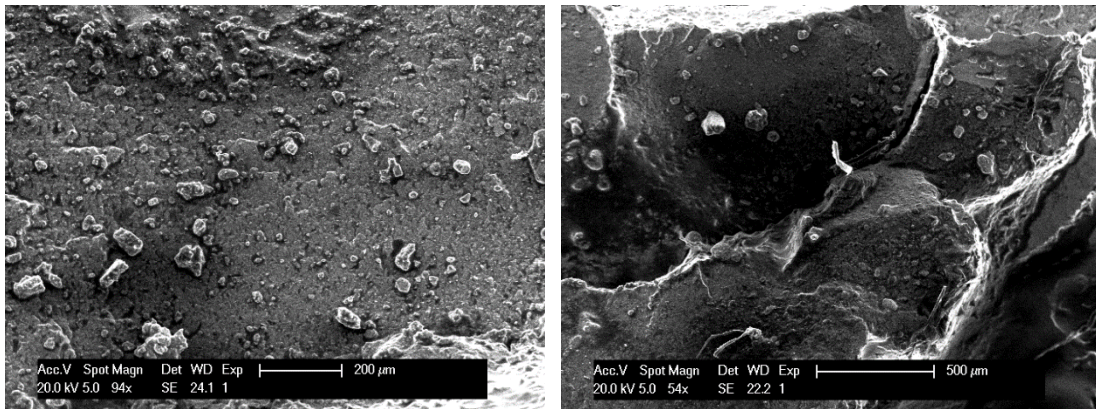


Abb. 32: Schwingbruchfläche (li); Restgewaltbruchfläche (re)

Eine weitere, bei den Versuchsauswertungen beobachtete Versagensform ist in Abb. 33 abgebildet. Nach dem klassischen Schwingbruch konnte ein Abgleiten der Drahtprobe normal zur Ermüdungsbruchfläche festgestellt werden. Diese Versagensform trat bei den Monolitzenversuchen nur einmal auf. Jedoch konnten bei den in Kap. 5.3.7 und 5.3.9 dokumentierten Versuchen des Öfteren ähnliche Bruchflächen in der freien Länge des Kabels dokumentiert werden. Ein typischer Restgewaltbruch mit schuppiger bzw. zerklüfteter Oberfläche war meist nicht wahrnehmbar.



Abb. 33: Ermüdungsbruch, der zu einem Abgleiten des restlichen Drahtquerschnitts führte

5.2.11 Interpretation der Versuchsergebnisse

Durch die große Versuchsanzahl konnte das Dauerschwingverhalten von Monolithensystemen detailliert untersucht werden. Die Versuche bestätigten die gute Funktionsweise der Keilverankerung bei zyklischen und rein statischen Belastungen. Der getestete verzinkte Spannstahl zeigte ebenfalls exzellente technologische Eigenschaften. Der Mittelwert der Dauerschwingfestigkeit der Systeme lag deutlich über den laut [Fib05] geforderten Mindestwerten.

Zusätzlich konnte kein Einfluss der Prüffrequenz auf das Dauerschwingverhalten der Monolithensysteme zwischen 4 und 14 Hz festgestellt werden. Weder, im Zeitfestigkeitsbereich noch, im Dauerschwingfestigkeitsbereich gab es Abweichungen aufgrund der Belastungsfrequenz.

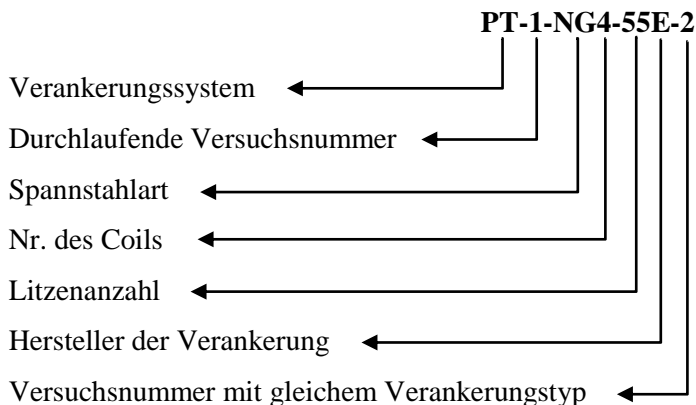
Erste Dauerschwingversuche an den Schrägkabelsystemen mit erhöhten Oberlasten lieferten ebenso gute Ergebnisse wie die nach [Fib05] durchgeführten Vergleichsversuche. Daher sollten in weiterer Folge des Forschungsprojekts diese Versuchsergebnisse durch Großversuche an viellitzigen Systemen bestätigt werden. Aufbauend auf derartigen Versuchsergebnissen könnte eine wirtschaftlichere Verwendung der Systeme durch Einsparung von Spannstahl durchaus möglich sein.

Fraktographische Untersuchungen lieferten Aussagen über den Ablauf der unterschiedlichen Versagensarten. Die aus den visuellen Untersuchungen erhaltenen Erkenntnisse bestätigten die experimentell ermittelten Versuchsergebnisse. Zwischen Ermüdungsanriss und Ermüdungsversagen konnten keine großen zeitlichen Unterschiede beobachtet werden. Eine durch die zyklische Belastung hervorgerufene Mikroschädigung des Spannstahls, welche in weiterer Folge im Zuge der statischen Belastungen zu einem verfrühten Versagen hätte führen können, wurde nicht gefunden. Die dynamischen Belastungen unterhalb der Dauerschwingfestigkeitsgrenze führten eher zu einer Verfestigung der Litzenzuglieder.

5.3 Ermüdungs- und statische Zugversuche an Litzenbündel-systemen

Im Zuge des Dissertationsvorhabens sollte der Einfluss von Lastwechselzahl und Schwingbreite auf das Ermüdungsverhalten von Schrägkabelsystemen gezielt analysiert werden. Etwaige Veränderungen der statischen Bruchkräfte der Litzenzugglieder aufgrund der abgewandelten Versuchsparameter sollten ebenfalls erfasst werden. Aus diesem Grund wurden insgesamt zehn Ermüdungsversuche mit anschließendem statischem Bruchversuch an Schrägkabelsystemen durchgeführt. Angesichts der Tatsache, dass bei einem Großteil der statischen Zugversuche die laut Normen bzw. Richtlinien (Kap. 4) vorgegebenen Mindestbruchkräfte nicht erreicht werden konnten, wurden Vergleichsversuche mit unterschiedlichen Spannstählen und Spannverankerungen ausgeführt. Im Rahmen dieser Vergleichsversuche konnten 68 Versuche an 1 bis 55-litzigen Schrägkabel- bzw. Vorspannsystemen verwirklicht werden. Dabei wurden 44 Litzenzugglieder statisch, 15 dynamisch und anschließend statisch und neun rein dynamisch geprüft. Die dabei gewonnenen Versuchsergebnisse sind im Anhang aufgelistet. Im Laufe des Versuchsprogramms konnten Versuchsserien an 14 unterschiedlichen Verankerungssystemen mit 19 unterschiedlichen Spannstählen realisiert werden.

Die Kennzeichnung der Versuche erfolgte nach folgendem Prinzip:



Verankerungssystem: PT = Vorspannverankerung
SC = Schrägkabelverankerung

Spannstahlart: NG= Unverzinkt
G= Verzinkt mit Wachs verpresst und PE-ummantelt
NGM= Unverzinkt mit Fett verpresst und PE-ummantelt (Monolitze)

5.3.1 Materialeigenschaften

Bei der Versuchsdurchführung kamen verzinkte und unverzinkte Spannstähle der Güte Y1860-S7-15,7 zum Einsatz. Alle verzinkten Spannstähle wurden ab Werk verzinkt, mit Wachs verpresst und durch einen aufextrudierten HDPE-Mantel vor Korrosion geschützt. Während des Versuchseinbaus konnten von den auf Coils angelieferten Spannstählen stichprobenartig mindestens drei Versuchsproben je Großversuch entnommen werden. Diese 0,75 m bis 1 m langen Versuchsproben dienen der Bestimmung der tatsächlichen Bruchkraft

des Spannstahls. Die daraus ermittelten Festigkeiten korrelierten sehr gut mit den Angaben aus den Werkprüfungszeugnissen. Alle angegebenen Versuchsergebnisse beziehen sich einerseits auf die tatsächliche Bruchfestigkeit (AUTS) und andererseits auf die garantierte Bruchfestigkeit des Spannstahls (GUTS).

Die verwendeten Verankerungen wurden ebenfalls stichprobenartig auf ihre Härte- und Geometrieigenschaften überprüft. Die nachstehenden Abb. 34 & 35 zeigen Beispiele der unterschiedlichen getesteten Verankerungssysteme.



Abb. 34: Schrägkabelverankerungen

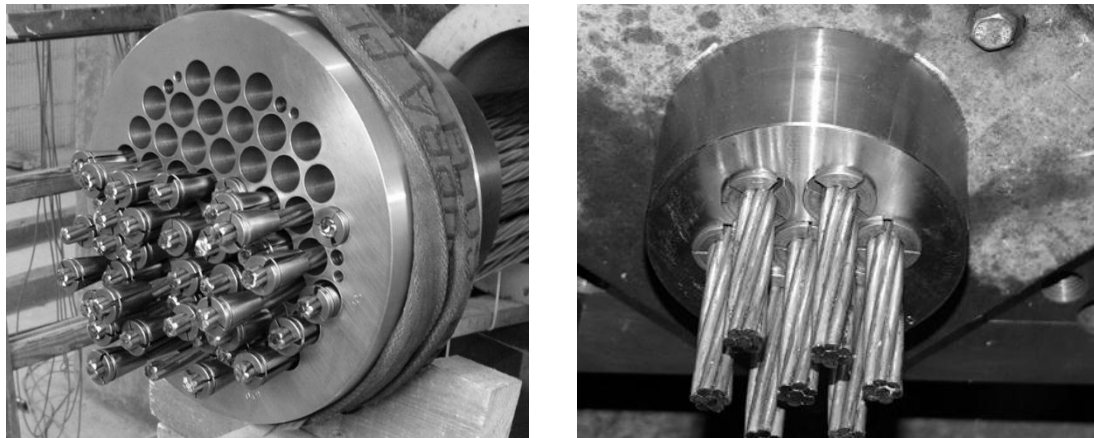


Abb. 35: Vorspannverankerungen

5.3.2 Versuchseinrichtung

Die dynamischen und statischen Zugversuche konnten allesamt in der Resonanzprüfmaschine der TU Wien durchgeführt werden. Vor Versuchsbeginn wurde die gesamte Messtechnik von einer akkreditierten Prüfstelle kalibriert. Je nach Kabelgröße kamen unterschiedliche Kraftmessdosen zur Bestimmung der Bruchkräfte zur Anwendung. Während die Bruchkräfte von einlitzen Systemen mittels einer 1.000 kN Ringmessdose sowie die maximal 7-litzigen Kabelgrößen mit drei RTN 100 Dosen (Messkapazität 3.000 kN) gemessen wurden, kamen für die Versuche an Spanngliedern mit bis zu 55 Litzen vier RTN 470 Kraftmessdosen (Messkapazität 18.800 kN) zum Einsatz.

5.3.3 Versuchsinstitution

Der Einbau der Versuchskörper in die Prüfmaschine wurde je nach Kabelgröße unterschiedlich bewerkstelligt. Ein Großteil der Prüfkörper konnte - wie auf der Baustelle üblich - Litze für Litze installiert werden. Der zur Bündelung der Litzenzugglieder verwendete Zugring wurde bei dieser Installationsvariante im Anschluss an den Einbau der Litzen montiert. Durch die Abmessungen der Prüfmaschine musste der Zugring auf der Pressenseite mit Hilfe einer Holzstaffel an die richtige Position geschoben werden. Aus diesem Grund wurde bei größeren Prüfkabeln eine eigene Einschubvorrichtung verwendet. Dadurch konnten die Litzenzugglieder wie in den Abb. 36 zu sehen auf u-förmigen Stahlprofilen vorgefertigt und dann mit Hilfe von Rollenlagern eingeschoben werden. Der gesamte Ablauf der Montage ist in Abb. 37 dargestellt.

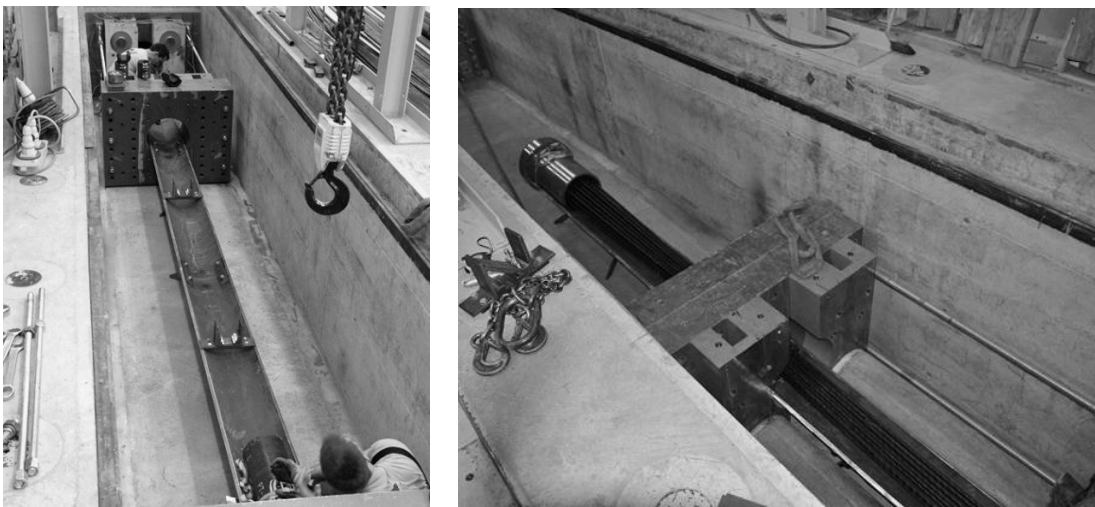


Abb. 36: Einschubvorrichtung vor (li) und während (re) des Einschlebens

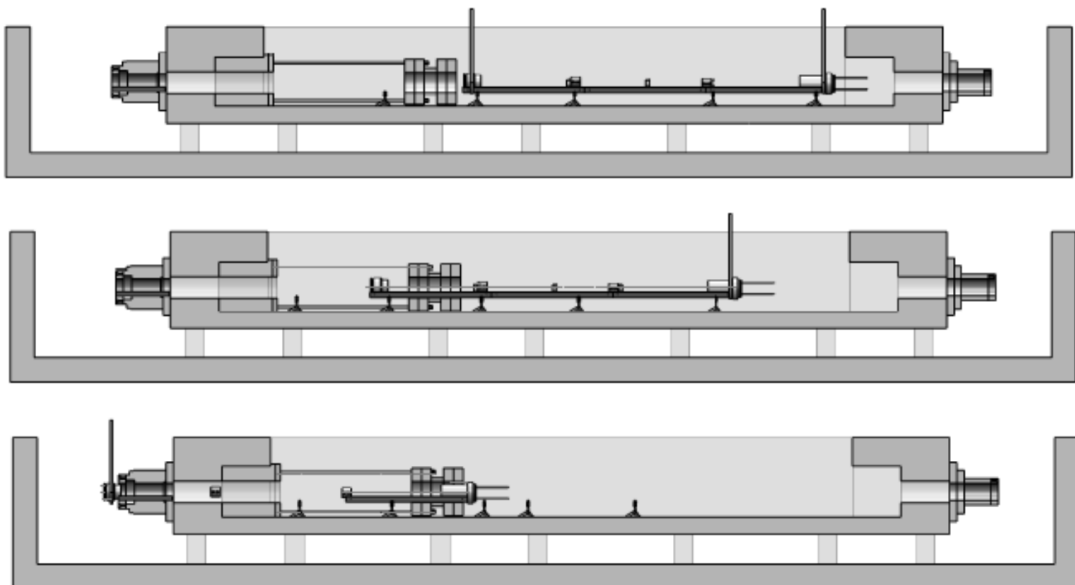


Abb. 37: Einschlebevorgang des Prüfkabels

Durch diese Methode wurde auch bei den größeren Prüfkabeln ein ordnungsgemäßes Anbringen der Zugringe ermöglicht.

Eine gleichmäßig verteilte Vorlast in den einzelnen Litzenzuggliedern konnte durch mehrmaliges Spannen mit Hilfe von Einzellitzenpressen sichergestellt werden. Dieser Arbeitsschritt war von großer Bedeutung, um unterschiedliche Oberlasten in den einzelnen Litzen ausschließen zu können, welche die Ergebnisse der weiteren Ermüdungsversuche verfälscht hätten. Alle Spannglieder wurden mit handlichen Einzelpressen auf etwa 10 kN je Litze gespannt (Abb. 38(re)). Wie Abb. 38(li) zeigt, kamen aber auch Baustellenpressen zum Einsatz, welche das gesamte Litzenbündel kontinuierlich auf eine bestimmte Last spannten.

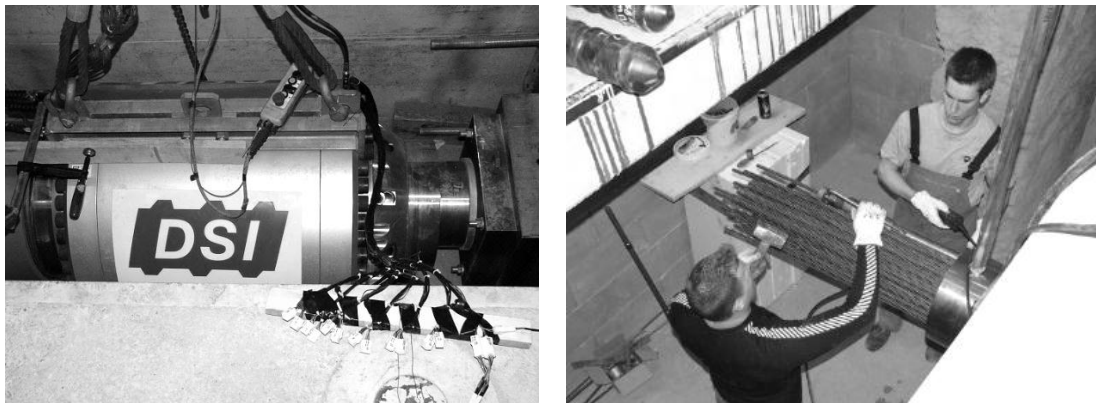


Abb. 38: Baustellenpresse (li); Einzelnes Spannen der Litzen (re)

Je nach Versuchsaufbau betragen die Prüfkabellängen zwischen 4,5 m und 8 m. Durch keilförmige Stahlplatten konnte eine laut Normen bzw. Richtlinien vorgegebene planmäßige Schiefstellung der Ankerplatten erreicht werden. Diese, sowie weitere Versuchsparameter, sind den Datenblättern des jeweiligen Versuchs im Anhang zu entnehmen.

5.3.4 Einfluss von Lastwechselzahl, Oberlast und Schwingbreite auf das Ermüdungsverhalten von Schrägkabelsystemen

In der ersten Versuchsreihe wurden zwei 43-litzige Schrägkabelsysteme mit einer Oberlast von 45% GUTS, einer Schwingbreite von 200 MPa und einer Prüffrequenz von 26 Hz über acht bzw. zwei Millionen Lastwechsel geprüft. Anschließend konnten die statischen Bruchkräfte über Zugversuche festgestellt werden. Um die Versuchsergebnisse besser mit einem zuvor mit 4 Hz (servo-hydraulische Prüfmaschine) getesteten 43-litzigen Schrägkabel vergleichen zu können, wurde derselbe Belastungsverlauf während des statischen Zugversuches gewählt. Dieser sah nach dem standardmäßigen Entlasten des Kabels bei 80% GUTS (dient der Demontage der Messtechnik) eine weitere Entlastung nach dem Erreichen der 1,5% Dehngrenze vor. Die Datenblätter der Versuche SC-50 und SC-51 sind im Anhang angeführt.

Eine Aufzeichnung der Temperaturverläufe an der Verankerung, den Zugringen und in der freien Länge des Kabels erfolgte kontinuierlich über die gesamte Versuchsdauer. Trotz der hohen Prüffrequenz kam es bei den Versuchen lediglich zu einer maximalen relativen Erwärmung der Verankerung von etwa 30° C.

Versuch 1: SC-50-G4-43N-1

Während der zyklischen Belastung über acht Millionen Lastwechsel wurde kein Ermüdungsversagen an den verzinkten Spannstahlilitzen festgestellt. Bei dem im Anschluss an den Ermüdungsversuch durchgeführten statischen Zugversuch konnte ebenfalls keine Vorschädigung der Litzenzugglieder diagnostiziert werden. Das Ergebnis des statischen Zugversuchs lag weit über dem laut [Fib05] geforderten Mindestwert der Bruchfestigkeit. Die in den Richtlinien vorgegebene Mindestbruchdehnung von 1,5% konnte ebenfalls übertroffen werden. Nach dem Auftreten des dritten Drahtbruchs wurde der Versuch aus Sicherheitsgründen gestoppt (siehe Abb. 39). Eine weitere Steigerung der Bruchkraft wäre bei dieser Kabelgröße durchaus möglich gewesen, da erst 1% der Drähte versagt hatte.

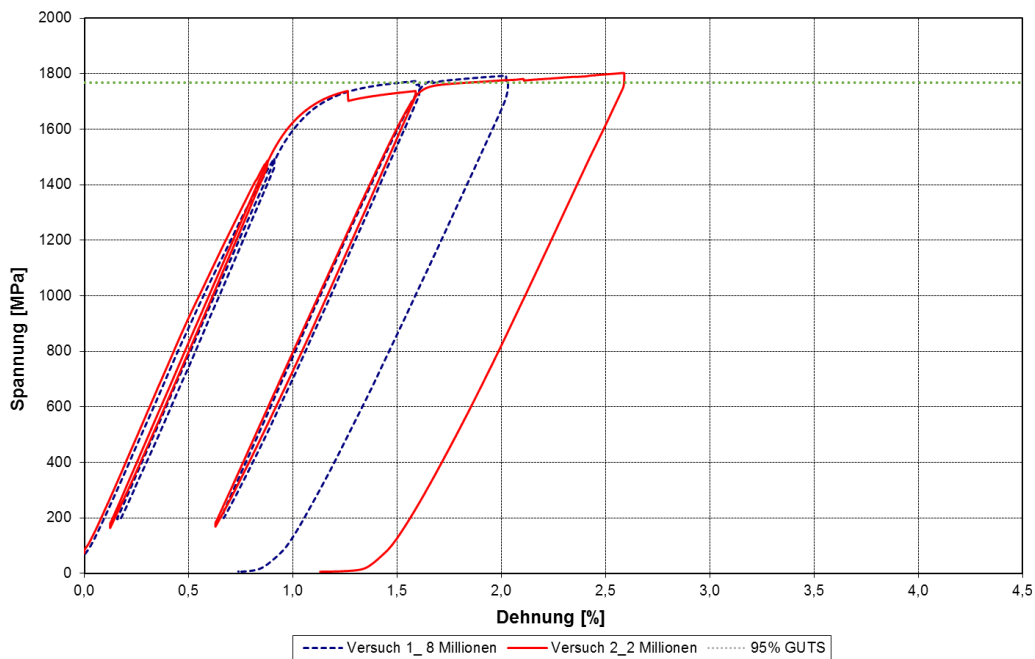


Abb. 39: Spannungs-Dehnungsdiagramm (Versuch 1 & 2)

Versuch 2: SC-51-G4-43N-2

Aufgrund von störenden Vibrationen in den Nachbargebäuden wurde die Lastwechselzahl für den zweiten Versuch von acht auf zwei Millionen reduziert. Während des Ermüdungsversuchs konnte ein Drahtbruch in der freien Länge des Prüfkabels festgestellt werden. Im Zuge des statischen Zugversuchs kam es in weiterer Folge zu einem verfrühten Versagen der beschädigten Litze. Bei einer Dehnung von etwa 1,15% konnten die sechs intakten Drähte der aufgetragenen Belastung nicht mehr standhalten und es kam zu einem Versagen von fünf weiteren Drähten. Abb. 39 zeigt das Spannungs-Dehnungsdiagramm mit einem deutlichen Spannungsverlust angesichts des plötzlichen Versagens der Spannstahlilitze.

Sechs Drahtbrüche am Ausgang des Übergangrohres der Verankerung konnten bei der im Anschluss an den Zugversuch durchgeführten visuellen Untersuchung des Prüfkörpers entdeckt werden. Die durch starke Bruch einschnürungen gekennzeichneten Bruchflächen der Außendrähte (Abb. 40(re)) deuteten auf ein Erreichen der tatsächlichen Festigkeit der Spannstahlilitze hin.

Der Kerndraht hingegen wies eindeutige Spuren eines Ermüdungsversagens auf. Es kam also durch den Ermüdungsbruch und die dadurch freiwerdende Bruchenergie zu einer derartigen Schwächung des Litzenquerschnittes, dass dieser infolge der statischen Belastung frühzeitig versagte. Die unterschiedlichen Versagensformen sind in Abb. 40 dargestellt.

Dank der gut funktionierenden 43-litzigen Verankerung und einer passenden Spannstahlqualität, konnte mit den verbleibenden 42 Litzen der Mindestwert der Bruchfestigkeit von 95% GUTS erreicht werden. Bei kleineren Kabelgrößen hingegen führt der Ausfall einer Litze im frühen Belastungsstadium unausweichlich zu einem negativen Versuchsergebnis.

Ein weiterer Drahtbruch trat bei einer deutlich höheren Last bzw. Dehnung im Verankerungsbereich auf. Danach wurde der Versuch wie zuvor aus Sicherheitsgründen beendet.

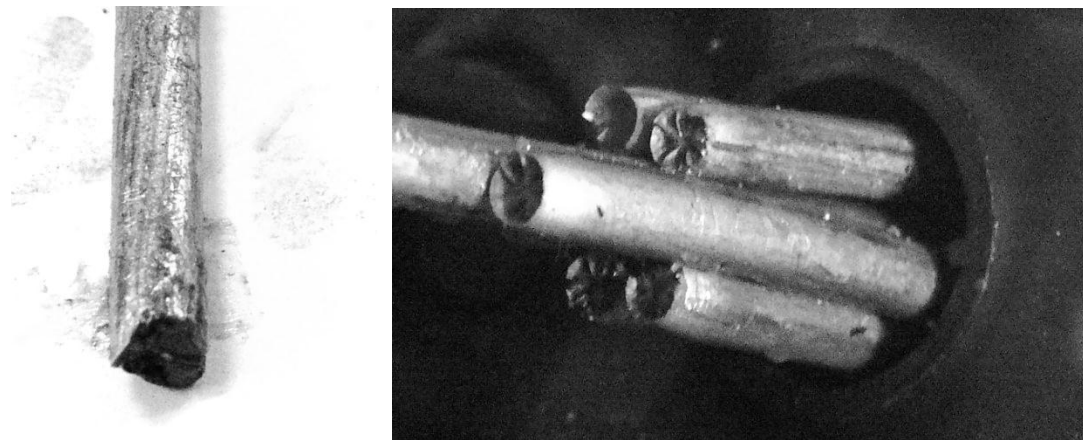


Abb. 40: Ermüdungsbruch (li); Trichterbrüche (re)

Angesichts der Tatsache, dass im Zuge des ersten Versuchs über acht Millionen Lastwechselzahl kein und bei einer weit kleineren Lastwechselzahl von zwei Millionen während des zweiten Versuchs ein Ermüdungsbruch auftrat, kann durchaus von einem Materialfehler des Kerndrahtes ausgegangen werden. Nichtmetallische Einschlüsse oder Ziehfehler zählen oftmals zu den Ursachen von Ermüdungsbrüchen an Drähten. Ein systembedingter Schaden verursacht durch Reibermüdung ist aufgrund der Versuchsergebnisse eher auszuschließen.

Da trotz der erhöhten Lastwechselzahl kein Einfluss auf die Dauerhaftigkeit der Schrägkabelsysteme erkennbar war, wurde die zweite Versuchsserie mit einer Schwingbreite von 250 MPa über zwei bzw. zehn Millionen Lastwechsel durchgeführt. Unzumutbare Schwingungen in den Nachbargebäuden ließen weitere Ermüdungsprüfungen an 43-litzigen Systemen nicht zu. Daher wurden für den zweiten Teil der Versuche 19-litzige Verankerungen verwendet. Resultierend aus der geringeren Steifigkeit dieser Systeme reduzierte sich die Prüffrequenz von 26 Hz auf 19 Hz. Außerdem entstanden durch die geringere Kraftamplitude deutlich weniger störende Schwingungen im Laufe der Ermüdungsversuche. Da von dem Litzencoil der ersten Versuchsserie nicht mehr genug Material für weitere Versuche zu Verfügung stand, wurde für diese Versuche ein anderer Spannstahlhersteller verwendet. Ein direkter Vergleich mit den ersten Versuchen war daher einerseits durch die unterschiedlichen Verankerungen und andererseits durch einen anderen Litzenhersteller nicht möglich. Die Datenblätter der Versuche SC-47 und SC-48 sind dem Anhang zu entnehmen.

Versuch 3: SC-47-G5-19K-1 & Versuch 4: SC-48-G5-19K-2

Obwohl diese Versuchsserie mit bis zu zehn Millionen Lastwechseln und einer erhöhten Schwingbreite von 250 MPa durchgeführt wurde, kam es weder, zu einem Ermüdungsversagen noch, zu einer Reduktion der statischen Bruchkräfte. Bei beiden Versuchen konnten die Mindestbruchfestigkeiten von 95% GUTS deutlich übertroffen werden. Die Bruchdehnungen bei Maximallast betragen ebenfalls weit mehr als die geforderten 1,5%. Die Versuchsergebnisse sind in der nachstehenden Abb. 41 angeführt, wobei der statische Zugversuch bei Versuch 3 aus Sicherheitsgründen vor dem ersten Drahtbruch abgebrochen werden musste, da der maximale Pressenweg des Hydraulikzylinders beinahe erreicht war. Versuch 4 wurde aus Sicherheitsgründen nach dem Auftreten des dritten Drahtbruchs gestoppt. Sämtliche Drahtbrüche konnten im Zuge der visuellen Untersuchung im Verankerungsbereich lokalisiert werden.

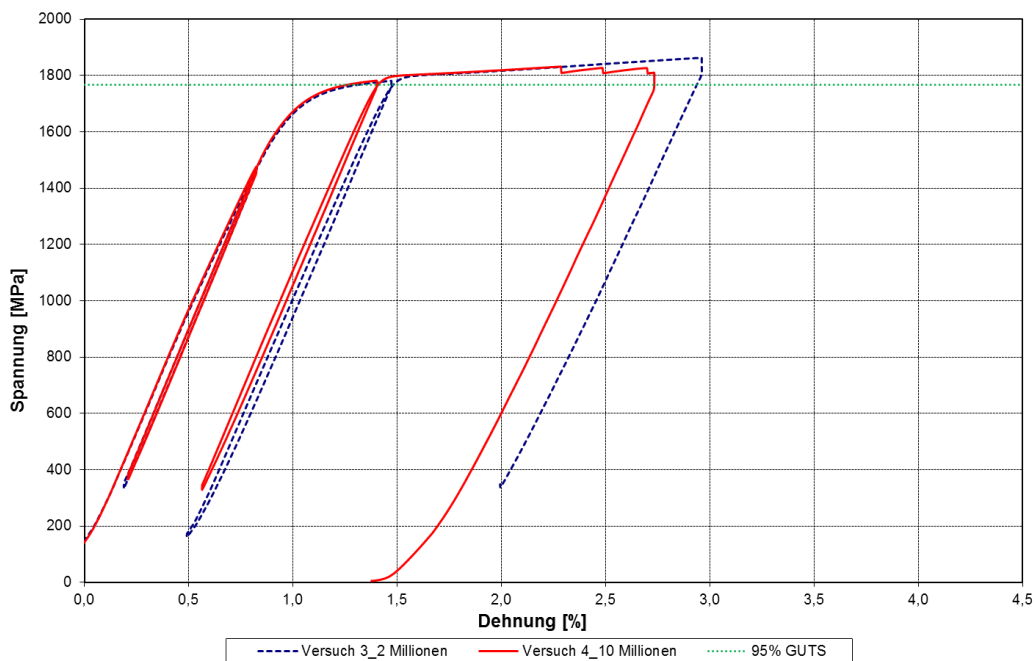


Abb. 41: Spannungs-Dehnungsdiagramm (Versuch 3 & 4)

Temperaturmessungen an der Verankerung, den Zugringen und in der freien Länge des Prüfkabels zeigten erneut keine maßgebliche Erwärmung (siehe Abb. 42). Die Temperaturabfälle bei 4,5 Millionen und 9 Millionen Lastwechseln sind auf Versuchsunterbrechungen infolge von Wartungsarbeiten am Unwuchterreger zurückzuführen.

Ebenfalls konnten die Einzüge der Keilsegmente bzw. der einzelnen Drähte an drei verschiedenen Litzen erfasst werden (Tab. 14). Diese stabilisierten sich mit den ersten 50.000 Lastwechseln und es kam trotz der erhöhten Lastwechselzahl zu keinen nennenswerten weiteren Spannkraftverlusten. Diese Tatsache bestätigt einmal mehr die einwandfreie Funktionsweise der Keilverankerung, da ein Durchrutschen der Drähte selbst bei hohen Lastwechselzahlen nicht festgestellt werden konnte.

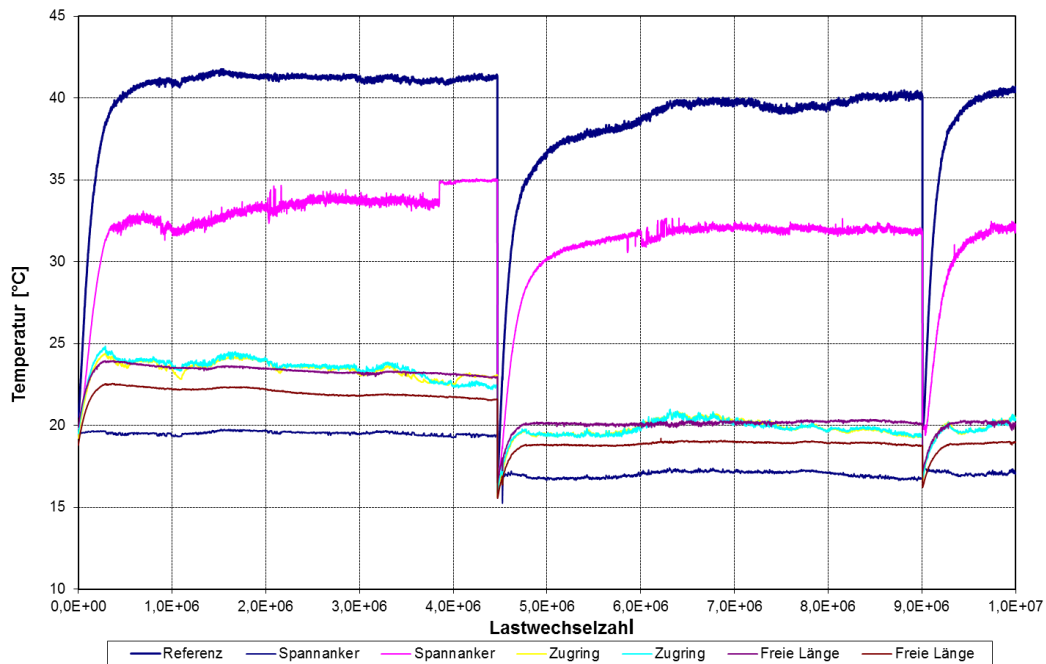


Abb. 42: Temperaturverlauf über zehn Millionen Lastwechsel (Versuch 4)

Belastung kN	Litze 1			Litze 2			Litze 3		
	Kendr.	Aussendr.	Keil	Kendr.	Aussendr.	Keil	Kendr.	Aussendr.	Keil
300	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
533	0,09	0,08	0,08	0,09	0,08	0,09	0,07	0,07	0,08
1061	0,26	0,24	0,25	0,26	0,24	0,25	0,22	0,21	0,25
1592	0,56	0,52	0,54	0,57	0,54	0,54	0,54	0,51	0,56
2031	1,40	1,30	1,23	1,40	1,32	1,28	1,39	1,37	1,30
5,00E+05	1,68	1,45	1,38	1,62	1,46	1,38	1,67	1,64	1,41
1,00E+06	1,71	1,46	1,38	1,64	1,47	1,39	1,70	1,65	1,41
1,50E+06	1,73	1,46	1,39	1,65	1,46	1,39	1,71	1,66	1,41
2,00E+06	1,74	1,47	1,39	1,66	1,46	1,40	1,72	1,66	1,41
2,50E+06	1,74	1,47	1,39	1,67	1,45	1,40	1,73	1,67	1,41
3,00E+06	1,75	1,47	1,39	1,67	1,45	1,40	1,74	1,67	1,41
3,50E+06	1,75	1,47	1,39	1,67	1,45	1,40	1,74	1,67	1,41
4,00E+06	1,76	1,48	1,40	1,68	1,45	1,40	1,75	1,67	1,42
4,50E+06	1,82	1,53	1,45	1,74	1,53	1,45	1,82	1,74	1,49
5,00E+06	1,81	1,52	1,44	1,74	1,53	1,45	1,82	1,73	1,48
5,50E+06	1,82	1,52	1,44	1,74	1,53	1,45	1,82	1,74	1,48
6,00E+06	1,82	1,52	1,44	1,74	1,53	1,45	1,82	1,72	1,48
6,50E+06	1,82	1,53	1,44	1,74	1,53	1,45	1,82	1,72	1,48
7,00E+06	1,82	1,53	1,44	1,74	1,53	1,45	1,83	1,72	1,48
7,50E+06	1,82	1,53	1,44	1,74	1,53	1,45	1,83	1,72	1,48
8,00E+06	1,83	1,53	1,45	1,75	1,53	1,45	1,83	1,72	1,48
8,50E+06	1,83	1,53	1,45	1,75	1,53	1,45	1,83	1,72	1,48
9,00E+06	1,83	1,53	1,45	1,75	1,53	1,45	1,83	1,72	1,48
9,50E+06	1,83	1,53	1,45	1,75	1,53	1,45	1,83	1,73	1,48
1,00E+07	1,83	1,53	1,45	1,75	1,53	1,45	1,83	1,73	1,48

Tab. 14: Draht und Keileinzüge während des Ermüdungsversuchs (Versuch 4)

Basierend auf den Ergebnissen der ersten vier Versuche sollte nun der Einfluss von Schwingbreite, Oberlast und Lastwechselzahl auf das Ermüdungsverhalten der Schrägkabelsysteme näher untersucht werden.

Das weitere Versuchsprogramm sah daher Versuchsserien an 7-, 12- und 19-litzigen Schrägkabelsystemen vor, um die bisher gewonnenen Versuchsergebnisse zu untermauern zu können. Die folgenden Datenblätter der getesteten Versuche sind in Anhang zu finden.

- SC-38-G1-7I-1
- SC-39-G1-7I-2
- SC-41-G2-12J-2
- SC-42-G3-12J-3
- SC-43-G6-12J-4
- SC-44-G6-12J-5
- SC-45-G8-19L-1
- SC-46-G9-19L-2

Die Ergebnisse der Ermüdungsversuche bestätigten die bereits vermutete Theorie, dass die erhöhte Lastwechselzahl bis zehn Millionen Lastzyklen an verzinkten und mit Wachs verpressten Schrägkabelsystemen keinen erheblichen Einfluss auf das Dauerschwingverhalten der Systeme hat. Die Zink- bzw. Wachsschicht wirkt als Gleitschicht zwischen den Drähten und schützt diese vor Reibermüdungsschäden. Während eines Dauerschwingversuchs (SC-41-G2-12J-2) über zwei Millionen Lastwechsel konnte, ähnlich wie bei Versuch SC-51-G4-43N-2, ein Drahtbruch eines Kerndrahtes in der freien Länge des Kabels beobachtet werden. Der nach 1,7 Millionen Lastzyklen aufgetretene Drahtbruch führte im Zuge des statischen Zugversuchs zu einem verfrühten Ausfall einer Spannstahlitze. Abb. 43(li) zeigt die betroffene Litze, wobei die Trichterbrüche am oberen Bildrand durch eine starke Brucheinschnürung deutlich vom verformungsarmen Ermüdungsbruch am unteren Bildrand zu unterscheiden sind. Der Ermüdungsbruch könnte - wie zuvor angenommen - auf einen Materialfehler zurückzuführen sein. Bei einem weiteren Dauerschwingversuch (SC-45-G8-19L-1) trat ein Drahtbruch nach 1,3 Millionen Lastwechseln im vorderen Bereich der Keilverankerung auf. Die relativ kleine Schwingbruchfläche, ausgehend von den vorderen Keilrillen, ist in Abb. 43(re) gut zu erkennen.



Abb. 43: Ermüdungsbruch (unten) und Trichterbrüche (oben) (li); Ermüdungsbruch (re)

Die übrigen Versuchskörper wiesen keine Ermüdungsschäden auf. Alle detektierten Ermüdungsbrüche traten innerhalb der ersten zwei Millionen Lastwechsel auf. Es kann also davon ausgegangen werden, dass potenzielle Materialfehler zu einem Versagen der Drähte im Anfangsstadium der Ermüdungsversuche führen. Eine mögliche Auswirkung solcher Schäden auf das Tragverhalten von Litzenzuggliedern wurde mit Hilfe von Langzeitermüdungsversuchen mit 50 Millionen Lastwechsel genauer untersucht und ist in Kap. 5.4 erläutert.

Die Behauptung, dass die in freier Länge entdeckten Ermüdungsbrüche auf Materialfehler zurückzuführen sind, wurde durch die Tatsache bekräftigt, dass bei beiden Versagensfällen die Brüche im unteren Lastzyklenbereich aufgetreten sind. Schäden verursacht durch Reib- bzw. Schwingrisskorrosion wären die logische Versagensart bei einer hohen Lastwechselzahl. Bei vier Versuchen mit 6,5 bis 10 Millionen Lastwechsel konnten jedoch keine Ermüdungsschäden im oberen Zyklenbereich festgestellt werden. Da bei beiden Ermüdungsbrüchen die Rissinitiierung vom Rand des Drahtquerschnitts ausging, liegt die Annahme nahe, dass Oberflächenfehler und nicht innenliegende Risse zu den Auslösern der Ermüdungsbrüche führten.

Bruchmechanisch kann der Einfluss von innen- bzw. außenliegenden Rissen über den Geometriefaktor Y_I bestimmt werden, welcher unter anderem hauptsächlich bei der Berechnung des Spannungsintensitätsfaktors K_I benötigt wird. Vergleicht man nun den Geometriefaktor für einen innenliegenden Riss [Ris09] mit jenem eines außenliegenden Risses [Mur87], so ergibt sich bei der Annahme einer Risslänge a von 0,1 mm und eines Kerndrahtdurchmessers d von 5,4 mm ein um 33% höherer Geometriefaktor für einen Außenriss. Das bedeutet, dass innenliegende Risse die Ermüdungsfestigkeit der Spannstahldrähte weniger beeinflussen als Fehlstellen an der Oberfläche. Der Geometriefaktor für innenliegende Risse wurde nach Richard [Ris09] mit der Gl. (5.6) und den Konstanten aus Tab. 15 berechnet.

$$Y_I = \frac{K_I}{\sigma \cdot \sqrt{\pi \cdot a}} = \frac{1}{1 - \frac{a}{d}} \cdot \sqrt{\frac{A + B \cdot \frac{a}{d - a}}{1 + C \cdot \frac{a}{d - a} + D \cdot \left(\frac{a}{d - a}\right)^2}} \quad (5.6)$$

4	Kreisförmiger Innenriss im rotations-symmetrischen Zugstab		$A = 0,41$ $B = -0,04$ $C = 1,83$ $D = 2,66$	$\sigma = \frac{F}{\pi \cdot (d^2 - a^2)}$	$0 \leq \frac{a}{d} \leq 0,8$ 2%
---	--	--	---	--	---

Tab. 15: Tabelle zur Berechnung der Konstanten für die Interpolationsformel [Ris09]

Für außenliegende Risse kam der Berechnungsansatz nach Murakami [Mur87] laut Abb. 44 zur Anwendung, wobei Y_I über eine Tabelle mit den Gl. (5.7) sowie Gl. (5.8) bestimmt wurde.

$$\frac{a}{c} = \frac{1}{3} \quad (5.7)$$

$$\frac{c}{r} = \frac{0,3}{2,7} \quad (5.8)$$

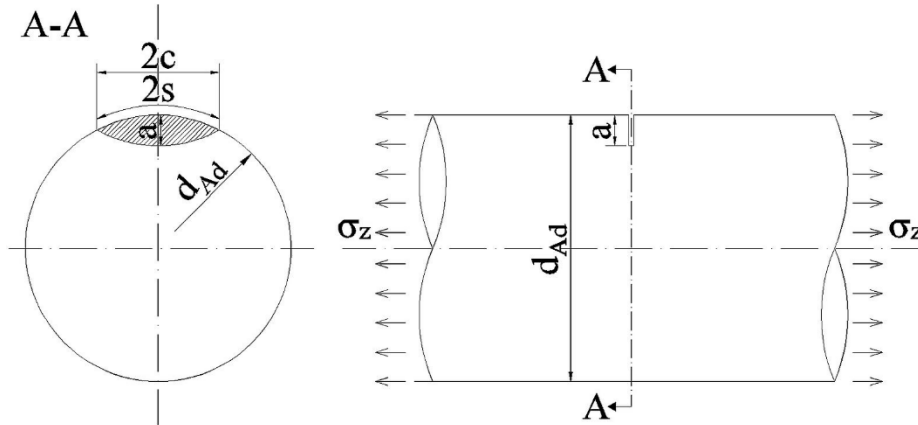


Abb. 44: Semi-elliptischer Oberflächenriss in einem runden Zugstab [Nov14]

Durch den Umstand, dass ein Großteil der Ermüdungsversuche mit erhöhten Prüffrequenzen durchgeführt wurde, erfolgte bei allen Dauerschwingversuchen eine kontinuierliche Temperaturmessung an den Prüfkörpern. Abb. 45 zeigt den Temperaturverlauf eines 12-litzigen Prüfkabels während eines Dauerschwingversuchs über zehn Millionen Lastwechsel, bei einer Prüffrequenz von 20,6 Hz. Alle weiteren Versuchsparameter sind dem Datenblatt SC-42-G3-12J-3 angeführt.

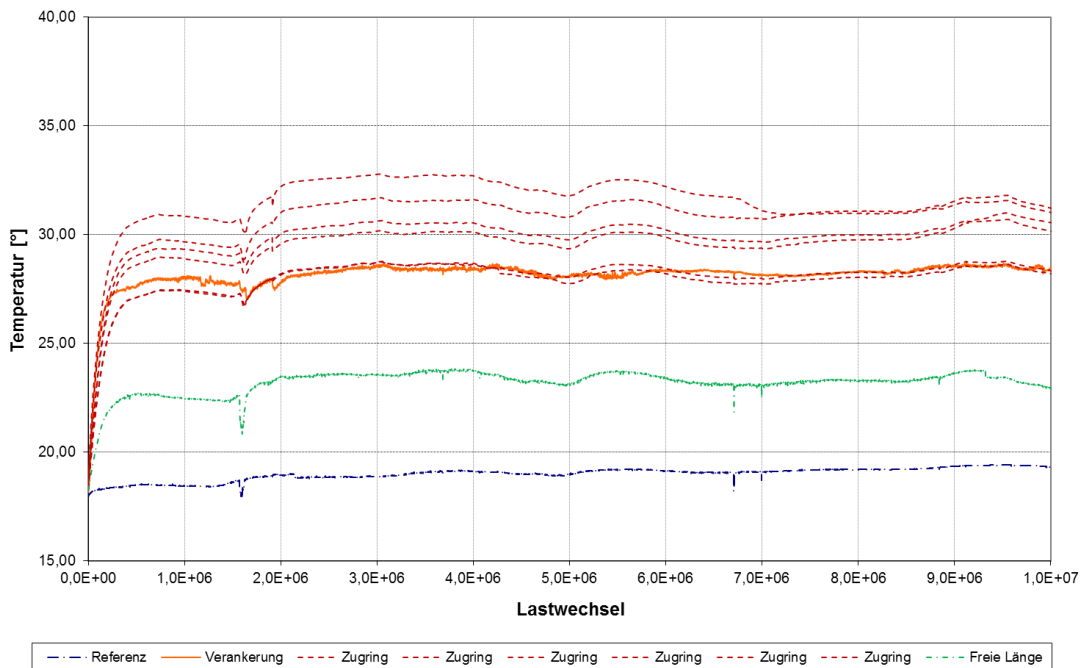


Abb. 45: Temperaturverlauf an unterschiedlichen Messstellen bei zehn Millionen Lastwechsel

Trotz der erhöhten Prüffrequenz während des Dauerschwingversuchs konnte nur eine relative Erwärmung von $\sim 15^\circ$ im Bereich des Zugringes beobachtet werden. Zusätzlich wurden

bei diesem Versuch die Temperaturen mittels einer Wärmebildkamera gemessen. Die Ergebnisse der Messungen an der Verankerung und am Zugring sind in Abb. 46 angegeben und bestätigen die über Temperatursensoren erfassten Werte.

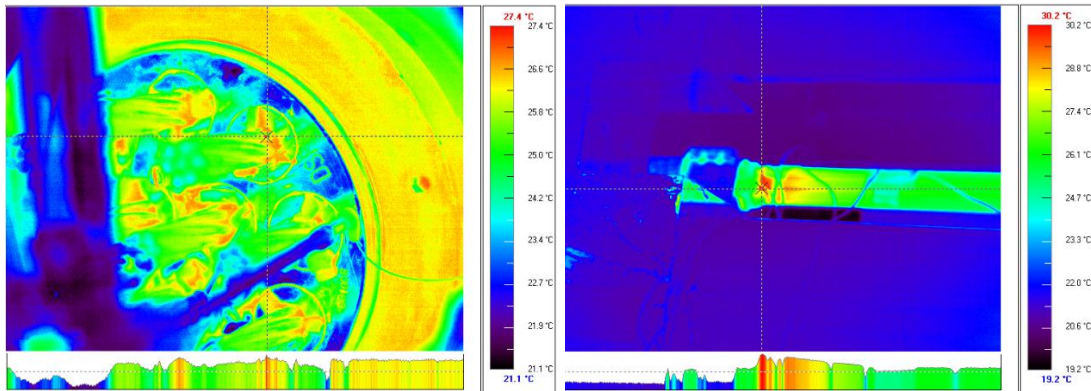


Abb. 46: Temperaturmessung an der Verankerung (li) und dem Zugring (re)

Die im Anschluss an die Ermüdungsversuche durchgeführten statischen Zugversuche lieferten allesamt enttäuschende Ergebnisse. Alle ermittelten Bruchfestigkeiten lagen mit bis zu 11% unter den laut [Fib05] geforderten Mindestwerten. Wie in Abb. 47 an zwei Versuchen demonstriert, kam es bei den Versuchen zu einem progressiven Versagen mehrere Spanndrähte, bevor diese überhaupt das Fließplateau erreichen konnten. Dieses Versagen wurde zu Beginn des Forschungsprojektes als Schädigung in Folge der Ermüdungsbelastung fehlinterpretiert. Erst eine Reihe von Vergleichsversuchen (Kap. 5.3.5) an verzinkten und unverzinkten Spannstählen konnte zur Klärung dieses Phänomens beitragen.

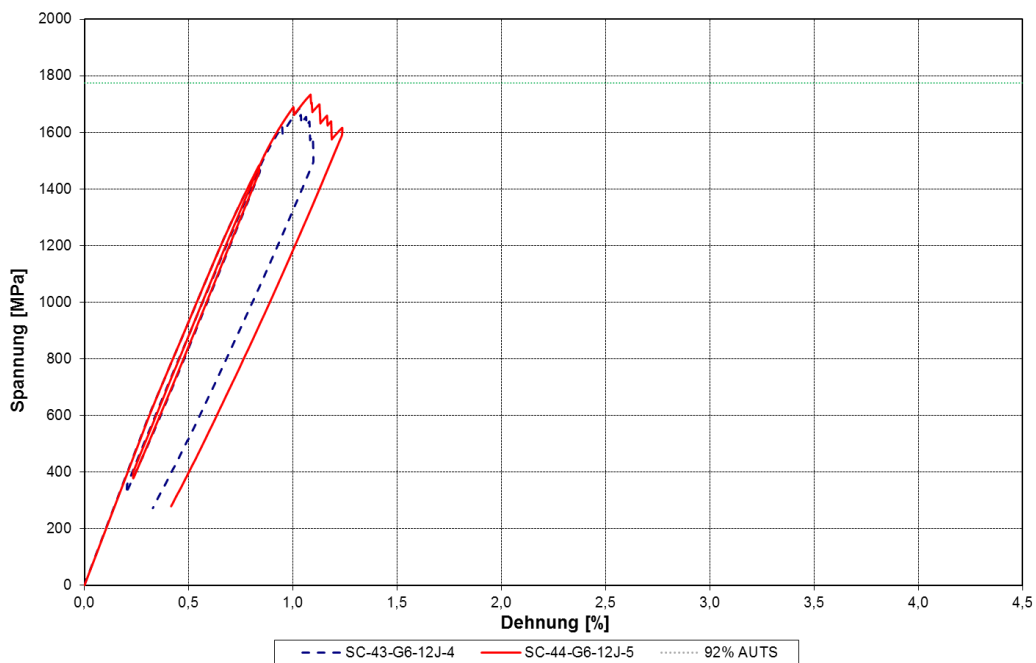


Abb. 47: Spannungs-Dehnungsdiagramm

5.3.5 Vergleichsversuche an verzinkten und unverzinkten Spannstählen

Anlässlich des Umstandes, dass bei einem Großteil der in Kap. 5.3.4 getesteten verzinkten Spannstähle ein vorzeitiges Versagen der Litzenzugglieder auftrat, wurden in weiterer Folge Vergleichsversuche mit unterschiedlichen Spannstählen an 7-litzigen Schrägkabel- bzw. Vorspannverankerungen durchgeführt. Insgesamt konnten 24 Versuche mit neun unterschiedlichen Spannstählen ausgeführt werden. Die Datenblätter dieser Versuche sind in Anlage A unter den Bezeichnungen SC-26 bis 37 und PT-10 bis 21 zu finden.

Alle Versuche wurden nach dem exakt selben Schema in die Versuchsanlage eingebaut und getestet. Mittels einer hydraulischen Einzelpresse konnten die einzelnen Litzen auf etwa 13 kN je Litze gespannt werden. Dies geschah in drei Durchgängen, um eine gleichmäßige Last in allen sieben Litzen garantieren zu können. Die Prüfkabellänge der Schrägkabelsysteme betrug 7.970 mm und jene der Vorspannsysteme 7.750 mm. Der verwendete Spannstahl wurde von unterschiedlichen Spannstahlherstellern ausdrücklich mit Hinweis auf bestmögliche Litzenqualität bestellt und vor Versuchsbeginn auf seine Materialkennwerte überprüft. Alle verwendeten Stähle entsprachen den laut Normen bzw. Richtlinien geforderten Angaben.

Für den ersten Teil des Versuchsprogrammes kamen zwei unverzinkte und fünf verzinkte Spannstähle von sieben unterschiedlichen Herstellern zum Einsatz. Dabei wurden zuerst größtenteils rein statische Zugversuche an Schrägkabelverankerungen mit verzinkten und unverzinkten Spannstählen durchgeführt. Abb. 48 zeigt die Versuchsergebnisse der drei statischen Zugversuche an unverzinkten Spannstählen. Die bei den Versuchen erzielten Bruchkräfte lagen deutlich über den geforderten Mindestwerten. Außerdem war eine deutliche plastische Verformung der Litzenzugglieder zu erkennen, wobei die Dehnungen bei Maximalkraft zwischen 2,5% und 2,9% lagen.

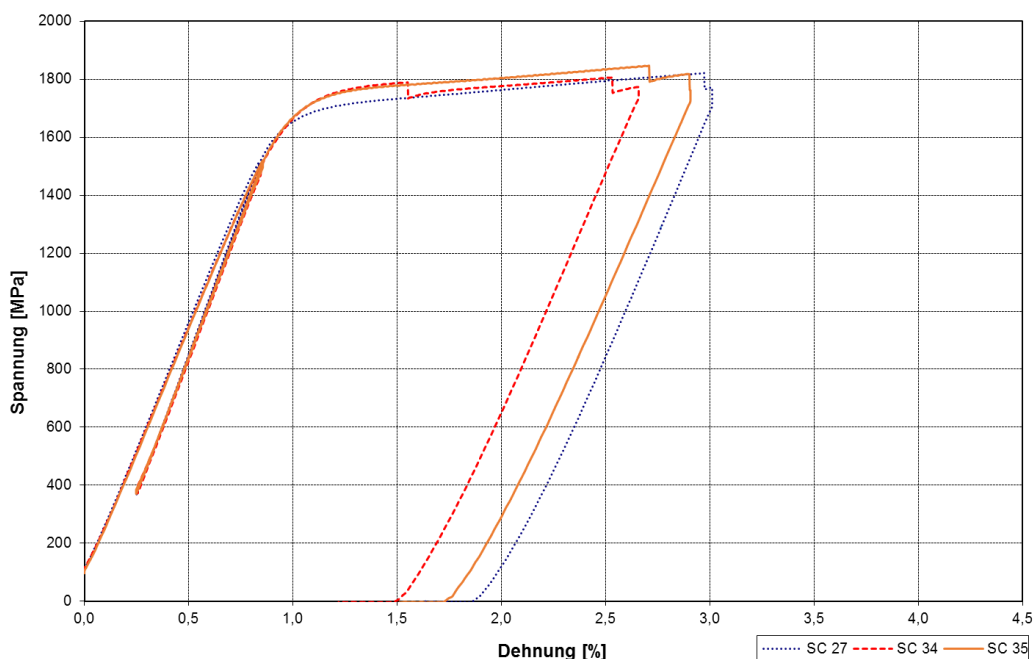


Abb. 48: Statische Zugversuche an Schrägkabelverankerungen mit unverzinkten Spannstählen

Im Gegensatz zu unverzinkten Spannstählen konnten mit verzinkten Spannstählen keine zufriedenstellenden Versuchsergebnisse erreicht werden, wie in Abb. 49 ersichtlich. Ähnlich wie in den in Kap. 5.3.4 beschriebenen Versuchen trat ein progressives Versagen einzelner Drähte am Übergang des elastischen auf den plastischen Bereich der Spannstähle auf. Die Dehnungen bei Maximalkraft befanden sich wieder deutlich unter der geforderten Mindestdehnung von 1,5%.

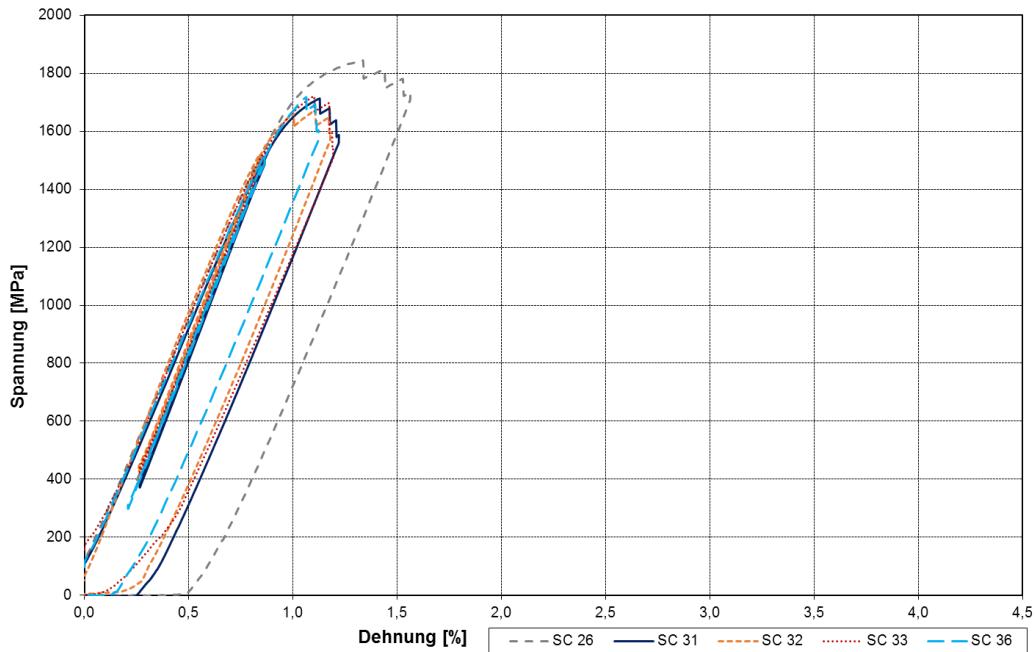


Abb. 49: Statische Zugversuche an Schrägkabelverankerungen mit verzinkten Spannstählen

Um den möglichen Einfluss einer Ermüdungsschädigung auf die Litzenzugglieder feststellen zu können, wurde an einem verzinkten Spannstahl ein rein statischer Zugversuch mit einer dynamischen und statischen Belastung verglichen.

Wie in Abb. 50 dargestellt, ist kein Unterschied bei den Spannungs-Dehnungsverläufen erkennbar. Es kam also weder, zu einer Schädigung noch, zu einer weiteren Verfestigung der Litzenzugglieder. Der dynamische Versuch wurde nach den fib-Richtlinien mit einer Schwingbreite von 200 MPa, einer Oberlast von 45% GUTS über zwei Millionen Lastwechsel durchgeführt.

Der etwas steilere Anstieg der blauen strichlierten Kurve ist auf die Tatsache zurückzuführen, dass im Zuge des dynamischen Versuchs das Spannglied bereits auf 45% GUTS belastet wurde und daher der Keileinzug bei einer erneuten Belastung geringer ausfiel als bei der Erstbelastung.

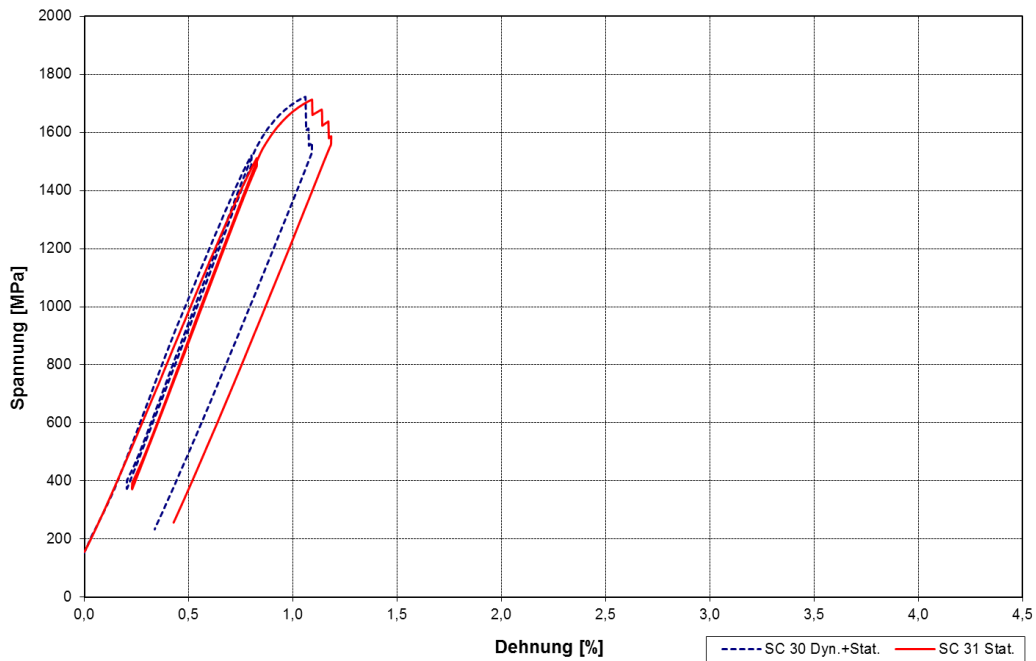


Abb. 50: Spannungs-Dehnungsdiagramm eines rein statischen und eines dynamisch und statisch getesteten verzinkten Schrägkabels

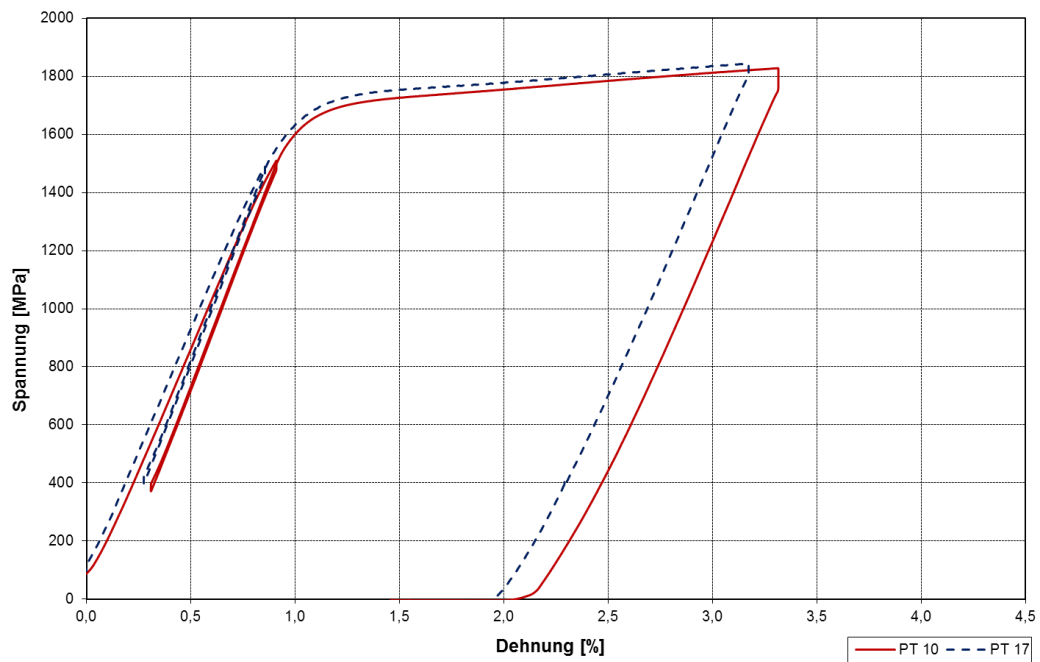


Abb. 51: Statische Zugversuche an Vorspannverankerungen mit unverzinkten Spannstählen

Um den Einfluss der Spannverankerung auf das Ergebnis der Vergleichsversuche ausschließen zu können, wurde eine zweite Versuchsserie mit 7-litzigen Vorspannverankerungen ausgeführt. Die Ergebnisse der Versuche sind in den nachstehenden Abb. 51 und Abb. 52 angegeben. So wie bei den Schrägkabelverankerungen war ein deutlicher Unterschied zwischen verzinkten und unverzinkten Spannstählen ersichtlich. Angesichts der Tatsache, dass

verzinkte Spannstähle mit oder ohne zyklische Vorbeanspruchung ein verhältnismäßig sprödes Versagen während der statischen Zugversuche aufwiesen, lässt jegliche Vermutungen über möglichen Vorschädigungen als Folge der Ermüdungsbelastung bzw. einer erhöhten Prüffrequenz widerlegen.

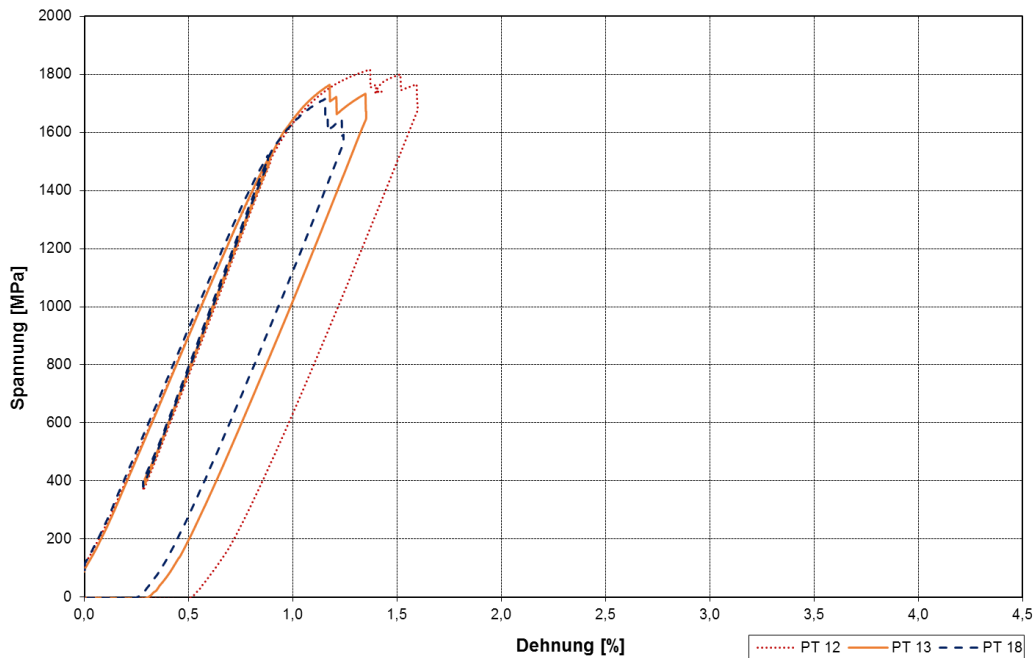


Abb. 52: Statische Zugversuche an Vorspannverankerungen mit verzinkten Spannstählen

Auf der Suche nach einer Begründung für das vergleichsweise spröde Versagen von verzinkten Litzenzuggliedern wurde der verwendete Spannstahl erneut genau untersucht. Weder bei der Bestimmung der Ist-Festigkeit des Spannstahls, noch im sogenannten Umlenkzugversuch konnten Unregelmäßigkeiten festgestellt werden. Der Umstand, dass sämtliche mechanischen Materialkennwerte einer Litze über Zugversuche mit sogenannten Laborverankerungen ermittelt wurden, ließ den Verdacht aufkommen, dass eine erhöhte Querdruckempfindlichkeit der Litzen der Grund für das verfrühte Versagen des verzinkten Spannstahls sein könnte.

Die zur Bestimmung der tatsächlichen Festigkeit des Spannstahls verwendeten Laborverankerungen sind so ausgeführt, dass das Versagen des Spannstahls ausschließlich in der freien Länge der Probe auftritt. Dies kann entweder durch spezielle Aluminiumeinlagen oder durch eine Epoxidharzverankerung erfolgen.

Daher wurden in weiterer Folge Einzellitzenversuche mit Keilverankerungen durchgeführt, um den Einfluss der Querpressung in den Verankerungszonen erforschen zu können. Auf die Ergebnisse dieser Versuche wird im nachfolgenden Kap. 5.3.6 genauer eingegangen.

5.3.6 Einfluss des Umlenk winkels auf das statische Bruchverhalten von verzinkten und unverzinkten Spannstählen

Die nach den Versuchen (Kap. 5.3.5) stattgefundenene, visuelle Inspektion an allen 7-litzigen Prüfkörpern zeigte, dass bei den verzinkten Spannstählen ausschließlich Scherbrüche im Verankerungsbereich festgestellt werden konnten. Da der dreiaxiale Spannungszustand in der Einspannstelle eine enorme Querpressung des Spannstahls zur Folge hatte, wurde eine erhöhte Querdruckempfindlichkeit der verzinkten Spannstähle vermutet. Dies würde auch die Unterschiede der Versuchsergebnisse zwischen Laborverankerungen und 7-litziger Keilverankerung erklären.

Die durch den Keilbiss einer Keilverankerung hervorgerufenen Spannstahlkerben sind in Abb. 53(li) dargestellt. Demgegenüber kommt es in sogenannten Laborverankerungen zu keinen (Epoxidverankerung) bzw. zu geringeren (Aluminiumeinlagen) Schäden in den Einspannstellen wie in Abb. 53(re) ersichtlich.

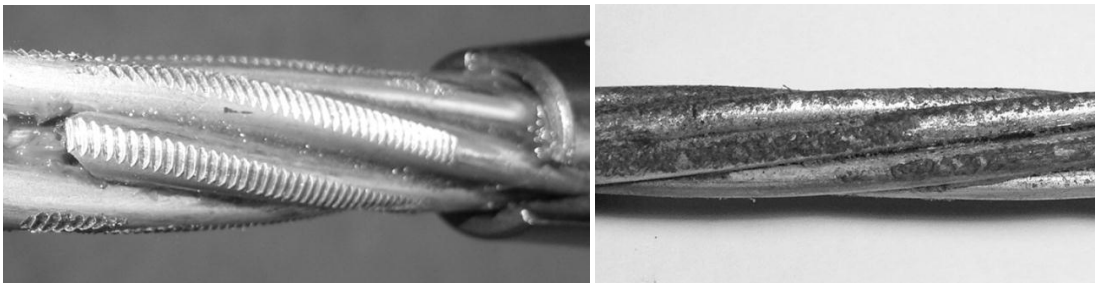


Abb. 53: Keilbiss einer Keilverankerung (li); Verankerungsbereich der Laborverankerung (re)

Für die weiteren Versuche kamen die bereits in Kap. 5.2 beschriebenen Monolitzenverankerungen zur Anwendung. Zu Beginn wurden drei verzinkte Spannstähle getestet.

Trotz der Keilverankerungen kam es bei keinem Versuch zu einem vorzeitigen Versagen der Litzenzuglieder. Zwei Versuche wurden sogar aus Sicherheitsgründen vor dem Auftreten von Drahtbrüchen beendet, da die tatsächliche Zugfestigkeit des Spannstahls beinahe erreicht wurde. Die erzielten Bruchkräfte lagen im Bereich der Ist-Festigkeit der Spannstähle. Abb. 54 zeigt die Spannungs-Dehnungsdiagramme der getesteten Prüfkörper.

Die detaillierten Versuchsergebnisse sind im Anhang in den Datenblättern SC-11, SC-12 und SC-15 angegeben. Eine erwartete Querdruckempfindlichkeit der verzinkten Spannstähle konnte nicht registriert werden.

Der einzig verbleibende Unterschied zu den Versuchsserien mit 7-litzigen Verankerungen war die fehlende Umlenkung der Litzen während der Einzelzugversuche. Deswegen wurden die weiteren Monolitzenversuche mit unterschiedlichen Umlenk winkeln in die Versuchsmaschine eingebaut.

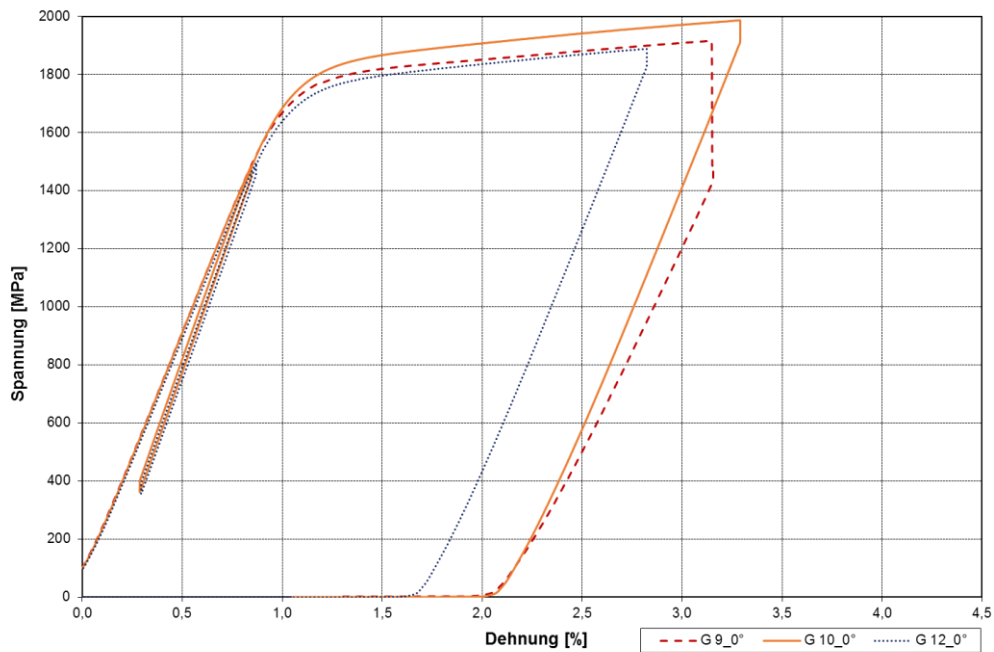


Abb. 54: Statische Monolitzenzugversuche mit verzinkten Spannstählen

Durch die in Abb. 55 ersichtlichen Ankerplatten waren je nach Versuchskonfiguration Umlenkwinkel von 0° , $0,8^\circ$ und $1,6^\circ$ möglich. Dadurch sollten die Umlenkungen bei 7-litzigen Systemen, hervorgerufen durch ihre Bündelung, simuliert werden. Für Schrägkabelsysteme kommen üblicherweise maximale Umlenkungen von 1° bis $1,5^\circ$ zur Anwendung. Vorspannsysteme hingegen sind meist auf maximale Umlenkwinkel von bis zu $2,5^\circ$ dimensioniert. Abb. 56 zeigt eine unverzinkte, um $1,6^\circ$ umgelenkte Spannstahlritze während des statischen Zugversuchs.

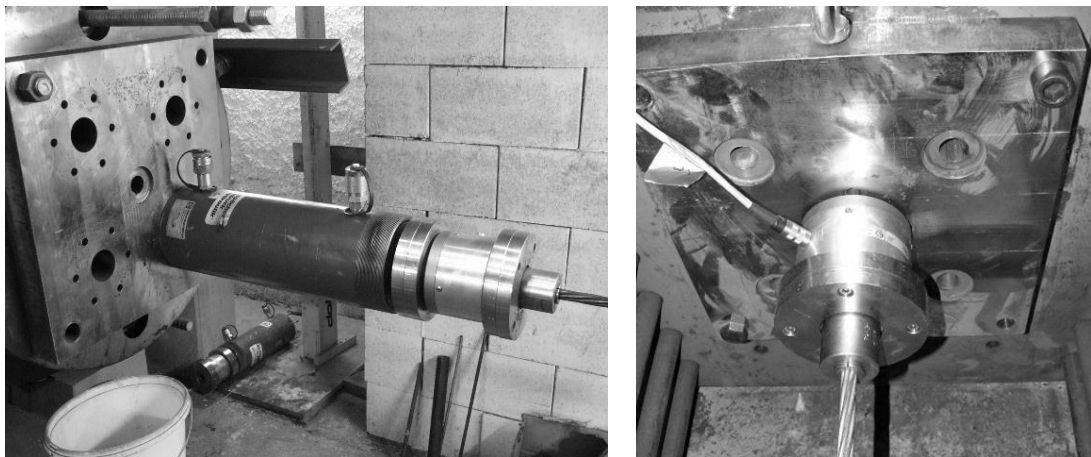


Abb. 55: Unterschiedliche Einbaumöglichkeiten der Monolitzensysteme

Dank der umgelenkten Zugversuche konnten sehr aufschlussreiche Zusammenhänge erforscht werden. Es war ein direkter Zusammenhang zwischen Umlenkwinkel und statischer Bruchkraft der Monolitzensysteme lokalisierbar. Dieser Effekt konnte nur bei den getesteten verzinkten Spannstählen festgestellt werden. Unverzinkte Litzenzugglieder hingegen zeigten sich äußerst resistent auf die getesteten Umlenkwinkel von bis zu $1,6^\circ$.

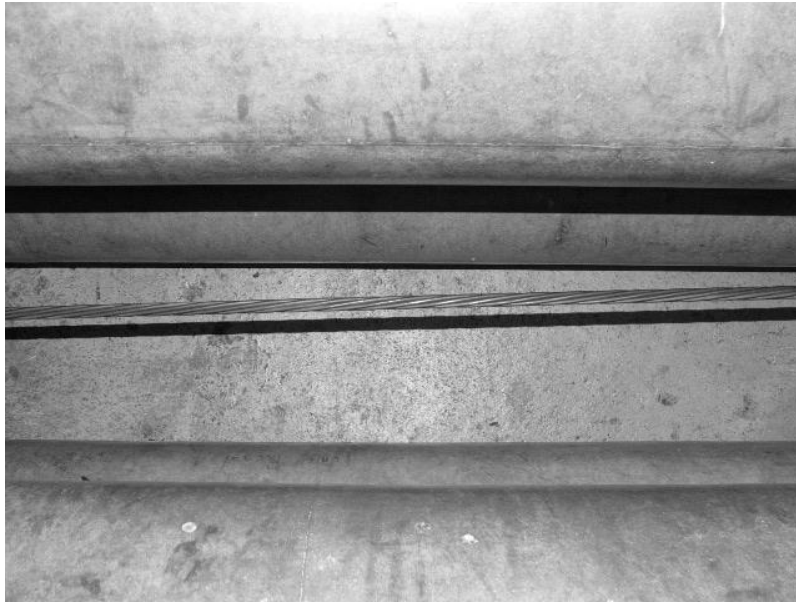


Abb. 56: Umgelenkte Spannstahtlitze während des statischen Zugversuchs

Wie in Abb. 57 erkennbar, zeigen die um $1,6^\circ$ umgelenkten, verzinkten Spannähle im Vergleich zu einer geraden Spanngliedföhrung ein deutlich weniger duktiles Bruchverhalten. Die erreichten Zugfestigkeiten der verzinkten Litzenzugglieder nahmen um 4,6% bis 9,5% ab. Die Datenblätter der Versuche SC-14, SC-16, SC-18, SC-19 und SC-20 sind in Anhang zu finden.

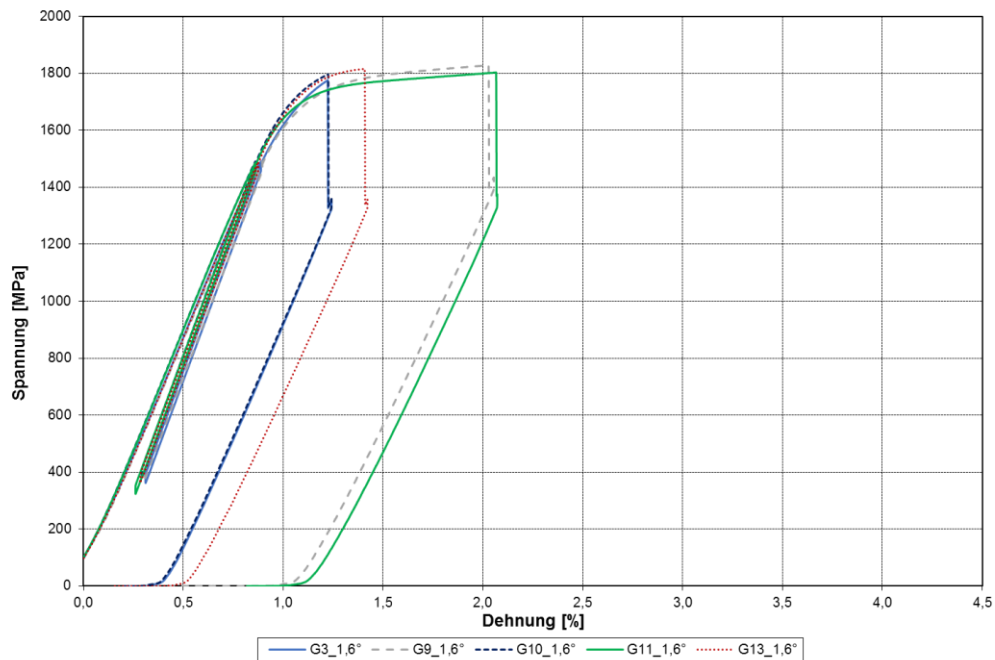


Abb. 57: Spannungs-Dehnungsdiagramme von $1,6^\circ$ umgelenkten, verzinkten Spannählen

Abb. 58 zeigt einen direkten Vergleich eines unverzinkten Spannähls, wobei die Umlenkungen 0° bzw. $1,6^\circ$ betragen. Beide Versuche (SC-9 & SC-10) wurden aus Sicherheitsgründen vor dem Auftreten des ersten Drahtbruchs gestoppt. Es konnten weder Ungleichheiten bei

der maximal erreichten Festigkeit, noch bei den dazugehörigen Dehnungen diagnostiziert werden.

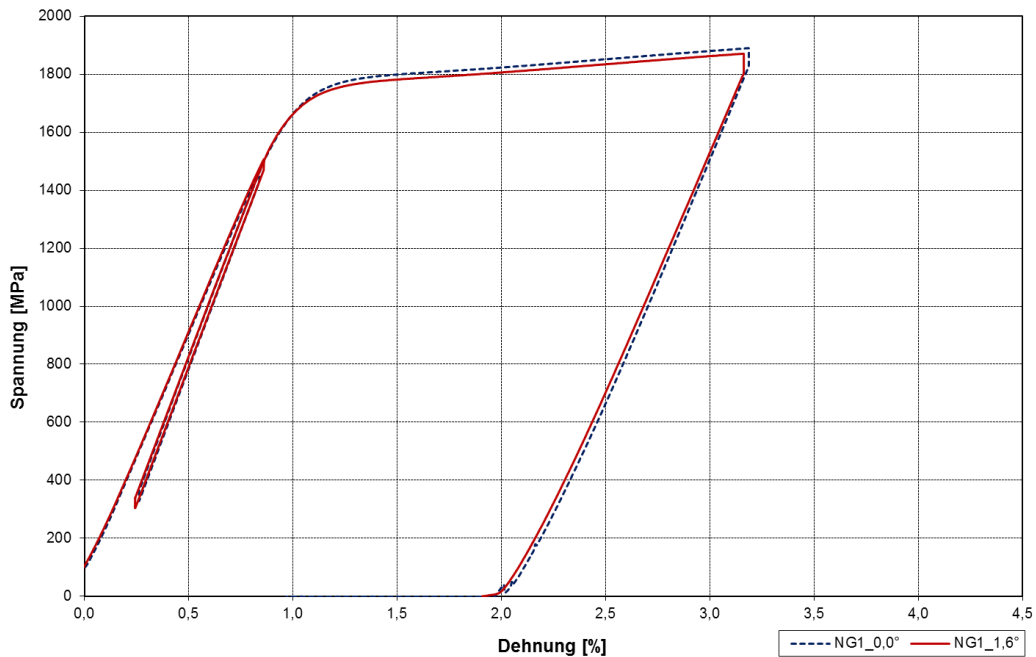


Abb. 58: Einfluss des Umlenk winkels auf die Bruchfestigkeit von unverzinkten Spannstählen

Ein komplett konträres Verhalten eines verzinkten Spannstahls ist in Abb. 59 illustriert. Der mit Umlenk winkeln von 0°, 0,8° und 1,6° geprüfte verzinkte Spannstahl bestätigt die Annahme, dass verzinkter Spannstahl sehr empfindlich auf Umlenkungen reagiert. Diese Tatsache könnte der Hauptgrund für das meist schlechte Abschneiden von verzinkten gebündelten Litzenzuggliedern bei statischen Zugversuchen sein.

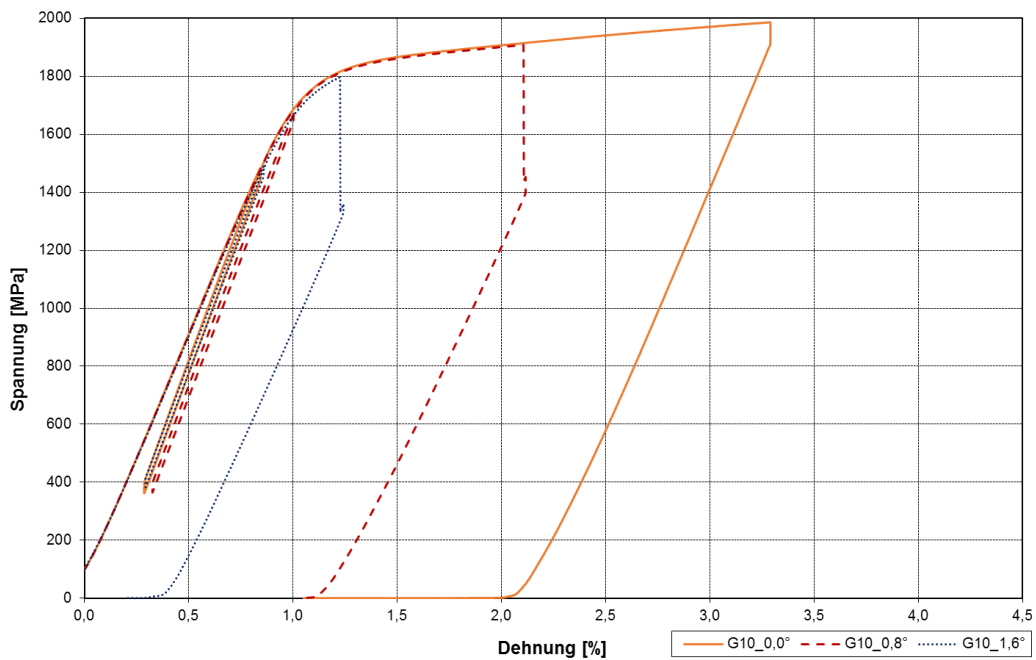


Abb. 59: Einfluss des Umlenk winkels auf die Bruchfestigkeit von verzinkten Spannstählen

Vergleicht man nun die Resultate der umgelenkten, verzinkten Monolitzenversuche mit jenen der 7-litzigen Schrägkabel- bzw. Vorspannsysteme, erhält man das in Abb. 60 dargestellte Ergebnis. Die durch ihre Bündelungen umgelenkten 7-litzigen Verankerungen verhalten sich analog zu den umgelenkten Einzellitzenversuchen. Dabei ist zu erwähnen, dass sich die maximale Umlenkung von parallellitzigen Systemen auf den äußersten Ring der Litzenzugglieder bezieht. Der Winkel nimmt daher nach innen gehend kontinuierlich ab, sodass die Zugglieder in der Mitte der Verankerung eine gerade Spanngliederführung aufweisen.

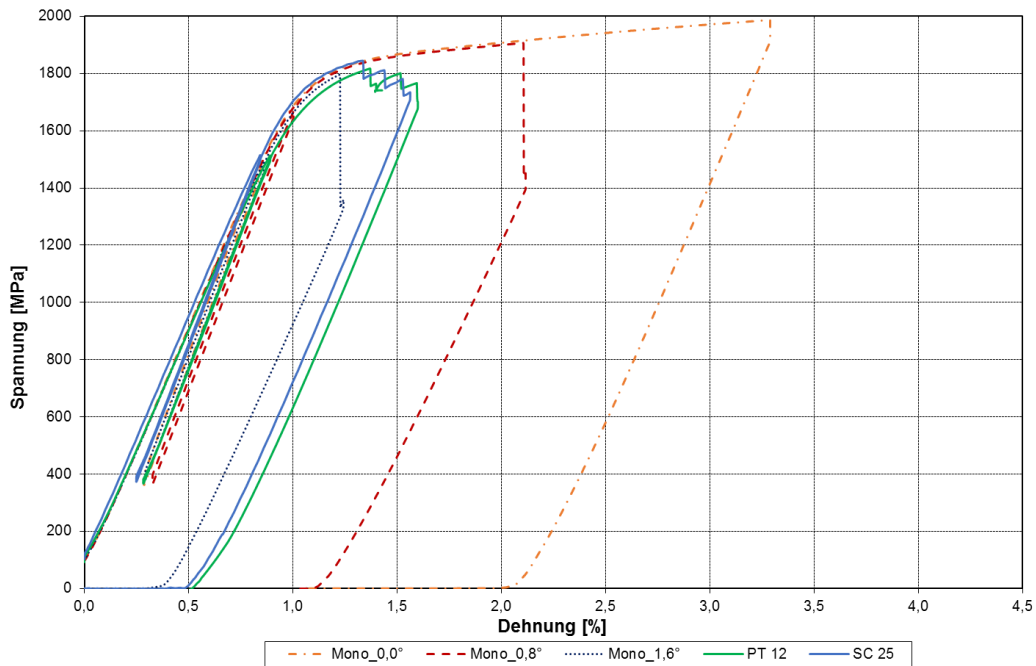


Abb. 60: Vergleich von unterschiedlichen Umlenkwinkeln und Verankerungsarten

Diese Tatsache erklärt auch das äußerst schlechte Abschneiden der 7-litzigen Verankerungen während der statischen Zugversuche. Durch die ungünstige Verankerungsgeometrie sind fast 86% der Zugglieder dem maximalen Umlenkswinkel ausgesetzt. Dagegen erfahren nur maximal 33% der Litzen einer 55er Verankerung eine höchstmögliche Umlenkung, wie in Abb. 61 zu sehen.

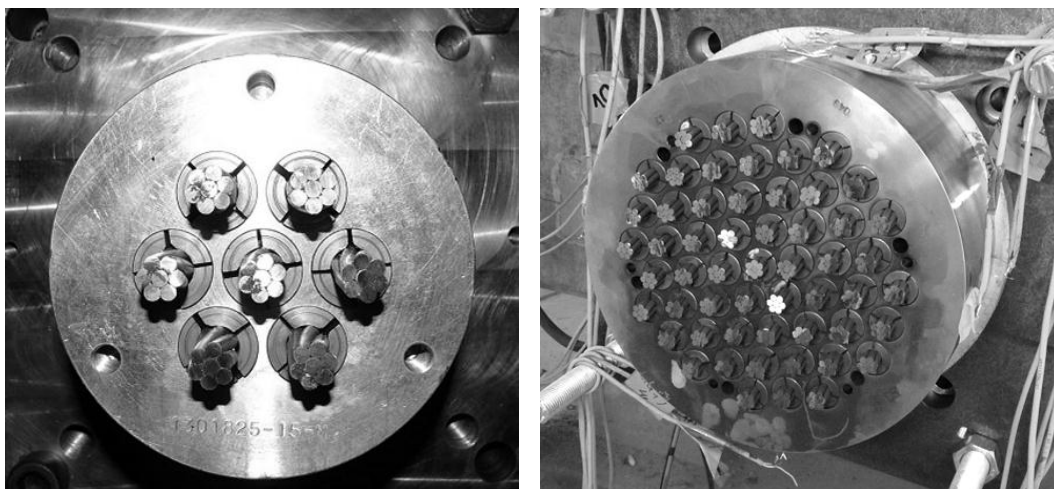


Abb. 61: Einfluss der Litzenanzahl auf das Verhältnis der umgelenkten Zugglieder

Der direkte Zusammenhang von Verankerungsgeometrie und Effizienz im statischen Zugversuch konnte auch durch weitere Versuche belegt werden. Ein bereits mehrfach mit 7-litzigen Verankerungen geprüfter Spannstahl derselben Produktionscharge erzielte während des statischen Zugversuchs an einem von einem anderen Prüflabor geprüften 85-litzigen Schrägkabels, ein deutlich besseres Resultat. Das Faktum, dass frühe Drahtbrüche bei viellitzigen Systemen nicht zwangsläufig ein negatives Ergebnis mit sich bringen, steht außer Frage. Ein Grund dafür könnte sein, dass bei großen Verankerungen die weniger umgelenkten Spannlitzen im Inneren der Ankerkörper die Defizite der stark umgelenkten Litzen ausgleichen. Versuche mit gerader Spanngliedführung haben trotz Keilverankerungen die überaus gute Funktionsweise (Wirkungsgrade bis 99% AUTS) der Systeme bestätigt.

Würde man das vorzeitige Versagen der Spanndrähte ausschließlich auf Materialfehler zurückführen, dürfte es angesichts der statistischen Normalverteilung der Fehlstellen keine Unterschiede zwischen den verschiedenen Verankerungsgrößen geben. Viellitzige Systeme hätten demnach prozentuell gesehen einen bedeutend größeren Anteil von fehlerhaften Spannstahlilitzen, wodurch in weiterer Folge ein positives Versuchsergebnis unerreichbar wäre.

5.3.7 Einfluss von sehr hohen Spannungsamplituden auf die Schwingfestigkeit von Litzenzuggliedern

Aufgrund eines Messfehlers wurde während eines Dauerschwingversuchs ein 12-litziges Prüfkabel mit einer deutlich höheren Schwingamplitude als geplant belastet. Die Schwingbreite betrug während der zyklischen Belastung in etwa 450 MPa anstatt der vorgesehenen 200 MPa. Durch die enorm hohe Ermüdungsbelastung konnte nach 240.000 Lastwechsel der erste Drahtbruch festgestellt werden. Nach insgesamt zehn Drahtbrüchen wurde der Versuch bei 400.000 Lastzyklen gestoppt. Durch die Tatsache, dass bereits 12% des Litzenzugquerschnitts während der zyklischen Belastung versagten, wurde auf einen anschließenden statischen Zugversuch verzichtet. Die im Anschluss an den Versuch durchgeführte, visuelle Untersuchung des Prüfkörpers zeigte, dass die gesamten Drahtbrüche in der freien Länge des Prüfkabels auftraten. Angesichts der außergewöhnlich hohen Schwingbreite kam es zusätzlich zu einer Aufschmelzung der HDPE-Ummantelung der Spannstahlilitze im Verankerungsbereich. Die Ergebnisse der visuellen Untersuchungen sind in den nachstehenden Abb. 62 bis 64 angegeben. Das Datenblatt des Versuchs SC- 40-G2-12J-1 befindet sich im Anhang.

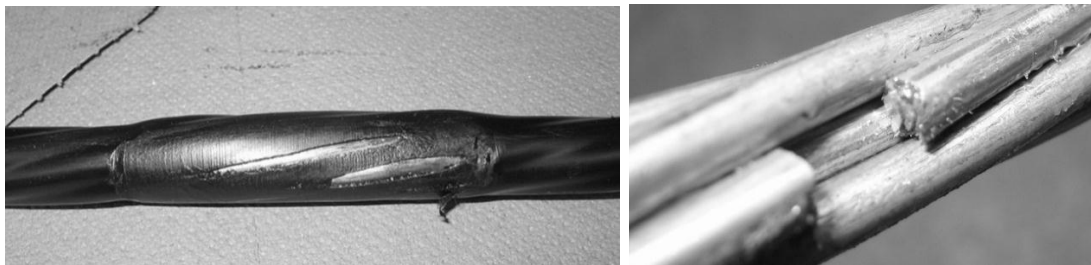


Abb. 62: Aufschmelzung des PE-Mantels im Verankerungsbereich (li); Ermüdungsbruch (re)

Die Ermüdungsbrüche konnten verteilt über die gesamte freie Länge des Kabels gefunden werden, wobei insgesamt acht der zwölf Litzen betroffen waren. In Anbetracht der geringen Lastwechselzahl konnten wie erwartet im Nahbereich der Drahtbruchflächen keine Sekundärschädigungen in Folge einer Reibermüdungsbeanspruchung lokalisiert werden.



Abb. 63: Ermüdungsbrüche in der freien Länge (1)

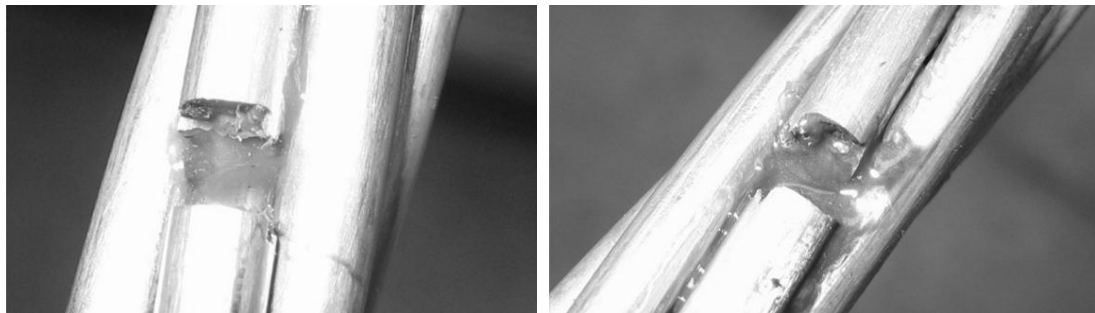


Abb. 64: Ermüdungsbrüche in der freien Länge (2)

Derart hohe zyklische Belastungen treten - auf die Lebensdauer einer Brücke hin betrachtet - praktisch nicht auf und daher ist kein direkter Zusammenhang zwischen den Versuchsergebnis und der tatsächlichen Belastung eines Schrägkabels gegeben. Nichtsdestotrotz bestätigt dieser Versuch die gut funktionierende Verankerungstechnologie der Systeme durch den Umstand, dass kein Versagen in den Keilverankerungen festgestellt werden konnte.

5.3.8 Ermüdungsverhalten von unverzinkten Spannstählen

Das Ermüdungsverhalten von verzinkten Litzen wurde in den zuvor beschriebenen Kapiteln bereits ausführlich dargestellt. Bei verzinkten Litzenzuggliedern konnte durch die sogenannte Gleitschicht (Zink und Wachs) eine Unempfindlichkeit der verzinkten Drähte gegenüber dem Phänomen der Reibermüdung bei normgerechter Beanspruchung beobachtet werden. Daher sollte in weiterer Folge der unverzinkte Spannstahl ebenfalls genauer untersucht werden. Wie schon in Kap. 4.2.2 beschrieben, werden Vorspannsystemen nach den Richtlinien der ETAG 013 geprüft. Dabei kommen weit geringere Schwingbreiten, jedoch wesentlich höhere Oberlasten, während der Dauerschwingversuche zum Einsatz.

Eine Versuchsserie von drei Dauerschwingversuchen (PT-7, PT-8 & PT-9) an Vorspannverankerungen mit unverzinkten Litzenzuggliedern konnte positiv absolviert werden. Deswegen sollte der Einfluss von höheren Spannungsamplituden auf das Schwingverhalten des unverzinkten Spannstahls analysiert werden. Zusätzlich wurde - so wie für Schrägkabelsysteme vorgesehen - die statische Bruchkraft im Anschluss an den Ermüdungsversuch bestimmt.

Der erste Versuch (PT-11) sah eine dynamische Belastung eines unverzinkten, 7-litzigen Vorspannsystems nach den Testkriterien für Schrägkabeln vor. Die Schwingbreite wurde daher von den üblichen 80 MPa auf 200 MPa erhöht, bei einer gleichzeitigen Reduktion der

Oberlast von 65% auf 45% der garantierten Bruchfestigkeit des Spannstahls. Auf eine Bündelung der Zugglieder wurde bei diesem Versuch planmäßig verzichtet, um Reibermüdungsprobleme zwischen den einzelnen Litzen ausschließen zu können. Über eine Belastungsdauer von zwei Millionen Lastwechsel konnte kein Drahtbruch detektiert werden. Der im Anschluss an den Versuch durchgeführte statische Bruchtest konnte ebenfalls erfolgreich abgeschlossen werden. Die Bruchfestigkeit betrug 95,7% AUTS bei einer Dehnung von 3,1%.

Angesichts des hervorragenden Ergebnisses, wurde der zweite Versuch (SC-28) mit einer Bündelung der Litzenzugglieder unter denselben Prüfbedingungen getestet. Dabei kam es bereits nach 800.000 bzw. 900.000 Lastwechseln zu den ersten beiden Drahtbrüchen im Bereich des Zugringes. Die freiwerdende Bruchenergie bewirkte ein Aufbiegen der gebrochenen Drähte am Ausgang der Verankerung (Abb. 65(li)), wodurch es nach einer Million Lastwechsel zu einem erneuten Drahtbruch in diesem Bereich kam. Wie bereits vor Versuchsbeginn vermutet, spielt das Kontaktproblem unter derartig hohen Schwingamplituden eine maßgebende Rolle bei der Bestimmung der Ermüdungsfestigkeit von unverzinkten, gebündelten Litzen.

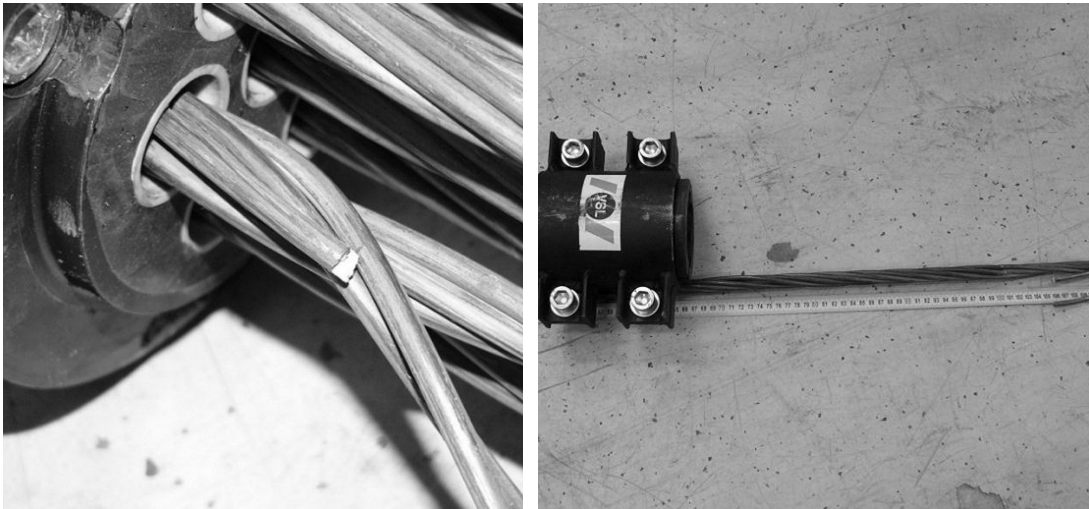


Abb. 65: Ermüdungsbruch am Ausgang der Verankerung (li); Ermüdungsbrüche im Bereich des Zugringes (re)

Weiters konnte das Ermüdungsverhalten von ungebündelten Litzenzuggliedern unter hohen Lastwechselzahlen erforscht werden. Im Zuge dieses Versuches wurden neun parallel geführte, unverzinkte Spannstähle über 6,5 Millionen Lastwechsel mit einer Oberlast von 35% GUTS und einer Schwingbreite von 165 MPa zyklisch bei einer Prüffrequenz von 17 Hz beansprucht. Im Laufe des Ermüdungsversuchs kam es zu keinem Versagen der parallel geführten Zugglieder. Angesichts dieser Tatsache wurden stichprobenartig an neun unterschiedlichen Stellen des Kabels 1 m lange Probestücke entnommen. An diesen und drei zusätzlichen Referenzproben konnte in weiterer Folge die Ist-Festigkeit des Spannstahls unter Zuhilfenahme von Laborverankerungen eruiert werden. Durch diesen Vergleich sollte gezielt, unter Ausschluss des Einflusses der Keilverankerungen, der Spannstahl auf Mikroschäden zufolge zyklischer Belastungen untersucht werden. Die Auswertung der Vergleichsversuche ergab einen durchschnittlichen Zugfestigkeitsverlust der zyklisch beanspruchten Proben von 0,4% gegenüber den rein statisch geprüften Referenzproben. Aufgrund der für Zugversuche üblichen

Streuungen war, wie in Kap. 5.2 bereits festgestellt, kein Einfluss der dynamischen Beanspruchung erkennbar.

5.3.9 Ermüdungsverhalten von kompaktierten Spannstählen

Kompaktierte Spannstahllitzen bestehen aus sieben kaltgezogenen, glatten Einzeldrähten, welche nach dem Verseilen erneut durch Ziehduisen deformiert werden. Dadurch verringert sich einerseits der Durchmesser der Spannstahllitze und andererseits verkleinern sich die Hohlräume zwischen den Außendrähten und dem Kerndraht. Durch das mechanische Verformen des Spannstahls entsteht ein bis zu 18% größer Spannstahlquerschnitts bei gleichem Litzen-durchmesser [Voe12]. Der Querschnitt einer kompaktierten Litze bzw. die abgeflachte Oberfläche der Außendrähte sind in Abb. 66 dargestellt.

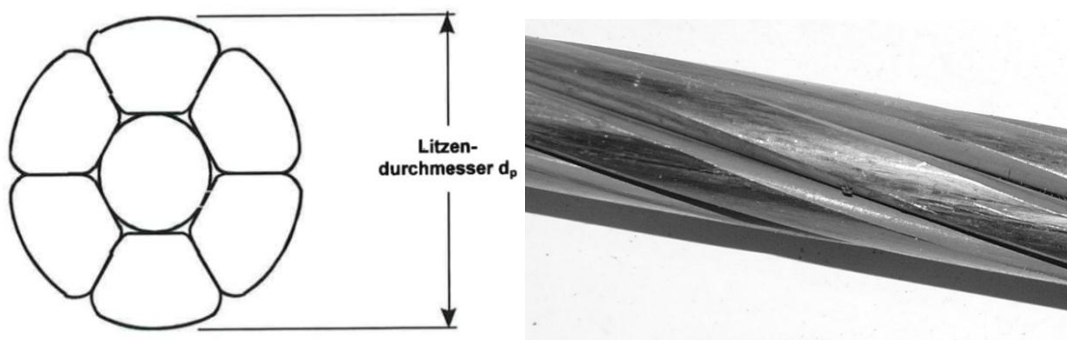


Abb. 66: Litzenquerschnitt einer kompaktierten Spannstahllitze [Voe12]

Durch das zuvor beschriebene Herstellungsverfahren von kompaktierten Spannstählen entstehen an den Berührungsflächen der einzelnen Drähte relativ scharfkantige Kontaktstellen, welche das Dauerschwingverhalten negativ beeinflussen. Aufgrund dieser Tatsache sollte das Ermüdungsverhalten von kompaktierten Spannstählen genauer untersucht werden.

Es wurden zwei Ermüdungsversuche an 55-litzigen Vorspannsystemen mit einer Oberlast von 35% GUTS und einer Schwingbreite von 165 MPa über vier bzw. zwei Millionen Lastwechsel durchgeführt. Das erste Versuchskabel wurde ohne Zugring, also ungebündelt, getestet. Bei einer Prüffrequenz von 26 Hz konnte nach 800.000 Lastwechseln der erste und nach zwei Millionen Lastwechseln der zweite Drahtbruch registriert werden. Zwischen zwei und vier Millionen Lastwechsel wurden sieben weitere Drahtbrüche festgestellt. Die visuelle Untersuchung der Drahtbrüche zeigte deutliche Reibermüdungsschäden an den Kontaktstellen der einzelnen Drähte, wobei größere Mengen an braunem Oxidstaub identifiziert werden konnten. Die Drahtbrüche sind in den nachstehenden Abb. 67 & 68 ersichtlich.

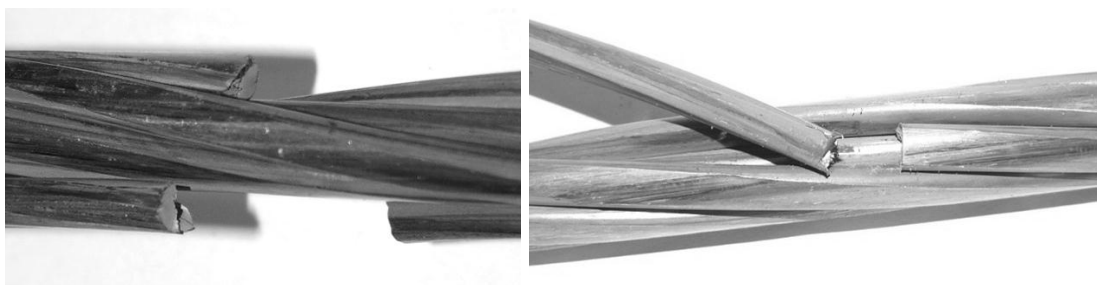


Abb. 67: Ermüdungsbrüche in der freien Länge des Prüfkabels

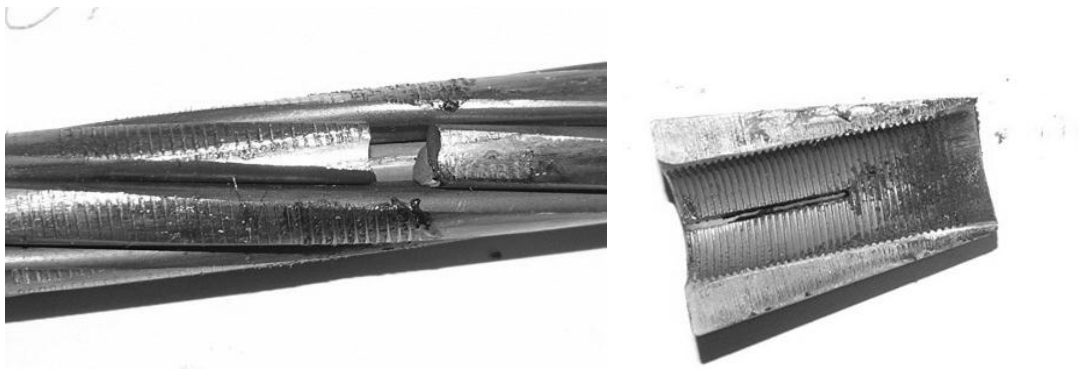


Abb. 68: Ermüdungsbruch (li) mit deutlichen Reibermüdungsspuren im Verankerungskeil (re)

Vergleicht man diese Ergebnisse mit den bereits zuvor durchgeführten Versuchen an unverzinkten Litzen (Kap. 5.3.8), so ist eine deutliche Abnahme der Ermüdungsfestigkeit der unverzinkten kompaktierten Litzen erkennbar. Während unter den gleichen Prüfbedingungen an unverzinkten Spannstahl über 6,5 Millionen Lastwechsel keine Drahtbrüche auftraten, versagten bei den kompaktierten Spannstählen bereits neun Drähte bei vier Millionen Lastzyklen.

Das zweite Versuchskabel mit kompaktierten Spannstählen wurde durch einen Zugring in der freien Länge des Kabels gebündelt und mit den gleichen Prüfparametern getestet.



Abb. 69: Brauner Oxidstaub unterhalb des Prüfkabels (li); Anbringen des Zugrings (re)

Um im Bereich der Bündelung ein Scheuern der einzelnen Litzen gegeneinander verhindern zu können, wurde in diesem Bereich ein PE-Hüllrohr an den Litzen angebracht, wie in Abb. 69(re) dargestellt. Im Zuge des Ermüdungsversuchs über zwei Millionen Lastzyklen konnten drei Drahtbrüche bei 650.000, 700.000 und 1.100.000 Lastwechseln beobachtet werden.

Beide Dauerschwingversuche bestätigten das offenkundig schlechtere Ermüdungsverhalten von kompaktierten Spannstählen im Vergleich zu herkömmlichen unverzinkten Litzenzuggliedern. Die scharfkantigen Drahtquerschnitte führten während der zyklischen Belastung zu einer deutlich höheren Reibermüdungsbeanspruchung, was auch durch den gut sichtbaren braunen Oxidstaub bestätigt wurde (siehe Abb. 69(li)).

5.3.10 Chemische Analyse von Spannstählen

Im Zuge der chemischen Analyse konnte, in Zusammenarbeit mit dem Institut für Chemische Technologien und Analytik der TU Wien, bei einem Großteil der getesteten Spannstähle eine Charakterisierung der Elemente durchgeführt werden. Zur Bestimmung der metallischen Komponenten wurde ein wellenlängendispersives Röntgenfluoreszenzspektrometer (Panalytical Axios Advanced) verwendet. Das Gerät beinhaltet eine Rhodium-Stirnfesterröhre, wobei die zur Auswertung verwendete Software auf dem Prinzip der Fundamentalparametermethode basiert.

Die Bestimmung des Kohlenstoffgehaltes erfolgte mit einem Verbrennungsanalysator (Leco CS-230), bei welchem die etwa 0,5 g schweren Proben mit Wolfram als Brennbeschleuniger in einem Keramiktiegel im Brennofen unter konstanter Sauerstoffzufuhr verbrannt wurden. Der frei werdende Kohlenstoff kann im Anschluss mit einem IR-Detektor ermittelt werden. An jedem Spannstahl konnte der Kohlenstoffgehalt aus dem Mittelwert von mindestens drei Proben analysiert werden.

Die Ergebnisse der chemischen Analyse an den Drahtproben (C.A.) sind in der nachstehenden Tab. 16 angegeben. Ebenso sind die Ergebnisse aus der Schmelzanalyse (S.-An.) vor der Walzdrahtherstellung ersichtlich. Mit Ausnahme eines erhöhten Silizium- bzw. Kupfergehalts der verzinkten Spannstähle G-12 und G-13 entsprechen alle gemessenen Werte den Angaben aus der Schmelzanalyse.

Element	NG1		NG4		G1		G10		G11		G12		G13	
	C.A.	S.-An.	C.A.	S.-An.	C.A.	S.-An.	C.A.	S.-An.	C.A.	S.-An.	C.A.	S.-An.	C.A.	S.-An.
C [%]	0,792	0,820	0,815	0,827	0,836	0,880	0,854	0,860	0,810	-	0,876	0,880	0,832	0,836
Si [%]	0,212	0,180	0,321	0,245	0,274	0,200	0,874	0,910	0,539	-	0,961	0,240	0,790	0,270
Mn [%]	0,862	0,810	0,786	0,715	0,711	0,680	0,785	0,730	0,851	-	0,711	0,690	0,766	0,741
P [%]	0,012	0,007	0,010	0,016	0,011	0,012	0,007	0,011	0,008	-	0,013	0,010	0,007	0,010
S [%]	0,025	0,007	0,017	0,005	0,019	0,014	0,009	0,005	0,017	-	0,022	0,012	0,020	0,008
Mo [%]	0,027	-	0,029	-	0,008	0,001	0,011	-	0,015	-	0,017	0,002	0,019	-
Ni [%]	0,039	-	0,067	-	0,024	0,016	0,021	-	0,030	-	0,039	0,021	0,026	-
Al [%]	0,002	-	0,006	-	0,056	0,068	0,031	-	0,064	-	0,143	0,001	0,094	-
Co [%]	0,003	-	0,001	-	0,003	-	-	-	0,006	-	0,010	-	0,004	-
Cu [%]	0,058	-	0,071	-	0,006	0,011	0,030	0,011	0,183	-	0,527	0,014	0,265	-
Cr [%]	0,328	0,270	0,280	-	0,019	0,013	0,023	-	0,307	-	0,025	0,016	0,305	-
V [%]	0,002	-	0,006	-	0,084	-	0,005	-	0,064	-	0,081	-	0,002	-
Ti [%]	0,001	-	0,003	-	0,001	-	0,005	-	0,005	-	0,001	-	0,002	-

Tab. 16: Übersicht der chemischen Elemente

An den Drahtproben NG-1 und G-1 wurden zusätzlich der diffuse und der gebundene Wasserstoffgehalt bestimmt. Die Untersuchungen konnten in Zusammenarbeit mit der Gesellschaft für Schweißtechnik International mbH in Duisburg durchgeführt werden.

Die Drahtproben wurden vor der Prüfung mechanisch von der Zinkschicht befreit, um ein Sublimieren der Zinkschicht in der Wasserstoffanalyseanlage zu verhindern. Es konnte einerseits der diffusible Wasserstoffgehalt bei einer Auslagerung von 400° C und andererseits der Gesamtwasserstoffgehalt bei 1050° C bestimmt werden. Für die Bestimmung der Wasserstoff-

gehalte wurde die Trägerheißextraktion mit dem Wasserstoff-Analysesystem Phoenix G4 eingesetzt. Als Trägergas wurde 100% Stickstoff verwendet. Die Kalibration der Anlage erfolgte mit einem Gasgemisch aus 95% Stickstoff und 5% Wasserstoff.

Das Gewicht der etwa 5 cm langen Probestücke wurde mit einer kalibrierten Analysewaage bestimmt. Bei einer Auslagerung von 400° C konnte über eine Prüfzeit von 20 Minuten kein diffusibler Wasserstoffgehalt weder in der unverzinkten Probe NG-1, noch in der verzinkten Probe G-1 festgestellt werden.

Der gebundene Wasserstoffgehalt bei einer Prüftemperatur von 1050° C betrug 0,6 ppm bei der unverzinkten Drahtprobe NG-1 und 0,4 ppm bei der verzinkten Probe G-1.

Aufgrund des gemessenen Wasserstoffgehalts kann eine schädliche Wirkung durch den im Material gebundenen Wasserstoff als äußerst gering eingestuft werden. Dies bestätigten auch die fraktographischen Untersuchungen, bei welchen die für Wasserstoffversprödung bekannten „Krähfüße“ an den Bruchflächen der Drahtproben nicht gefunden werden konnten.

5.3.11 Interpretation der Versuchsergebnisse

Das in Kap. 5.3 ursprünglich geplante Versuchsprogramm musste aufgrund der Versuchsergebnisse abgeändert werden. Anfänglich konnte zwar der Einfluss von Schwingbreite und Lastwechselzahl auf das Ermüdungsverhalten von Litzenbündelsystemen erfolgreich untersucht werden, jedoch trat im Verlauf der weiteren Versuche ein verfrühtes Versagen bei den im Anschluss an die Ermüdungsversuche durchgeführten statischen Zugversuchen auf. Das verhältnismäßig spröde Bruchverhalten der Litzenzugglieder wurde zunächst als Folge der neuen Prüfmethode fehlinterpretiert. Erst die Durchführung von rein statischen Zugversuchen konnte jegliche Skepsis bezüglich des Prüfverfahrens beseitigen.

Die an unverzinkten Spannstählen durchgeführten Versuche lieferten ausgezeichnete Ergebnisse. Die Funktionsweise der Verankerungen konnte dadurch ebenso wie das neue Prüfverfahren verifiziert werden.

Auf der Suche nach einer Begründung für das vergleichsweise spröde Versagen von verzinkten Litzenzuggliedern wurde der verwendete Spannstahl erneut genau untersucht. Weder bei der Bestimmung der Ist-Festigkeit des Spannstahls und der chemischen Analysen, noch im sogenannten Umlenkzugversuch (mit Laborverankerungen), konnten Unregelmäßigkeiten festgestellt werden. Der Umstand, dass sämtliche mechanische Materialkennwerte einer Litze über Zugversuche mit sogenannten Laborverankerungen ermittelt werden, ließ den Verdacht aufkommen, dass eine erhöhte Querdruckempfindlichkeit der Litzen der Grund für das verfrühte Versagen des verzinkten Spannstahls sein könnte.

Jedoch konnte durch Einzellitzenversuche mit Keilverankerungen die erwartete Querdruckempfindlichkeit der verzinkten Spannstähle nicht registriert werden.

In weiterer Folge lieferten umgelenkte Zugversuche mit Keilverankerungen sehr aufschlussreiche Ergebnisse. Es war ein direkter Zusammenhang zwischen Umlenkwinkel und statischer Bruchkraft der Monolitensysteme lokalisierbar. Dieser Effekt konnte nur bei den

getesteten, verzinkten Spannstählen festgestellt werden. Unverzinkte Litzenzuglieder hingegen zeigten sich äußerst resistent in Hinblick auf die getesteten Umlenkwinkel. Diese Tatsache erklärt auch das schlechte Abschneiden von 7-litzigen Verankerungen im Vergleich zu Versuchen an 85-litzigen Verankerungen. Der maximale Umlenkwinkel infolge der Bündelung der Systeme bezieht sich auf den äußersten Ring der Litzenzuglieder. Dadurch wird bei viel-litzigen Systemen ein Großteil der Litzenzuglieder mit geringen Auslenkungen belastet.

Die Anfälligkeit der verzinkten Spannstähle auf Umlenkwinkel sollte daher weiter erforscht werden. Eigenspannungen, welche während der Fertigung der hochfesten Drähte entstehen, könnten in direktem Zusammenhang mit dem verfrühten Versagen von gebündelten verzinkten Spannstählen stehen. Die durch den Ziehvorgang entstehenden Längseigenspannungen in den Drähten werden durch Stabilisierungsverfahren (thermische Behandlung) abgebaut. [SEG12] analysierte den Kaltziehvorgang, bei dem der Drahtdurchmesser von 12 auf 7 mm reduziert wurde, und stellte Zugeigenspannungen an der Oberfläche von etwa 100 MPa sowie Druckeigenspannungen von 300 MPa im Kern fest. Eine Überlagerung der Eigenspannungen mit den Biegespannungen infolge der Bündelung der Litzenzuglieder könnte der Grund des verfrühten Versagens der umgelenkten, verzinkten Spannstähle sein.

Nichtsdestotrotz zeigten die verzinkten Spannstähle auch bei hohen Lastwechselzahlen und Schwingbreiten ein gutes Ermüdungsverhalten. Die Ergebnisse bestätigten die bereits vermutete Theorie, dass die erhöhte Lastwechselzahl (bis zehn Millionen Lastzyklen) keinen erheblichen Einfluss auf das Dauerschwingverhalten der verzinkten, mit Wachs verpressten Schrägkabelsysteme hat. Die Zink- bzw. Wachsschicht wirkt als eine Art Gleitschicht zwischen den Drähten und schützt diese vor Reibermüdungsschäden.

Im Gegensatz dazu zeigten unverzinkte und speziell kompaktierte Spannstähle einen prägnant schlechteren Widerstand gegen zyklische Belastungen. Die Drahtbrüche sind hier infolge der rauen Oberfläche auf das Phänomen der Reibermüdung zurückzuführen.

5.4 Langzeitermüdungsversuche an 19-litzigen Schrägkabelsystemen

Aktuelle Richtlinien sehen axiale Ermüdungsversuche als Teil der Zulassungsprüfung von Schrägkabelsystemen vor (Kap. 4). Obwohl kleine Unterschiede bei der Versuchsdurchführung bezüglich der Schwingbreite bestehen und die Art wie „Bending Fatigue“ berücksichtigt wird, werden Ermüdungsversuche stets über zwei Millionen Lastwechsel ausgeführt. Die zwei Millionen Lastwechsel sind seit jeher ein unbestrittener Wert, wenngleich die Lastwechselzahl in tatsächlichen Schrägkabelkonstruktionen um ein Vielfaches größer ist [SiB06]. Es kann natürlich damit argumentiert werden, dass in realen Konstruktionen die Schwingbreite deutlich kleiner ist als in den Richtlinien vorgegeben und es deshalb möglich ist Wöhlerkurven zu extrapolieren, um so das Langzeitermüdungsverhalten bestimmen zu können. Nichtsdestotrotz zeigen verschiedene Schrägkabelsysteme unterschiedliche Ermüdungsbeständigkeiten und daraus ergibt sich ein unbekannter Exponent für den zweiten Ast der Wöhlerkurve (Abb. 12), wodurch eine realitätsnahe Hochrechnung des Ermüdungsverhaltens Schwierigkeiten mit sich bringt.

Um den Einfluss der Lastwechselzahl auf das Ermüdungsverhalten von 19-litzigen Schrägkabelsystemen genauer erforschen zu können, wurden daher zwei Langzeitermüdungsversuche durchgeführt. Laut einer von [PFB83] zusammengestellten Veröffentlichung von über 700 Dauerschwingversuchen, besteht ein Defizit an Versuchsergebnissen mit hohen Lastwechselzahlen und niedrigen Schwingbreiten.

In der Literatur konnte einzig eine von [TMS92] durchgeführte Forschungsarbeit über Ermüdungsversuche mit zehn Millionen Lastwechseln an 91-drahtigen Paralleldrahtsystemen gefunden werden. Aus diesem Grund sollten erstmals Ermüdungsversuche an parallellitzigen Schrägkabelsystemen mit bis zu 50 Millionen Lastwechseln realisiert werden, wobei die Testparameter einerseits laut [Fib05] für Schrägkabelkonstruktionen und andererseits laut [Set02] für sogenannte Extradosed Bridges gewählt wurden. Durch die enorm hohe Lastwechselanzahl sollte gezielt das Auftreten und die Ausbreitung von Drahtbrüchen erforscht werden.

Außerdem wurden die für die Versuche benötigten Behelfskabel ebenfalls in die Versuchsauswertung miteinbezogen. Die Anzahl der Litzen und deren Länge wurden so gewählt, dass wirklichkeitsnahe Belastungsbedingungen simuliert werden konnten, nämlich geringe Schwingbreiten bei einer sehr hohen Lastwechselanzahl. Die Ergebnisse dieser Versuche sind in Kap. 5.4.5 zu finden.

5.4.1 Materialeigenschaften

Für die Versuche wurden für den Markt zugelassene Schrägkabelverankerungen verwendet, wie in Abb. 70(li) dargestellt. Die einzelnen Litzen wurden mit dreiteiligen Keilen in den konusförmigen Bohrungen der Ankerköpfe verankert. Die Bündelung des Zugglieds erfolgte mit dem in Abb. 70(re) dargestellten Zugring.

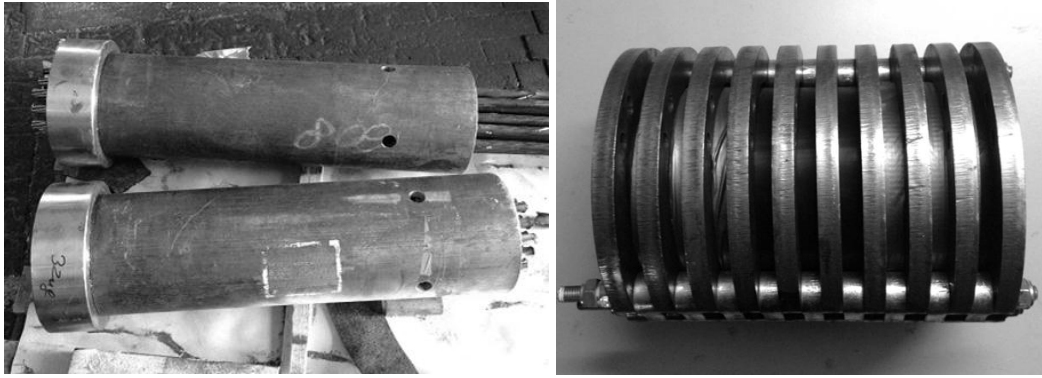


Abb. 70: Schrägkabelverankerungen (li); Zugring (re)

Die Details zu diesem Schrägkabelsystem sind in Kap. 2.1 näher beschrieben. Um die auf den Werkszeichnungen angegebenen Festigkeiten der Verankerungskomponenten überprüfen zu können, wurden Zugproben aus den Ankerköpfen entnommen, wie in Abb. 71 ersichtlich. Ebenfalls wurde der Härteverlauf an einigen Keilsegmenten bestimmt. Alle Abmessungen und Festigkeitsangaben entsprachen den Angaben auf den Werkszeichnungen bzw. den Materialzertifikaten.



Abb. 71: Rundzugproben mit Gewindeköpfen

Für die Langzeitermüdungsversuche kam der verzinkte, mit Wachs verpresste HDPE-ummantelter Spannstahl (G14) aus der gleichen Produktionscharge zur Anwendung, welcher bereits bei den Monolitenversuchen verwendet wurde. Dieser hatte, wie bereits in Kap. 5.2.1 beschrieben, eine aktuelle Zugfestigkeit von 293 kN.

5.4.2 Versuchsdurchführung

Die beiden Langzeitermüdungsversuche wurden in der Resonanzprüfmaschine der TU Wien durchgeführt. Aufgrund der hohen Steifigkeit des Kabels und der Verwendung der kleineren Kopplungseinheit (5 t) ergab sich eine Testfrequenz von 29 Hz, womit die theoretische Gesamtdauer für einen 50 Millionen Lastwechselversuch nur 20 Tage betrug. Aufgrund von Beschwerden in den Nachbargebäuden über störende Vibrationen, musste der erste Langzeitermüdungsversuch in den Nachtstunden gestoppt werden. Daraus ergab sich eine gesamte Prüfdauer des ersten Ermüdungsversuchs von 30 Tagen. Die bei den Versuchen verwendeten

Ankerplatten hatten eine Neigung von $0,6^\circ$ (10 mrad), wodurch sich eine - wie in den Prüfrichtlinien geforderte - s-förmige Ausprägung des 4.810 mm langen Prüfkabels ergab. Die Mittellast und die Spannungsamplitude im Prüfkabel wurden kontinuierlich mit einer 20 MN Ringkraftmessdose gemessen. In Abb. 72 sind die Messpunkte der Temperatursensoren angegeben, mit welchen die Temperaturverläufe während der Ermüdungsversuche erfasst wurden.

Mögliche Drahtbrüche konnten im Schwingbreite-Lastwechseldiagramm deutlich wahrgenommen werden. Die Bewegung der Kopplungseinheit wurde mit zwei Laser-Distanzsensoren überwacht, womit die Drahtbrüche exakt dem Prüf- bzw. Behelfskabel zugeordnet werden konnten. Mit jedem Drahtbruch wurde die abfallende Mittellast mit Hilfe der hydraulischen Hohlkolbenpresse nachgefahren. Die Litzen- bzw. Keileinzüge konnten durch induktive Wegaufnehmer während der gesamten Versuchsdauer aufgezeichnet werden.

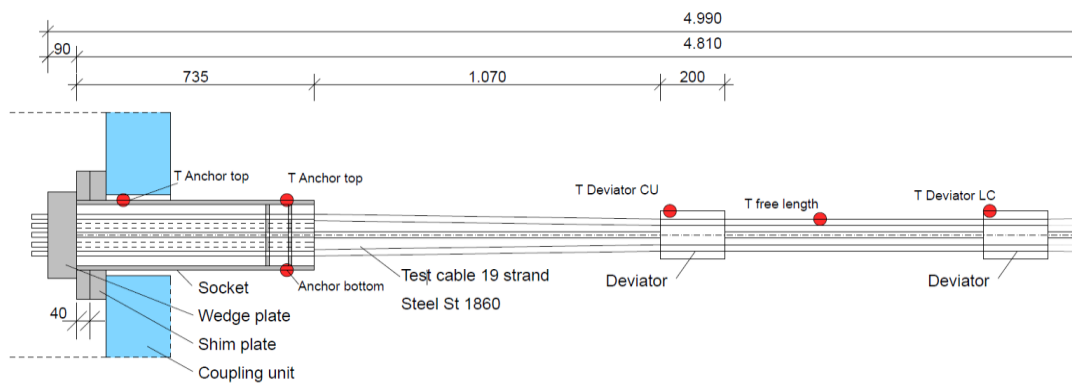


Abb. 72: Messpunkte der Temperatursensoren [Rin13]

Um die in der Bauphase einer Schrägkabelbrücke üblichen Überlasten [AIQ02], [EN3] & [Gra04] der Litzenzuglieder auf etwa 60% GUTS zu simulieren, wurden die Prüfkabel zuerst auf 65% bzw. 75% GUTS gespannt und für etwa 20 Minuten konstant auf dieser Last gehalten. Danach wurden die Probekörper auf die jeweilige Unterlast entlastet und es konnten die ersten Lastzyklen mit der hydraulischen Presse aufgebracht werden. Dadurch konnte die Stabilisation der Keil- bzw. Litzeneinzüge exakt überprüft werden. Diese Vorgehensweise ist in der nachstehenden Abb. 73 für beide Versuche dargestellt.

Im nächsten Arbeitsschritt wurde die Kraft auf die Mittellast für den jeweiligen Versuch eingestellt und die hydraulische Hohlkolbenpresse mittels Stelling fixiert. Die ermüdungswirksame, zyklische Belastung konnte nun mit dem mechanischen Unwuchterreger aufgebracht werden.

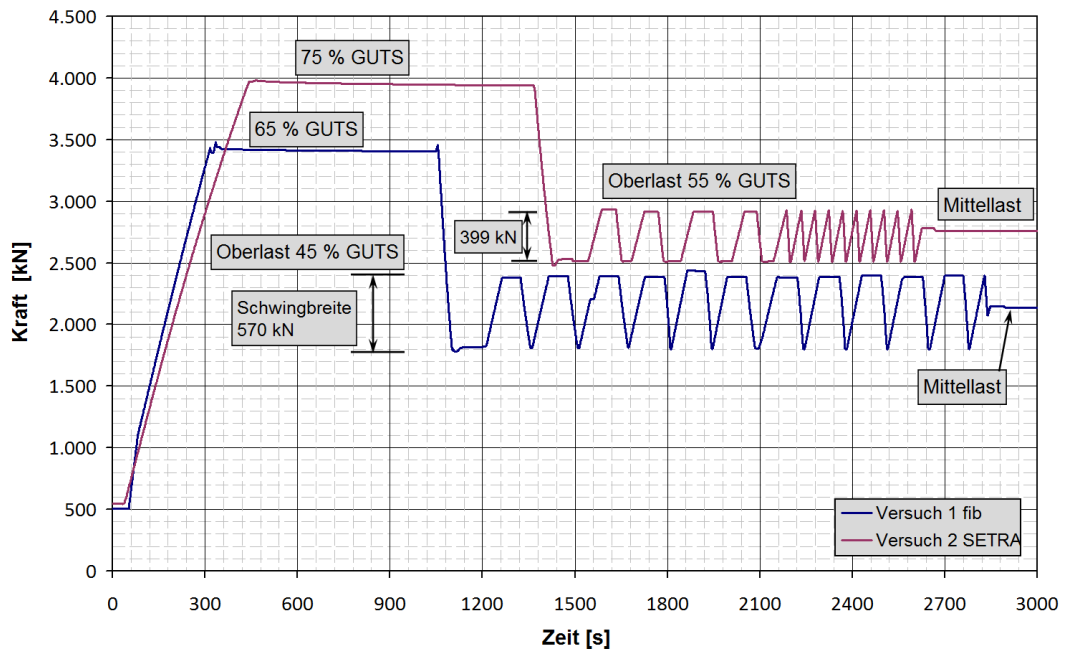


Abb. 73: Simulation der Bauphase und der ersten Lastwechsel [Rin13]

5.4.3 Erster Langzeitermüdungsversuch - Schrägkabel

Der Ermüdungsversuch wurde gemäß der fib-Richtlinie [Fib05] mit einer Schwingbreite von 200 MPa und einer Oberlast von 45% der charakteristischen Bruchfestigkeit des Spannstahls durchgeführt.

5.4.3.1 Versuchsparameter

Garantierte charakteristische Bruchlast F_{GUTS} des Kabels:

$$F_{GUTS} = A_{PK} \cdot f_{pk} = 19 \cdot 150 \text{ mm}^2 \cdot 1.860 \text{ N/mm}^2 / 1.000 = 5.301 \text{ kN}$$

Oberlast (45% F_{GUTS})

$$F_O = 0,45 \cdot F_{GUTS} = 0,45 \cdot 5.301 \text{ kN} = 2.386 \text{ kN}$$

Schwingbreite (10,8% F_{GUTS})

$$\Delta F_{PK} = 200 \text{ N/mm}^2 \cdot A_{PK} = 200 \text{ N/mm}^2 \cdot 19 \cdot 150 \text{ mm}^2 / 1.000 = 570 \text{ kN}$$

Mittellast (39,6% F_{GUTS})

$$F_{PK, ML} = F_O - \Delta F_{PK} / 2 = 2.386 \text{ kN} - 570 \text{ kN} / 2 = 2.101 \text{ kN}$$

Unterlast (34,2% F_{GUTS})

$$F_{PK, UL} = F_O - \Delta F_{PK} = 2.386 \text{ kN} - 570 \text{ kN} = 1.816 \text{ kN}$$

Vorbelastung (65% F_{GUTS})=

$$3.446 \text{ kN}$$

5.4.3.2 Versuchsergebnisse

Während des Ermüdungsversuchs über 50 Millionen Lastzyklen kam es zu insgesamt acht Drahtbrüchen im Prüfkabel, wovon sieben Drähte der Litze Nr.1 betroffen waren und diese somit komplett ausfiel. Dies ist auf das Phänomen der Reiberermüdung zurückzuführen, bei dem die scharfkantige Bruchstelle eines Drahtes die umgebenden Drähte dermaßen schädigt, dass diese bei einer weiteren zyklischen Belastung ebenfalls versagen. Der erste Drahtbruch konnte nach 13 Millionen Lastwechsel aufgezeichnet werden. Abb. 74 & 75 zeigen den zeitlichen Verlauf der Drahtbrüche.

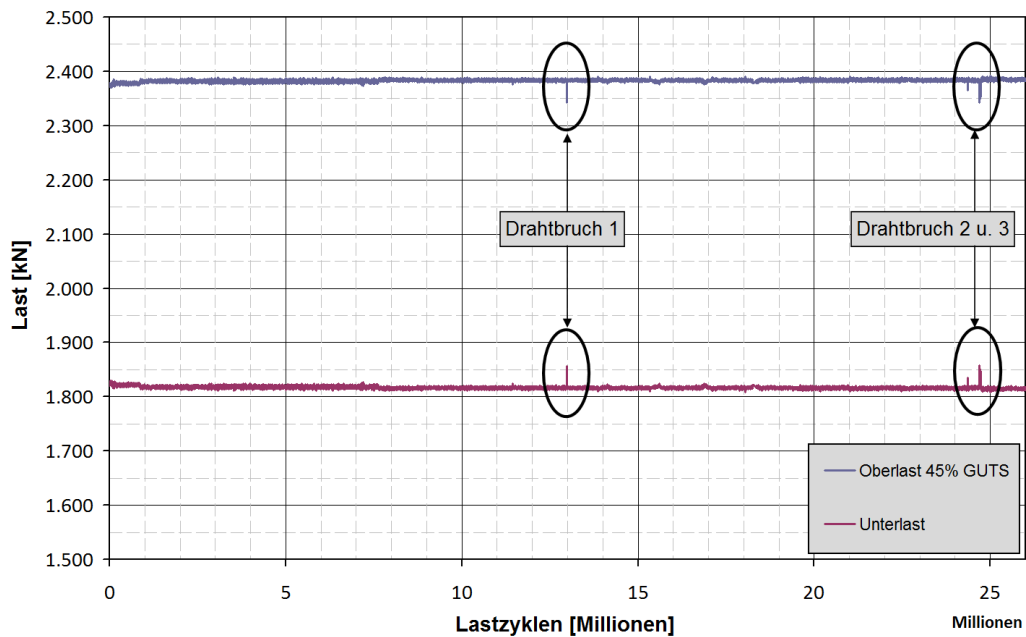


Abb. 74: Zeitlicher Verlauf der Drahtbrüche (1) [Rin13]

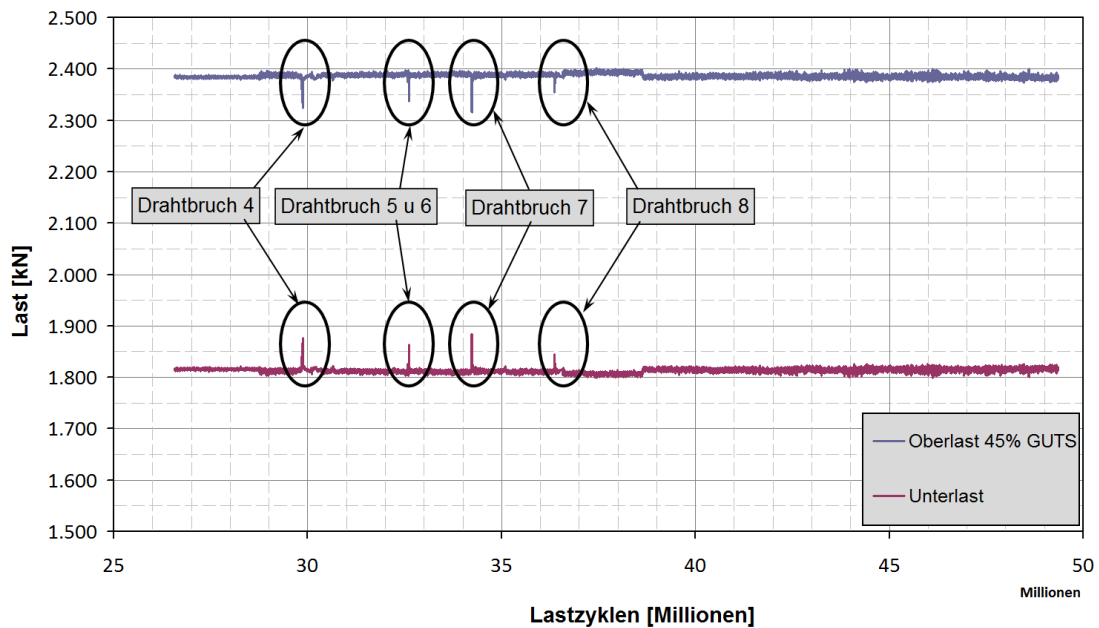


Abb. 75: Zeitlicher Verlauf der Drahtbrüche (2) [Rin13]

In Abb. 76 ist die Querschnittsreduktion des Prüfkabels, hervorgerufen durch einzelne Drahtbrüche, dargestellt. Die Spannkraft des Kabels musste nach jedem Drahtbruch nachjustiert werden, wodurch sich eine Erhöhung der Mittelspannung um durchschnittlich 5,9 MPa je Drahtbruch ergab. Durch das bereits erwähnte Konstanthalten der dynamischen Kraft während des Versuchs, stieg die Schwingbreite ebenfalls im Mittel um 1,5 MPa je Drahtbruch an. Dadurch erhöhte sich die Oberlast im Kabel auf 47,9% F_{GUTS} und die Schwingbreite betrug 213 MPa gegen Ende des Ermüdungsversuchs. Die acht Drahtbrüche ergaben eine Reduktion des Litzenquerschnitts von 6%. Die Versuchsfrequenz von 29 Hz verringerte sich zufolge der Drahtbrüche im Laufe des Ermüdungsversuchs auf 27,5 Hz.

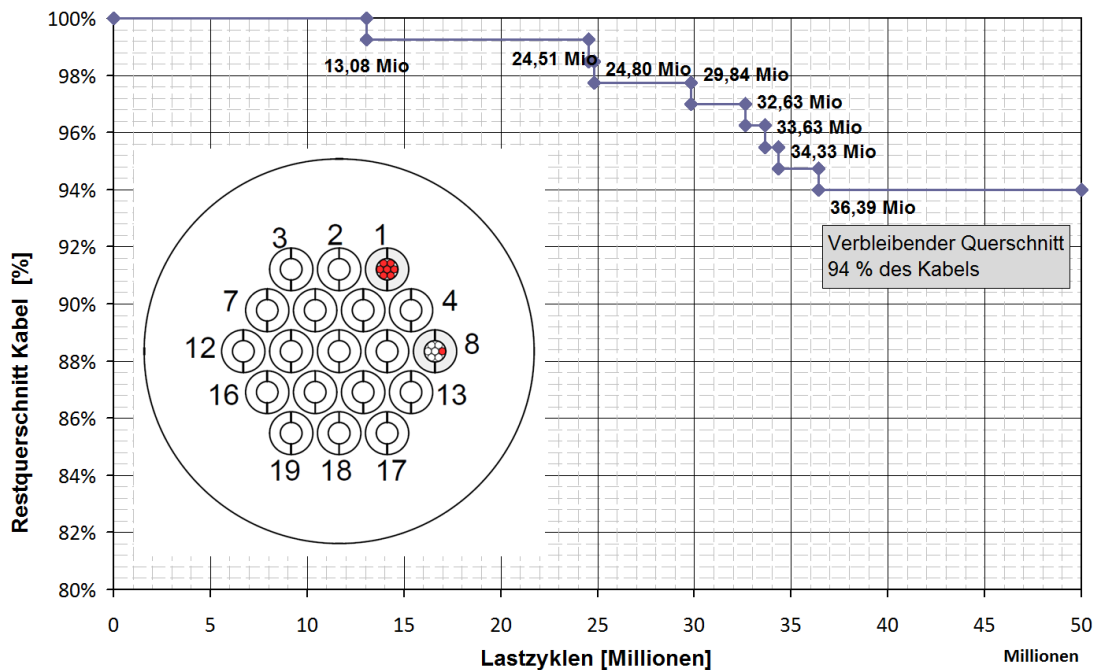


Abb. 76: Querschnittsverlust des Prüfkabels [Rin13]

Da der Versuch auf Grund von Vibrationsproblemen in den Nachbargebäuden in den Nachtstunden gestoppt werden musste, kam es in dieser Zeit zu einer Abkühlung des Schrägkabels, wie in der Abb. 77 illustriert.

Die Draht- bzw. Keileinzüge stabilisierten sich mit den ersten 50.000 Lastwechseln und es kam trotz der enorm hohen Lastwechselzahl zu keinen weiteren Verlusten. Die Versuche stellten einmal mehr die sehr gut funktionierende Verankerung der Litzenzugglieder dar.

Im Anschluss an den Ermüdungsversuch wurden alle Komponenten ausgebaut und auf mögliche Schäden untersucht. Weder am Zugring noch an der Verankerung oder den Keilen konnten signifikante Schäden festgestellt werden. An der Stelle der gebrochenen Litze Nr. 1 kam es zu einer enormen Erwärmung in diesem Bereich. Sogar Teile der HDPE-Ummantelung der Litze schmolzen, was auf eine Temperatur von etwa 130° C schließen lässt, da der Schmelzpunkt von HDPE zwischen 130° C und 145° C liegt. Durch den Umstand dass alle sieben Drähte fast an der gleichen Stelle gebrochen sind, kam es zu einer relativen Verschiebung zwischen der gebrochenen Litze und dem restlichen Litzenbündel von etwa $\pm 1,8$ mm, was dem Dehnweg des Litzenbündels während des Ermüdungsversuchs entspricht.

Ebenfalls konnte im Bereich der gebrochenen Drähte sehr feines korrodiertes Eisenpulver gefunden werden. Um die genauen Versagensmechanismen überprüfen zu können, wurden die Bruchstücke makroskopisch und mikroskopisch untersucht.

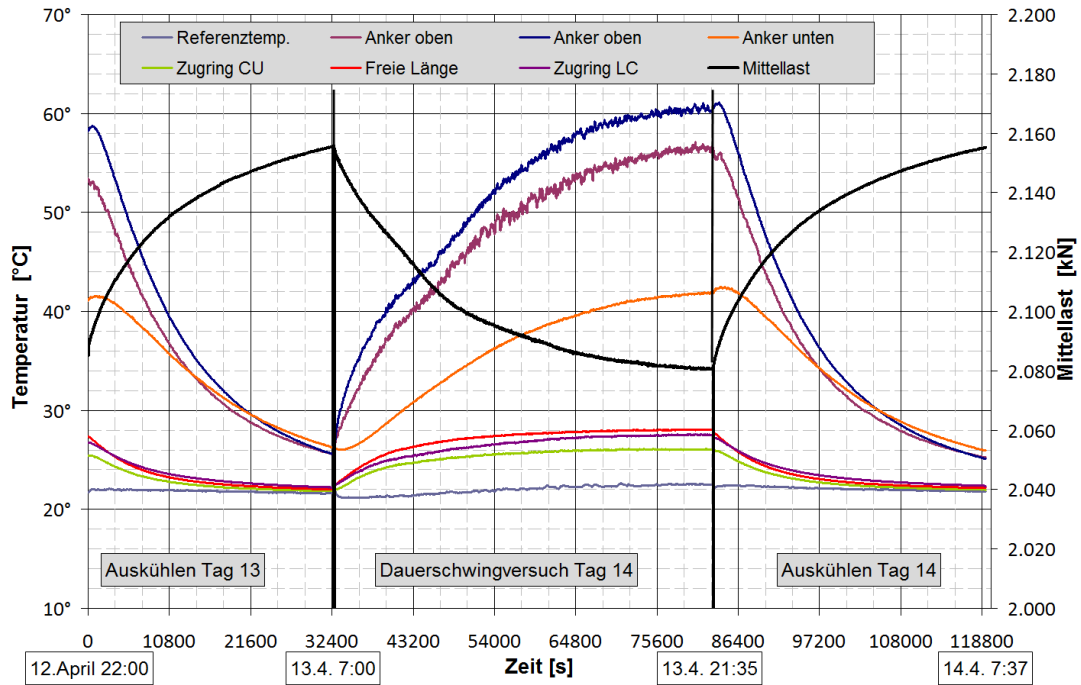


Abb. 77: Temperaturverlauf der Versuchstage 13 & 14 [Rin13]

In den Abb. 78 & 79 ist die gebrochene Litze Nr. 1 dargestellt. Alle sieben Drähte der Litze versagten während des Ermüdungsversuchs an dieser Stelle. Der erste Drahtbruch konnte nach 13 Millionen Lastwechseln am Ausgang der Ankerhülse (Socket) festgestellt werden. Er trat nicht wie üblich im Bereich der Keilverankerung, sondern etwa 0,25 m entfernt in der Ankerhülse auf. Die Bruchbilder können aufgrund der HDPE-Ummantelung und der Tatsache, dass die Brüche in der Ankerhülse aufgetreten waren, nicht zeitlich zugeordnet werden.

Ein etwaiger Materialfehler, welcher zum ersten Drahtbruch geführt haben könnte, kann auch nicht ausgeschlossen werden. Durch die scharfkantige Bruchfläche kam es in weiterer Folge durch Reibermüdung zu einem Versagen in den angrenzenden Drähten. Der korrosionsbedingte braune Abrieb ist in den Abb. 78 & 79 deutlich zu erkennen. Durch die bereits zuvor beschriebene Aufschmelzung des HDPE-Mantels sind auch Verbrennungsrückstände des HDPE sichtbar.



Abb. 78: Ermüdungsbrüche der Litze Nr. 1 (1)



Abb. 79: Ermüdungsbrüche der Litze Nr. 1 (2)

Die nachstehende Abb. 80 zeigt einen deutlichen Materialabtrag an den Kontaktstellen der einzelnen Drähte. Durch die Relativbewegung der einzelnen Drähte wird Material von den Oberflächen abgeschliffen. Die dadurch entstehenden, feinen Metallpartikel oxidieren rasch und bilden ein abrasives Pulver, welches sich zwischen den Drähten ablagert. Wie bereits in Kap. 2.1 beschrieben, steht jeder Außendraht an drei Stellen in direktem Kontakt zu den umliegenden Drähten. Dieser, mit dem freien Auge deutlich sichtbare Reibeffekt, konnte bei den zuvor mit bis zu zehn Millionen Lastwechseln durchgeführten Versuchen an verzinkten Spannstählen nicht festgestellt werden.

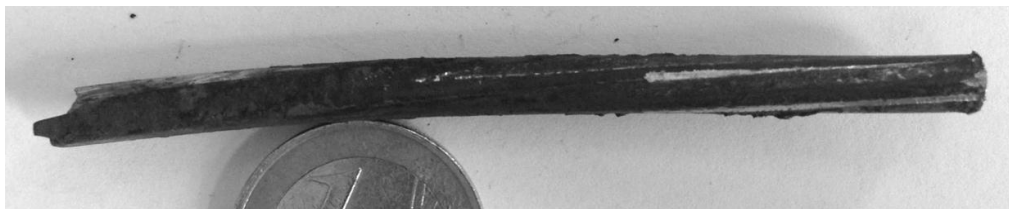


Abb. 80: Reibspuren an den Kontaktstellen der einzelnen Drähte

Einzelne Bruchstücke wurden zusätzlich mit Hilfe eines Rasterelektronenmikroskops genauer analysiert. Abb. 81(li) zeigt einen gebrochenen Draht, bei dem an der Oberseite ebenfalls klar erkennbare Reibspuren erkennbar sind. Diese Stelle war auch der Ausgangspunkt der Anrissbildung des Ermüdungsbruches. Wie in Abb. 81(re) ersichtlich, breitete sich der Ermüdungsbruch bis in die Mitte des Drahtquerschnitts aus, bevor es zu einem Restgewaltbruch im verbleibenden Querschnitt kam.

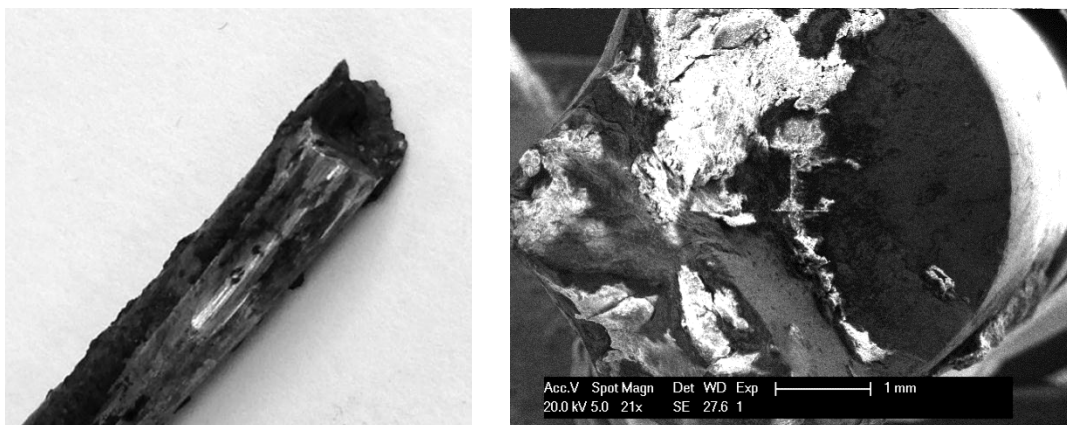


Abb. 81: Typische Ermüdungsbruchflächen: Foto (li) bzw. REM-Aufnahme (re)

Die Detailaufnahmen der Bruchflächen in Abb. 82 zeigen die typisch glatte Ermüdungsbruchfläche (li) die genau senkrecht zur Richtung der größten Zugspannung auftrat und den darauf folgenden duktilen Restgewaltbruch (re). Die weißen Verfärbungen in den Bildern entstanden höchstwahrscheinlich durch aufgeschmolzene HDPE- bzw. Fettreste, die sich auf den Bruchflächen ablagerten.

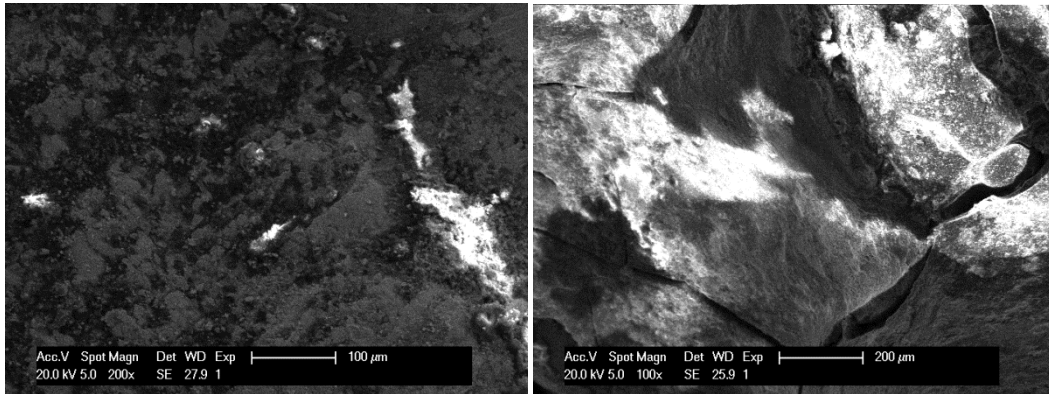


Abb. 82: REM-Aufnahme - Ermüdungsbruch (li) und Restgewaltbruch (re)

Angesichts der Tatsache, dass der Versuch erst nach 50 Millionen Lastwechseln beendet wurde, kam es mit ziemlicher Sicherheit auch zu sekundären Beschädigungen an den Bruchstücken. Diese erschwerten bei einigen Proben eine genaue Schadensanalyse.

Zusätzlich zum Komplettausfall der Litze Nr. 1 wurde an der Litze Nr. 8 ein einzelner Drahtbruch im Verankerungsbereich gefunden. Dieser Bruch ist wahrscheinlich auf eine mangelhafte Montage des Keils zurückzuführen (siehe Abb. 83(li)). Wie schon vor Versuchsbeginn erkennbar war, zogen sich die drei Keilsegmente während des Hochfahrens auf die Vorbelastung nicht gleichmäßig ein. Dieser Umstand führte nach etwa 30 Millionen Lastwechseln zu einem Drahtbruch an der vorderen Spitze des Keils aufgrund einer ungleichmäßigen Spannungsverteilung.

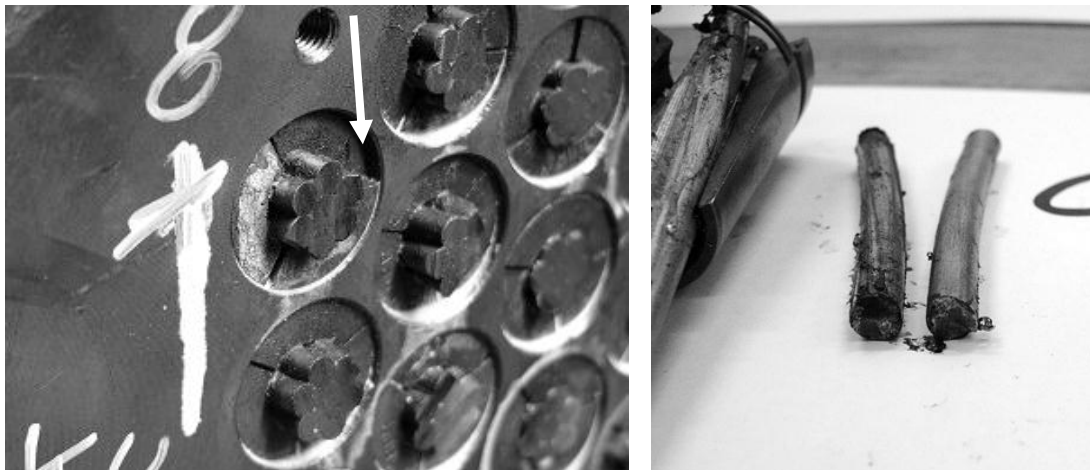


Abb. 83: Unterschiedlicher Einzug der Keilsegmente (li); Ermüdungsbruch (re)

5.4.4 Zweiter Langzeitermüdungsversuch – Extra-dosed Bridge

Der Ermüdungsversuch wurde gemäß den SETRA-Richtlinien [Set02] mit einer Schwingbreite von 140 MPa und einer Oberlast von 55% der charakteristischen Bruchfestigkeit des Spannstahls durchgeführt. Durch die kleinere Schwingbreite kam es zu weniger starken Vibrationen in den Nachbargebäuden und daher konnte der Versuch auch während der Nachtstunden weitergeführt werden.

5.4.4.1 Versuchsparameter

Garantierte charakteristische Bruchlast F_{GUTS} des Kabels:

$$F_{GUTS} = A_{PK} \cdot f_{pk} = 19 \cdot 150 \text{ mm}^2 \cdot 1.860 \text{ N/mm}^2 / 1.000 = 5.301 \text{ kN}$$

Oberlast (55% F_{GUTS})

$$F_O = 0,55 \cdot F_{GUTS} = 0,55 \cdot 5.301 \text{ kN} = 2.916 \text{ kN}$$

Schwingbreite (10,8% F_{GUTS})

$$\Delta F_{PK} = 140 \text{ N/mm}^2 \cdot A_{PK} = 140 \text{ N/mm}^2 \cdot 19 \cdot 150 \text{ mm}^2 / 1.000 = 399 \text{ kN}$$

Mittellast (51,2% F_{GUTS})

$$F_{PK, ML} = F_O - \Delta F_{PK} / 2 = 2.916 \text{ kN} - 399 \text{ kN} / 2 = 2.717 \text{ kN}$$

Unterlast (47,5% F_{GUTS})

$$F_{PK, UL} = F_O - \Delta F_{PK} = 2.386 \text{ kN} - 399 \text{ kN} = 2.517 \text{ kN}$$

$$\text{Vorbelastung (75\% } F_{GUTS}) = 3.976 \text{ kN}$$

5.4.4.2 Versuchsergebnisse

Es konnten trotz der hohen Anzahl von 50 Millionen Lastwechseln keine Drahtbrüche während des Ermüdungsversuches festgestellt werden. Während des Versuchs kam es zu einer maximalen Erwärmung von 73° C an der Verankerung. Die Temperaturverläufe sind in Abb. 84 dargestellt.

Um die Kabelkräfte mit einer zweiten, unabhängigen Messmethode überprüfen zu können, wurden an der Litze Nr. 1 zwei Dehnungsmessstreifen appliziert. Über den durch Einzelzugversuche bestimmten Elastizitätsmodul der Litze konnten dadurch die Spannungen in den Außenadern bestimmt werden. Der in Abb. 85 dargestellte Spannungsverlauf zeigt eine sehr gute Übereinstimmung der gemessenen Spannungen der Dehnungsmessstreifen und der Ringkraftmessdose. Die Phasenverschiebung der einzelnen Messergebnisse kann auf die unterschiedliche Entfernung der Sensoren zurückgeführt werden. Die dynamische Kraft wird ausgehend von der Kopplungseinheit in das Prüfkabel aufgebracht. Daher wird die Spannungsänderung zuerst von den Dehnungsmessstreifen und erst einen Bruchteil einer Sekunde später an der Ringkraftmessdose erfasst.

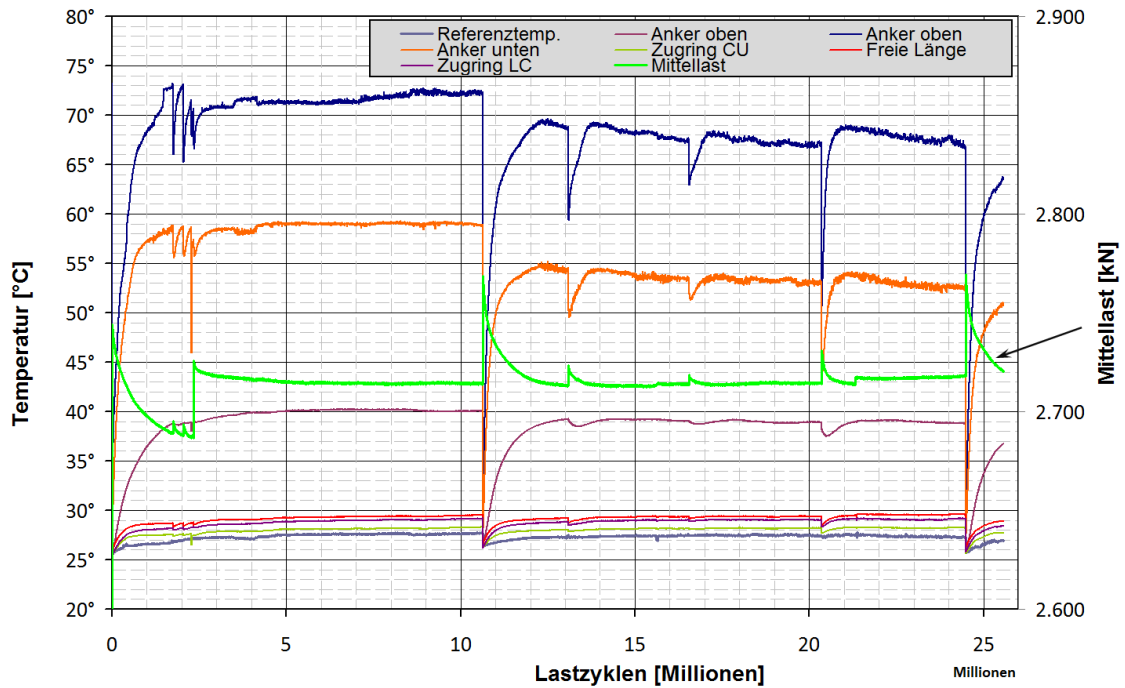


Abb. 84: Temperaturverlauf während der ersten 25 Millionen Lastwechsel [Rin13]

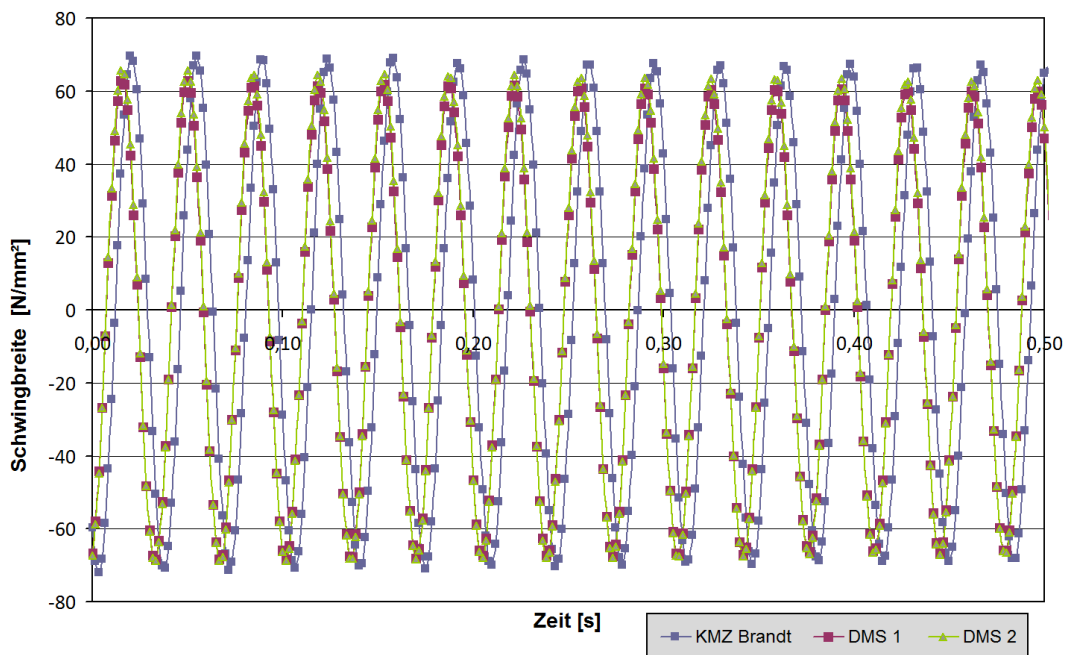


Abb. 85: Vergleich der gemessenen Spannung Kraftmessdose und DMS [Rin13]

Nach dem Ermüdungsversuch wurde das Prüfkabel zerlegt und einer visuellen Prüfung unterzogen. Es konnten weder am Zugring, noch an der Verankerung bzw. am Spannstahl Beschädigungen festgestellt werden.

5.4.5 Langzeitermüdungsversuche unter realitätsnahen Bedingungen

Durch die Tatsache, dass Schrägkabelsysteme während ihrer Lebensdauer weit geringeren Spannungsamplituden ausgesetzt sind als in den Versuchskriterien vorgegeben, konnten durch die in weiterer Folge beschriebenen Versuche realitätsnahe Bedingungen nachgestellt werden. Dabei wurden Spannstahlproben am Ende der Dauerschwingversuche mittels Laborverankerungen statisch geprüft, um etwaige Mikroschäden, hervorgerufen durch die extrem hohen Lastwechselzahlen, feststellen zu können.

Bei den verwendeten Spannstahlproben handelte es sich um verzinkte HDPE-ummantelte und mit Wachs verpresste Spannstähle der Güte Y1860-S7-15,7. Vor Versuchsbeginn wurde an vier 0,75 m langen Probestücken die tatsächliche Bruchfestigkeit des Spannstahls bestimmt.

Die Prüfparameter der beiden Langzeitversuche sind in der nachstehenden Tab. 17 ersichtlich.

		Versuch1	Versuch 2
Lastwechselzahl	[-]	5,00E+07	5,00E+07
Oberlast	[GUTS]	30	38
Schwingbreite	[Mpa]	80	55
Winkeländerung (Biegeeffekt)	[°]	0	0
Prüffrequenz	[Hz]	29	29

Tab. 17: Versuchsparameter

Während der Ermüdungsversuche konnten keine Drahtbrüche beobachtet werden. Insgesamt wurden bei den 27-litzigen Versuchen 660 m Spannstahl über 50 Millionen Lastwechsel zyklisch belastet. Am Ende der Dauerschwingbelastung wurden je vier 0,75 m lange Prüfstücke zufallsartig aus den gebündelten Litzenzuggliedern entnommen und unter Verwendung von Laborverankerungen statisch geprüft.

Dabei konnte für den Versuch 1 eine Zunahme der Zugfestigkeit von 0,18% bzw. eine Abnahme der Bruchdehnung um 12,3% im Vergleich zu den zyklisch unbelasteten Referenzproben festgestellt werden.

Die Ergebnisse des zweiten Versuchs ergaben ebenfalls eine Zunahme der Zugfestigkeit von 0,26% und eine Abnahme der Dehnung von 8,8%.

5.4.6 Interpretation der Versuchsergebnisse

Der große Vorteil von parallel geführten Litzenbündeln ist jener, dass es zu keiner progressiven Schädigung des Gesamtsystems kommen kann. Durch die PE-Ummantelung jeder einzelnen verankerten Litze wird eine fortschreitende Schädigung des Kabelquerschnitts zufolge Reiberermüdung verhindert. Die Langzeitermüdungsversuche zeigten, dass es durch einen einzelnen Drahtbruch im schlimmsten Fall zum Ausfall einer Einzellitze kommen kann, wodurch das Tragverhalten der restlichen Litzen jedoch nicht beeinflusst wird.

Die in Kap. 2.1 beschriebene Austauschbarkeit einzelner Litzen ermöglicht eine Erneuerung von schadhafte Zuggliedern, ohne dass das gesamte Litzenbündel ausgetauscht werden muss.

Abb. 86 zeigt die Unterschiede von Parallellitzen- und Paralleldrahtsystemen. Durch den direkten Kontakt aller Einzeldrähte eines Paralleldrahtsystems, kann bei diesen Systemen eine progressive Schädigung des gesamten Kabelquerschnittes - im Gegensatz zu den parallel-litzigen Systemen - nicht ausgeschlossen werden.

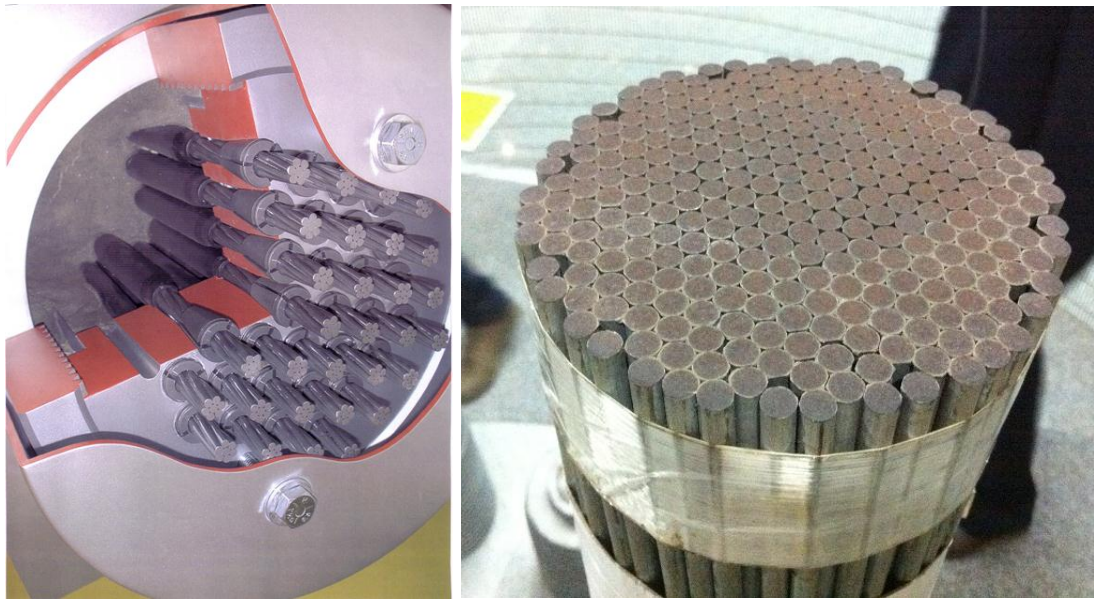


Abb. 86: Parallellitzensystem (li) [Köb08]; Paralleldrahtsystem (re)

Während des zweiten Langzeitermüdungsversuchs konnten keine Drahtbrüche festgestellt werden. Dies bestätigt die Meinung vieler Forscher [Fle74], [HoG82] & [SuC00] dahingehend, dass die Schwingbreite der maßgebende Parameter der Ermüdungsschädigung ist. Die Oberlast spielt hier bei Belastungen bis 65% GUTS eine eher untergeordnete Rolle.

Im Zuge der Ermüdungsversuche konnte eine Stabilisierung der Litzen- bzw. Keileinzüge nach den ersten 50.000 Lastwechseln festgestellt werden. Trotz der enorm hohen Lastwechselzahl kam es zu keinem weiteren Durchrutschen der Drähte im Verankerungsbereich.

Zusätzlich konnten durch die Langzeitermüdungsversuche unter realitätsnahen Bedingungen keine maßgebenden Mikroschäden an den Spannstählen festgestellt werden. Die Zugfestigkeiten der getesteten Proben lagen im Bereich der Referenzproben. Lediglich eine Reduktion der Bruchdehnungen von 12,3% bzw. 8,8% bezogen auf die Referenzproben konnte beobachtet werden, wobei trotz der Dehnungsabnahme die Mindestwerte nach prEN 10138-3 deutlich überschritten wurden.

Die Versuche bestätigten das ausgezeichnete Langzeitermüdungsverhalten der getesteten Schrägkabelkomponenten.

6 Zusammenfassung und Ausblick

Der Einsatz der Resonanzprüfmaschine ermöglichte die Durchführung von großen Versuchsserien an 1- bis 55-litzigen Litzenzuggliedern. Insgesamt konnten 119 Versuche an Vorspann- bzw. Schrägkabelsystemen zu vertretbaren Prüfkosten realisiert werden.

Der erste Teil der experimentellen Untersuchungen beschäftigte sich mit der Bestimmung der Dauerfestigkeitsgrenze von Monolitzensystemen und der Ermittlung des Einflusses der Prüffrequenz auf das Schwingverhalten der Systeme. Durch die große Versuchsanzahl konnte das Dauerschwingverhalten von Monolitzensystemen detailliert untersucht werden. Die Versuche bestätigten die gute Funktionsweise der Keilverankerung bei zyklischen und statischen Belastungen. Der getestete verzinkte Spannstahl zeigte ebenfalls exzellente technologische Eigenschaften. Der Mittelwert der Dauerschwingfestigkeit der Systeme lag deutlich über den laut [Fib05] geforderten Mindestwerten. Zusätzlich konnte kein Einfluss der Prüffrequenz auf das Dauerschwingverhalten der Monolitzensysteme zwischen 4 Hz und 14 Hz festgestellt werden. Weder, im Zeitfestigkeitsbereich, noch im Dauerschwingfestigkeitsbereich gab es Abweichungen aufgrund der Belastungsfrequenz.

Erste Dauerschwingversuche an einlitzigen Schrägkabelsystemen mit erhöhten Oberlasten brachten ebenso gute Ergebnisse wie die nach [Fib05] durchgeführten Vergleichsversuche.

Die fraktographischen Untersuchungen lieferten Aussagen über den Ablauf der unterschiedlichen Versagensarten. Es konnten zwischen Ermüdungsanriss und Ermüdungsversagen keine großen zeitlichen Unterschiede beobachtet werden. Eine durch die zyklische Belastung hervorgerufene Mikroschädigung des Spannstahls, die in weiterer Folge im Zuge der statischen Belastungen zu einem verfrühten Versagen hätte führen können, konnte nicht gefunden werden. Die dynamischen Belastungen unterhalb der Dauerschwingfestigkeitsgrenze führten eher zu einer Verfestigung als zu einer Schwächung der Litzenzugglieder.

Der zweite Teil der experimentellen Versuche konnte nicht wie geplant ausgeführt werden. Anfänglich wurde zwar der Einfluss von Schwingbreite und Lastwechselzahl auf das Ermüdungsverhalten von Litzenbündelsystemen erfolgreich erforscht, jedoch trat im Verlauf der weiteren Versuche ein verfrühtes Versagen bei den im Anschluss an die Ermüdungsversuche durchgeführten statischen Zugversuche auf. Das verhältnismäßig spröde Bruchverhalten der verzinkten Litzenzugglieder wurde zunächst als Folge der neuen Prüfmethode fehlinterpretiert.

Durch eine große Serie von Vergleichsversuchen konnte schließlich eine erhöhte Anfälligkeit der verzinkten Spannstähle auf Umlenkungen, verursacht durch die Bündelung der Zugglieder, festgestellt werden. Dank der Durchführung von umgelenkten Einzelzugversuchen konnten sehr aufschlussreiche Fakten eruiert werden. Es war ein direkter Zusammenhang zwischen Umlenkwinkel und statischer Bruchkraft der Monolitzensysteme erkennbar. Dieser Effekt konnte nur bei den getesteten verzinkten Spannstählen festgestellt werden. Unverzinkte Litzenzugglieder hingegen zeigten sich äußerst resistent in Hinblick auf die getesteten Umlenkwinkel.

Diese Tatsache erklärt auch das schlechte Abschneiden der Versuche mit verzinkten Spannstählen an 7-litzigen Verankerungen im Vergleich zu 85-litzigen Systemen. Der maximale Umlenkwinkel infolge der Bündelung der Verankerungen bezieht sich auf den äußersten Ring der Litzenzugglieder und dadurch wird bei viellitzigen Systemen ein Großteil der Litzenzugglieder mit geringeren Auslenkungen belastet.

Der Einfluss der Ankerhülse (Socket) auf die tatsächlichen Biegespannungen des Spannstahls an der Spitze der Keilsegmente sollte ebenfalls genauer untersucht werden. Der maximale Umlenkwinkel infolge der Bündelung der parallel-litzigen Systeme, bezieht sich bei Schrägkabelverankerungen auf den Ausgang der Ankerhülse und nicht auf die Keilverankerung selbst. Eine Verbesserung des sogenannten „Bending Fatigue“ Problems (Kap. 4.1) konnte durch die Verwendung von Ankerhülsen bereits erzielt werden, wie unter anderem von [WGF12] ausführlich erforscht wurde. Inwieweit Biegespannungen an den Klemmstellen während der statischen Zugversuche durch den Einsatz von Ankerhülsen verhindert werden können, kann nur durch weitere Forschungsergebnisse geklärt werden.

Nichtsdestotrotz zeigten die verzinkten Spannstähle auch bei hohen Lastwechselzahlen und Schwingbreiten ein gutes Ermüdungsverhalten. Die Ergebnisse bestätigten die bereits vermutete Theorie, dass die erhöhte Lastwechselzahl (bis zehn Millionen Lastzyklen) keinen erheblichen Einfluss auf das Dauerschwingverhalten der verzinkten mit Wachs verpressten Schrägkabelsysteme hat. Die Zink- bzw. Wachsschicht wirkt als eine Art Gleitschicht zwischen den Drähten und schützt diese vor Reibermüdungsschäden.

Obwohl die Mehrheit der getesteten, verzinkten Spannstähle sehr empfindlich auf Umlenkungen reagierte, konnten auch hochwertige, verzinkte Litzenzugglieder getestet werden. Mit diesen Spannstählen wurden Versuchsserien an 19- bzw. 43-litzigen Schrägkabelsystemen mit bis zu zehn Millionen Lastwechseln und erhöhten Schwingbreiten von 250 MPa durchgeführt. Die Mindestbruchfestigkeiten der im Anschluss an die Ermüdungsversuche durchgeführten statischen Zugversuche von 92% AUTS bzw. 95% GUTS wurden deutlich übertroffen. Ebenso betrug die Bruchdehnung bei Maximallast weit mehr als die geforderten 1,5%. Die Funktionsweise der Verankerungen konnte dadurch ebenso wie das neue Prüfverfahren verifiziert werden.

Im Gegensatz dazu zeigten unverzinkte und speziell kompaktierte Spannstähle einen sichtlich schlechteren Widerstand gegen zyklische Belastungen. Die Drahtbrüche sind hier infolge der rauen Drahtoberfläche auf das Phänomen der Reibermüdung zurückzuführen.

Chemische Analysen der Spannstahlproben konnten keine außergewöhnlichen Abweichungen der Materialzusammensetzungen erkennen lassen. Der Wasserstoffgehalt der überprüften Proben lag ebenfalls weit unter den kritischen Grenzwerten.

Vereinzelte Ermüdungsbrüche in der freien Länge der Prüfkabel konnten auf Materialfehler der Spannstähle zurückgeführt werden. Diese traten aber nur bei 8% der durchgeführten Dauerschwingversuche auf und sind herstellungsbedingt nicht gänzlich vermeidbar. Wie Versuche (z.B. SC-51) gezeigt haben, kann aber bei einer entsprechend großen Litzenanzahl trotzdem ein positives Versuchsergebnis erreicht werden.

Im letzten Teil der experimentellen Untersuchungen wurde das Langzeitermüdungsverhalten von 19-litzigen Schrägkabelsystemen untersucht. Dabei konnten erstmals Dauerschwingversuche mit 50 Millionen Lastwechsel an Parallellitzensystemen durchgeführt werden. Die Versuche bestätigten das ausgezeichnete Langzeitermüdungsverhalten der getesteten Schrägkabelkomponenten.

Der große Vorteil von parallel geführten Litzenbündeln ist jener, dass es zu keiner progressiven Schädigung des Gesamtsystems kommen kann. Durch die PE-Ummantelung jeder einzeln verankerten Litze wird eine fortschreitende Schädigung des Kabelquerschnitts infolge von Reiberüdung verhindert. Die Langzeitermüdungsversuche zeigten, dass es durch einen einzelnen Drahtbruch im schlimmsten Fall zu einem Ausfall einer Einzellitze kommen kann, wodurch aber das Tragverhalten der restlichen Litzen nicht beeinflusst wird. Im Zuge der Ermüdungsversuche konnte eine Stabilisierung der Litzen- bzw. Keileinzüge nach den ersten 50.000 Lastwechseln festgestellt werden. Trotz der enorm hohen Lastwechselzahl (50 Millionen) kam es zu keinem weiteren Durchrutschen der Drähte im Verankerungsbereich.

In den unter realitätsnahen Bedingungen (50 Millionen Lastwechsel, Schwingbreiten von 50 bzw. 80 MPa und Oberlasten von 38% bzw. 30% GUTS) durchgeführten Langzeitermüdungsversuche konnten keine maßgeblichen Mikroschäden an den Spannstählen festgestellt werden.

Trotz des ausgezeichneten Ermüdungsverhaltens der getesteten Systeme muss festgehalten werden, dass alle Versuche im Labor bei trockener Luft durchgeführt wurden. Der Einfluss von korrosiven Medien auf das Schwingverhalten konnte nicht erfasst werden. Voraussetzung für eine praxisingerechte Anwendung der Systeme ist daher ein gut funktionierender Korrosionsschutz. Durch Dichtheitsversuche wird dieser zwar bei Schrägkabelversuchen über eine begrenzte Versuchsdauer nachgewiesen, jedoch kann dadurch die Dauerhaftigkeit des Korrosionsschutzes nicht vollkommen validiert werden. Die tatsächliche Wirkung der Korrosionsschutzmaßnahmen kann erst durch eine Überprüfung von bestehenden Schrägkabelbrücken fehlerfrei eruiert werden.

Aufbauend auf dieser Arbeit sollte die Anfälligkeit der verzinkten Spannstähle auf Umlenkungen weiter erforscht werden. Eigenspannungen, welche während der Fertigung der hochfesten Drähte entstehen, könnten im direkten Zusammenhang mit dem verfrühten Versagen von gebündelten verzinkten Spannstählen stehen. Eine Überlagerung mit den Biegespannungen hervorgerufen durch die Bündelung der Litzenzugglieder könnte der Grund des verfrühten Versagens der umgelenkten, verzinkten Spannstähle sein.

Einige wenige Versuche haben jedoch gezeigt, dass auch mit verzinkten Spannstählen sehr gute Ergebnisse im Zuge der statischen Bruchversuche erzielt werden können. Unter der Voraussetzung einer passenden Spannstahlqualität und einer gut funktionierenden Keilverankerung könnte eine Erhöhung der Oberlast der Schrägkabelsysteme durchaus realisierbar sein. Diese Annahme sollte aber erst durch Versuchsserien an gebündelten Systemen überprüft werden. Einerseits würde eine Anhebung der Oberlast zu Einsparungen von Spannstahl führen und andererseits könnte dies dem Trend der ständig steigenden Zugfestigkeiten der Litzen entgegenwirken. Gleichzeitig verbessert sich durch den geringeren Kabeldurchmesser die aerodynamische Eigenschaft der Litzenzugglieder.

7 Empfehlungen

Schrägekabelsysteme

Die in unterschiedlichen Normen bzw. Richtlinien für die Prüfung von Schrägekabelsystemen vorgesehenen Prüfkriterien konnten im Zuge der Versuchsserien an Litzenbündelsystemen meist nicht erfüllt werden. Speziell die im Anschluss an die Ermüdungsversuche durchgeführten statischen Zugversuche lieferten in den seltensten Fällen die gewünschten Resultate. Aufgrund der extrem kostspieligen und zeitintensiven Versuchsdurchführung sollte daher vor der eigentlichen Zulassungsprüfung ein rein statischer Versuch an einem Litzenbündelsystem realisiert werden. Versuche haben gezeigt, dass dadurch die Anwendbarkeit des Spannstahls am besten überprüft werden kann. Dabei sollte jene später in der Bauausführung verwendete Mehrlitzenverankerung getestet werden, welche die ungünstigste Geometrie bezogen auf den Umlenkwinkel der Litzenzuglieder hat.

Parameterstudien mit unterschiedlichen Positionen der Zugringe (Deviator), die den Umlenkwinkel der gebündelten Litzenysteme zu beeinflussen, könnten ebenfalls zu besseren Versuchsergebnissen führen.

Die ausschließlich an Laborverankerungen üblichen Voruntersuchungen (statische-, dynamische- und Umlenkzugversuche) der Spannstähle haben oft wenig Aussagekraft über das tatsächliche Verhalten der Litzenzuglieder im Großversuch. Alle getesteten Spannstähle lieferten bei den zuvor durchgeführten Untersuchungen hervorragende Ergebnisse, welche im Litzenbündelversuch in den meisten Fällen nicht erreicht werden konnten.

Ein weiteres Problem ist jenes, dass die Spannstähle laut den vorgegebenen Normen ausschließlich mit Laborverankerungen getestet werden und so meistens den Anforderungen entsprechen. Die Spannstahlhersteller optimieren daher ihre Stähle auf ein bestmögliches Versuchsergebnis hin, ohne dabei die später verwendeten Keilverankerungen miteinzubeziehen. Das festgestellte, verfrühte Versagen der verzinkten Spannstähle auf eine ungünstige Verankerungsgeometrie zurückzuführen, kann natürlich auch eine Erklärung der Problematik sein, jedoch haben Vergleichsversuche an unverzinkten Spannstählen meist ausgezeichnete Prüfergebnisse geliefert. Eine engere Zusammenarbeit von Spannstahl- und Verankerungsherstellern ist daher zweifellos von Vorteil.

Die ausgeführten Ermüdungsversuche bestätigten das gute Dauerschwingverhalten der getesteten, verzinkten Spannstähle. Die selten beobachteten, einzelnen Ermüdungsbrüche konnten mit großer Wahrscheinlichkeit auf Materialfehler der Litzen zurückgeführt werden. Bei viellitzigen Systemen kann aber trotz des Auftretens von Einzelbrüchen ein positives Versuchsergebnis im Zuge des statischen Zugversuchs erreicht werden.

Der Einfluss des Umlenkwinkels auf die statische Zugfestigkeit von verzinkten keilverankerten Spannstählen muss auf jeden Fall weiter erforscht werden. Sollte sich herausstellen, dass durch die heutzutage üblichen Herstellungsverfahren von hochfesten verzinkten Litzen diese Eigenschaften nicht verändert werden können, könnten alternative Korrosionsschutzsys-

teme (z.B. Epoxidharzbeschichtungen) zur Anwendung kommen. Aufgrund des hohen Ermüdungswiderstandes des verzinkten Spannstahls wird aber davon abgeraten, generell auf das Verzinken der Drähte zu verzichten.

Die in den Normen vorgesehenen Mindestbruchwerte von 92% AUTS bzw. 95% GUTS scheinen für die getesteten Schrägkabelsysteme zu hoch angesetzt zu sein. Die Tatsache, dass Schrägkabelsysteme nach aktuellem Stand der Technik im Gebrauchslastzustand auf maximal 50% GUTS belastet werden, zeigt den überaus hohen Sicherheitsfaktor bei der Bemessung der Zugglieder. Eine Reduktion der Prüfkriterien auf 89% AUTS bzw. 92% GUTS bei einer minimalen Bruchdehnung von 1% wäre sicherlich empfehlenswert.

Zusätzlich sollte der gesamte Herstellungsprozess der hochfesten verzinkten bzw. unverzinkten Litzenzugglieder aus metallurgischer Sicht ebenfalls genauestens untersucht werden. Durch die ständige Steigerung der Zugfestigkeit der Spannstähle könnte eine Anpassung der zurzeit am Markt verwendeten Keilverankerungen von Nöten sein.

Vorspannsysteme

Da bei einigen unverzinkten Spannstählen ebenfalls eine Querdruckempfindlichkeit festgestellt werden konnte, sollten die maximal zulässigen Vorspannkräfte laut [EN2] auf jeden Fall auf die Werte der nationalen Festlegung für die Anwendung in Österreich beschränkt werden (Kap. 2.2). Zusätzlich wird empfohlen, dass diese Vorspannkräfte nicht voll ausgenutzt werden, wenn keine Versuche an Keilverankerungen mit der später auf der Baustelle verwendeten Spannstahlcharge durchgeführt wurden. Die Qualität des auf der Baustelle verwendeten Spannstahls bzw. die Einbaubedingungen entsprechen oft nicht dem Standard während der Zulassungsprüfung der Systeme. Mehrere Drahtbrüche im Zuge der Vorspannarbeiten führten in der Vergangenheit zu kostspieligen Bauunterbrechungen, welche durch eine Reduktion der Vorspannkräfte vermieden hätte werden können.

Schlussbemerkung

Das in dieser Arbeit beschriebene Forschungsprojekt wurde in enger Zusammenarbeit mit meinem Kollegen Johannes Novoszel durchgeführt, welcher ebenfalls eine Dissertation mit dem Titel „Numerische Simulation von Verankerungen parallel-litziger Schrägkabel- und Vorspannsysteme unter Dauerschwing- und statischer Zugbelastung“ [Nov14] verfasste. Die Kombination beider Arbeiten soll zu einem besseren Verständnis der Dauerschwing- bzw. statischen Zugbelastung von Litzenbündelsystemen führen.

Abbildungsverzeichnis

Abb. 1: Arthur Ravenel jr. Bridge in South Carolina [Tin09]	1
Abb. 2: Axonometrie des Verankerungssystems (BBR-VT, 2011)	6
Abb. 3: Dreiteilige (li) und zweiteilige (re) Keile	7
Abb. 4: Profilierung eines Hüllrohrs	7
Abb. 5: Querschnitt und Axonometrie des Parallellitzenkabels (BBR-VT, 2011)	7
Abb. 6: Freigelegter Kerndraht (a); Mitteldrahtkoppler (b)	8
Abb. 7: Vorspannverankerung mit quadratischer Ankerplatte (li) und Mehrstufenverankerung (re) (BBR-VT, 2011)	9
Abb. 8: Erstellung eines Wöhlerdiagramms bei konstanter Mittelspannung [Rin13]	14
Abb. 9: Typische Schwingbruchfläche; Schematische Darstellung (li); Schwingbruch eines Wagenbolzens durch einseitige Biegung (re) [RHM08]	16
Abb. 10: Beanspruchungskennwerte eines Lastspiels [Rin13]	17
Abb. 11: Beanspruchungsfälle im Dauerschwingversuch [Rin13]	17
Abb. 12: Kennwerte der Wöhlerlinie (doppeltlogarithmisch aufgetragen) [Rin13]	19
Abb. 13: Dauerfestigkeitsschaubild nach Smith [Rin13]	20
Abb. 14: Beispiel einer Versuchsauswertung nach der IABG-Methode	22
Abb. 15: Einflussparameter zur Schwingfestigkeit im Wöhlerversuch [RaV07]	23
Abb. 16: S-N Diagramm für Schrägkabel und deren Einzelkomponenten gemäß	31
Abb. 17: S-N Diagramm für Schrägkabel und deren Einzelkomponenten gemäß	34
Abb. 18: S-N Diagramm für Litzenbündel und Kerbfalleinstufung nach EC 1993[Rin13] ..	36
Abb. 19: Resonanzprüfmaschine der TU Wien	43
Abb. 20: Hydraulische Hohlkolbenpresse (li); Kopplungseinheit mit Unwuchterreger (re) .	44
Abb. 21: Ringkraftmessdose (li); Schleuderbetonstützen und RTN Kraftmessdosen	45
Abb. 22: Monolithenverankerung	46
Abb. 23: Versuchsaufbau	47
Abb. 24: Sevo-hydraulische Prüfmaschine	47
Abb. 25: Messung der Bruchdehnung mittels DMS	48
Abb. 26: Versuchsauswertung nach [Hüc83]	49
Abb. 27: Scherbruch an der vordersten Keilrille	52
Abb. 28: REM-Aufnahme eines Scherbruchs (statischer Zugversuch)	53
Abb. 29: Typischer Mischbruch (cup-cone fracture)	53
Abb. 30: Klassischer Ermüdungsbruch eines Aussendrahtes	54
Abb. 31: REM-Aufnahme eines klassischen Ermüdungsbruchs	54
Abb. 32: Schwingbruchfläche (li); Restgewaltbruchfläche (re)	55
Abb. 33: Ermüdungsbruch, der zu einem Abgleiten des Drahtquerschnitts führte	55
Abb. 34: Schrägkabelverankerungen	58
Abb. 35: Vorspannverankerungen	58
Abb. 36: Einschubvorrichtung vor (li) und während (re) des Einschubens	59
Abb. 37: Einschiebevorgang des Prüfkabels	59
Abb. 38: Baustellenpresse (li); Einzelnes Spannen der Litzen (re)	60
Abb. 39: Spannungs-Dehnungsdiagramm (Versuch 1 & 2)	61
Abb. 40: Ermüdungsbruch (li); Trichterbrüche (re)	62
Abb. 41: Spannungs-Dehnungsdiagramm (Versuch 3 & 4)	63

Abb. 42: Temperaturverlauf über zehn Millionen Lastwechsel (Versuch 4).....	64
Abb. 43: Ermüdungsbruch (unten) und Trichterbrüche (oben) (li); Ermüdungsbruch (re) ...	65
Abb. 44: Semi-elliptischer Oberflächenriss in einem runden Zugstab [Nov14].....	67
Abb. 45: Temperaturverlauf an unterschiedlichen Messstellen über zehn Millionen Lastwechsel	67
Abb. 46: Temperaturmessung an der Verankerung (li) und dem Zugring (re)	68
Abb. 47: Spannungs-Dehnungsdiagramm	68
Abb. 48: Statische Zugversuche an Schrägkabelverankerungen mit unverzinkten Spannstählen.....	69
Abb. 49: Statische Zugversuche an Schrägkabelverankerungen mit verzinkten Spannstählen.....	70
Abb. 50: Spannungs-Dehnungsdiagramm eines rein statischen und eines dynamisch und statisch getesteten verzinkten Schrägkabels	71
Abb. 51: Statische Zugversuche an Vorspannverankerungen mit unverzinkten Spannstählen.....	71
Abb. 52: Statische Zugversuche an Vorspannverankerungen mit verzinkten Spannstählen .	72
Abb. 53: Keilbiss einer Keilverankerung (li); Verankerungsbereich der Labor- verankerung (re)	73
Abb. 54: Statische Monolitzenzugversuche mit verzinkten Spannstählen.....	74
Abb. 55: Unterschiedliche Einbaumöglichkeiten der Monolitzensysteme	74
Abb. 56: Umgelenkte Spannstahlritze während des statischen Zugversuchs.....	75
Abb. 57: Spannungs-Dehnungsdiagramme von 1,6° umgelenkten verzinkten Spannstählen	75
Abb. 58: Einfluss des Umlenk winkels auf die Bruchfestigkeit von unverzinkten Spann- stählen.....	76
Abb. 59: Einfluss des Umlenk winkels auf die Bruchfestigkeit von verzinkten Spann- stählen.....	76
Abb. 60: Vergleich von unterschiedlichen Umlenk winkeln und Verankerungsarten	77
Abb. 61: Einfluss der Litzenanzahl auf das Verhältnis der umgelenkten Zugglieder	77
Abb. 62: Aufschmelzung des PE-Mantels im Verankerungsbereich; Ermüdungsbruch	78
Abb. 63: Ermüdungsbrüche in der freien Länge (1)	79
Abb. 64: Ermüdungsbrüche in der freien Länge (2)	79
Abb. 65: Ermüdungsbruch am Ausgang der Verankerung (li); Ermüdungsbrüche im Bereich des Zugringes (re).....	80
Abb. 66: Litzenquerschnitt einer kompaktierten Spannstahlritze [Voe12]	81
Abb. 67: Ermüdungsbrüche in der freien Länge des Prüfkabels.....	81
Abb. 68: Ermüdungsbruch (li) mit deutlichen Reiber müdungs Spuren im Verankerungs- keil (re)	82
Abb. 69: Brauner Oxidstaub unterhalb des Prüfkabels (li); Anbringen des Zugringes (re).....	82
Abb. 70: Schrägkabelverankerungen (li); Zugring (re).....	87
Abb. 71: Rundzugproben mit Gewindeköpfen	87
Abb. 72: Messpunkte der Temperatursensoren [Rin13]	88
Abb. 73: Simulation der Bauphase und der ersten Lastwechsel [Rin13].....	89
Abb. 74: Zeitlicher Verlauf der Drahtbrüche (1) [Rin13].....	90
Abb. 75: Zeitlicher Verlauf der Drahtbrüche (2) [Rin13].....	90
Abb. 76: Querschnittsverlust des Prüfkabels [Rin13].....	91
Abb. 77: Temperaturverlauf der Versuchstage 13 & 14 [Rin13].....	92

Abb. 78: Ermüdungsbrüche der Litze Nr. 1 (1)	92
Abb. 79: Ermüdungsbrüche der Litze Nr. 1 (2)	93
Abb. 80: Reibspuren an den Kontaktstellen der einzelnen Drähte.....	93
Abb. 81: Typische Ermüdungsbruchflächen: Foto (li) bzw. REM-Aufnahme (re)	93
Abb. 82: REM-Aufnahme - Ermüdungsbruch (li) und Restgewaltbruch (re).....	94
Abb. 83: Unterschiedlicher Einzug der Keilsegmente (li); Ermüdungsbruch (re).....	94
Abb. 84: Temperaturverlauf während der ersten 25 Millionen Lastwechsel [Rin13].....	96
Abb. 85: Vergleich der gemessenen Spannung Kraftmessdose und DMS [Rin13]	96
Abb. 86: Parallellitzensystem (li) [Köb08]; Paralleldrahtsystem (re).....	98

Tabellenverzeichnis

Tab. 1: Übersicht der unterschiedlichen Schrägkabelsysteme	10
Tab. 2: Chemische Zusammensetzung von Spannstahl	11
Tab. 3: Versuchsparameter laut SETRA Recommendations	32
Tab. 4: Zusammenfassung der Schwingbreiten der Ermüdungsprüfung laut PTI	34
Tab. 5: Kerbfalleinstufung für die Ermüdungsfestigkeit nach EN 1993-1-9	35
Tab. 6: Schwingbreiten für die Ermüdungsprüfung gemäß ÖN B 4758	37
Tab. 7: Übersicht der Prüfkriterien für Schrägkabelsysteme	41
Tab. 8: Übersicht der Prüfkriterien für Vorspannsysteme	42
Tab. 9: Versuchsergebnisse der statischen Zugversuche	48
Tab. 10: Versuchsergebnisse der Dauerschwingversuche (425 MPa; 45% GUTS)	50
Tab. 11: Versuchsergebnisse der Dauerschwingversuche (325 MPa; 45% GUTS)	51
Tab. 12: Versuchsergebnisse der Dauerschwingversuche (200 MPa; 45% GUTS)	51
Tab. 13: Versuchsergebnisse der Dauerschwingversuche (200 MPa; 60% GUTS)	52
Tab. 14: Draht und Keileinzüge während des Ermüdungsversuchs (Versuch 4)	64
Tab. 15: Tabelle zur Berechnung der Konstanten für die Interpolationsformel	66
Tab. 16: Übersicht der chemischen Elemente	83
Tab. 17: Versuchsparameter	97

Literaturverzeichnis

- [Aas10] AASHTO- LRFD Bridge Construction Specifications, 3rd Edition, American Association of State Highway and Transport Officials, Washington DC, 2010
- [Alb37] Albert, W.A.J.: Archive für Mineralogie, Geognosie, Bergbau und Hüttenkunde 10, 1837
- [All84] Allianz Versicherungs-AG (Hrsg.): Handbuch der Schadensverhütung, VDI-Verlag, Düsseldorf, 1984
- [AlQ02] Al-Qarra, H.: Strand by strand installation of cable stays, The Structural Engineer 31, 2002
- [Ati05] Atienza, J.M., Ruiz-Hervias, J., Martinez, M.L., Mompean, F.J., Garcia-Hernandez, M., Elices, M.: Residual stresses in cold drawn pearlitic rods, Science @ Direct, Scripta Materialia 52, 2005
- [Bas10] Basquin, O.H.: The exponential law of endurance tests, Proc. ASTM 10, 1910
- [Bat95] Bathias, C.: There is no infinite fatigue life in metals, Fatigue Fract. Engng. Mater. Struct.22, 1995
- [Bau86] Bauschinger, J.: Mittheilung aus dem Mechanisch-Technischen Laboratorium der Königlich Technischen Hochschule in München, 1886
- [Bir80] Birkenmaier, M.: Fatigue resistant tendons for cable-stayed construction, IABSE Proceedings P-30/80, Zürich, 1980
- [Bol99] Bolotin, V.V.: Mechanic of Fatigue, CRC Press LLC, Boca Raton, 1999
- [Bür05] Bürgel, R.: Festigkeitslehre und Werkstoffmechanik, Bd. 2, VIEWEG, Wiesbaden, 2005
- [Chr09] Christ, H.-J.: Ermüdungsverhalten metallischer Werkstoffe, 2. Auflage, Wiley-VCH GmbH & Co. KGaA, Weinheim, 2009
- [Deu74] Deubelbeiss, E.: Dauerfestigkeitsversuche mit dem modifizierten Treppenstufenverfahren, Materialprüfung 16, 1974
- [Die94] Dietrich, H.: Mechanische Werkstoffprüfung, 2. Auflage, Expert Verlag, Esslingen, 1994
- [DiM48] Dixon, W., Mood, A.M.: A method for obtaining and analyzing sensitivity data, Journal of the American Statistical Association 43, 1948
- [DIN78] DIN 50100: Dauerschwingversuche - Begriffe, Zeichen, Durchführung und Auswertung, Beuth-Verlag GmbH, Berlin, 1978

- [DIN99] DIN EN ISO 8044: Korrosion von Metallen und Legierungen - Definitionen und Begriffe, Beuth-Verlag GmbH, Berlin, 1999
- [Egg99] Egger, G.: Seile und Paralleldraht- bzw. Litzenbündel im Bauwesen - Ein Vergleich, Diplomarbeit, Institut für Stahlbau, TU Wien, 1999
- [EN2] EN 1992-1-1: Eurocode 2 - Bemessung und Konstruktion von Stahlbeton- und Spannbetontragwerken, 2009
- [EN3] EN 1993-1-11: Eurocode 3 - Bemessung und Konstruktion von Tragwerken mit Zuggliedern aus Stahl, 2010
- [EN103] prEN 10337 - Spannstahldrähte und -litzen mit Überzug aus Zink und Zinklegierungen, 2003
- [Eta02] EOTA - Europäische Organisation für Technische Zulassungen: Post-Tensioning Kits for Prestressing of Structures, EOTA, Brüssel, 2002
- [Fib05] International Federation for Structural Concrete (fib): Acceptance of stay cable systems using prestressing steels, fib recommendation bulletin 30, Lausanne, 2005
- [Fle74] Fleming, J.F.: Fatigue of Cables, Research Report No. SETEC CE 74-079 for the American Iron and Steel Institute, School of Engineering, University of Pittsburgh, 1974
- [Gra04] Grabow, M.J.: Construction Stage Analysis of Cable-Stayed Bridges, Master Thesis, Technische Universität Hamburg-Harburg, 2004
- [Hai05] Haibach, E.: Betriebsfestigkeit - Verfahren und Daten zur Bauteilberechnung, 3. Auflage, Springer Berlin Heidelberg New York, 2005
- [Hai15] Haigh, B.P.: Report on alternating stress tests of a sample of mild steel, BASC Rep. 85, Brit. Ass. Stress committee, Manchester, 1915
- [Hei11] Heine, B.: Werkstoffprüfung - Ermittlung von Werkstoffeigenschaften, Carl Hanser Verlag, München, 2011
- [Hei70] Heimbach, H.: Zum Einfluss der Belastungsfrequenz auf die Zeit- und Dauerfestigkeit, Materialprüfung 12, 1970
- [HoG82] Hobbs, R.E., Ghavami, K.: The fatigue of structural wire strands, International Journal of Fatigue, 1982
- [HoR96] Hobbs, R.E., Raoof, M.: Behaviour of Cables under Dynamic or Repeated Loading, J. Construct. Steel Res., Vol. 39, Elsevier Science Ltd., Great Britain, 1996
- [Hüc83] Hück, M.: Ein verbessertes Verfahren für die Auswertung von Treppenstufenversuchen, Werkstofftechnik 14, 1983

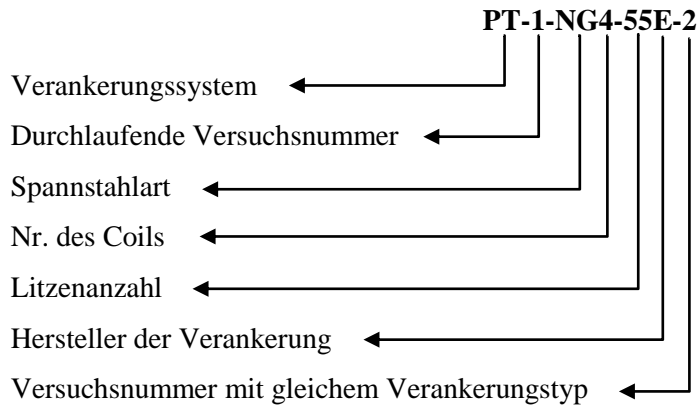
- [Jun93] Jungwirth, D.: Verzinken von Spannstahl, Bauingenieur 68. Jahrgang, Springer-Verlag Berlin Heidelberg New York, 1993
- [KKP06] Kollegger, J., Köberl, B., Pardatscher, H., Vill, M.: Verfahren zur Durchführung von Dauerschwingversuchen an einem Prüfkörper sowie eine Vorrichtung zur Durchführung des Verfahrens, Austrian Patent AT 501 168 B1, 2006
- [Köb08] Köberl, B.: Entwicklung einer hochfrequenten Prüfmethode für Dauerschwingversuche, Dissertation, Institut für Tragkonstruktionen TU Wien, 2008
- [Köh75] Köhler, J.: Statistischer Größeneinfluss im Dauerschwingverhalten ungekerbter und gekerbter metallischer Bauteile, Dissertation, TU München, 1975
- [KRS07] Kleinhanß, K., Romberg, M., Saul, R., Schmidt-Hurtienne, B.: Die zweite Strelasundquerung mit der Schrägseilbrücke über den Ziegelgraben, Bauingenieur, Band 82, Springer-Verlag Berlin Heidelberg New York, 2007
- [MaP08] Maaß, P., Peißker, P.: Handbuch Feuerferzinken, 3. Auflage, Wiley-Vch Verlag GmbH & Co. KGaA, Weinheim, 2008
- [MBB03] Marines, I., Bin, X., Bathias, C.: An understanding of very high cycle fatigue of metals, International Journal of Fatigue 25, 2003
- [MEO92] Miki, C., Endo, T., Okukawa, A.: Full-size Fatigue Test of Bridge Cables, IABSE Reports, 1992
- [MHW12] Müller, C., Hinkelmann, K., Wächter, M., Masendorf, R., Esderts, A.: Betriebsfestigkeit - Zur Wiederverwendung von Durchläufern im Treppenstufenversuch, Material Testing 54, Carl Hanser Verlag, München, 2012
- [Min45] Miner, M.A.: Journal of Applied Mechanics 12, 1945
- [MSM71] Munz, D., Schwalbe, K., Mayr, P.: Dauerschwingverhalten metallischer Werkstoffe, Bd. 3, VIEWEG, Braunschweig, 1971
- [Mug01] Mughrabi, H.: Zur Dauerfestigkeit im Bereich extrem hoher Bruchlastspielzahlen - Mehrstufige Lebensdauerkurven, Härtereitechn. Mitt. 56, 2001
- [NaW99] Naubereit, H., Weihert, J.: Einführung in die Ermüdungsfestigkeit, Carl Hanser Verlag, München, Wien, 1999
- [Nau80] Naumann, K.F.: Das Buch der Schadensfälle. Rinderer-Verlag, Stuttgart, 1980
- [Nie75] Niemann, G.: Maschinenelemente, Bd. 1, Springer Berlin Heidelberg New York, 1975
- [Nov14] Novoszel, J.: Numerische Simulation von Verankerungen parallel-litziger Schrägkabel- und Vorspannsysteme unter Dauerschwing- und statischer Zugbelastung, Dissertation, Institut für Tragkonstruktionen TU Wien, 2014

- [Öno11] ÖNORM B 4758 - Spannstähle - Anforderungen, Klassifizierung und Konformitätsnachweis, 2011
- [Pal24] Palmgren, A.: Zeitschrift des Vereins Deutscher Ingenieure 68, 1924
- [PFB83] Paulsen, C., Frank, K.H., Breen, J.E.: A Fatigue Study of Prestressing Strand, Research Project No. 300-1, Center for Transportation Research Bureau of Engineering Research, The University of Texas at Austin, 1983
- [PGA61] Paris, P.C., Gomez, M.P., Anderson, W.P.: The Trend in Engineering 13, 1961
- [Pon39] Poncelet, J.V.: Introduction á la Mécanique, Industrielle, Physique our Expérimentale, Deuxième édition, Imprimerie de Gauthier-Villar, Paris, 1839
- [Pti98] Post-Tensioning Institute: Acceptance standards for post-tensioning systems, Phoenix, 1998
- [Pti07] Post-Tensioning Institute: Recommendations for stay cable design, testing and installation, Phoenix, 2007
- [Ran58] Rankine, W.J.M.: Proceedings of the Institute of Civil Engineers, London, 1843
- [RaV07] Radaj, D., Vormwald, M.: Ermüdungsfestigkeit - Grundlagen für Ingenieure, Springer-Verlag Berlin Heidelberg New York, 2007
- [ReN78] Rehm, G., Nürnberger, U.: Technologische Eigenschaften kaltgezogener und nachträglich feuerverzinkter Spannstähle, Mitteilung des Lehrstuhls für Werkstoffe im Bauwesen der Universität Stuttgart, 1978
- [RHM08] Rösler, J., Harders, H., Bäker, M.: Mechanisches Verhalten der Werkstoffe, Vieweg + Teubner Fachverlag, Wiesbaden, 2008
- [Rin13] Rinderer, C.A.: Langzeitermüdungsversuche an zwei 19-litzigen Schrägkabeln mit 50 Millionen Lastwechseln. Diplomarbeit, Institut für Tragkonstruktionen TU Wien, 2013
- [RiS09] Richard, H.A., Sander, M.: Ermüdungsrisse - Erkennen, sicher beurteilen, vermeiden, Vieweg + Teubner, GWV Fachverlag GmbH, Wiesbaden, 2009
- [SAA10] Schlaich, M., Abdalsamad, A., Annan, R.: Fatigue and tensile tests of a 55- strands saddle system, Proceedings of the 3rd International fib Congress incorporating the PCI Annual Convention and Bridge Conference 2010, Washington, DC, 2010
- [Set02] Service d'Etudes Techniques des Routes et Autoroutes: Cable Stays, Bagneux, 2002
- [SFB64] Sonderforschungsbericht 64: Weitgespannte Flächentragwerke, Abschlussbericht, Pr.-Nr. 13.663, Teilprojekt K7, Universität Stuttgart, 1984

- [SiB06] Siegert, D., Brevet, P.: Fatigue of stay cables inside end fittings high frequencies of wind induced vibrations, Laboratoire Cental des Ponts et Chaussées, France, 2006
- [Smi10] Smith, J.H.: Some experiments on fatigue of metals, J. Iron Steel Inst. 82, 1910
- [Son05] Sonsino, C.M.: „Dauerfestigkeit“- Eine Fiktion, Fachaufsatz, Konstruktion 57,Nr. 4, 2005
- [SEG12] Suárez, F., Elices, M., Gálvez, J.C., Atienza, J.M., Cendón, D.A.: Einfluss der Langzeitlagerung - Relaxationsverluste bei Vorspanndrähten, BWI- Beton-Werk International, Vol.1, 2012
- [SuC00] Suh, J.-I., Chang, S.P.: Experimental study on fatigue behavior of wire ropes, International Journal of Fatigue, Vol. 22, 2000
- [Tan02] Tang, M.-C.: Frontier of long span bridges, Festschrift anlässlich der Verleihung der Ehrendoktorwürde der Ingenieurwissenschaften an Dr.-Ing. Man-Chung Tang, Kassel, 2002
- [Tin09] http://www.flickr.com/photos/mr_t_in_dc/3357953307/sizes/l/in/photo_stream/
- [TMS92] Takena, K., Miki, C., Shimokawa, H., Sakamoto, K.: Fatigue resistance of large-diameter cable for cable-stayed bridge, Journal of Structural Engineering, 118-3, 1992
- [TYA99] Tarui, T., Yoshie, A.; Ansano, Y., Takahashi, T., Nishida, S., Ohba, H., Ochiai, I.: Wire Rod for 2,000 MPa Galvanized Wire and 2,300 MPa PC Strand, Nippon Steel Technical Report No. 80, 1999
- [Voe12] Allgemeine bauaufsichtliche Zulassung - Kompaktierte Spannstahlritze St1600/1820 aus sieben kaltgezogenen glatten Einzeldrähten mit modifizierter Wöhlerlinie, Z-12.3-115, DiBt, Berlin, 2012
- [WeG98] Wendler-Kalsch, E., Gräfen, H.: Korrosions- Schadenskunde, Springer-Verlag Berlin Heidelberg New York, 1998
- [WGF12] Winkler, J., Georgakis, C.T., Fischer, G.: Localized bending fatigue behaviour of high-strength steel monostrands, Proceedings of the 6th IABMAS, Stresa, 2012
- [Wöh58] Wöhler, A.: Zeitschrift für Bauwesen, Bd. VII, 1958
- [Wöh70] Wöhler, A.: Über Festigkeitsversuche mit Eisen und Stahl, Zeitschrift für Bauwesen, Bd. XX, 1870
- [Zam85] Zammert, W-U.: Betriebsfestigkeitsberechnung - Grundlagen, Verfahren und technische Anwendungen, VIEWEG, Braunschweig/Wiesbaden, 1985

Anhang

Die detaillierten Versuchsergebnisse sind in den nachstehenden Anlagen ersichtlich, wobei die Kennzeichnung der Versuche nach folgendem Prinzip erfolgte:



Verankerungssystem: PT= Vorspannverankerung
SC= Schrägkabelverankerung

Spannstahlart: NG= Unverzinkt
G= Verzinkt mit Wachs verpresst und PE-ummantelt
NGM= Unverzinkt mit Fett verpresst und PE-ummantelt (Monolitze)

Die Angaben der Bruchfestigkeiten beziehen sich einerseits auf die garantierte Bruchfestigkeit (GUTS) und andererseits auf die tatsächliche Bruchfestigkeit (AUTS) der Spannstähle.

ϵ_{\max} gibt die Dehnung des Litzenzugglieds bei Höchstkraft an. Die Einzüge der Keilsegmente wurden bei der Ermittlung von ϵ_{\max} abgezogen.

PT-1-NG3-2A-1

Verankerungstyp: Spannverankerung mit 2 Litzen

Zugglied: Spannbetonlitze prEN 10138-3-Y1860S7-15,7 (unverzinkt)

Coilnummer: NG3

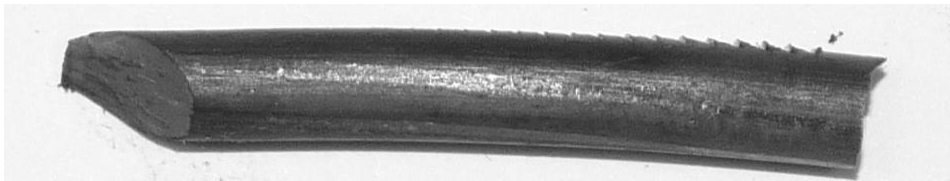
Hersteller der Verankerung: A

Prüfkabellänge / Winkel der Ankerplatten: 6.600 mm / 0°

Kein dynamischer Versuch

Statischer Zugversuch: 98,1% AUTS; 97,5% GUTS; $\epsilon_{\max} = 3,8\%$. Der Versuch wurde aus Sicherheitsgründen nach dem Auftreten des ersten Drahtbruchs gestoppt. Die maximale Belastung konnte kurz vor dem ersten Drahtbruch festgestellt werden. Drahtbrüche: 1 Scherbruch an der vordersten Keilrille (pressenseitige Verankerung).

Anmerkungen: Das Spannglied wurde bis 80% GUTS mit einer Baustellenpresse gespannt. Die tatsächliche Zugfestigkeit der Spannbetonlitze lag geringfügig unter der im Werksprüfungszeugnis angegebenen Festigkeit.



Scherbruch

PT-2-NG3-2A-2

Verankerungstyp: Spannverankerung mit 2 Litzen

Zugglied: Spannbetonlitze prEN 10138-3-Y1860S7-15,7 (unverzinkt)

Coilnummer: NG3

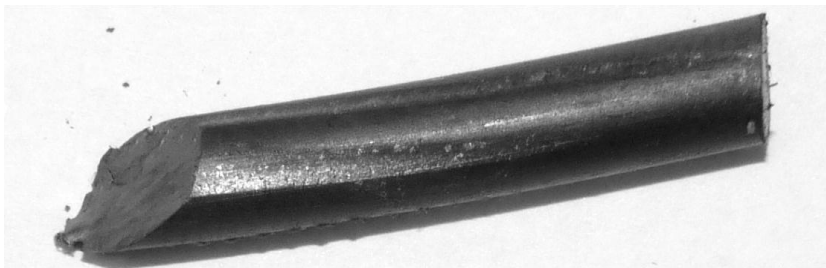
Hersteller der Verankerung: A

Prüfkabellänge / Winkel der Ankerplatten: 6.600 mm / 0°

Kein dynamischer Versuch

Statischer Zugversuch: 96,0% AUTS; 95,4% GUTS; $\epsilon_{\max} = 3,3\%$. Der Versuch wurde aus Sicherheitsgründen nach dem Auftreten des ersten Drahtbruchs gestoppt. Die maximale Belastung konnte kurz vor dem ersten Drahtbruch festgestellt werden. Drahtbrüche: 1 Scherbruch an der vordersten Keilrille (gegenüberliegende Seite der Presse).

Anmerkungen: Das Spannglied wurde bis 80% GUTS mit einer Baustellenpresse gespannt. Die tatsächliche Zugfestigkeit der Spannbetonlitze lag geringfügig unter der im Werksprüfungszeugnis angegebenen Festigkeit.



Scherbruch

PT-3-NG3-2A-3

Verankerungstyp: Spannverankerung mit 2 Litzen

Zugglied: Spannbetonlitze prEN 10138-3-Y1860S7-15,7 (unverzinkt)

Coilnummer: NG3

Hersteller der Verankerung: A

Prüfkabellänge / Winkel der Ankerplatten: 6.600 mm / 0°

Dynamischer Versuch: 80 MPA; 65% GUTS; 2 Millionen Lastwechsel; 10,6 Hz. Kein Drahtbruch während der dynamischen Belastung. Keine Temperaturerhöhung feststellbar.

Kein statischer Zugversuch

PT-4-NG3-4B-1

Verankerungstyp: Spannverankerung mit 4 Litzen

Zugglied: Spannbetonlitze prEN 10138-3-Y1860S7-15,7 (unverzinkt)

Coilnummer: NG3

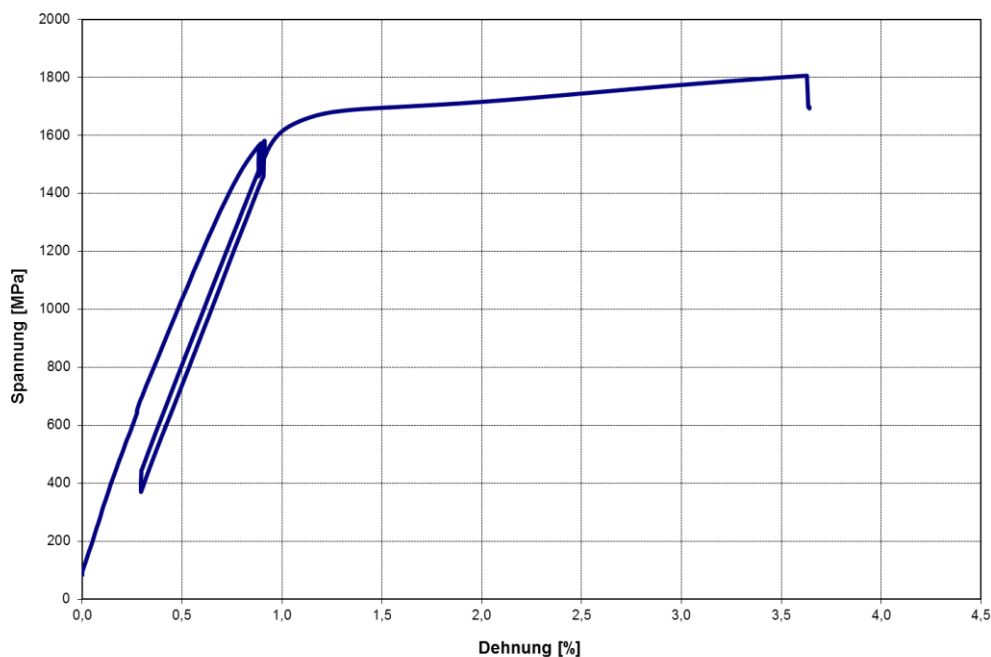
Hersteller der Verankerung: B

Prüfkabellänge / Winkel der Ankerplatten: 4.505 mm / 0°

Kein dynamischer Versuch

Statischer Zugversuch: 97,7% AUTS; 97,1% GUTS; $\epsilon_{\max} = 3,6\%$. Der Versuch wurde aus Sicherheitsgründen nach dem Auftreten des ersten Drahtbruchs gestoppt. Die maximale Belastung konnte kurz vor dem ersten Drahtbruch festgestellt werden. Drahtbrüche: 1 Scherbruch an der vordersten Keilrille (gegenüberliegende Seite der Presse).

Anmerkungen: Die tatsächliche Zugfestigkeit der Spannbetonlitze lag geringfügig unter der im Werksprüfungszeugnis angegebenen Festigkeit. Im Spannungs-Dehnungsdiagramm wurden die Keileinzüge bereits abgezogen. Das Spannglied wurde bis 80% GUTS mit einer Baustellenpresse gespannt.



Spannungs-Dehnungsdiagramm

PT-5-NG3-4B-2

Verankerungstyp: Spannverankerung mit 4 Litzen

Zugglied: Spannbetonlitze prEN 10138-3-Y1860S7-15,7 (unverzinkt)

Coilnummer: NG3

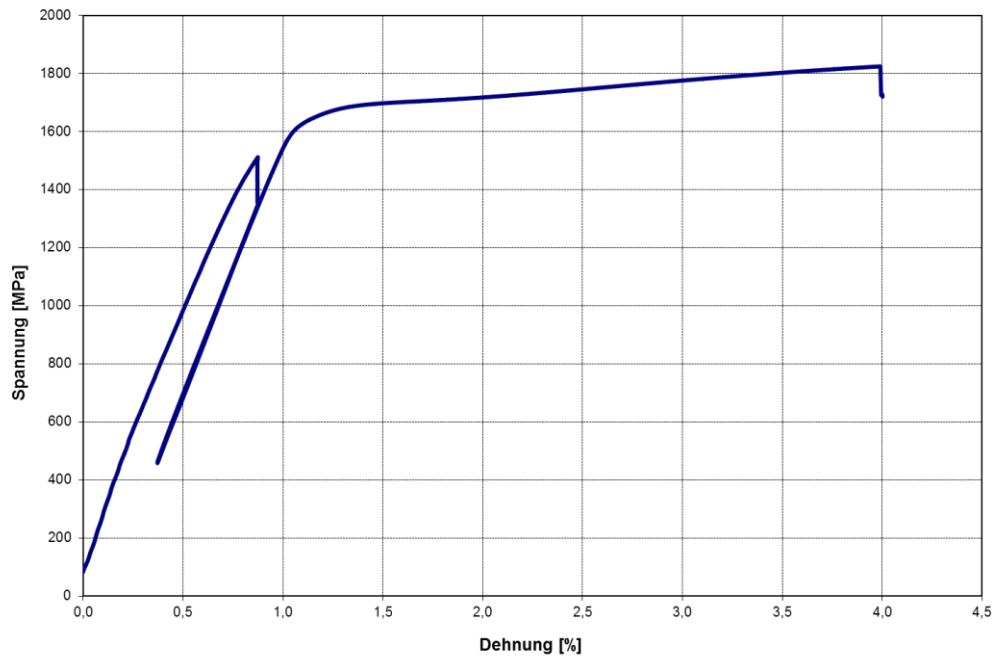
Hersteller der Verankerung: B

Prüfkabellänge / Winkel der Ankerplatten: 4.505 mm / 0°

Kein dynamischer Versuch

Statischer Zugversuch: 98,6% AUTS; 98,0% GUTS; $\epsilon_{\max} = 4,0\%$. Der Versuch wurde aus Sicherheitsgründen nach dem Auftreten des ersten Drahtbruchs gestoppt. Die maximale Belastung konnte kurz vor dem ersten Drahtbruch festgestellt werden. Drahtbrüche: 1 Scherbruch an der vordersten Keilrille (gegenüberliegende Seite der Presse).

Anmerkungen: Die tatsächliche Zugfestigkeit der Spannbetonlitze lag geringfügig unter der im Werksprüfungszeugnis angegebenen Festigkeit. Im Spannungs-Dehnungsdiagramm wurden die Keileinzüge bereits abgezogen. Das Spannglied wurde bis 80% GUTS mit einer Baustellenpresse gespannt.

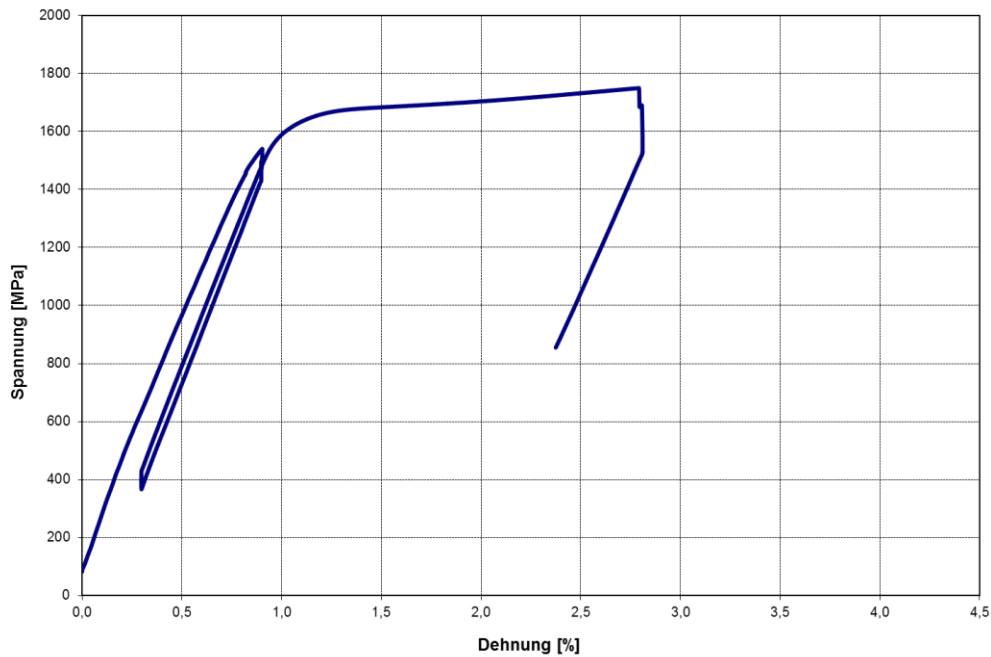


Spannungs-Dehnungsdiagramm

PT-6-NG3-4B-3**Verankerungstyp:** Spannverankerung mit 4 Litzen**Zugglied:** Spannbetonlitze prEN 10138-3-Y1860S7-15,7 (unverzinkt)**Coilnummer:** NG3**Hersteller der Verankerung:** B**Prüfkabellänge / Winkel der Ankerplatten:** 4.505 mm / 0°**Kein dynamischer Versuch**

Statischer Zugversuch: 94,6% AUTS; 94,0% GUTS; $\epsilon_{\max} = 2,8\%$. Der Versuch wurde aus Sicherheitsgründen nach dem Auftreten des ersten Drahtbruchs gestoppt. Die maximale Belastung konnte kurz vor dem ersten Drahtbruch festgestellt werden. Drahtbrüche: 1 Scherbruch an der vordersten Keilrille (gegenüberliegende Seite der Presse).

Anmerkungen: Die tatsächliche Zugfestigkeit der Spannbetonlitze lag geringfügig unter der im Werksprüfungszeugnis angegebenen Festigkeit. Im Spannungs-Dehnungsdiagramm wurden die Keileinzüge bereits abgezogen. Das Spannglied wurde bis 80% GUTS mit einer Baustellenpresse gespannt.



Spannungs-Dehnungsdiagramm

PT-7-NG3-4B-4

Verankerungstyp: Spannverankerung mit 4 Litzen

Zugglied: Spannbetonlitze prEN 10138-3-Y1860S7-15,7 (unverzinkt)

Coilnummer: NG3

Hersteller der Verankerung: B

Prüfkabellänge / Winkel der Ankerplatten: 6.600 mm / 0°

Dynamischer Versuch: 80 MPA; 65% GUTS; 2 Millionen Lastwechsel; 12,7 Hz. Kein Drahtbruch während der dynamischen Belastung. Keine Temperaturerhöhung feststellbar.

Kein statischer Zugversuch

PT-8-NG3-4B-5

Verankerungstyp: Spannverankerung mit 4 Litzen

Zugglied: Spannbetonlitze prEN 10138-3-Y1860S7-15,7 (unverzinkt)

Coilnummer: NG3

Hersteller der Verankerung: B

Prüfkabellänge / Winkel der Ankerplatten: 6.600 mm / 0°

Dynamischer Versuch: 80 MPA; 65% GUTS; 2 Millionen Lastwechsel; 12,7 Hz. Kein Drahtbruch während der dynamischen Belastung. Keine Temperaturerhöhung feststellbar.

Kein statischer Zugversuch

PT-9-NG3-4B-6

Verankerungstyp: Spannverankerung mit 4 Litzen

Zugglied: Spannbetonlitze prEN 10138-3-Y1860S7-15,7 (unverzinkt)

Coilnummer: NG3

Hersteller der Verankerung: B

Prüfkabellänge / Winkel der Ankerplatten: 6.600 mm / 0°

Dynamischer Versuch: 80 MPA; 65% GUTS; 2 Millionen Lastwechsel; 12,7 Hz. Kein Drahtbruch während der dynamischen Belastung. Keine Temperaturerhöhung feststellbar.

Kein statischer Zugversuch

PT-10-NG2-7C-1

Verankerungstyp: Spannverankerung mit 7 Litzen

Zugglied: Spannbetonlitze prEN 10138-3-Y1860S7-15,7 (unverzinkt)

Coilnummer: NG2

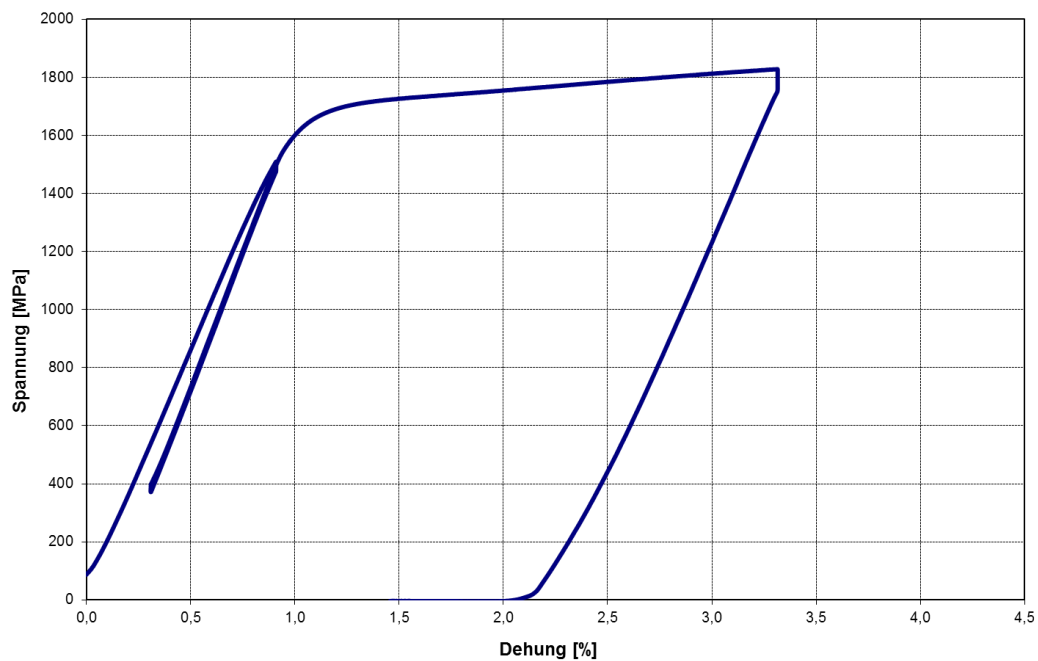
Hersteller der Verankerung: C

Prüfkabellänge / Winkel der Ankerplatten: 7.500 mm / 0,6°

Kein dynamischer Versuch

Statischer Zugversuch: 96,6% AUTS; 98,3% GUTS; $\epsilon_{\max} = 3,23\%$. Der Versuch wurde aus Sicherheitsgründen vor dem Auftreten des ersten Drahtbruchs gestoppt. Drahtbrüche: 0

Anmerkungen:



Spannungs-Dehnungsdiagramm

PT-11-NG1-7C-2

Verankerungstyp: Spannverankerung mit 7 Litzen

Zugglied: Spannbetonlitze prEN 10138-3-Y1860S7-15,7 (unverzinkt)

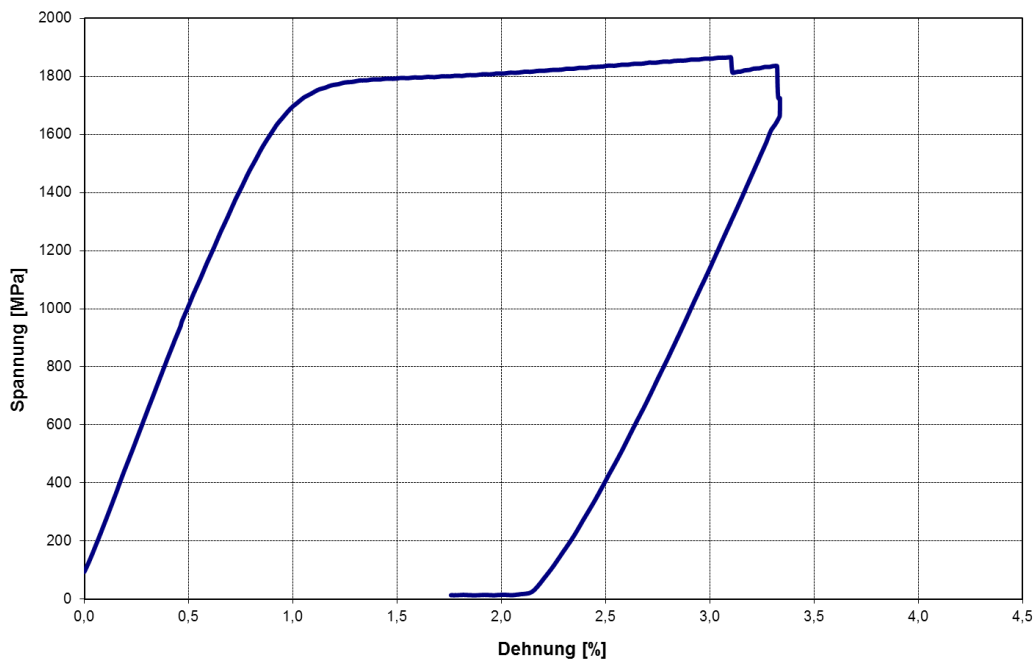
Coilnummer: NG1

Hersteller der Verankerung: C

Prüfkabellänge / Winkel der Ankerplatten: 7.300 mm / 0°

Dynamischer Versuch: 200 MPA; 45% GUTS; 2 Millionen Lastwechsel; 11 Hz. Kein Drahtbruch während der dynamischen Belastung. Keine Temperaturerhöhung feststellbar.

Statischer Zugversuch: 95,7% AUTS; 100,4% GUTS; $\epsilon_{\max} = 3,08\%$. Der Versuch wurde aus Sicherheitsgründen nach dem Auftreten des zweiten Drahtbruchs gestoppt. Die maximale Belastung konnte kurz vor dem ersten Drahtbruch festgestellt werden. Drahtbrüche: 2 Scherbrüche an der vordersten Keilrille (pressenseitige Verankerung).



Spannungs-Dehnungsdiagramm

PT-12-G10-7C-3

Verankerungstyp: Spannverankerung mit 7 Litzen

Zugglied: Spannbetonlitze prEN 10337-Y1860S7+Z-15,7 (Verzinkt; Wachs; PE-ummantelt)

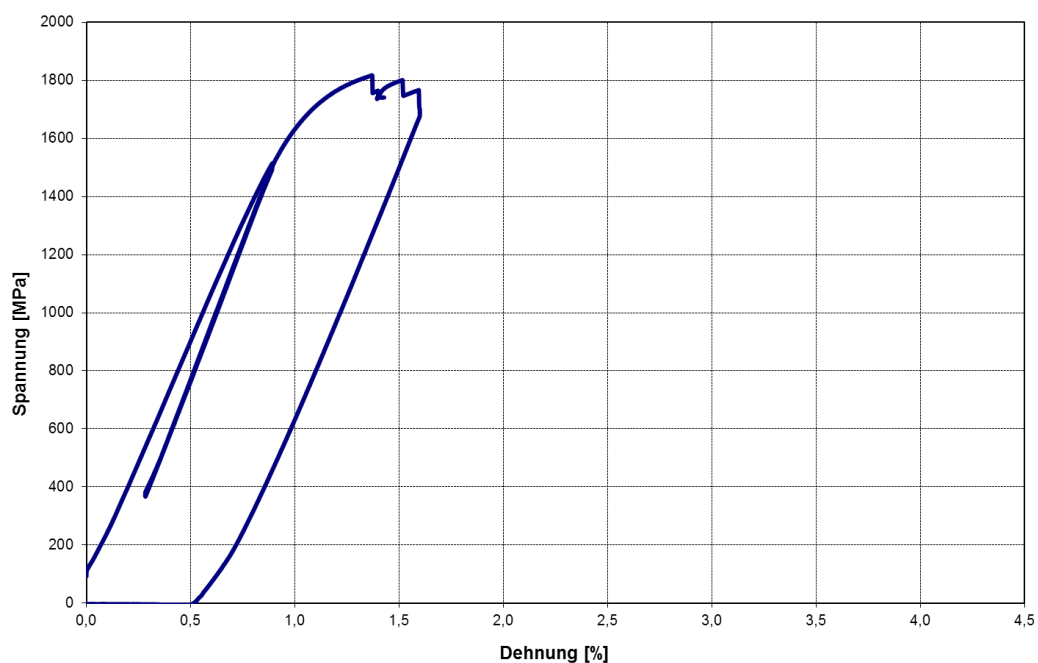
Coilnummer: G10

Hersteller der Verankerung: C

Prüfkabellänge / Winkel der Ankerplatten: 7.750 mm / 0,6°

Kein dynamischer Versuch

Statischer Zugversuch: 89,3% AUTS; 97,1% GUTS; $\epsilon_{\max} = 1,29\%$. Der Versuch wurde aus Sicherheitsgründen nach dem Auftreten des dritten Drahtbruchs gestoppt. Die maximale Belastung konnte kurz vor dem ersten Drahtbruch festgestellt werden. Drahtbrüche: 3 Scherbrüche an der vordersten Keilrille (gegenüberliegende Seite der Presse).



Spannungs-Dehnungsdiagramm



Scherbrüche an der vordersten Keilrille

PT-13-G10-7C-4

Verankerungstyp: Spannverankerung mit 7 Litzen

Zugglied: Spannbetonlitze prEN 10337-Y1860S7+Z-15,7 (Verzinkt; Wachs; PE-ummantelt)

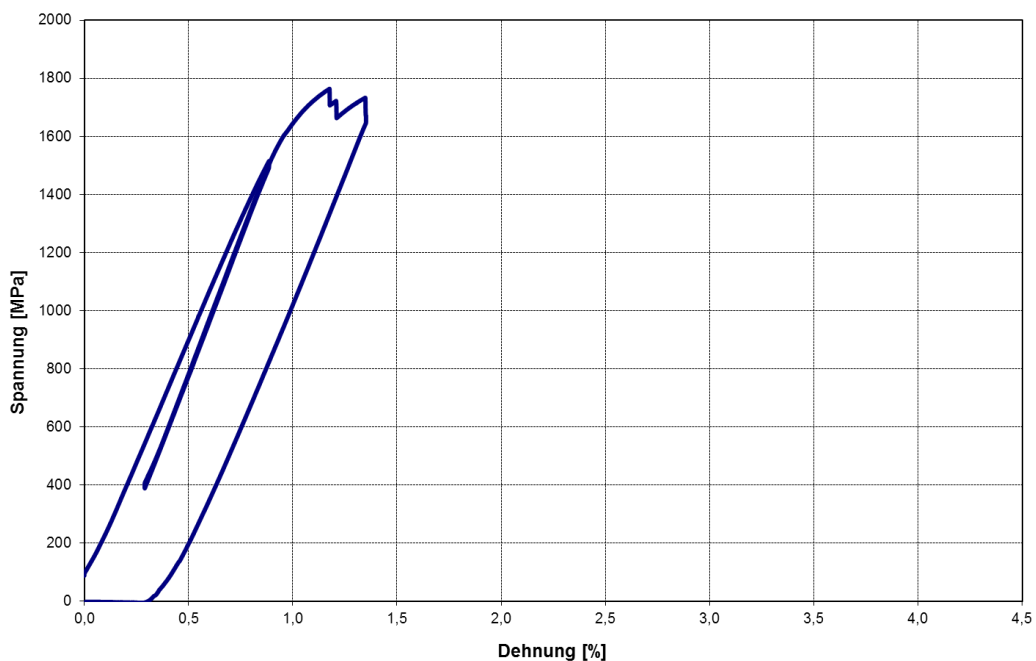
Coilnummer: G10

Hersteller der Verankerung: C

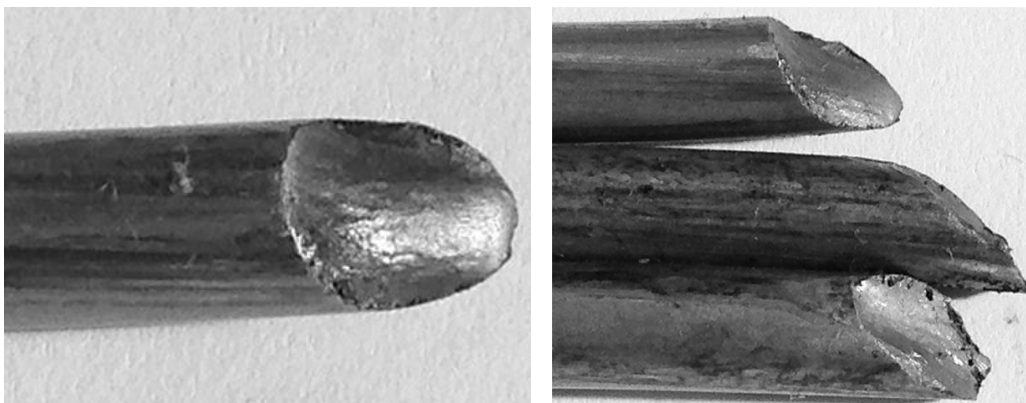
Prüfkabellänge / Winkel der Ankerplatten: 7.750 mm / 0,6°

Kein dynamischer Versuch

Statischer Zugversuch: 86,6% AUTS; 94,8% GUTS; $\epsilon_{\max} = 1,10\%$. Der Versuch wurde aus Sicherheitsgründen nach dem Auftreten des dritten Drahtbruchs gestoppt. Die maximale Belastung konnte kurz vor dem ersten Drahtbruch festgestellt werden. Drahtbrüche: 3 Scherbrüche an der vordersten Keilrille (pressenseitige Verankerung).



Spannungs-Dehnungsdiagramm



Scherbrüche an der vordersten Keilrille

PT-14-G10-7C-5

Verankerungstyp: Spannverankerung mit 7 Litzen

Zugglied: Spannbetonlitze prEN 10337-Y1860S7+Z-15,7 (Verzinkt; Wachs; PE-ummantelt)

Coilnummer: G10

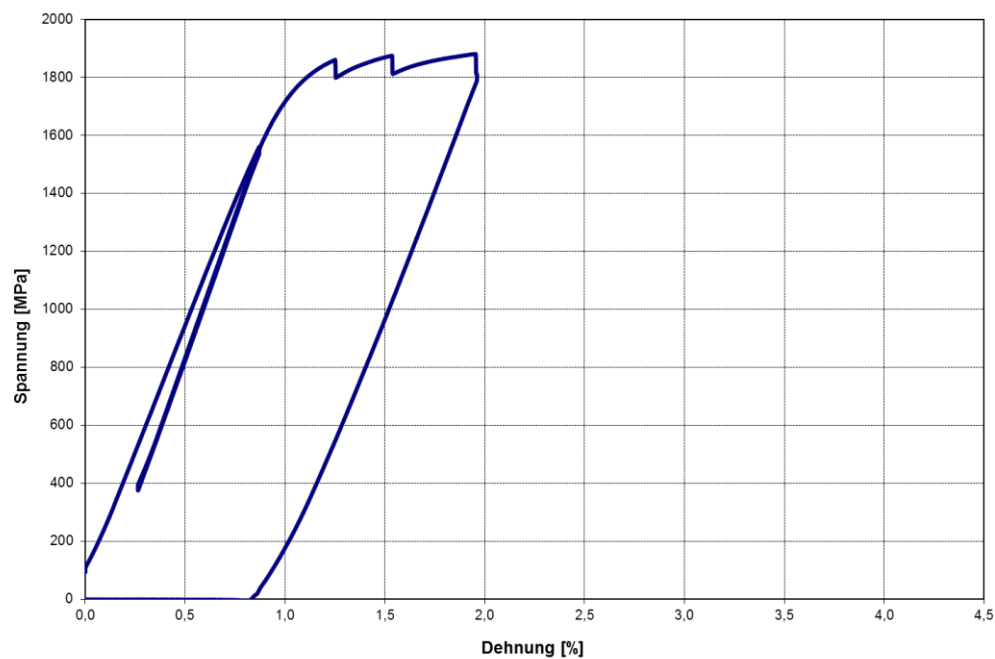
Hersteller der Verankerung: C

Prüfkabellänge / Winkel der Ankerplatten: 7.750 mm / 0,6°

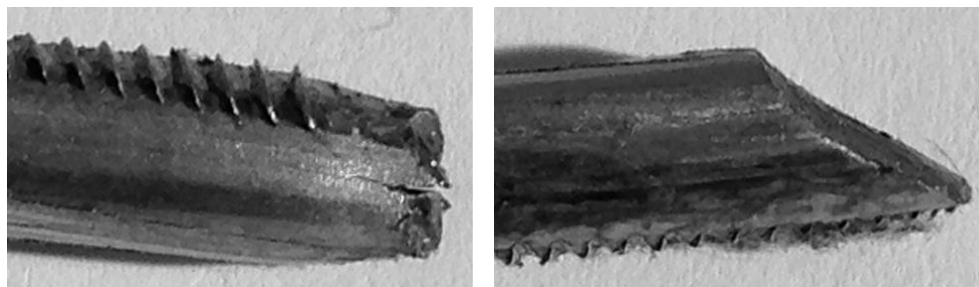
Kein dynamischer Versuch

Statischer Zugversuch: 89,3% AUTS; 97,8% GUTS; $\epsilon_{\max} = 1,87\%$. Der Versuch wurde aus Sicherheitsgründen nach dem Auftreten des dritten Drahtbruchs gestoppt. Die maximale Belastung konnte kurz vor dem dritten Drahtbruch festgestellt werden. Drahtbrüche: 2 Scherbrüche und 1 Mischbruch an der vordersten Keilrille (pressenseitige Verankerung).

Anmerkungen: Das Spannglied wurde während des Versuchs durch keinen Umlenkring gebündelt.



Spannungs-Dehnungsdiagramm



Mischbruch (li); Scherbruch (re)

PT-15-NGM1-7C-6

Verankerungstyp: Spannverankerung mit 7 Litzen

Zugglied: Spannbetonlitze prEN 10138-3-Y1860S7-15,7 (Unverzinkt; Gefettet; PE ummantelt)

Coilnummer: NGM1

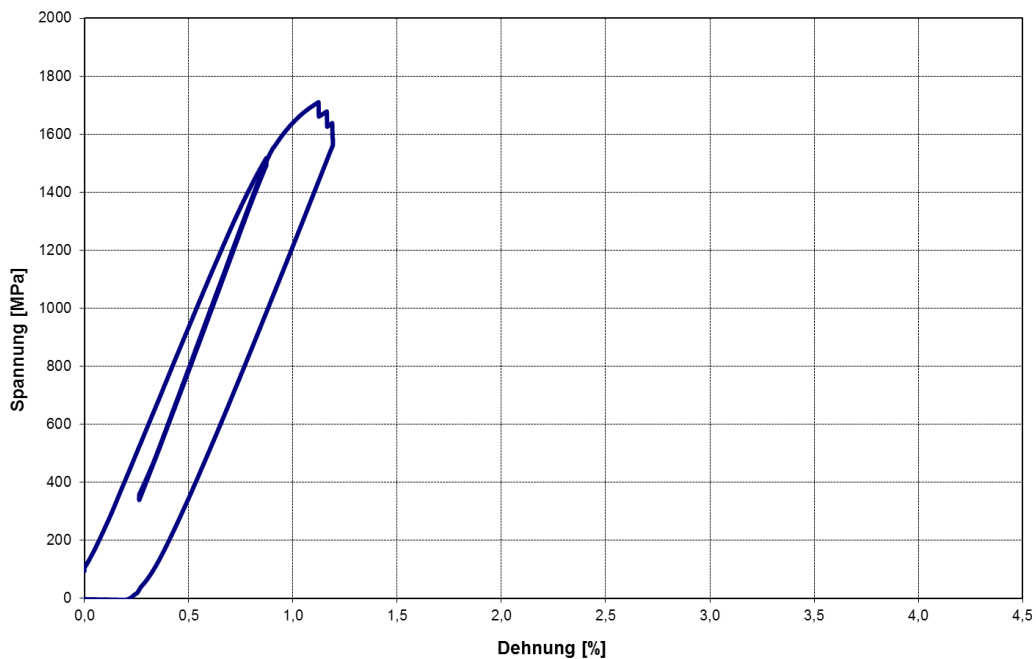
Hersteller der Verankerung: C

Prüfkabellänge / Winkel der Ankerplatten: 7.750 mm / 0,6°

Kein dynamischer Versuch

Statischer Zugversuch: 87,9% AUTS; 92,0% GUTS; $\epsilon_{\max}=1,04\%$. Der Versuch wurde aus Sicherheitsgründen nach dem Auftreten des dritten Drahtbruchs gestoppt. Die maximale Belastung konnte kurz vor dem ersten Drahtbruch festgestellt werden. Drahtbrüche: Zwei Scherbrüche (pressenseitige Verankerung) und ein Scherbruch (gegenüberliegende Seite der Presse) jeweils an der vordersten Keilrille.

Anmerkungen: Der Spannstahl wurde nicht direkt vom Spannstahlhersteller, sondern von einer Baufirma bezogen.



Spannungs-Dehnungsdiagramm



Scherbruch an der vordersten Keilrille

PT-16-NGM2-7C-7

Verankerungstyp: Spannverankerung mit 7 Litzen

Zugglied: Spannbetonlitze prEN 10138-3-Y1770S7-15,7 (Unverzinkt; Gefettet; PE ummantelt)

Coilnummer: NGM2

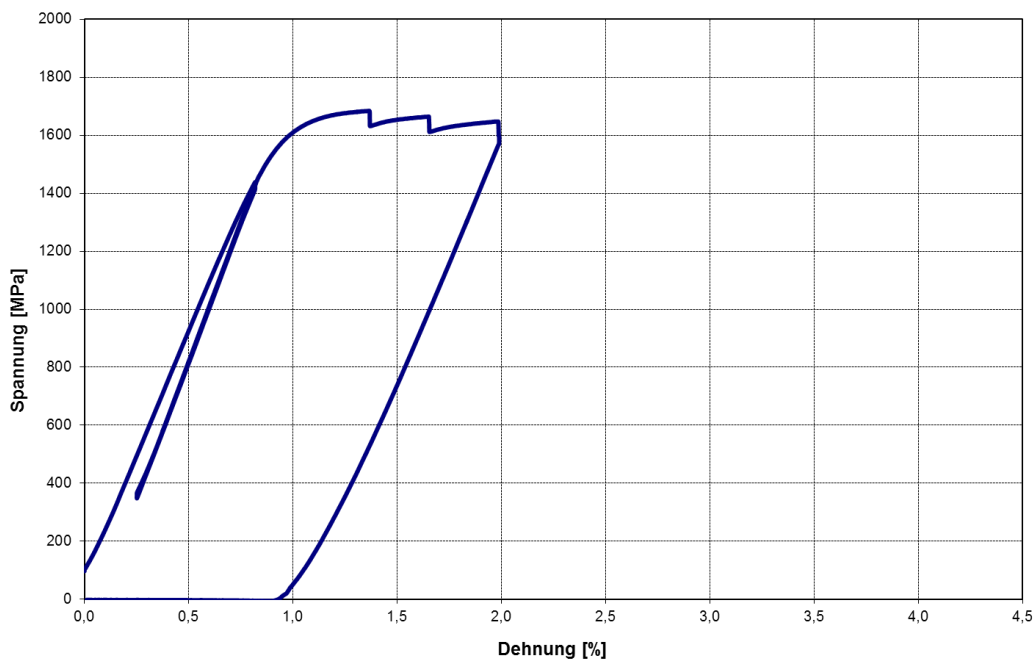
Hersteller der Verankerung: C

Prüfkabellänge / Winkel der Ankerplatten: 7.750 mm / 0,6°

Kein dynamischer Versuch

Statischer Zugversuch: 89,5% AUTS; 90,5% GUTS; $\epsilon_{\max} = 1,29\%$. Der Versuch wurde aus Sicherheitsgründen nach dem Auftreten des dritten Drahtbruchs gestoppt. Die maximale Belastung konnte kurz vor dem ersten Drahtbruch festgestellt werden. Drahtbrüche: 3 Scherbrüche an der vordersten Keilrille (zweimal pressenseitige Verankerung; einmal gegenüberliegende Seite der Presse).

Anmerkungen: Der Spannstahl wurde nicht direkt vom Spannstahlhersteller, sondern von einer Baufirma bezogen.



Spannungs-Dehnungsdiagramm



Scherbruch an der vordersten Keilrille

PT-17-NG1-7C-8

Verankerungstyp: Spannverankerung mit 7 Litzen

Zugglied: Spannbetonlitze prEN 10138-3-Y1860S7-15,7 (unverzinkt)

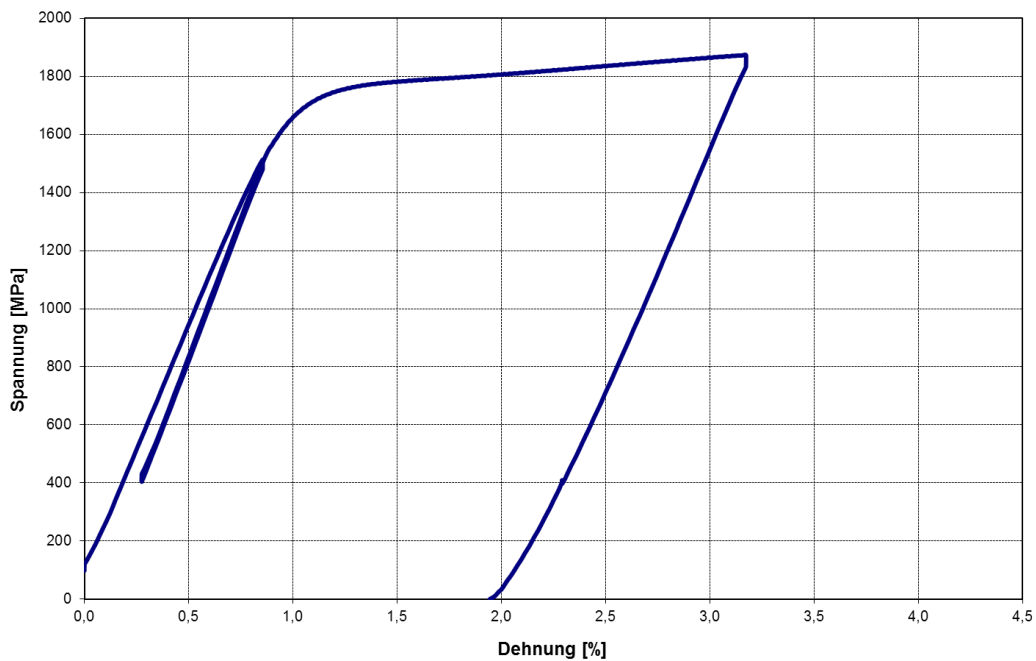
Coilnummer: NG 1

Hersteller der Verankerung: C

Prüfkabellänge / Winkel der Ankerplatten: 7.750 mm / 0,6°

Kein dynamischer Versuch

Statischer Zugversuch: 96,1% AUTS; 100,7% GUTS; $\epsilon_{\max} = 3,09\%$. Der Versuch wurde aus Sicherheitsgründen vor dem Auftreten des ersten Drahtbruchs gestoppt. Drahtbrüche: 0



Spannungs-Dehnungsdiagramm

PT-18-G12-7C-9

Verankerungstyp: Spannverankerung mit 7 Litzen

Zugglied: Spannbetonlitze prEN 10337-Y1860S7+Z-15,7 (Verzinkt; Wachs; PE-ummantelt)

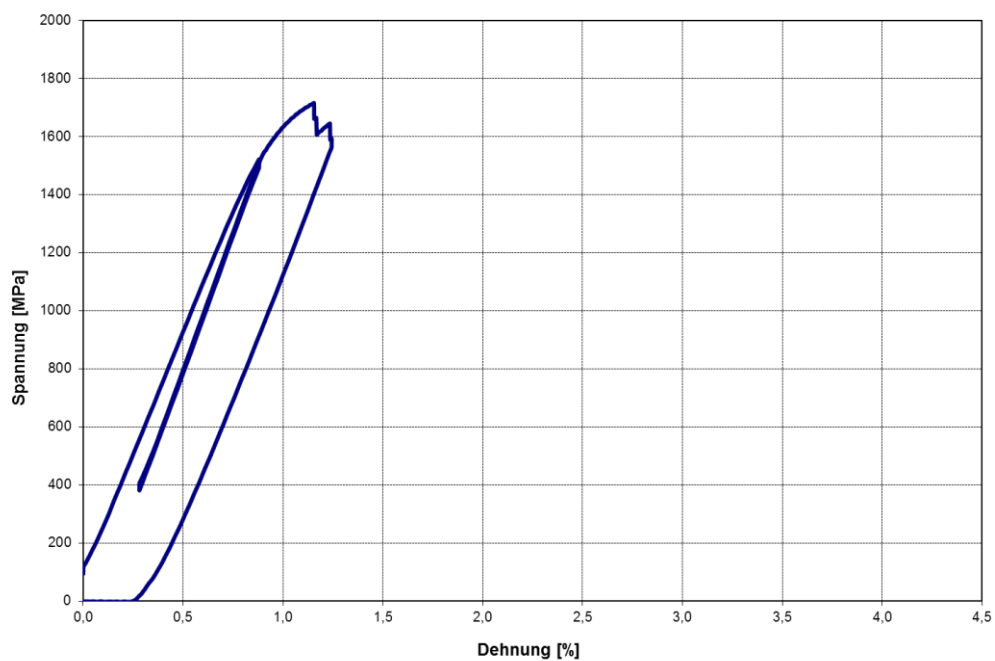
Coilnummer: G12

Hersteller der Verankerung: C

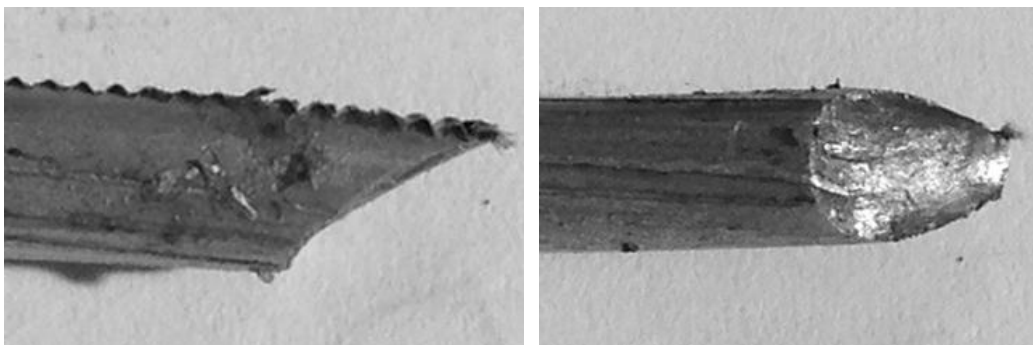
Prüfkabellänge / Winkel der Ankerplatten: 7.750 mm / 0,6°

Kein dynamischer Versuch

Statischer Zugversuch: 89,9% AUTS; 92,2% GUTS; $\epsilon_{\max} = 1,07\%$. Der Versuch wurde aus Sicherheitsgründen nach dem Auftreten des dritten Drahtbruchs gestoppt. Die maximale Belastung konnte kurz vor dem ersten Drahtbruch festgestellt werden. Drahtbrüche: 3 Scherbrüche an der vordersten Keilrille (pressenseitige Verankerung).



Spannungs-Dehnungsdiagramm



Scherbrüche an der vordersten Keilrille

PT-19-NG4-7C-10

Verankerungstyp: Spannverankerung mit 7 Litzen

Zugglied: Spannbetonlitze prEN 10138-3-Y1860S7-15,7 (unverzinkt)

Coilnummer: NG4

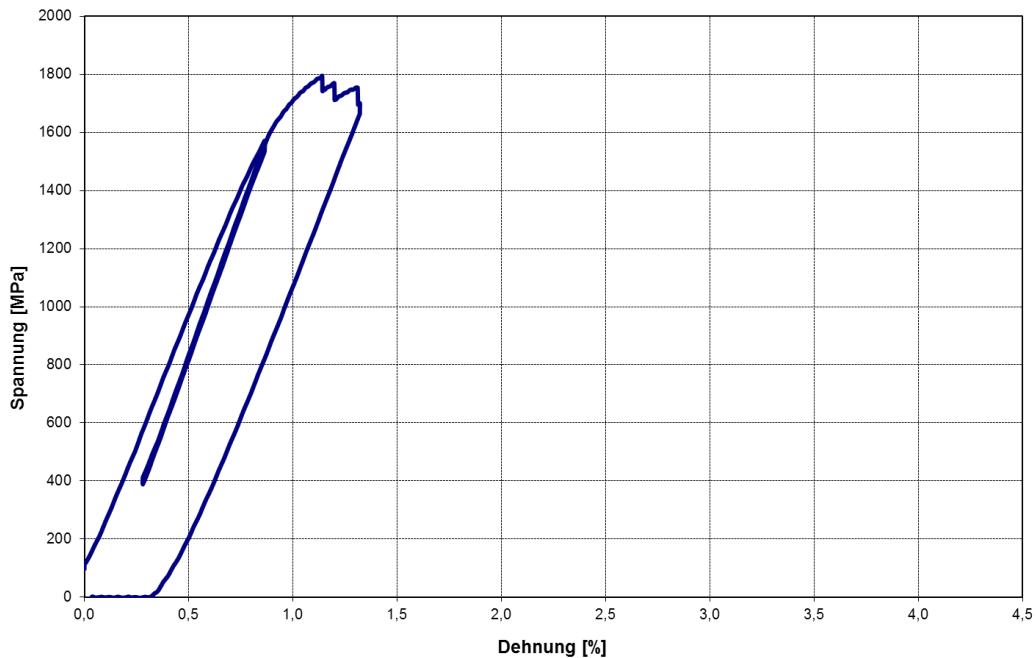
Hersteller der Verankerung: C

Prüfkabellänge / Winkel der Ankerplatten: 7.740 mm / 0,6°

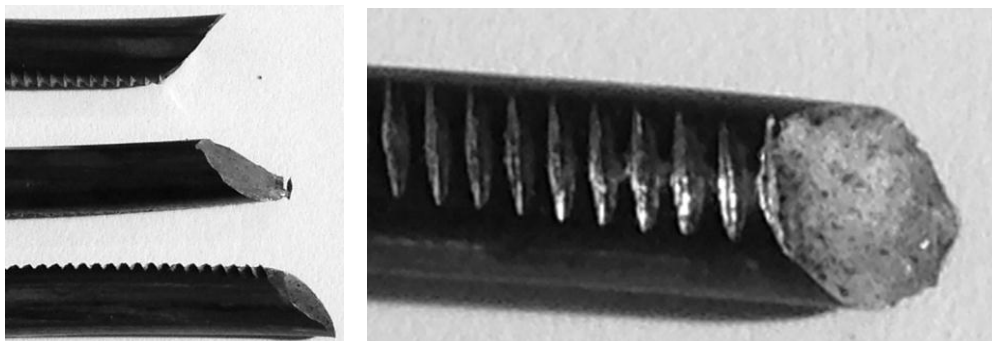
Kein dynamischer Versuch

Statischer Zugversuch: 89,3% AUTS; 93,4% GUTS; $\epsilon_{\max} = 1,06\%$. Der Versuch wurde aus Sicherheitsgründen nach dem Auftreten des dritten Drahtbruchs gestoppt. Die maximale Belastung konnte kurz vor dem ersten Drahtbruch festgestellt werden. Drahtbrüche: 3 Scherbrüche an der vordersten Keilrille (pressenseitige Verankerung).

Anmerkungen: Der Spannstahl wurde nicht direkt vom Spannstahlhersteller, sondern von einer Baufirma bezogen.



Spannungs-Dehnungsdiagramm



Scherbrüche an der vordersten Keilrille

PT-20-G13-7C-11

Verankerungstyp: Spannverankerung mit 7 Litzen

Zugglied: Spannbetonlitze prEN 10337-Y1860S7+Z-15,7 (Verzinkt; Wachs; PE-ummantelt)

Coilnummer: G13

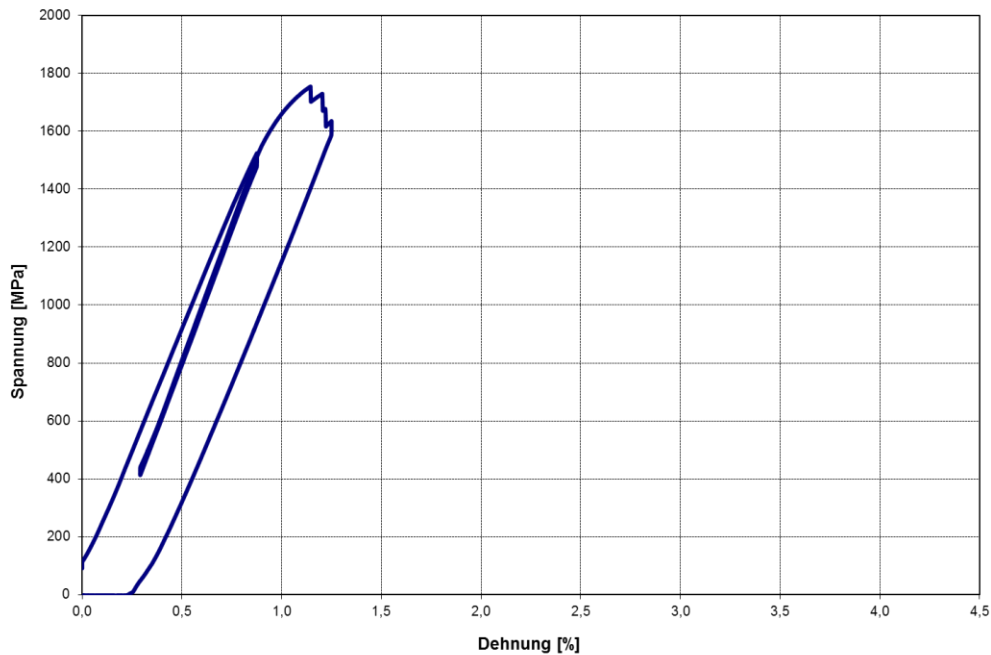
Hersteller der Verankerung: C

Prüfkabellänge / Winkel der Ankerplatten: 7.710 mm / 0°

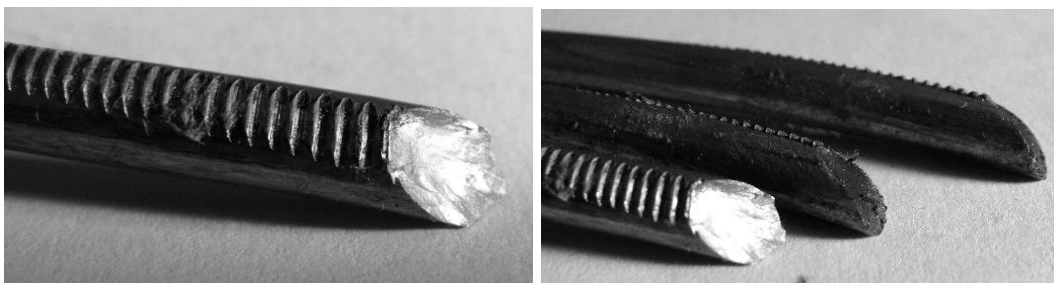
Kein dynamischer Versuch

Statischer Zugversuch: 90,9% AUTS; 94,3% GUTS; $\epsilon_{\max} = 1,06\%$. Der Versuch wurde aus Sicherheitsgründen nach dem Auftreten des dritten Drahtbruchs gestoppt. Die maximale Belastung konnte kurz vor dem ersten Drahtbruch festgestellt werden. Drahtbrüche: 3 Scherbrüche an der vordersten Keilrille (Zweimal pressenseitige Verankerung und einmal gegenüberliegende Seite der Presse).

Anmerkungen: Das Spannglied wurde während des Versuchs nicht durch einen Umlenkring gebündelt.



Spannungs-Dehnungsdiagramm



Scherbrüche an der vordersten Keilrille

PT-21-NG1-7C-12

Verankerungstyp: Spannverankerung mit 7 Litzen

Zugglied: Spannbetonlitze prEN 10138-3-Y1860S7-15,7 (unverzinkt)

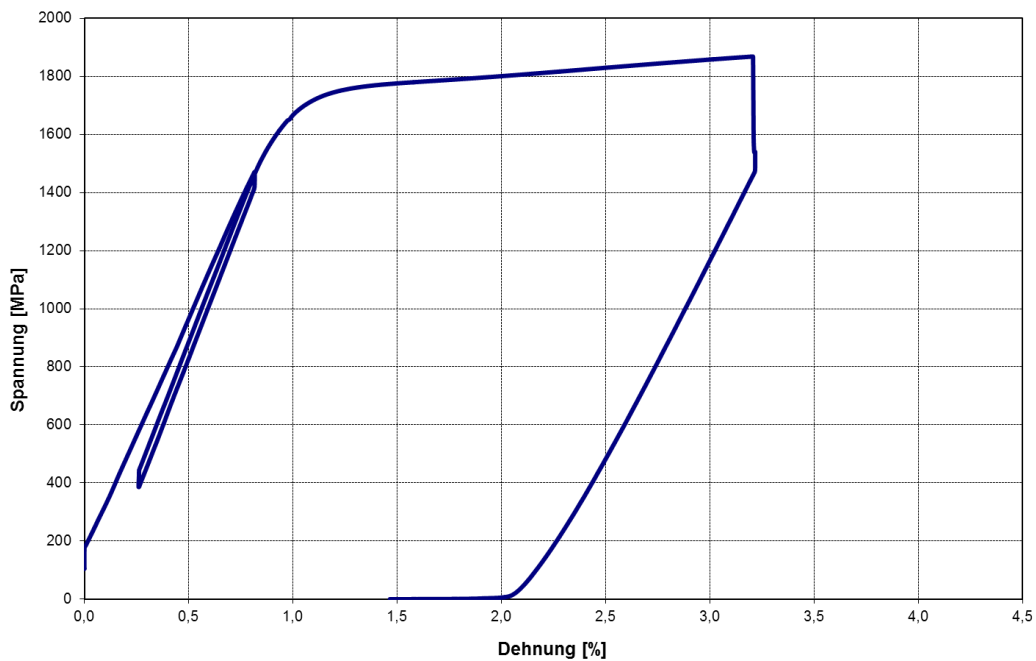
Coilnummer: NG1

Hersteller der Verankerung: C

Prüfkabellänge / Winkel der Ankerplatten: 7.790 mm / 0°

Kein dynamischer Versuch

Statischer Zugversuch: 95,8% AUTS; 100,45% GUTS; $\epsilon_{\max} = 3,1\%$. Der Versuch wurde aus Sicherheitsgründen nach dem Auftreten des ersten Lastabfalls gestoppt. Die maximale Belastung konnte kurz vor dem ersten Drahtbruch festgestellt werden. Drahtbrüche: 7 Drähte einer Litze versagten gleichzeitig. 1 Scherbruch und 6 Mischbrüche an der vordersten Keilrille (gegenüberliegende Seite der Presse).



Spannungs-Dehnungsdiagramm



Ein Scherbruch und sechs Mischbrüche

PT-22-NG2-37D

Verankerungstyp: Spannverankerung mit 37 Litzen

Zugglied: Spannbetonlitze prEN 10138-3-Y1860S7-15,7 (unverzinkt)

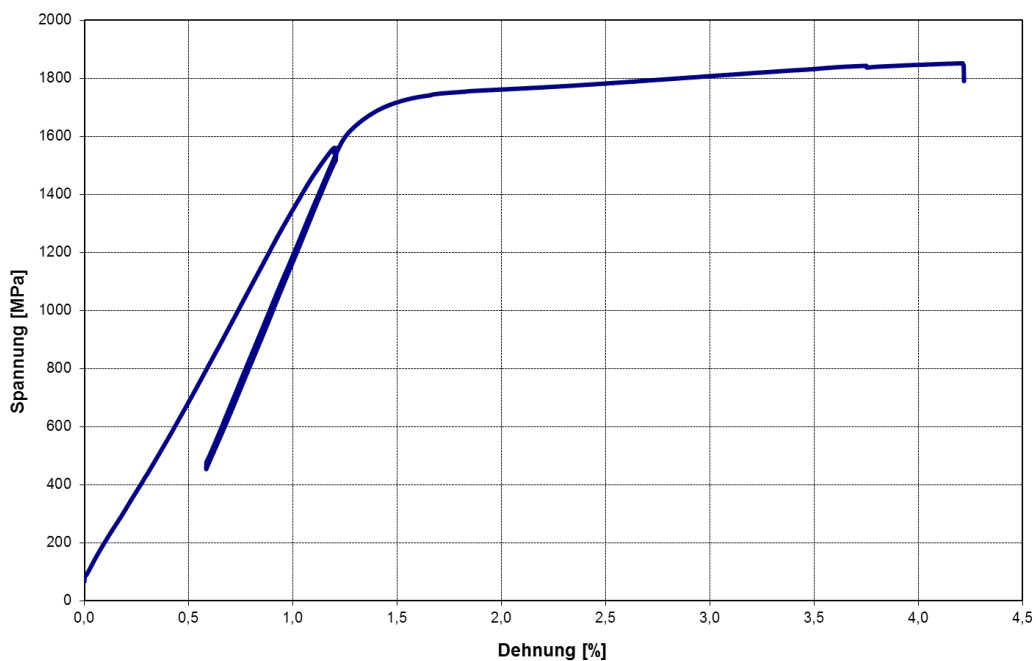
Coilnummer: NG2

Hersteller der Verankerung: D

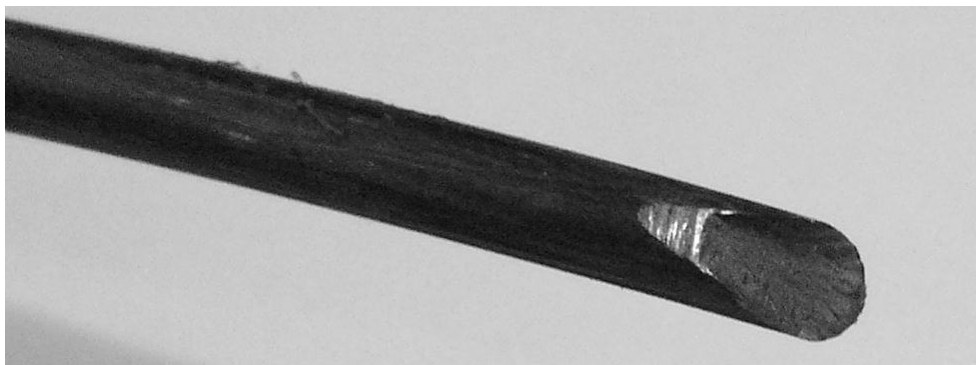
Prüfkabellänge / Winkel der Ankerplatten: 7.220 mm / 0°

Kein dynamischer Versuch

Statischer Zugversuch: 97,8% AUTS; 99,6% GUTS; $\epsilon_{\max} = 3,9\%$. Der Versuch wurde aus Sicherheitsgründen nach dem Auftreten des zweiten Drahtbruchs gestoppt. Die maximale Belastung konnte kurz vor dem zweiten Drahtbruch festgestellt werden. Drahtbrüche: 2 Scherbrüche an der vordersten Keilrille (pressenseitige Verankerung).



Spannungs-Dehnungsdiagramm



Scherbruch

PT-23-NG1-55E-1

Verankerungstyp: Spannverankerung mit 55 Litzen

Zugglied: Spannbetonlitze prEN 10138-3-Y1860S7-15,7 (unverzinkt)

Coilnummer: NG1

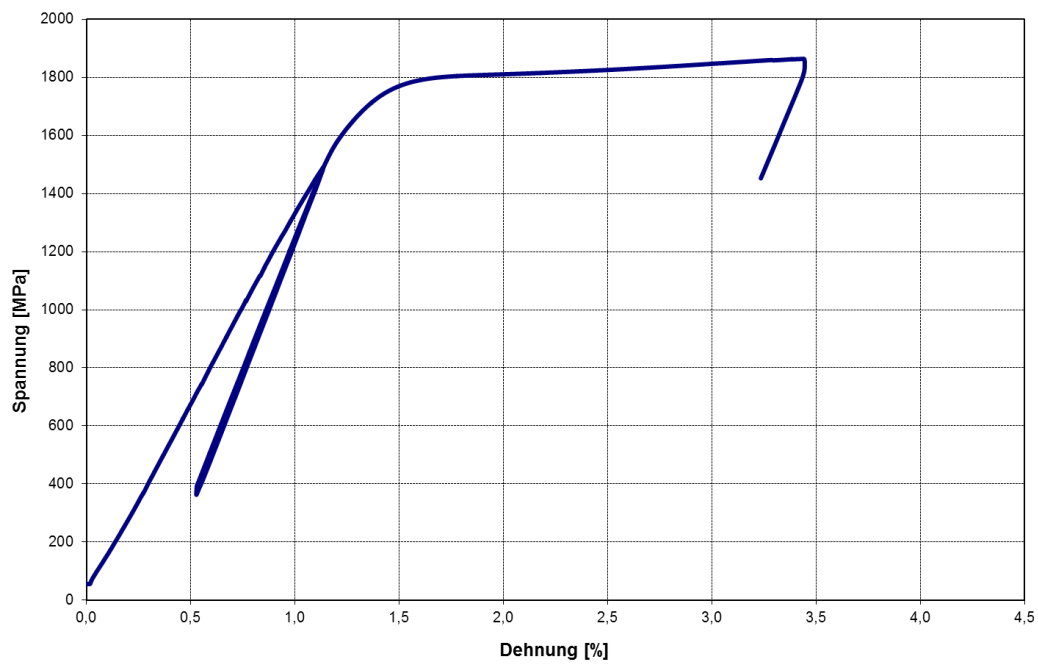
Hersteller der Verankerung: E

Prüfkabellänge / Winkel der Ankerplatten: 7.154 mm / 0°

Kein dynamischer Versuch

Statischer Zugversuch: 95,6% AUTS; 100,2% GUTS; $\epsilon_{\max} = 3,1\%$. Der Versuch wurde aus Sicherheitsgründen vor dem Auftreten des ersten Drahtbruchs gestoppt. Drahtbrüche: 0

Anmerkungen: Das Spannglied wurde bis 80% GUTS mit einer Baustellenpresse gespannt.



Spannungs-Dehnungsdiagramm

PT-24-NG1-55E-2

Verankerungstyp: Spannverankerung mit 55 Litzen

Zugglied: Spannbetonlitze prEN 10138-3-Y1860S7-15,7 (unverzinkt)

Coilnummer: NG1

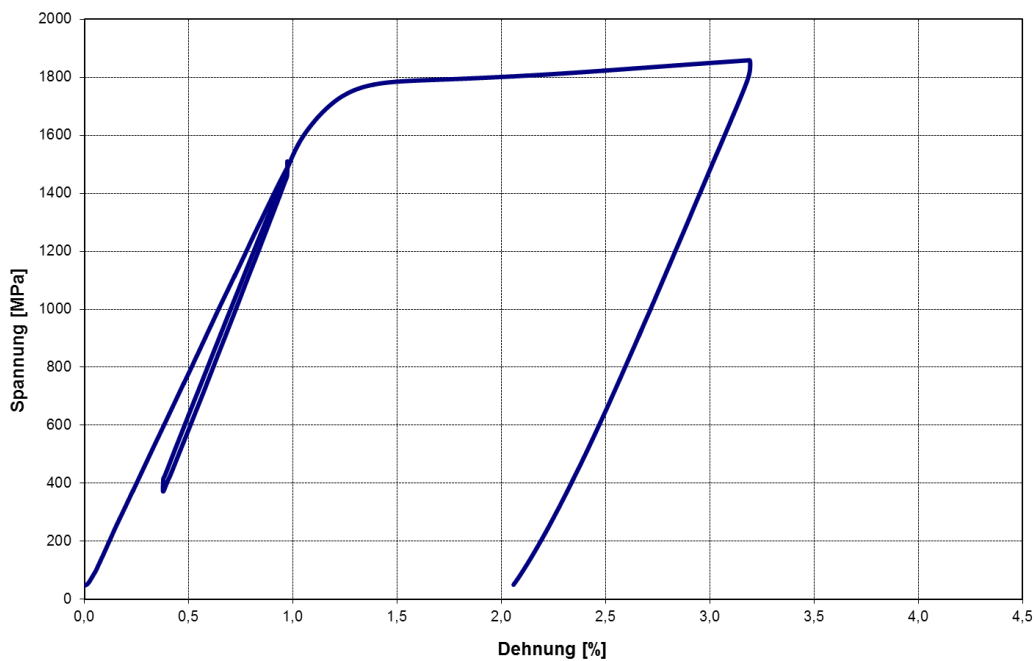
Hersteller der Verankerung: E

Prüfkabellänge / Winkel der Ankerplatten: 7.154 mm / 0°

Kein dynamischer Versuch

Statischer Zugversuch: 95,3% AUTS; 99,9% GUTS; $\epsilon_{\max} = 3,0\%$. Der Versuch wurde aus Sicherheitsgründen nach dem Auftreten des ersten Drahtbruchs gestoppt. Die maximale Belastung konnte kurz vor dem ersten Drahtbruch festgestellt werden. Drahtbrüche: 1 Mischbruch (cup-cone fracture) in der freien Länge des Kabels (äußerster Ring). Eine deutliche Einschnürung ist erkennbar.

Anmerkungen: Das Spannglied wurde bis 80% GUTS mit einer Baustellenpresse gespannt.



Spannungs-Dehnungsdiagramm



Drahtbruch in der freien Länge des Kabels

SC-1-G1-1F-1

Verankerungstyp: Schrägkabelverankerung mit 1 Litze

Zugglied: Spannbetonlitze prEN 10337-Y1860S7+Z-15,7 (Verzinkt; Wachs; PE-ummantelt)

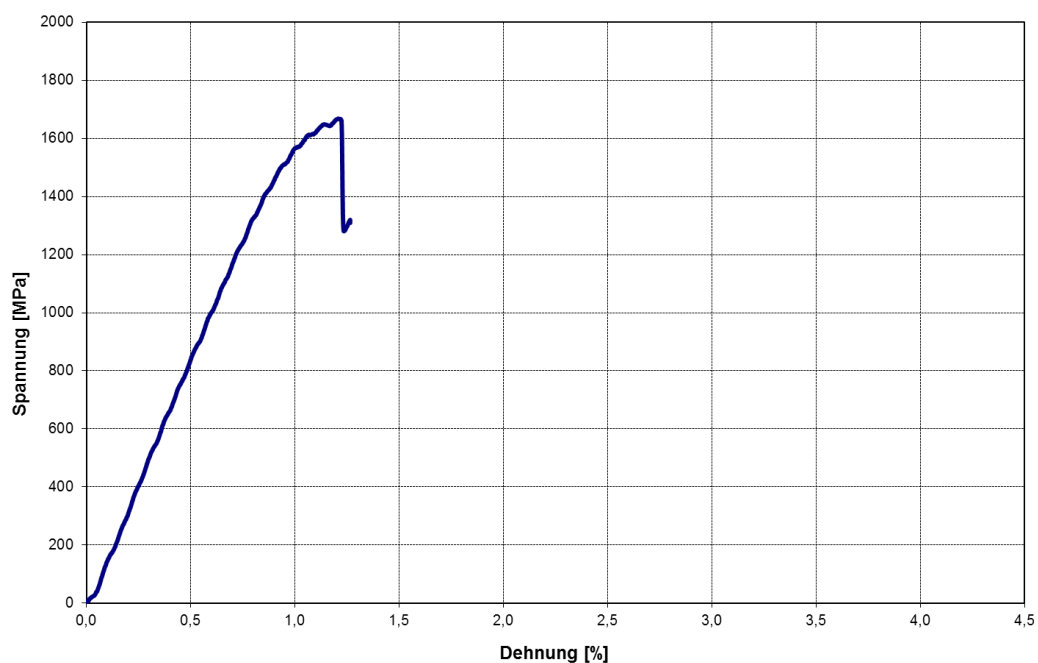
Coilnummer: G1

Hersteller der Verankerung: F

Prüfkabellänge / Winkel der Ankerplatten: 7.300 mm / 0°

Kein dynamischer Versuch

Statischer Zugversuch: 87,1% AUTS; 89,7% GUTS; $\epsilon_{\max} = 1,0\%$. Der Versuch wurde aus Sicherheitsgründen nach dem Auftreten des ersten Drahtbruchs gestoppt. Die maximale Belastung konnte kurz vor dem ersten Drahtbruch festgestellt werden. Drahtbrüche: 1 Scherbruch an der vordersten Keilrille.



Spannungs-Dehnungsdiagramm

SC-2-G1-1F-2

Verankerungstyp: Schrägkabelverankerung mit 1 Litze

Zugglied: Spannbetonlitze prEN 10337-Y1860S7+Z-15,7 (Verzinkt; Wachs; PE-ummantelt)

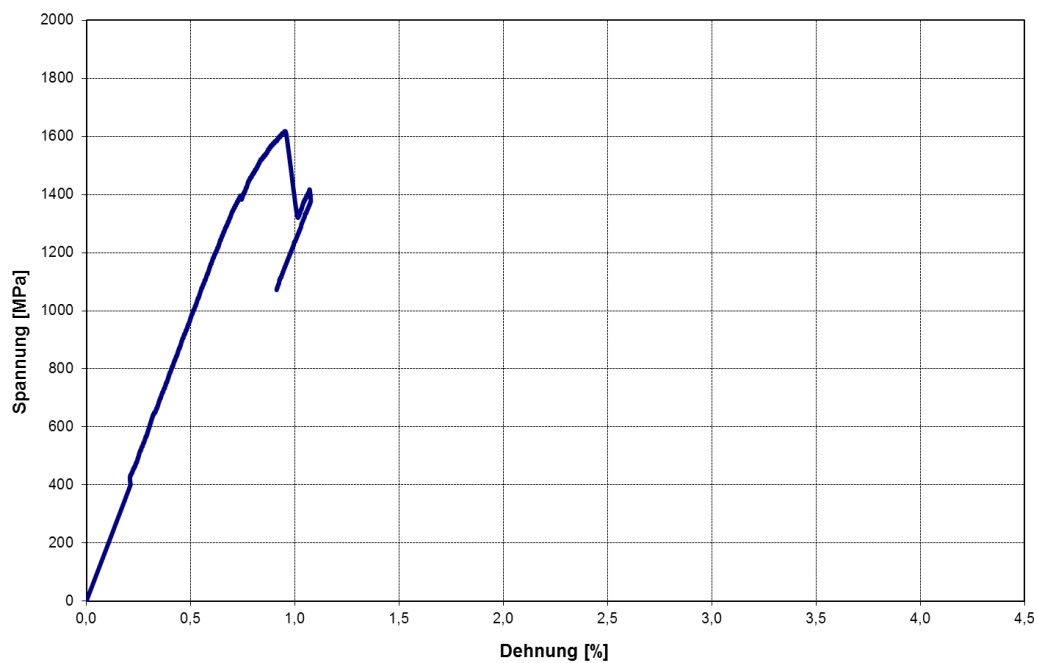
Coilnummer: G1

Hersteller der Verankerung: F

Prüfkabellänge / Winkel der Ankerplatten: 7.300 mm / 0°

Dynamischer Versuch: 200 MPa; 45% GUTS; 2 Millionen Lastwechsel; 6 Hz. Kein Drahtbruch während der dynamischen Belastung. Keine Temperaturerhöhung feststellbar.

Statischer Zugversuch: 84,4% AUTS; 87,0% GUTS; $\epsilon_{\max} = 0,9\%$. Der Versuch wurde aus Sicherheitsgründen nach dem Auftreten des ersten Drahtbruchs gestoppt. Die maximale Belastung konnte kurz vor dem ersten Drahtbruch festgestellt werden. Drahtbrüche: 1 Scherbruch an der vordersten Keilrille.



Spannungs-Dehnungsdiagramm

SC-3-G1-1F-3

Verankerungstyp: Schrägkabelverankerung mit 1 Litze

Zugglied: Spannbetonlitze prEN 10337-Y1860S7+Z-15,7 (Verzinkt; Wachs; PE-ummantelt)

Coilnummer: G1

Hersteller der Verankerung: F

Prüfkabellänge / Winkel der Ankerplatten: 4.500 mm / 0°

Dynamischer Versuch: 200 MPA; 45% GUTS; 2 Millionen Lastwechsel; 5 Hz. Kein Drahtbruch während der dynamischen Belastung. Keine Temperaturerhöhung feststellbar.

Statischer Zugversuch: 88,4% AUTS; 91,0% GUTS; ϵ_{\max} = k.A. Der Versuch wurde aus Sicherheitsgründen nach dem Auftreten des ersten Drahtbruchs gestoppt. Die maximale Belastung konnte kurz vor dem ersten Drahtbruch festgestellt werden. Drahtbrüche: 1 Scherbruch an der vordersten Keilrille (pressenseitige Verankerung).

Anmerkungen: Der Versuch wurde von der TVFA Wien durchgeführt und es konnte keine Bruchdehnung bestimmt werden.

SC-4-G1-1F-4

Verankerungstyp: Schrägkabelverankerung mit 1 Litze

Zugglied: Spannbetonlitze prEN 10337-Y1860S7+Z-15,7 (Verzinkt; Wachs; PE-ummantelt)

Coilnummer: G1

Hersteller der Verankerung: F

Prüfkabellänge / Winkel der Ankerplatten: 7.300 mm / 0°

Kein dynamischer Versuch

Statischer Zugversuch: 84,4% AUTS; 87,0% GUTS; ϵ_{\max} = k.A. Der Versuch wurde aus Sicherheitsgründen nach dem Auftreten des ersten Drahtbruchs gestoppt. Die maximale Belastung konnte kurz vor dem ersten Drahtbruch festgestellt werden. Drahtbrüche: 1 Scherbruch an der vordersten Keilrille.

SC-5-G4-1F-3

Verankerungstyp: Schrägkabelverankerung mit 1 Litze

Zugglied: Spannbetonlitze prEN 10337-Y1860S7+Z-15,7 (Verzinkt; Wachs; PE-ummantelt)

Coilnummer: G4

Hersteller der Verankerung: F

Prüfkabellänge / Winkel der Ankerplatten: 4.500 mm / 0°

Dynamischer Versuch: 200 MPA; 45% GUTS; 2 Millionen Lastwechsel; 5 Hz. Kein Drahtbruch während der dynamischen Belastung. Keine Temperaturerhöhung feststellbar.

Statischer Zugversuch: 95,8% AUTS; 98,9% GUTS; ϵ_{\max} = k.A. Der Versuch wurde aus Sicherheitsgründen nach dem Auftreten des ersten Drahtbruchs gestoppt. Die maximale Belastung konnte kurz vor dem ersten Drahtbruch festgestellt werden. Drahtbrüche: 1 Scherbruch an der vordersten Keilrille.

Anmerkungen: Der Versuch wurde von der TVFA Wien durchgeführt und es konnte keine Bruchdehnung bestimmt werden.

SC-6-NG1-1F-6

Verankerungstyp: Schrägkabelverankerung mit 1 Litze

Zugglied: Spannbetonlitze prEN 10138-3-Y1860S7-15,7 (unverzinkt)

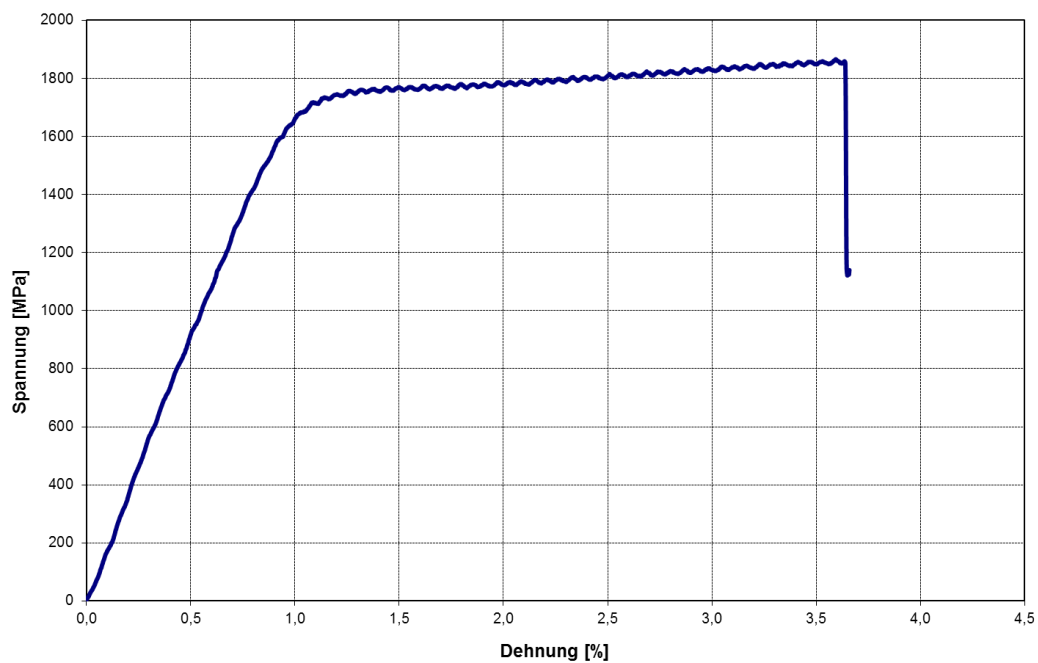
Coilnummer: NG1

Hersteller der Verankerung: F

Prüfkabellänge / Winkel der Ankerplatten: 7.300 mm / 0°

Dynamischer Versuch: 200 MPA; 45% GUTS; 2 Millionen Lastwechsel; 6 Hz. Kein Drahtbruch während der dynamischen Belastung. Keine Temperaturerhöhung feststellbar.

Statischer Zugversuch: 95,7% AUTS; 100,3% GUTS; $\epsilon_{\max} = 3,6\%$. Der Versuch wurde aus Sicherheitsgründen nach dem Auftreten des ersten Drahtbruchs gestoppt. Die maximale Belastung konnte kurz vor dem ersten Drahtbruch festgestellt werden. Drahtbrüche: 1 Scherbruch an der vordersten Keilrille



Spannungs-Dehnungsdiagramm

SC-7-NG1-1F-7

Verankerungstyp: Schrägkabelverankerung mit 1 Litze

Zugglied: Spannbetonlitze prEN 10138-3-Y1860S7-15,7 (unverzinkt)

Coilnummer: NG1

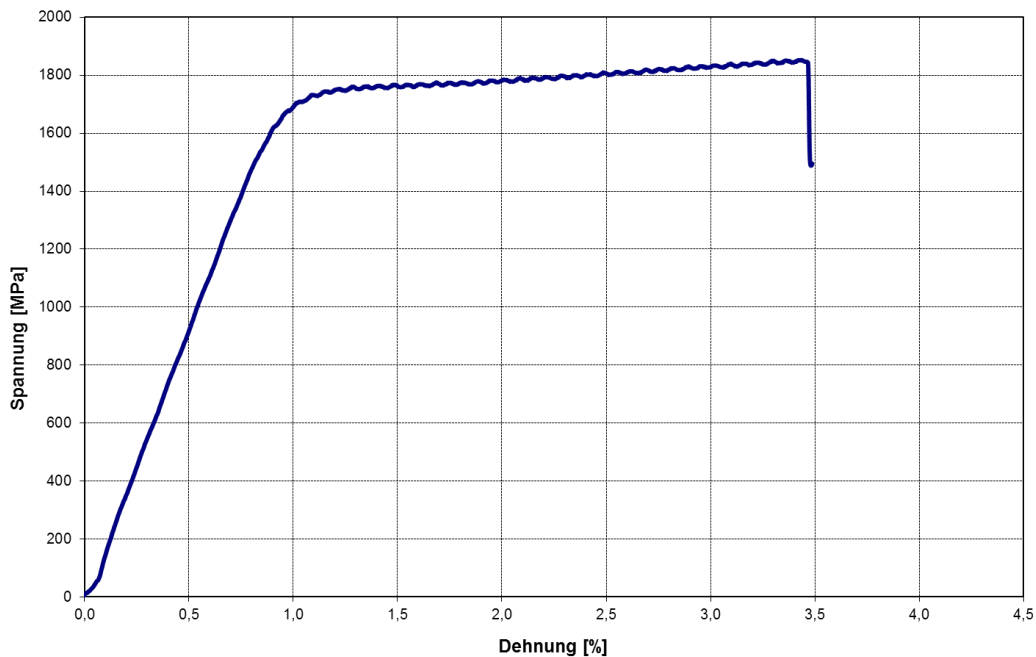
Hersteller der Verankerung: F

Prüfkabellänge / Winkel der Ankerplatten: 7.300 mm / 0°

Dynamischer Versuch: 200 MPA; 45% GUTS; 10 Millionen Lastwechsel; 6 Hz. Kein Drahtbruch während der dynamischen Belastung. Keine Temperaturerhöhung feststellbar.

Statischer Zugversuch: 95,0% AUTS; 99,6% GUTS; $\epsilon_{\max} = 3,4\%$. Der Versuch wurde aus Sicherheitsgründen nach dem Auftreten des ersten Drahtbruchs gestoppt. Die maximale Belastung konnte kurz vor dem ersten Drahtbruch festgestellt werden. Drahtbrüche: 1 Scherbruch an der vordersten Keilrille

Anmerkungen: Im Spannungs-Dehnungsdiagramm wurden die Keileinzüge bereits abgezogen.



Spannungs-Dehnungsdiagramm

SC-8-NG1-1F-8

Verankerungstyp: Schrägkabelverankerung mit 1 Litze

Zugglied: Spannbetonlitze prEN 10138-3-Y1860S7-15,7 (unverzinkt)

Coilnummer: NG1

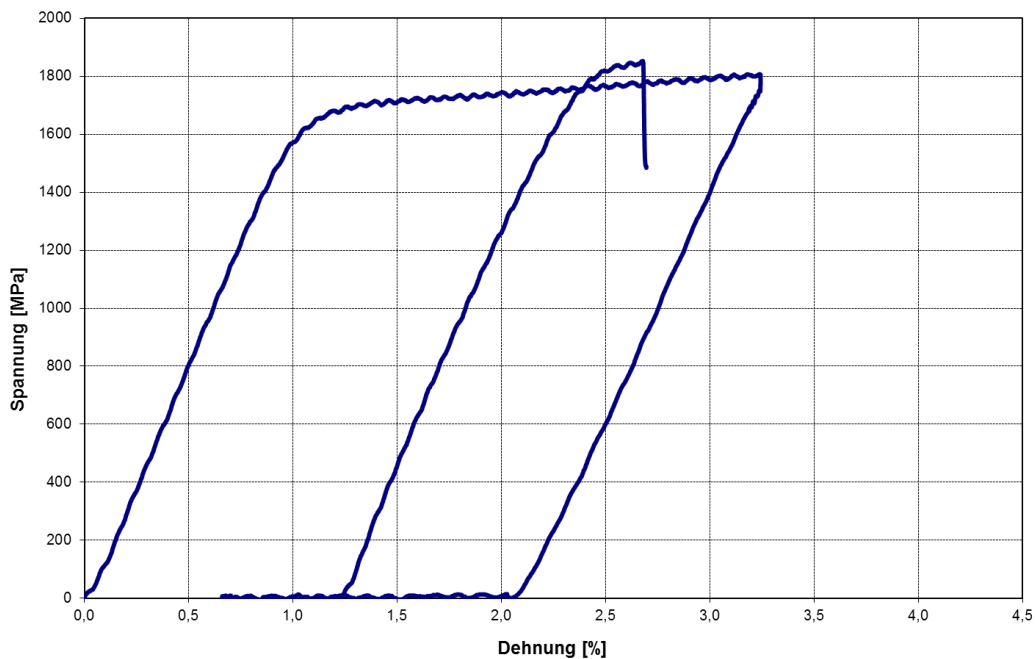
Hersteller der Verankerung: F

Prüfkabellänge / Winkel der Ankerplatten: 7.300 mm / 0°

Kein dynamischer Versuch

Statischer Zugversuch: 95,0% AUTS; 99,6% GUTS; $\epsilon_{\max} = 3,4\%$. Der Versuch wurde aus Sicherheitsgründen nach dem Auftreten des ersten Drahtbruchs gestoppt. Die maximale Belastung konnte kurz vor dem ersten Drahtbruch festgestellt werden. Drahtbrüche: 1 Scherbruch an der vordersten Keilrille

Anmerkungen: Da der Pressenweg nicht ausreichte, um das Kabel bis zu Bruch belasten zu können, wurde das Spannglied bei einer Dehnung von etwa 3,1% entlastet und es wurden Zwischenplatten in den Versuchsaufbau eingebaut. Danach konnte der Versuch bis zum Versagen des Zugglieds fortgesetzt werden.



Spannungs-Dehnungsdiagramm

SC-9-NG1-1F-9

Verankerungstyp: Schrägkabelverankerung mit 1 Litze

Zugglied: Spannbetonlitze prEN 10138-3-Y1860S7-15,7 (unverzinkt)

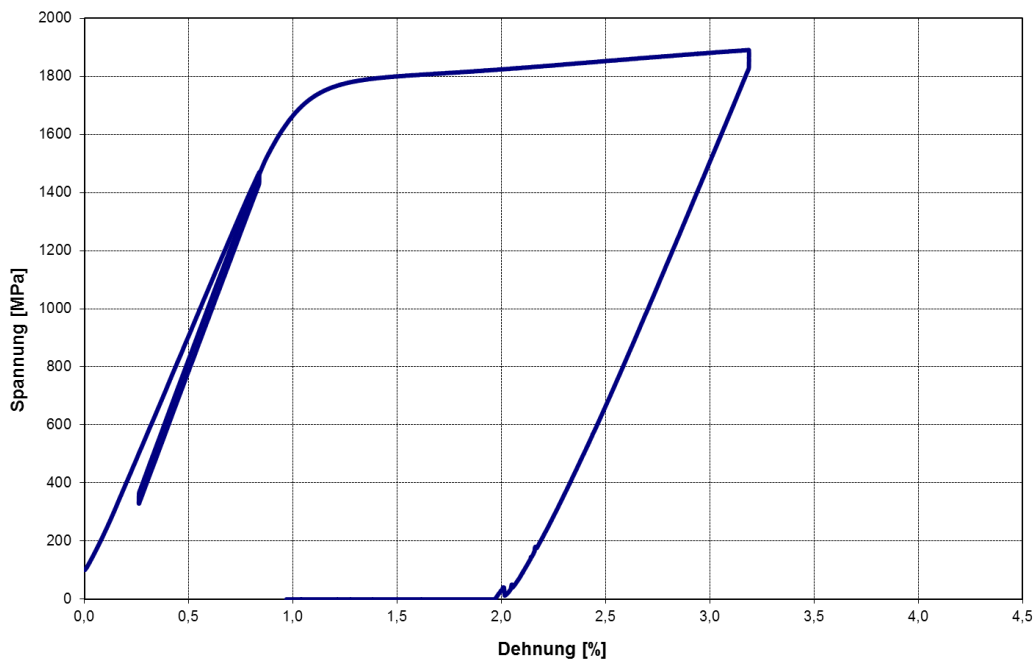
Coilnummer: NG1

Hersteller der Verankerung: F

Prüfkabellänge / Winkel der Ankerplatten: 7.380 mm / 0°

Kein dynamischer Versuch

Statischer Zugversuch: 97,0% AUTS; 101,6% GUTS; $\epsilon_{\max} = 3,13\%$. Der Versuch wurde aus Sicherheitsgründen vor dem Auftreten des ersten Drahtbruchs gestoppt. Drahtbrüche: 0



Spannungs-Dehnungsdiagramm

SC-10-NG1-1F-10

Verankerungstyp: Schrägkabelverankerung mit 1 Litze

Zugglied: Spannbetonlitze prEN 10138-3-Y1860S7-15,7 (unverzinkt)

Coilnummer: NG1

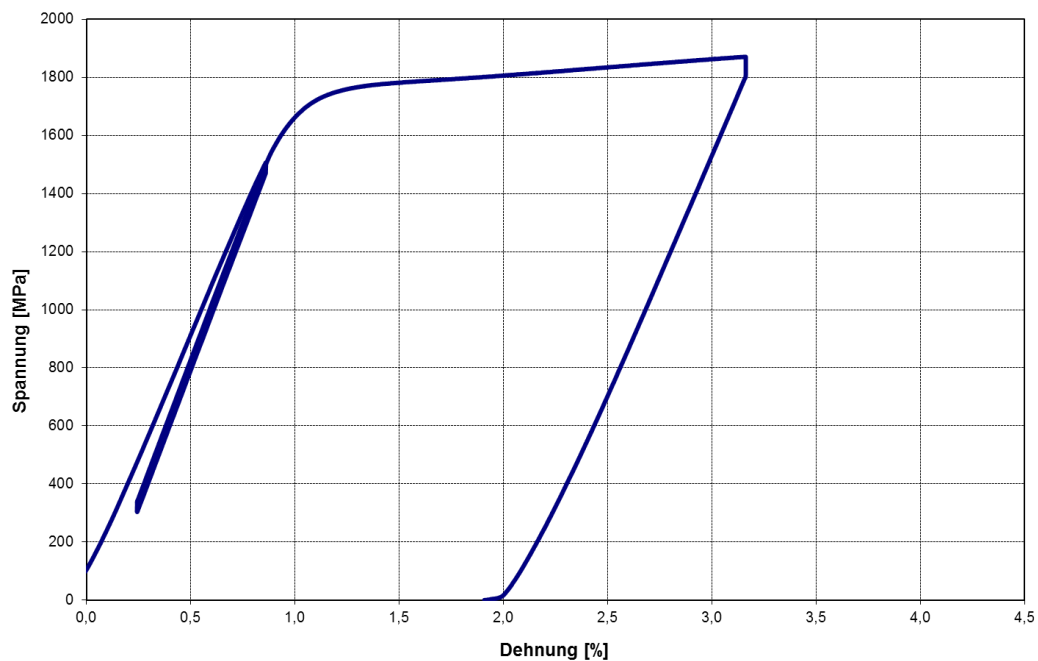
Hersteller der Verankerung: F

Prüfkabellänge / Winkel der Ankerplatten: 7.790 mm / 0°

Kein dynamischer Versuch

Statischer Zugversuch: 95,9% AUTS; 100,6% GUTS; $\epsilon_{\max} = 3,11\%$. Der Versuch wurde aus Sicherheitsgründen vor dem Auftreten des ersten Drahtbruchs gestoppt. Drahtbrüche: 0

Anmerkungen: Das einlitzige Spannkabel wurde mit einer Umlenkung von 1,6° getestet.



Spannungs-Dehnungsdiagramm

SC-11-G12-1F-11

Verankerungstyp: Schrägkabelverankerung mit 1 Litze

Zugglied: Spannbetonlitze prEN 10337-Y1860S7+Z-15,7 (Verzinkt; Wachs; PE-ummantelt)

Coilnummer: G12

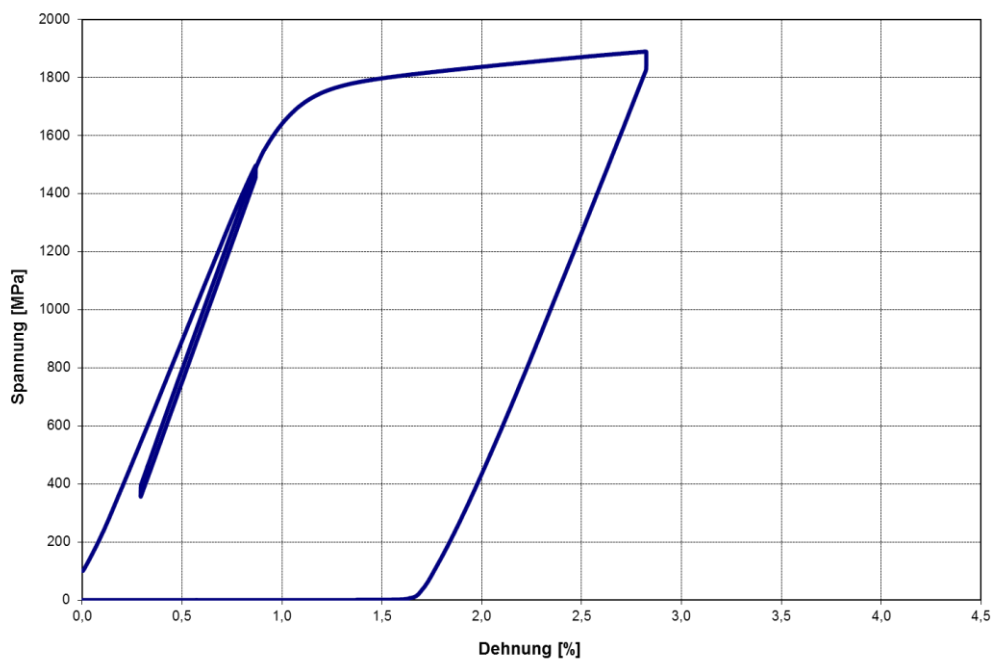
Hersteller der Verankerung: F

Prüfkabellänge / Winkel der Ankerplatten: 7.380 mm / 0°

Kein dynamischer Versuch

Statischer Zugversuch: 99,0% AUTS; 101,5% GUTS; $\epsilon_{\max} = 2,7\%$. Der Versuch wurde aus Sicherheitsgründen vor dem Auftreten des ersten Drahtbruchs gestoppt. Drahtbrüche: 0

Anmerkungen:



Spannungs-Dehnungsdiagramm

SC-12-G10-1F-12

Verankerungstyp: Schrägkabelverankerung mit 1 Litze

Zugglied: Spannbetonlitze prEN 10337-Y1860S7+Z-15,7 (Verzinkt; Wachs; PE-ummantelt)

Coilnummer: G10

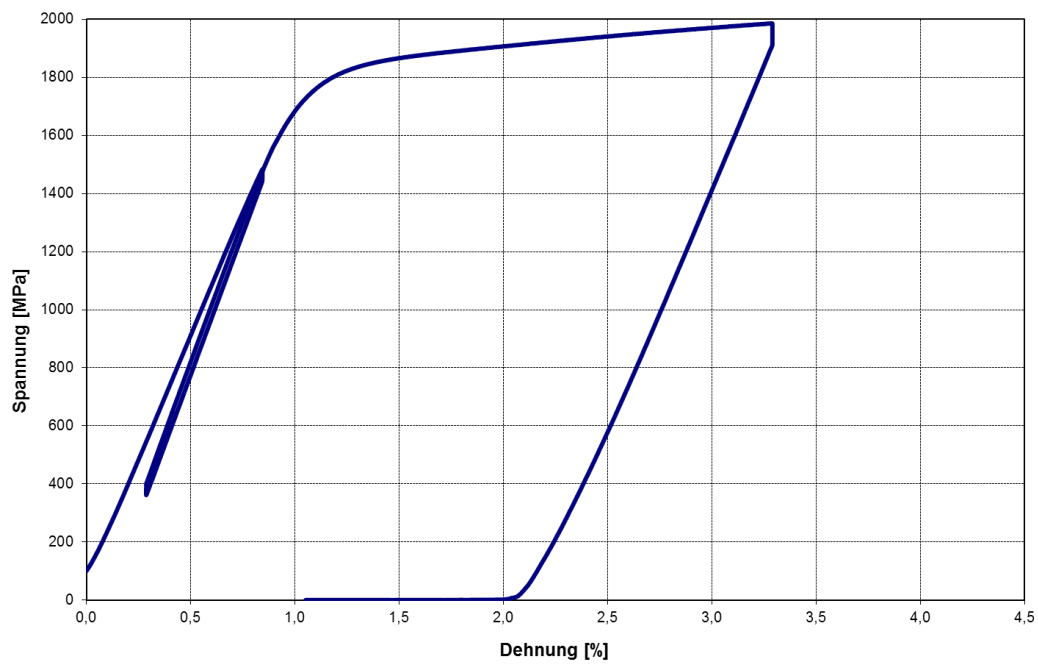
Hersteller der Verankerung: F

Prüfkabellänge / Winkel der Ankerplatten: 7.380 mm / 0°

Kein dynamischer Versuch

Statischer Zugversuch: 97,7% AUTS; 106,8% GUTS; $\epsilon_{\max} = 3,22\%$. Der Versuch wurde aus Sicherheitsgründen vor dem Auftreten des ersten Drahtbruchs gestoppt. Drahtbrüche: 0

Anmerkungen:



Spannungs-Dehnungsdiagramm

SC-13-G10-1F-13

Verankerungstyp: Schrägkabelverankerung mit 1 Litze

Zugglied: Spannbetonlitze prEN 10337-Y1860S7+Z-15,7 (Verzinkt; Wachs; PE-ummantelt)

Coilnummer: G10

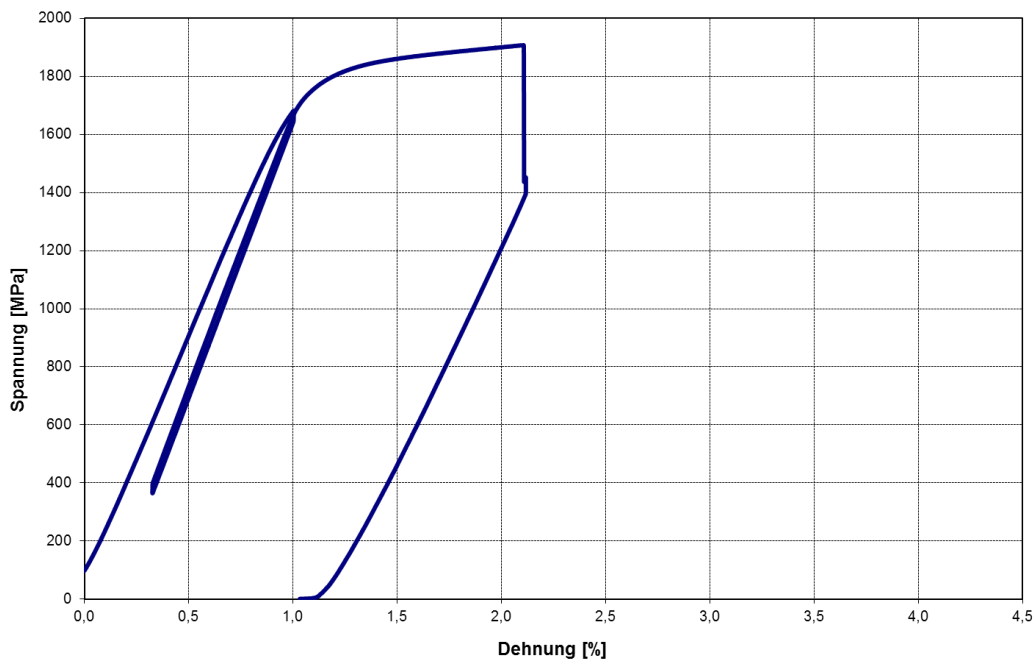
Hersteller der Verankerung: F

Prüfkabellänge / Winkel der Ankerplatten: 7.730 mm / 0°

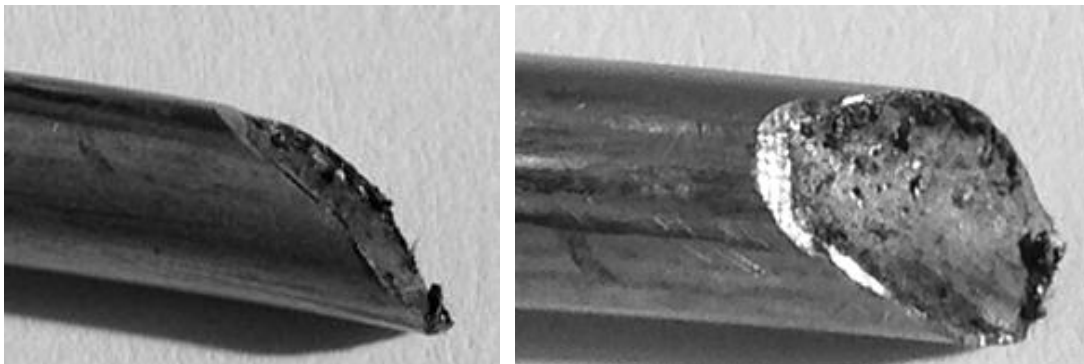
Kein dynamischer Versuch

Statischer Zugversuch: 93,7% AUTS; 102,5% GUTS; $\epsilon_{\max} = 2,05\%$. Der Versuch wurde aus Sicherheitsgründen nach dem Auftreten des ersten Drahtbruchs gestoppt. Die maximale Belastung konnte kurz vor dem ersten Drahtbruch festgestellt werden. Drahtbrüche: 1 Scherbruch an der vordersten Keilrille (pressenseitige Verankerung).

Anmerkungen: Das einlitzige Spannkabel wurde mit einer Umlenkung von 0,8° getestet.



Spannungs-Dehnungsdiagramm



Scherbruch an der vordersten Keilrille

SC-14-G10-1F-14

Verankerungstyp: Schrägkabelverankerung mit 1 Litze

Zugglied: Spannbetonlitze prEN 10337-Y1860S7+Z-15,7 (Verzinkt; Wachs; PE-ummantelt)

Coilnummer: G10

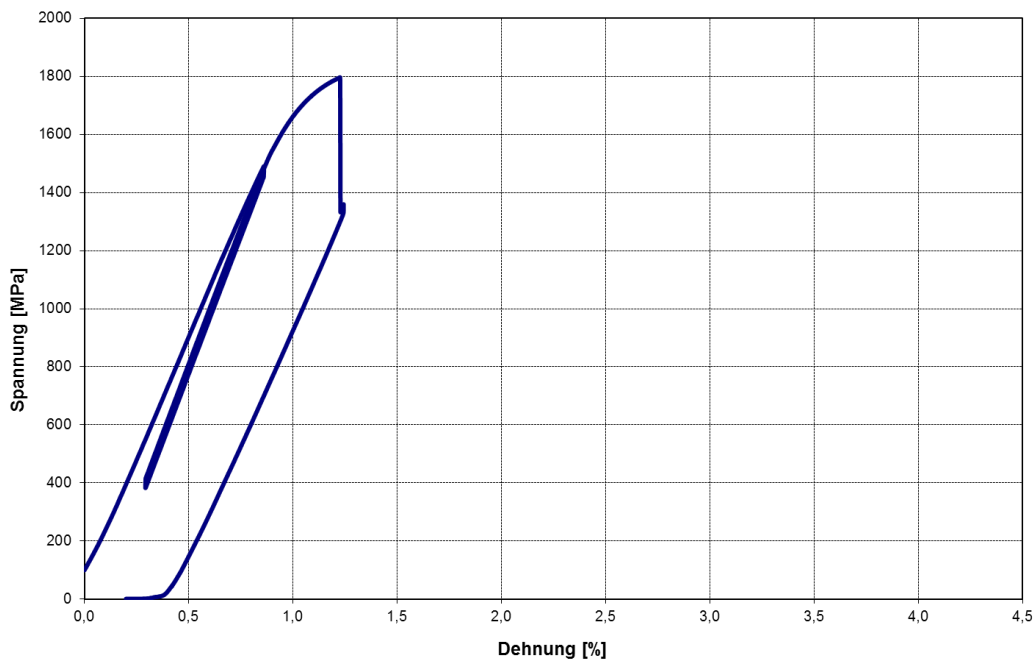
Hersteller der Verankerung: F

Prüfkabellänge / Winkel der Ankerplatten: 7.790 mm / 0°

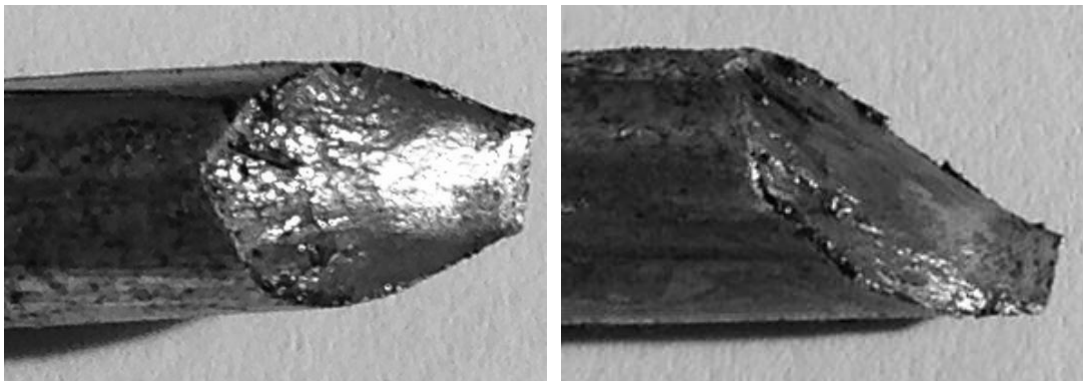
Kein dynamischer Versuch

Statischer Zugversuch: 88,2% AUTS; 96,6% GUTS; $\epsilon_{\max} = 1,17\%$. Der Versuch wurde aus Sicherheitsgründen nach dem Auftreten des ersten Drahtbruchs gestoppt. Die maximale Belastung konnte kurz vor dem ersten Drahtbruch festgestellt werden. Drahtbrüche: 1 Scherbruch an der vordersten Keilrille (pressenseitige Verankerung).

Anmerkungen: Das einlitzige Spannkabel wurde mit einer Umlenkung von 1,6° getestet.



Spannungs-Dehnungsdiagramm



Scherbruch an der vordersten Keilrille

SC-15-G9-1F-15

Verankerungstyp: Schrägkabelverankerung mit 1 Litze

Zugglied: Spannbetonlitze prEN 10337-Y1860S7+Z-15,7 (Verzinkt; Wachs; PE-ummantelt)

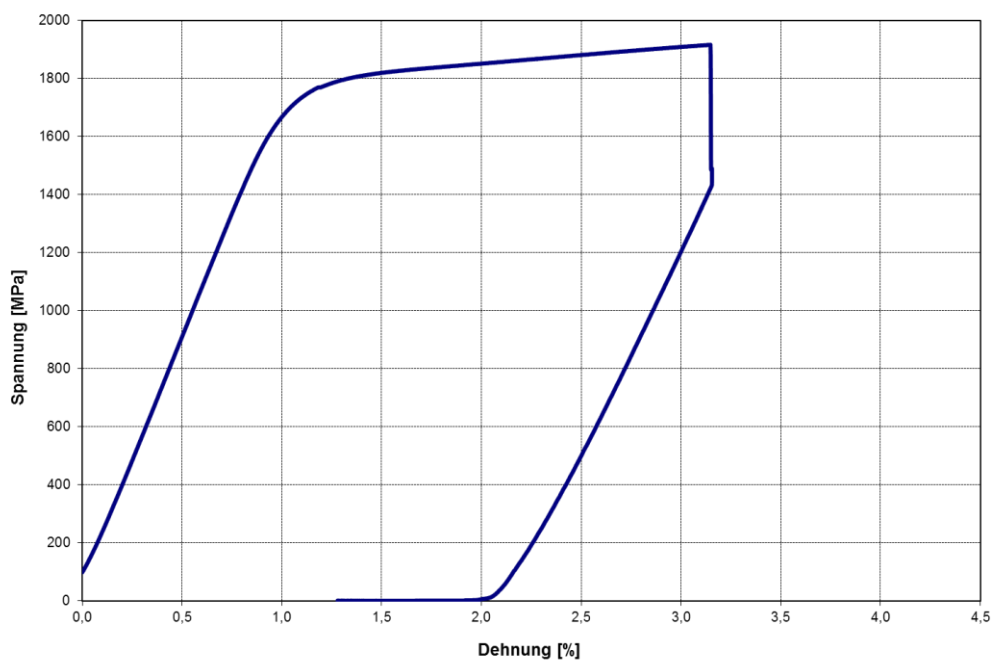
Coilnummer: G9

Hersteller der Verankerung: F

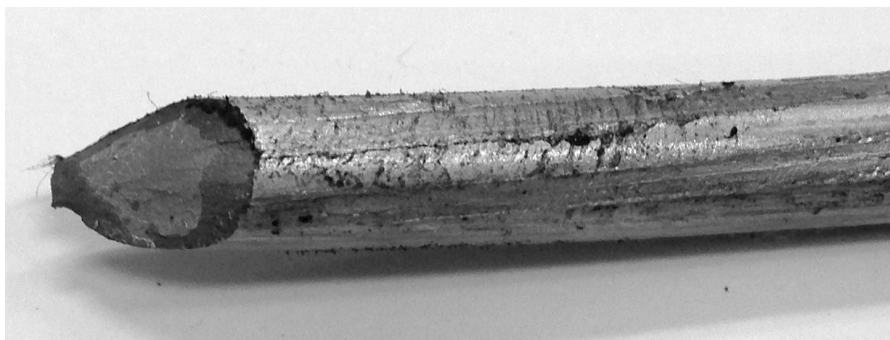
Prüfkabellänge / Winkel der Ankerplatten: 7.380 mm / 0°

Kein dynamischer Versuch

Statischer Zugversuch: 98,1% AUTS; 100,3% GUTS; $\epsilon_{\max} = 3,09\%$. Der Versuch wurde aus Sicherheitsgründen nach dem Auftreten des ersten Drahtbruchs gestoppt. Die maximale Belastung konnte kurz vor dem ersten Drahtbruch festgestellt werden. Drahtbrüche: 1 Scherbruch an der vordersten Keilrille



Spannungs-Dehnungsdiagramm



Scherbruch an der vordersten Keilrille

SC-16-G9-1F-16

Verankerungstyp: Schrägkabelverankerung mit 1 Litze

Zugglied: Spannbetonlitze prEN 10337-Y1860S7+Z-15,7 (Verzinkt; Wachs; PE-ummantelt)

Coilnummer: G9

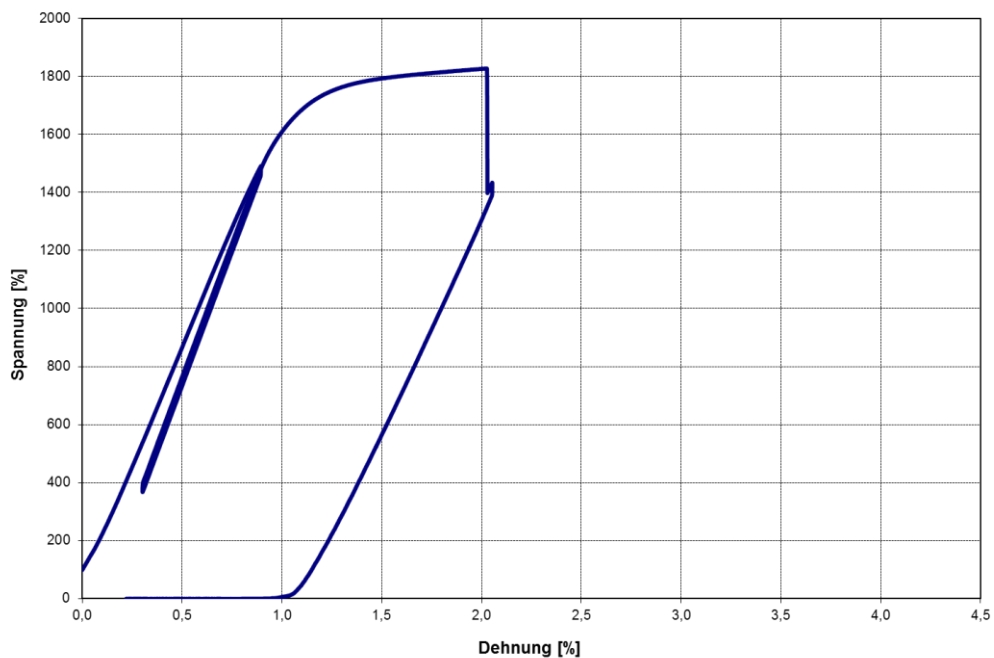
Hersteller der Verankerung: F

Prüfkabellänge / Winkel der Ankerplatten: 7.790 mm / 0°

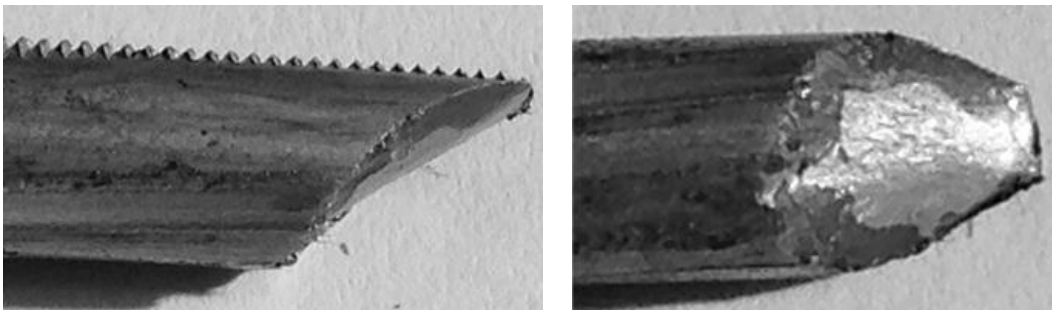
Kein dynamischer Versuch

Statischer Zugversuch: 93,5% AUTS; 98,2% GUTS; $\epsilon_{\max} = 1,95\%$. Der Versuch wurde aus Sicherheitsgründen nach dem Auftreten des ersten Drahtbruchs gestoppt. Die maximale Belastung konnte kurz vor dem ersten Drahtbruch festgestellt werden. Drahtbrüche: 1 Scherbruch an der vordersten Keilrille.

Anmerkungen: Das einlitzige Spannkabel wurde mit einer Umlenkung von 1,6° getestet.



Spannungs-Dehnungsdiagramm



Scherbruch an der vordersten Keilrille

SC-17-G3-1F-17

Verankerungstyp: Schrägkabelverankerung mit 1 Litze

Zugglied: Spannbetonlitze prEN 10337-Y1860S7+Z-15,7 (Verzinkt; Wachs; PE-ummantelt)

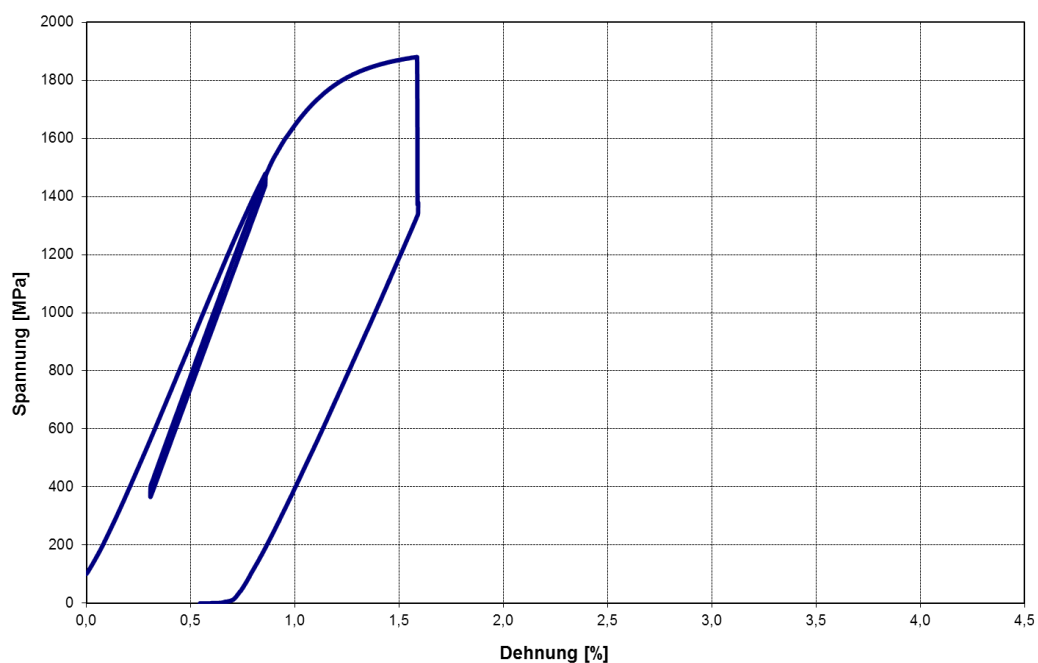
Coilnummer: G3

Hersteller der Verankerung: F

Prüfkabellänge / Winkel der Ankerplatten: 7.380 mm / 0°

Kein dynamischer Versuch

Statischer Zugversuch: 96,1% AUTS; 101,1% GUTS; $\epsilon_{\max} = 1,52\%$. Der Versuch wurde aus Sicherheitsgründen nach dem Auftreten des ersten Drahtbruchs gestoppt. Die maximale Belastung konnte kurz vor dem ersten Drahtbruch festgestellt werden. Drahtbrüche: 1 Scherbruch an der vordersten Keilrille (pressenseitige Verankerung).



Spannungs-Dehnungsdiagramm



Scherbruch an der vordersten Keilrille

SC-18-G3-1F-18

Verankerungstyp: Schrägkabelverankerung mit 1 Litze

Zugglied: Spannbetonlitze prEN 10337-Y1860S7+Z-15,7 (Verzinkt; Wachs; PE-ummantelt)

Coilnummer: G3

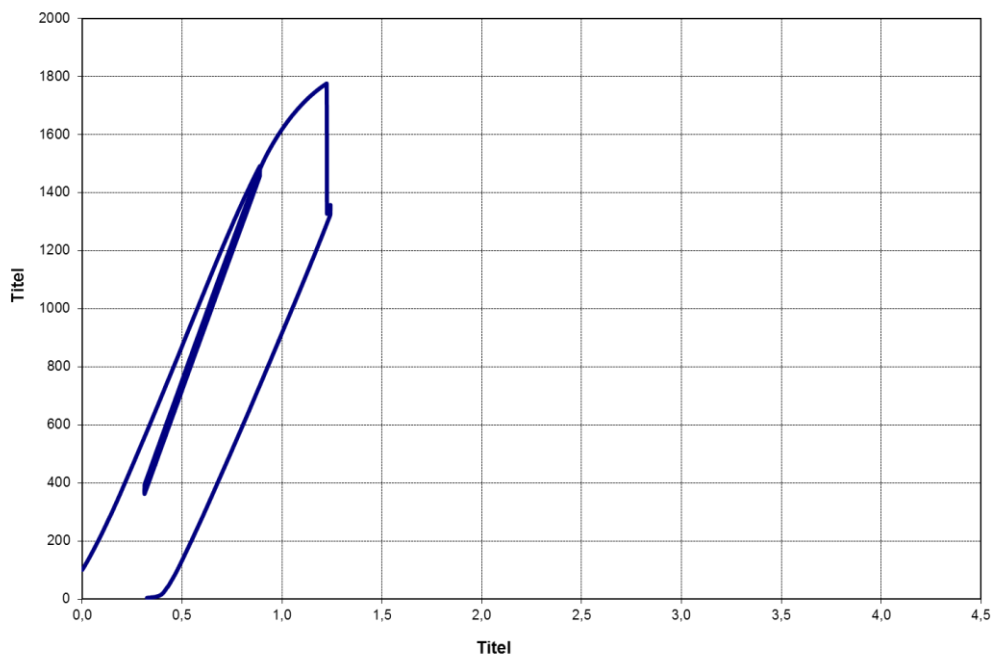
Hersteller der Verankerung: F

Prüfkabellänge / Winkel der Ankerplatten: 7.790 mm / 0°

Kein dynamischer Versuch

Statischer Zugversuch: 90,7% AUTS; 95,5% GUTS; $\epsilon_{\max} = 1,17\%$. Der Versuch wurde aus Sicherheitsgründen nach dem Auftreten des ersten Drahtbruchs gestoppt. Die maximale Belastung konnte kurz vor dem ersten Drahtbruch festgestellt werden. Drahtbrüche: 1 Scherbruch an der vordersten Keilrille (pressenseitige Verankerung).

Anmerkungen: Das einlitzige Spannkabel wurde mit einer Umlenkung von 1,6° getestet.



Spannungs-Dehnungsdiagramm



Scherbruch an der vordersten Keilrille

SC-19-G13-1F-19

Verankerungstyp: Schrägkabelverankerung mit 1 Litze

Zugglied: Spannbetonlitze prEN 10337-Y1860S7+Z-15,7 (Verzinkt; Wachs; PE-ummantelt)

Coilnummer: G13

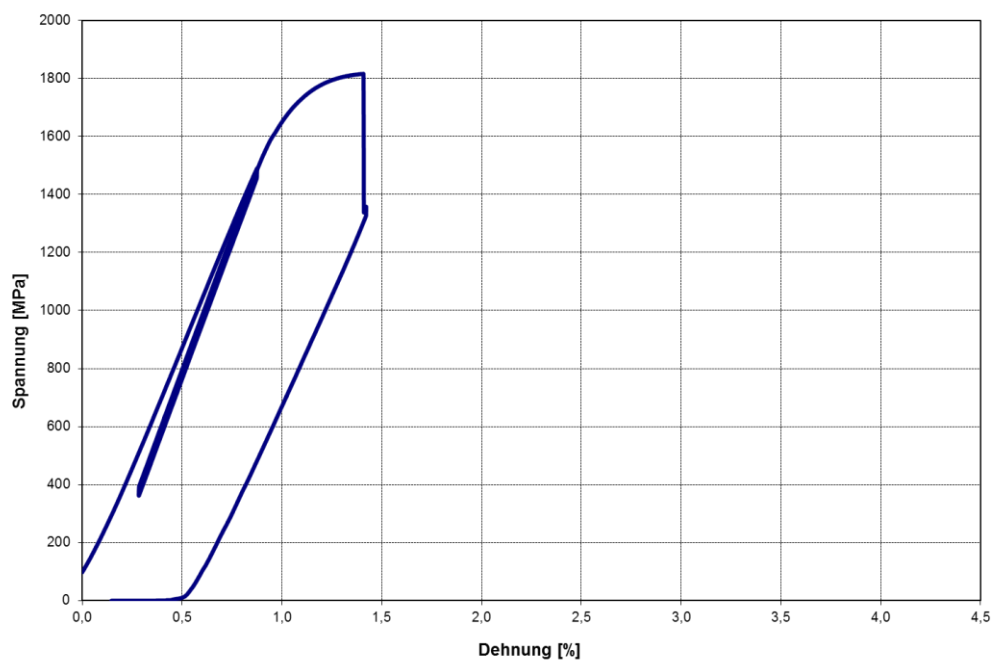
Hersteller der Verankerung: F

Prüfkabellänge / Winkel der Ankerplatten: 7.790 mm / 0°

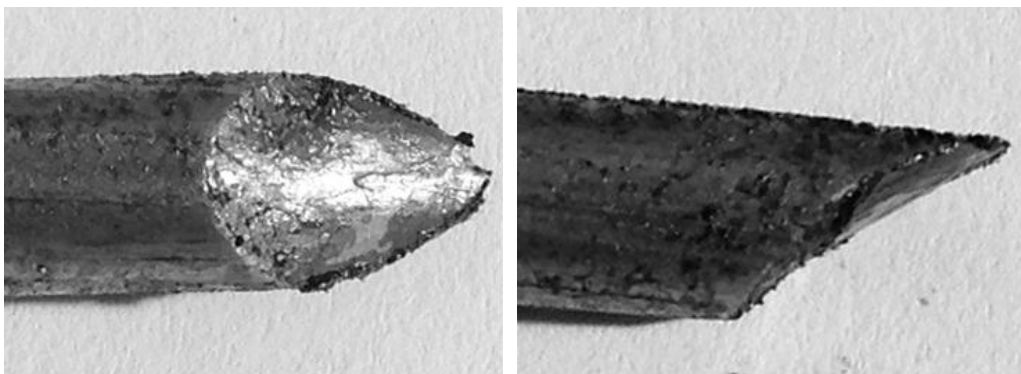
Kein dynamischer Versuch

Statischer Zugversuch: 94,1% AUTS; 97,6% GUTS; $\epsilon_{\max} = 1,36\%$. Der Versuch wurde aus Sicherheitsgründen nach dem Auftreten des ersten Drahtbruchs gestoppt. Die maximale Belastung konnte kurz vor dem ersten Drahtbruch festgestellt werden. Drahtbrüche: 1 Scherbruch an der vordersten Keilrille.

Anmerkungen: Das einlitzige Spannkabel wurde mit einer Umlenkung von 1,6° getestet.



Spannungs-Dehnungsdiagramm



Scherbruch an der vordersten Keilrille

SC-20-G11-1F-20

Verankerungstyp: Schrägkabelverankerung mit 1 Litze

Zugglied: Spannbetonlitze prEN 10337-Y1860S7+Z-15,7 (Verzinkt; Wachs; PE-ummantelt)

Coilnummer: G11

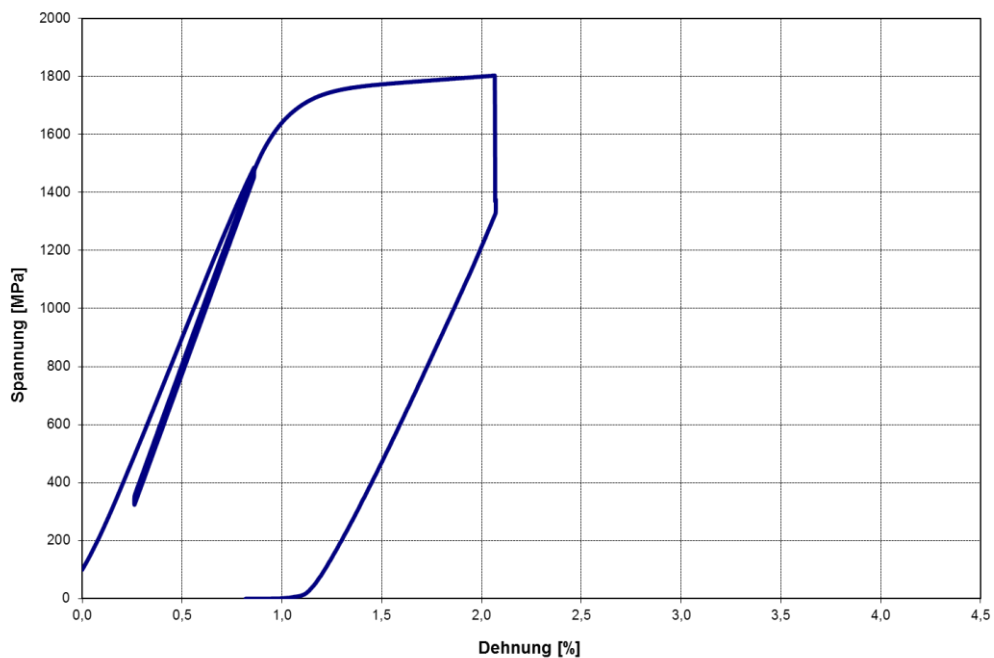
Hersteller der Verankerung: F

Prüfkabellänge / Winkel der Ankerplatten: 7.790 mm / 0°

Kein dynamischer Versuch

Statischer Zugversuch: 94,1% AUTS; 96,9% GUTS; $\epsilon_{\max} = 2,02\%$. Der Versuch wurde aus Sicherheitsgründen nach dem Auftreten des ersten Drahtbruchs gestoppt. Die maximale Belastung konnte kurz vor dem ersten Drahtbruch festgestellt werden. Drahtbrüche: 1 Scherbruch an der vordersten Keilrille (pressenseitige Verankerung).

Anmerkungen: Das einlitzige Spannkabel wurde mit einer Umlenkung von 1,6° getestet.



Spannungs-Dehnungsdiagramm



Scherbruch an der vordersten Keilrille

SC-21-NG4-1F-21

Verankerungstyp: Schrägkabelverankerung mit 1 Litze

Zugglied: Spannbetonlitze prEN 10138-3-Y1860S7-15,7 (unverzinkt)

Coilnummer: NG4

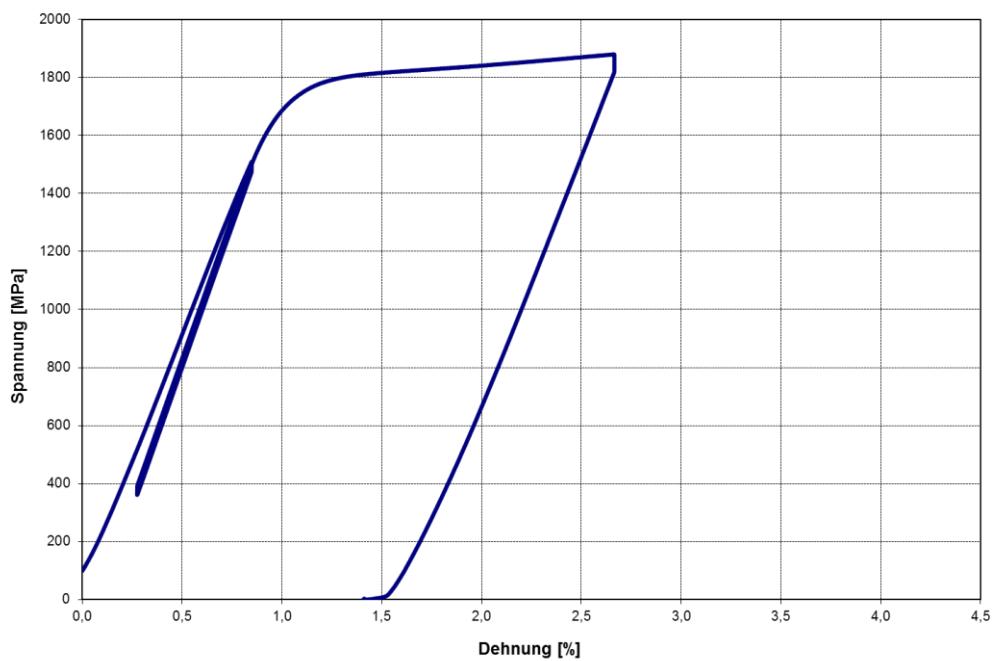
Hersteller der Verankerung: F

Prüfkabellänge / Winkel der Ankerplatten: 7.790 mm / 0°

Kein dynamischer Versuch

Statischer Zugversuch: 96,6% AUTS; 101,0% GUTS; $\epsilon_{\max} = 2,62\%$. Der Versuch wurde aus Sicherheitsgründen vor dem Auftreten des ersten Drahtbruchs gestoppt. Drahtbrüche: 0

Anmerkungen: Das einlitzige Spannkabel wurde mit einer Umlenkung von 1,6° getestet.



Spannungs-Dehnungsdiagramm

SC-22-NG4-1F-22

Verankerungstyp: Schrägkabelverankerung mit 1 Litze

Zugglied: Spannbetonlitze prEN 10138-3-Y1860S7-15,7 (unverzinkt)

Coilnummer: NG4

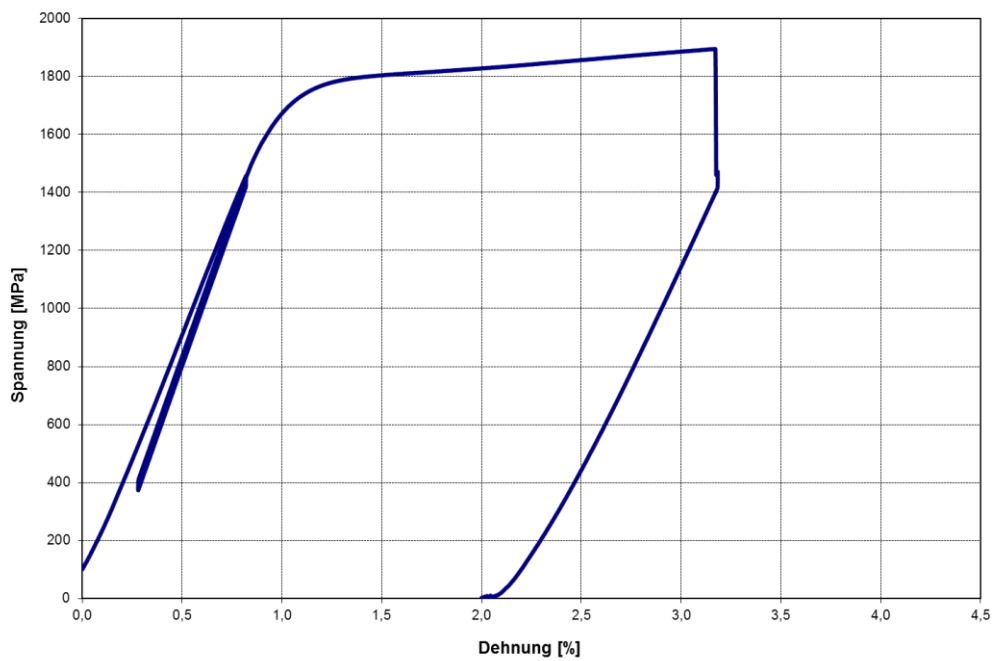
Hersteller der Verankerung: F

Prüfkabellänge / Winkel der Ankerplatten: 7.790 mm / 0°

Kein dynamischer Versuch

Statischer Zugversuch: 97,4% AUTS; 101,8% GUTS; $\epsilon_{\max} = 3,12\%$. Der Versuch wurde aus Sicherheitsgründen nach dem Auftreten des ersten Drahtbruchs gestoppt. Die maximale Belastung konnte kurz vor dem ersten Drahtbruch festgestellt werden. Drahtbrüche: 1 Scherbruch an der vordersten Keilrille (pressenseitige Verankerung).

Anmerkungen: Das einlitzige Spannkabel wurde mit einer Umlenkung von 1,6° getestet.



Spannungs-Dehnungsdiagramm

SC-23-G3-1G-1

Verankerungstyp: Schrägkabelverankerung mit 1 Litze

Zugglied: Spannbetonlitze prEN 10337-Y1860S7+Z-15,7 (Verzinkt; Wachs; PE-ummantelt)

Coilnummer: G3

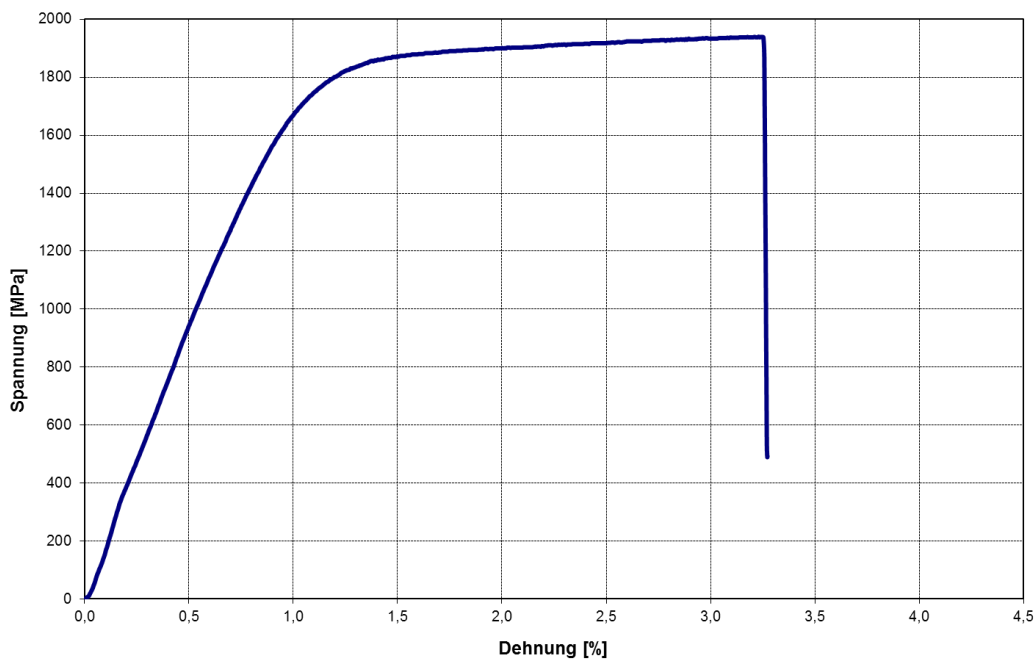
Hersteller der Verankerung: G

Prüfkabellänge / Winkel der Ankerplatten: 7.400 mm / 0°

Dynamischer Versuch: 200 MPA; 45% GUTS; 2 Millionen Lastwechsel; 6 Hz. Kein Drahtbruch während der dynamischen Belastung. Keine Temperaturerhöhung feststellbar.

Statischer Zugversuch: 99,0% AUTS; 104,3% GUTS; $\epsilon_{\max} = 3,2\%$. Der Versuch wurde aus Sicherheitsgründen nach dem Auftreten der ersten Drahtbrüche gestoppt. Die maximale Belastung konnte kurz vor dem ersten Drahtbruch festgestellt werden. Drahtbrüche: 4 Mischbrüche (cup-cone fracture) an der vordersten Keilrille (pressenseitige Verankerung).

Anmerkungen:



Spannungs-Dehnungsdiagramm



Mischbrüche (cup-cone fracture) an der vordersten Keilrille

SC-24-G2-1G-2

Verankerungstyp: Schrägkabelverankerung mit 1 Litze

Zugglied: Spannbetonlitze prEN 10337-Y1860S7+Z-15,7 (Verzinkt; Wachs; PE-ummantelt)

Coilnummer: G2

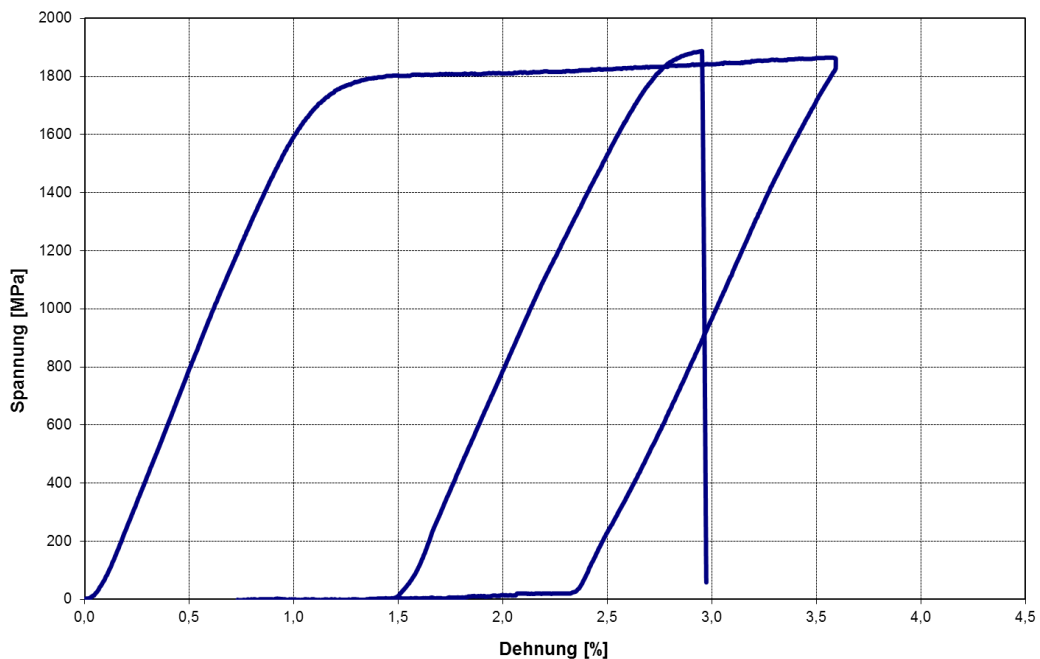
Hersteller der Verankerung: G

Prüfkabellänge / Winkel der Ankerplatten: 7.400 mm / 0°

Dynamischer Versuch: 200 MPa; 45% GUTS; 2 Millionen Lastwechsel; 6 Hz. Kein Drahtbruch während der dynamischen Belastung. Keine Temperaturerhöhung feststellbar.

Statischer Zugversuch: 99,2% AUTS; 101,5% GUTS; $\epsilon_{\max} = 3,7\%$. Der Versuch wurde aus Sicherheitsgründen nach dem Auftreten der ersten Drahtbrüche gestoppt. Die maximale Belastung konnte kurz vor dem ersten Drahtbruch festgestellt werden. Drahtbrüche: 6 Mischbrüche (cup-cone fracture) an der vordersten Keilrille (gegenüberliegende Seite der Presse).

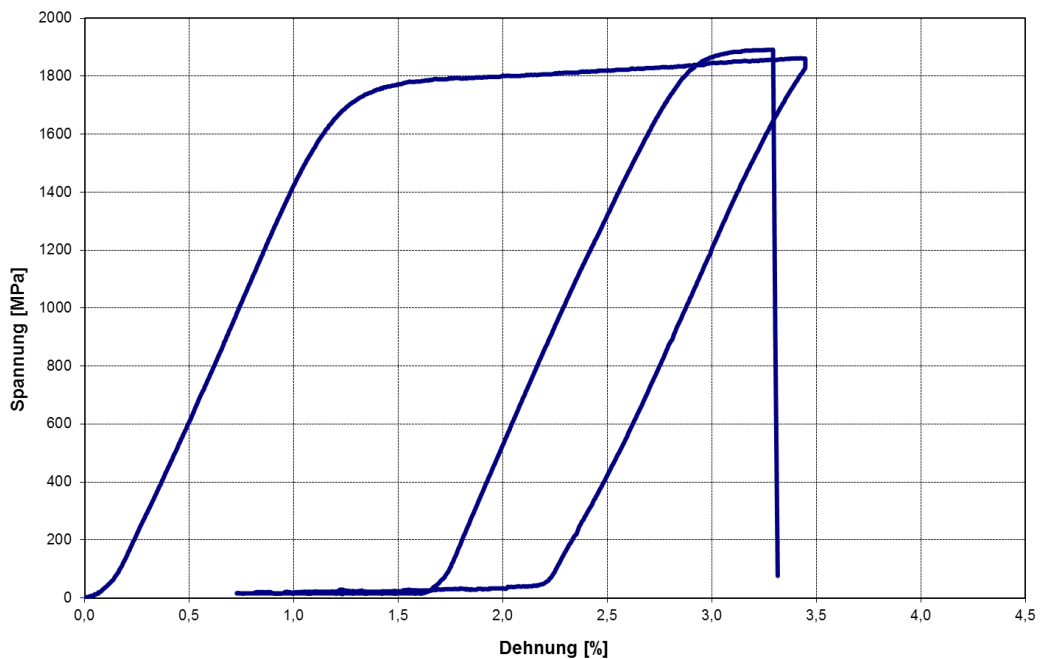
Anmerkungen: Da der Pressenweg nicht ausreichte, um das Kabel bis zu Bruch belasten zu können, wurde das Spannglied bei einer Dehnung von etwa 3,5% entlastet und es wurden Zwischenplatten in den Versuchsaufbau eingebaut. Danach konnte der Versuch bis zum Bruch des Zugglieds weiter durchgeführt werden.



Spannungs-Dehnungsdiagramm



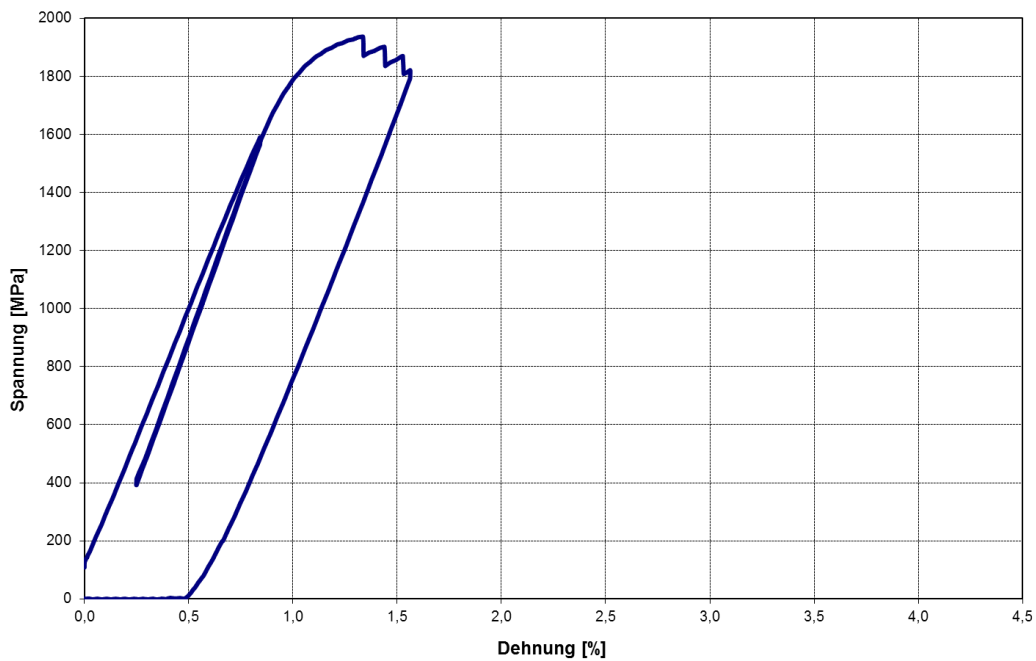
Mischbrüche (cup-cone fracture) an der vordersten Keilrille

SC-25-G2-1G-3**Verankerungstyp:** Schrägkabelverankerung mit 1 Litze**Zugglied:** Spannbetonlitze prEN 10337-Y1860S7+Z-15,7 (Verzinkt; Wachs; PE-ummantelt)**Coilnummer:** G2**Hersteller der Verankerung:** G**Prüfkabellänge / Winkel der Ankerplatten:** 7.460 mm / 0°**Kein dynamischer Versuch****Statischer Zugversuch:** 99,4% AUTS; 101,7% GUTS; $\epsilon_{\max} = 3,8\%$. Der Versuch wurde aus Sicherheitsgründen nach dem Auftreten der ersten Drahtbrüche gestoppt. Die maximale Belastung konnte kurz vor dem ersten Drahtbruch festgestellt werden. Drahtbrüche: 6 Mischbrüche (cup-cone fracture) an der vordersten Keilrille (pressenseitige Verankerung).**Anmerkungen:** Da der Pressenweg nicht ausreichte, um das Kabel bis zu Bruch belasten zu können, wurde das Spannglied bei einer Dehnung von etwa 3,1% entlastet und es wurden Zwischenplatten in den Versuchsaufbau eingebaut. Danach konnte der Versuch bis zum Bruch des Zugglieds weiter durchgeführt werden.

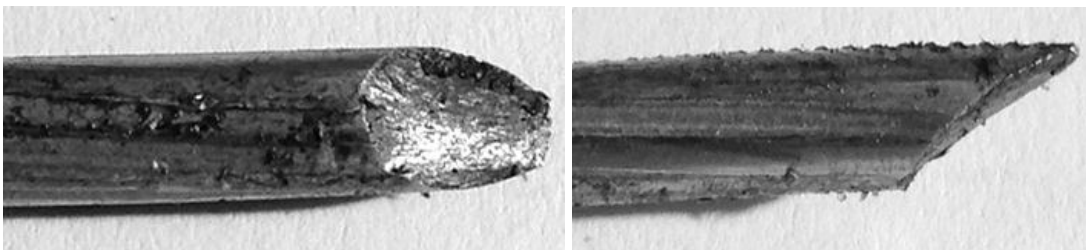
Spannungs-Dehnungsdiagramm



Mischbrüche (cup-cone fracture) an der vordersten Keilrille

SC-26-G10-7H-1**Verankerungstyp:** Schrägkabelverankerung mit 7 Litzen**Zugglied:** Spannbetonlitze prEN 10337-Y1860S7+Z-15,7 (Verzinkt; Wachs; PE-ummantelt)**Coilnummer:** G10**Hersteller der Verankerung:** H**Prüfkabellänge / Winkel der Ankerplatten:** 7.970 mm / 0,6°**Kein dynamischer Versuch****Statischer Zugversuch:** 90,6% AUTS; 99,2% GUTS; $\epsilon_{\max} = 1,25\%$. Der Versuch wurde aus Sicherheitsgründen nach dem Auftreten des dritten Lastabfalls gestoppt. Die maximale Belastung konnte kurz vor dem ersten Drahtbruch festgestellt werden. Drahtbrüche: 5 Scherbrüche an der vordersten Keilrille (4 pressenseitige Verankerung; 1 gegenüberliegende Seite der Presse).

Spannungs-Dehnungsdiagramm



Scherbrüche an der vordersten Keilrille

SC-27-NG2-7H-2

Verankerungstyp: Schrägkabelverankerung mit 7 Litzen

Zugglied: Spannbetonlitze prEN 10138-3-Y1860S7-15,7 (unverzinkt)

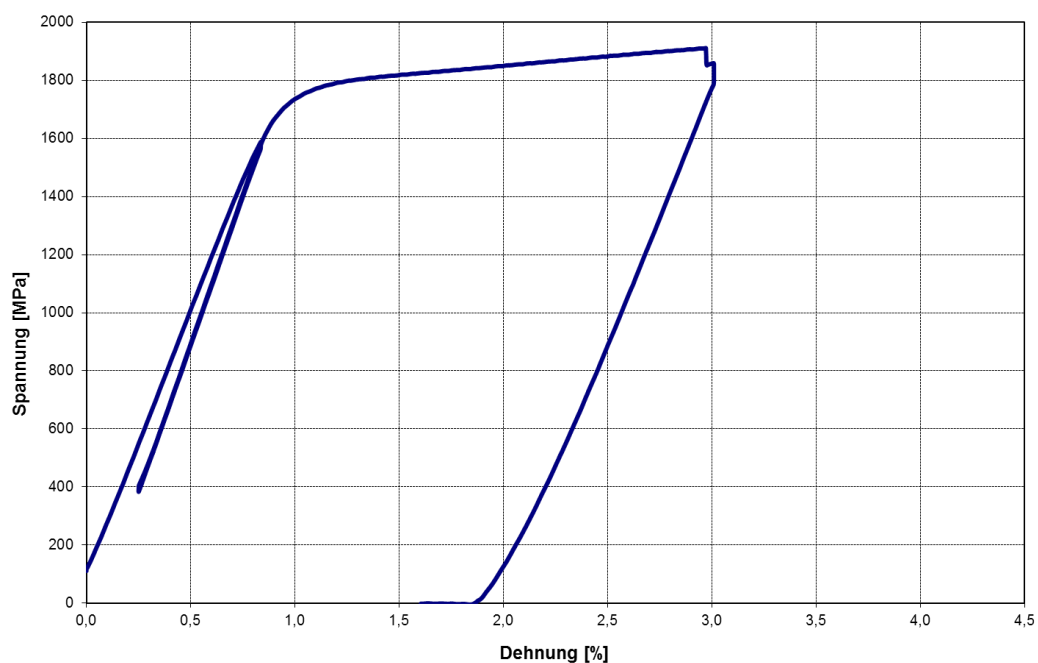
Coilnummer: NG2

Hersteller der Verankerung: H

Prüfkabellänge / Winkel der Ankerplatten: 7.970 mm / 0,6°

Kein dynamischer Versuch

Statischer Zugversuch: 96,1% AUTS; 97,9% GUTS; $\epsilon_{\max} = 2,89\%$. Der Versuch wurde aus Sicherheitsgründen nach dem Auftreten des ersten Drahtbruchs gestoppt. Die maximale Belastung konnte kurz vor dem ersten Drahtbruch festgestellt werden. Drahtbrüche: 1 Scherbruch an der vordersten Keilrille.



Spannungs-Dehnungsdiagramm

SC-28-G10-7H-3

Verankerungstyp: Schrägkabelverankerung mit 7 Litzen

Zugglied: Spannbetonlitze prEN 10337-Y1860S7+Z-15,7 (Verzinkt; Wachs; PE-ummantelt)

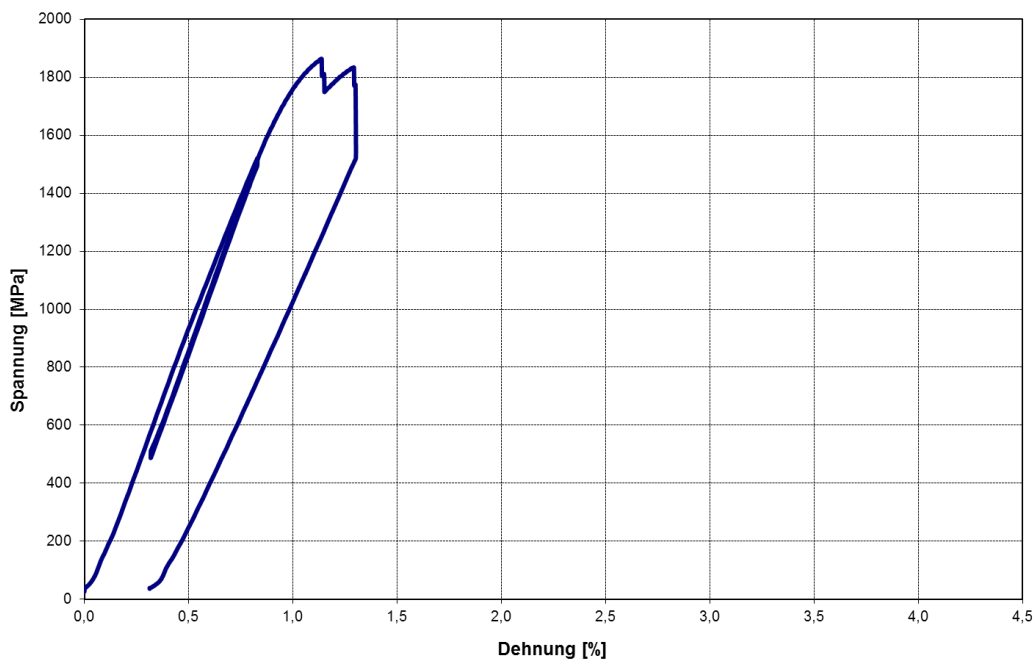
Coilnummer: G10

Hersteller der Verankerung: H

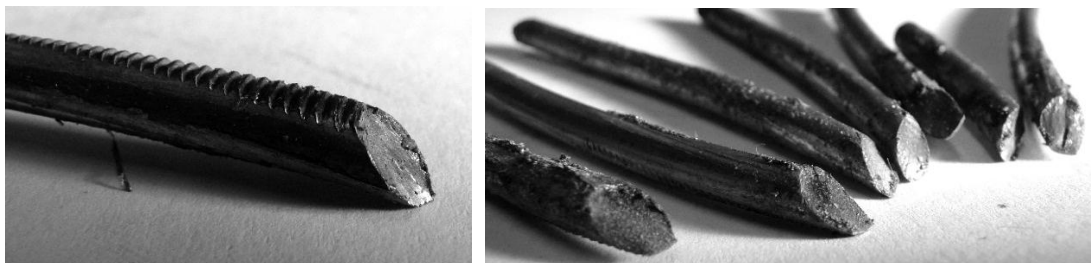
Prüfkabellänge / Winkel der Ankerplatten: 7.970 mm / 0,6°

Dynamischer Versuch: 200 MPa; 45% GUTS; 2 Millionen Lastwechsel; 11 Hz. Kein Drahtbruch während der dynamischen Belastung. Keine Temperaturerhöhung feststellbar.

Statischer Zugversuch: 87,2% AUTS; 95,4% GUTS; $\epsilon_{\max} = 1,14\%$. Der Versuch wurde aus Sicherheitsgründen nach dem Auftreten des dritten Lastabfalls gestoppt. Die maximale Belastung konnte kurz vor dem ersten Drahtbruch festgestellt werden. Drahtbrüche: 8 Scherbrüche an der vordersten Keilrille (7 pressenseitige Verankerung; 1 gegenüberliegende Seite der Presse).



Spannungs-Dehnungsdiagramm



Scherbrüche im Verankerungsbereich

SC-29-NG2-7H-4

Verankerungstyp: Schrägkabelverankerung mit 7 Litzen

Zugglied: Spannbetonlitze prEN 10138-3-Y1860S7-15,7 (unverzinkt)

Coilnummer: NG2

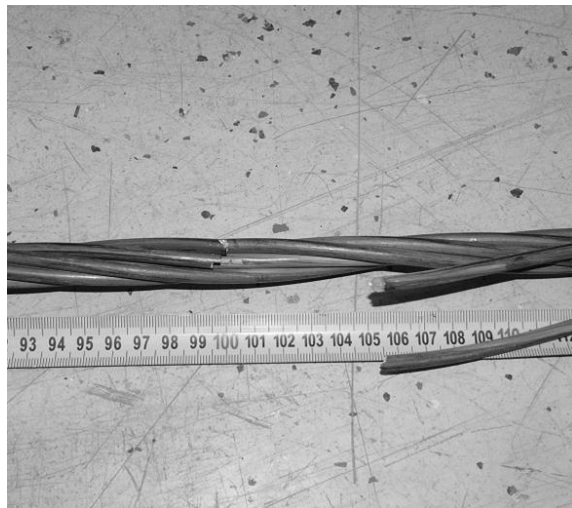
Hersteller der Verankerung: H

Prüfkabellänge / Winkel der Ankerplatten: 7.970 mm / 0,6°

Dynamischer Versuch: 200 MPA; 45% GUTS; 2 Millionen Lastwechsel; 11 Hz. Während des Ermüdungsversuchs konnten bei 0,8, 0,9 und 1,03 Millionen Lastwechsel Ermüdungsbrüche im Bereich des Umlenkringes und am Ausgang der Verankerung festgestellt werden. Keine Temperaturerhöhung feststellbar.

Kein statischer Zugversuch

Anmerkungen:



Ermüdungsbruch am Ausgang der Verankerung (li); Ermüdungsbrüche in der freien Länge (re)

SC-30-G11-7H-5

Verankerungstyp: Schrägkabelverankerung mit 7 Litzen

Zugglied: Spannbetonlitze prEN 10337-Y1860S7+Z-15,7 (Verzinkt; Wachs; PE-ummantelt)

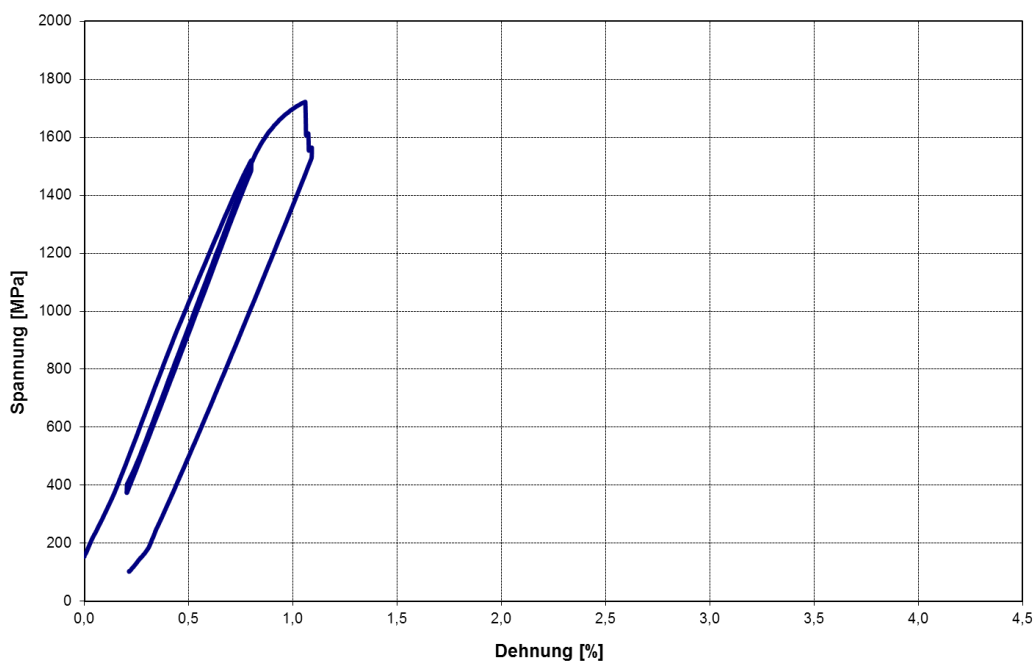
Coilnummer: G11

Hersteller der Verankerung: H

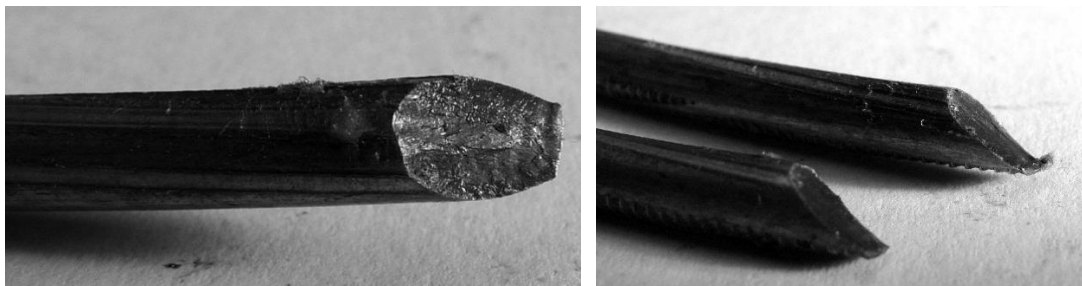
Prüfkabellänge / Winkel der Ankerplatten: 7.970 mm / 0,6°

Dynamischer Versuch: 200 MPa; 45% GUTS; 2 Millionen Lastwechsel; 11 Hz. Kein Drahtbruch während der dynamischen Belastung. Keine Temperaturerhöhung feststellbar.

Statischer Zugversuch: 89,9% AUTS; 92,6% GUTS; $\epsilon_{\max} = 1,09\%$. Der Versuch wurde aus Sicherheitsgründen nach dem Auftreten des zweiten Lastabfalls gestoppt. Die maximale Belastung konnte kurz vor dem ersten Drahtbruch festgestellt werden. Drahtbrüche: 3 Scherbrüche an der vordersten Keilrille (2 pressenseitige Verankerung; 1 gegenüberliegende Seite der Presse).



Spannungs-Dehnungsdiagramm



Scherbrüche im Verankerungsbereich

SC-31-G11-7H-6

Verankerungstyp: Schrägkabelverankerung mit 7 Litzen

Zugglied: Spannbetonlitze prEN 10337-Y1860S7+Z-15,7 (Verzinkt; Wachs; PE-ummantelt)

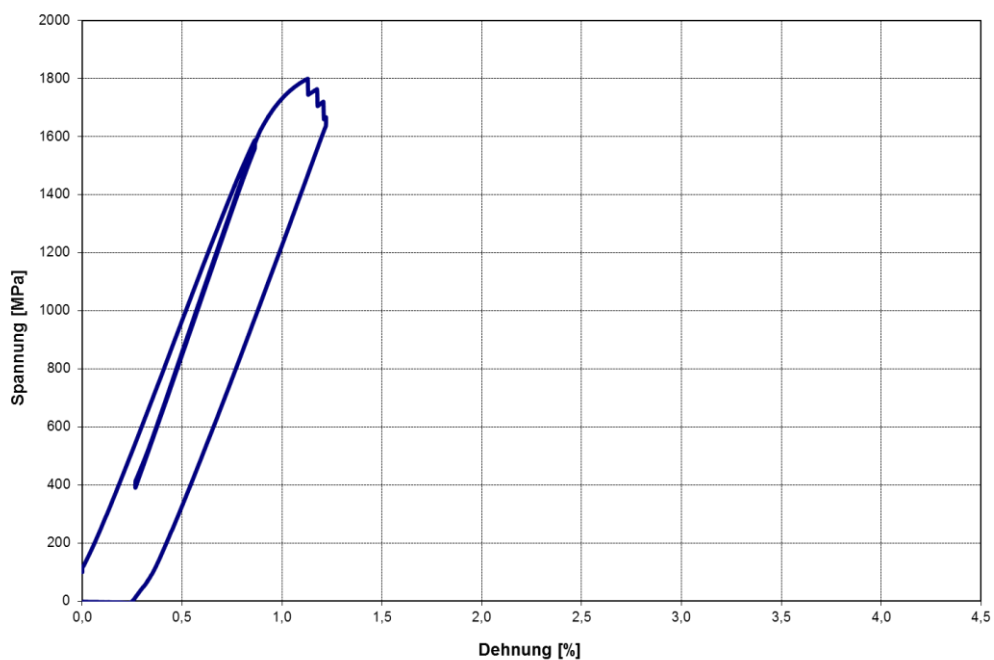
Coilnummer: G11

Hersteller der Verankerung: H

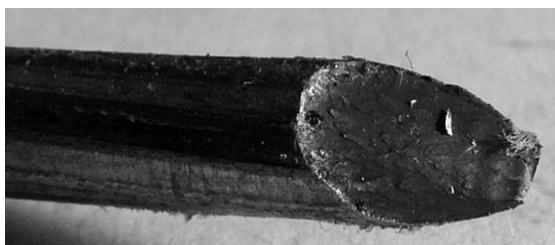
Prüfkabellänge / Winkel der Ankerplatten: 7.970 mm / 0,6°

Kein dynamischer Versuch

Statischer Zugversuch: 89,4% AUTS; 92,1% GUTS; $\epsilon_{\max} = 1,05\%$. Der Versuch wurde aus Sicherheitsgründen nach dem Auftreten des dritten Drahtbruchs gestoppt. Die maximale Belastung konnte kurz vor dem ersten Drahtbruch festgestellt werden. Drahtbrüche: 3 Scherbrüche an der vordersten Keilrille (2 pressenseitige Verankerung; 1 gegenüberliegende Seite der Presse).



Spannungs-Dehnungsdiagramm



Scherbrüche im Verankerungsbereich

SC-32-G12-7H-7

Verankerungstyp: Schrägkabelverankerung mit 7 Litzen

Zugglied: Spannbetonlitze prEN 10337-Y1860S7+Z-15,7 (Verzinkt; Wachs; PE-ummantelt)

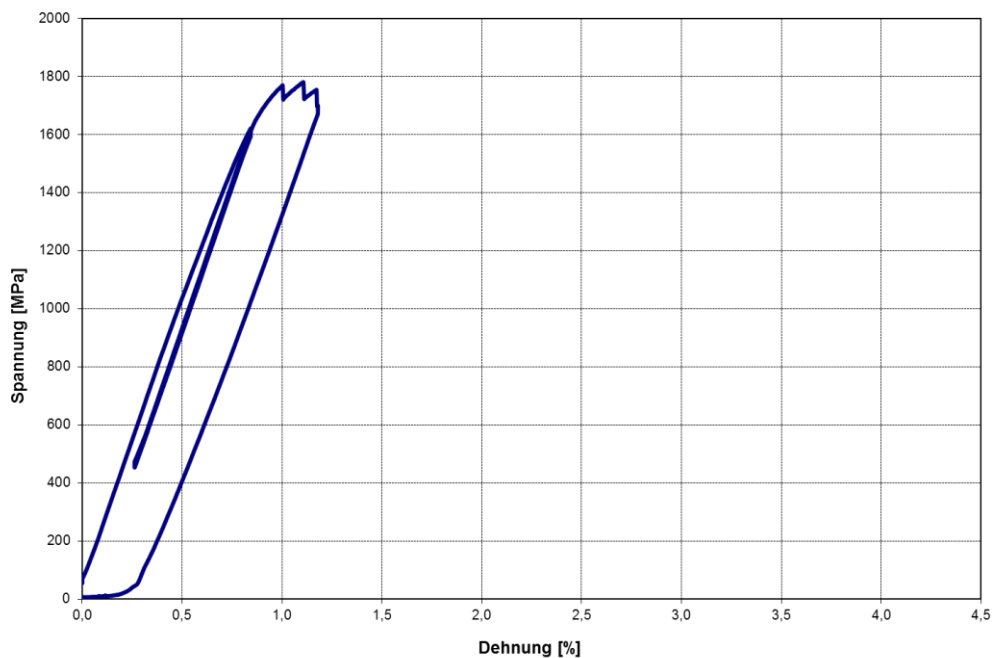
Coilnummer: G12

Hersteller der Verankerung: H

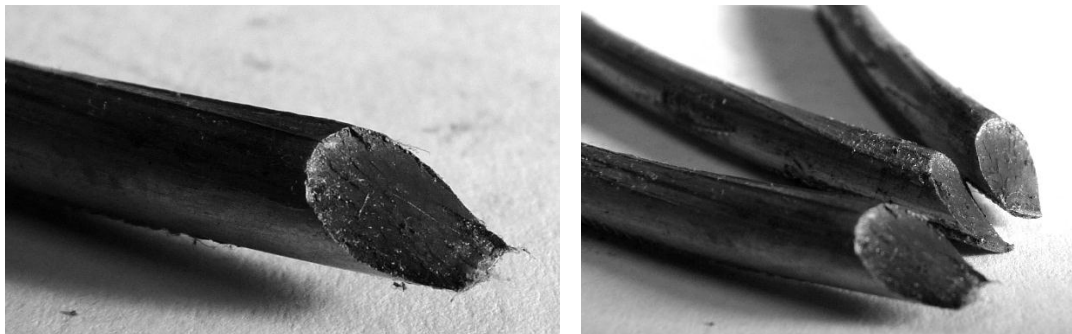
Prüfkabellänge / Winkel der Ankerplatten: 7.970 mm / 0,6°

Dynamischer Versuch: 200 MPa; 45% GUTS; 2 Millionen Lastwechsel; 11 Hz. Kein Drahtbruch während der dynamischen Belastung. Keine Temperaturerhöhung feststellbar.

Statischer Zugversuch: 89,0% AUTS; 91,2% GUTS; $\epsilon_{\max} = 1,09\%$. Der Versuch wurde aus Sicherheitsgründen nach dem Auftreten des dritten Drahtbruchs gestoppt. Die maximale Belastung konnte kurz vor dem zweiten Drahtbruch festgestellt werden. Drahtbrüche: 3 Scherbrüche an der vordersten Keilrille (3 pressenseitige Verankerung).



Spannungs-Dehnungsdiagramm



Scherbrüche im Verankerungsbereich

SC-33-G9-7H-8

Verankerungstyp: Schrägkabelverankerung mit 7 Litzen

Zugglied: Spannbetonlitze prEN 10337-Y1860S7+Z-15,7 (Verzinkt; Wachs; PE-ummantelt)

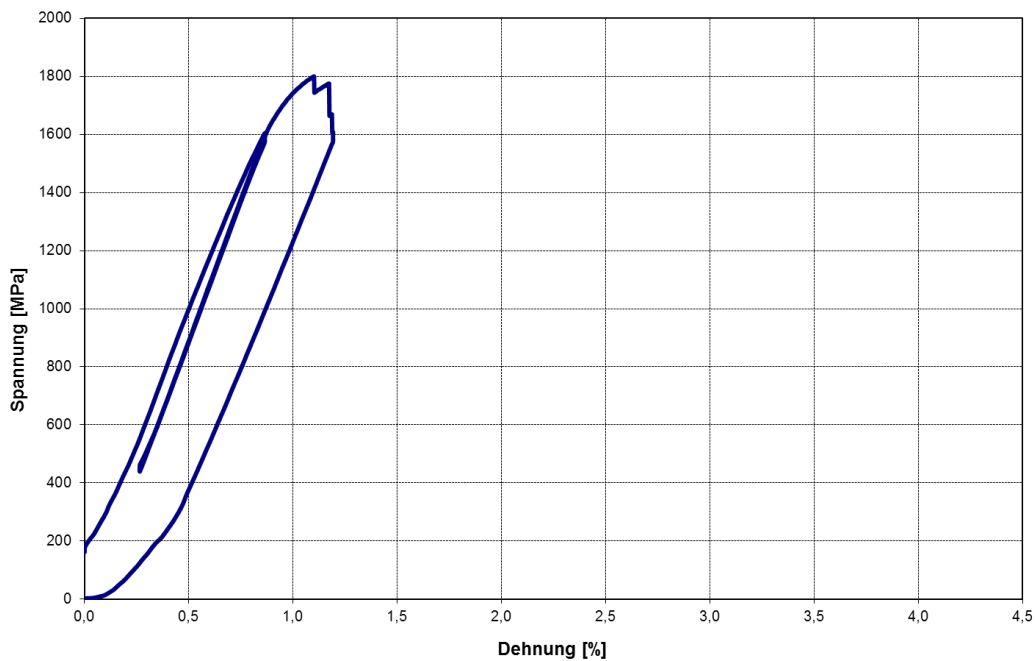
Coilnummer: G9

Hersteller der Verankerung: H

Prüfkabellänge / Winkel der Ankerplatten: 7.970 mm / 0,6°

Dynamischer Versuch: 200 MPa; 45% GUTS; 2 Millionen Lastwechsel; 11 Hz. Kein Drahtbruch während der dynamischen Belastung. Keine Temperaturerhöhung feststellbar.

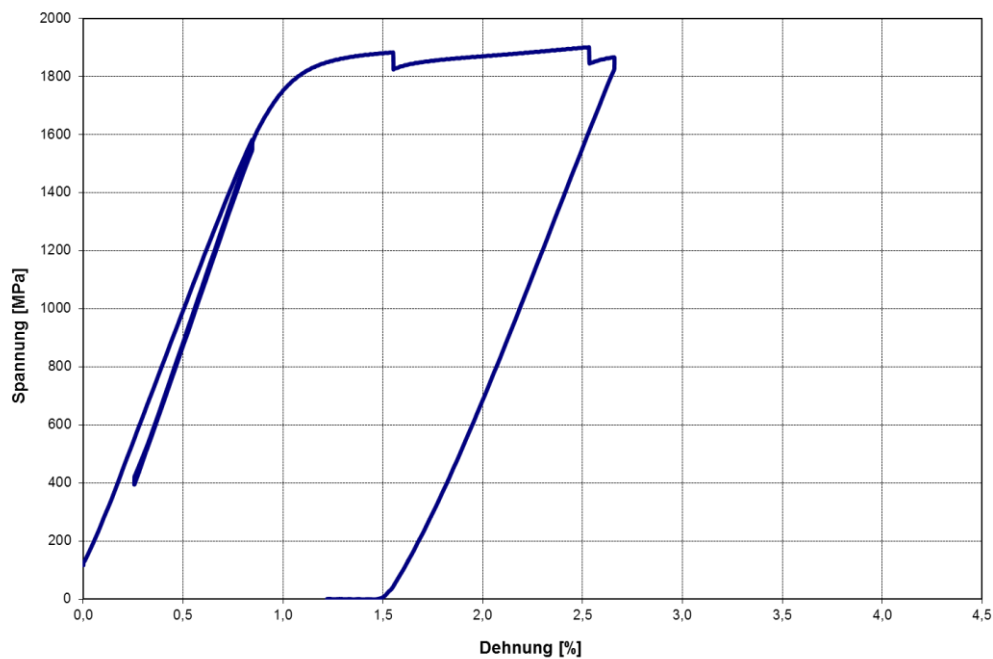
Statischer Zugversuch: 87,7% AUTS; 92,2% GUTS; $\epsilon_{\max} = 1,13\%$. Der Versuch wurde aus Sicherheitsgründen nach dem Auftreten des dritten Lastabfalls gestoppt. Die maximale Belastung konnte kurz vor dem ersten Drahtbruch festgestellt werden. Drahtbrüche: 4 Scherbrüche an der vordersten Keilrille (pressenseitige Verankerung).



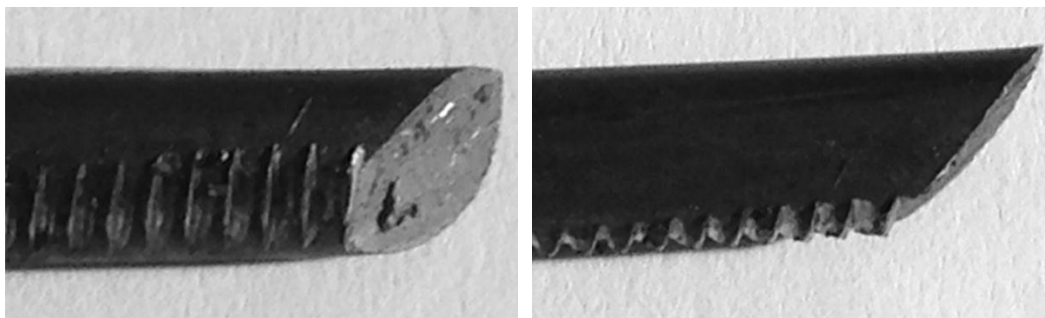
Spannungs-Dehnungsdiagramm



Scherbrüche im Verankerungsbereich

SC-34-NG1-7H-9**Verankerungstyp:** Schrägkabelverankerung mit 7 Litzen**Zugglied:** Spannbetonlitze prEN 10138-3-Y1860S7-15,7 (unverzinkt)**Coilnummer:** NG1**Hersteller der Verankerung:** H**Prüfkabellänge / Winkel der Ankerplatten:** 7.970 mm / 0,6°**Kein dynamischer Versuch****Statischer Zugversuch:** 92,8% AUTS; 97,3% GUTS; $\epsilon_{\max} = 2,48\%$. Der Versuch wurde aus Sicherheitsgründen nach dem Auftreten des zweiten Drahtbruchs gestoppt. Die maximale Belastung konnte kurz vor dem zweiten Drahtbruch festgestellt werden. Drahtbrüche: 2 Scherbrüche an der vordersten Keilrille (pressenseitige Verankerung).

Spannungs-Dehnungsdiagramm



Scherbrüche im Verankerungsbereich

SC-35-NG1-7H-10

Verankerungstyp: Schrägkabelverankerung mit 7 Litzen

Zugglied: Spannbetonlitze prEN 10138-3-Y1860S7-15,7 (unverzinkt)

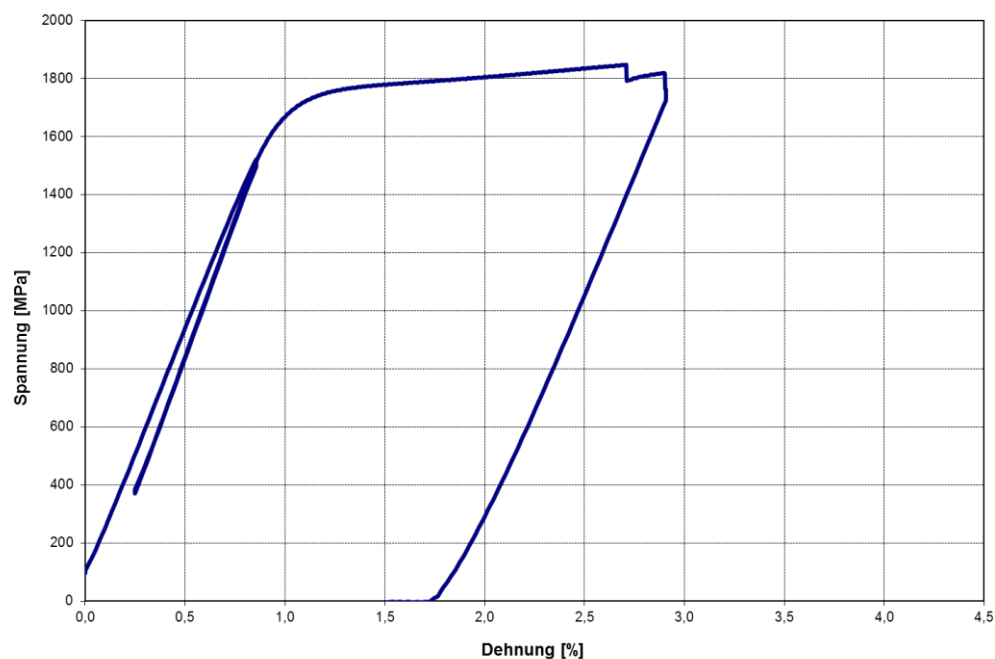
Coilnummer: NG1

Hersteller der Verankerung: H

Prüfkabellänge / Winkel der Ankerplatten: 7.970 mm / 0,6°

Kein dynamischer Versuch

Statischer Zugversuch: 94,7% AUTS; 99,3% GUTS; $\epsilon_{\max} = 2,63\%$. Der Versuch wurde aus Sicherheitsgründen nach dem Auftreten des zweiten Drahtbruchs gestoppt. Die maximale Belastung konnte kurz vor dem ersten Drahtbruch festgestellt werden. Drahtbrüche: 2 Scherbrüche an der vordersten Keilrille (gegenüberliegende Seite der Presse).



Spannungs-Dehnungsdiagramm



Scherbruch im Verankerungsbereich

SC-36-G13-7H-11

Verankerungstyp: Schrägkabelverankerung mit 7 Litzen

Zugglied: Spannbetonlitze prEN 10337-Y1860S7+Z-15,7 (Verzinkt; Wachs; PE-ummantelt)

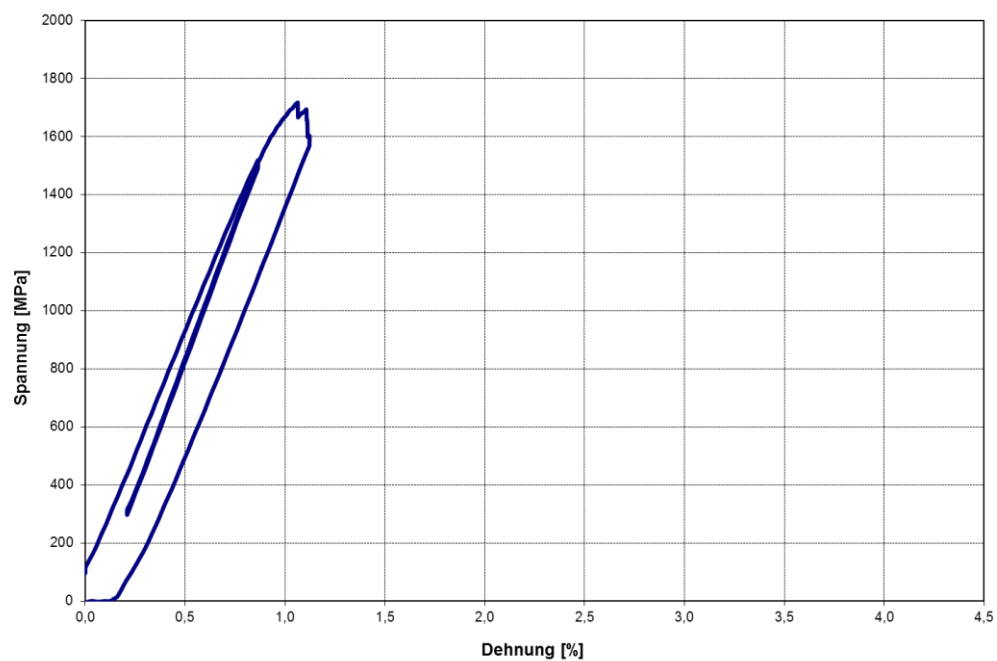
Coilnummer: G13

Hersteller der Verankerung: H

Prüfkabellänge / Winkel der Ankerplatten: 7.970 mm / 0,6°

Kein dynamischer Versuch

Statischer Zugversuch: 89,0% AUTS; 92,3% GUTS; $\epsilon_{\max} = 0,98\%$. Der Versuch wurde aus Sicherheitsgründen nach dem Auftreten des dritten Drahtbruchs gestoppt. Die maximale Belastung konnte kurz vor dem ersten Drahtbruch festgestellt werden. Drahtbrüche: 3 Scherbrüche an der vordersten Keilrille (pressenseitige Verankerung).



Spannungs-Dehnungsdiagramm



Scherbrüche im Verankerungsbereich

SC-37-NG4-7H-12

Verankerungstyp: Schrägkabelverankerung mit 7 Litzen

Zugglied: Spannbetonlitze prEN 10138-3-Y1860S7-15,7 (unverzinkt)

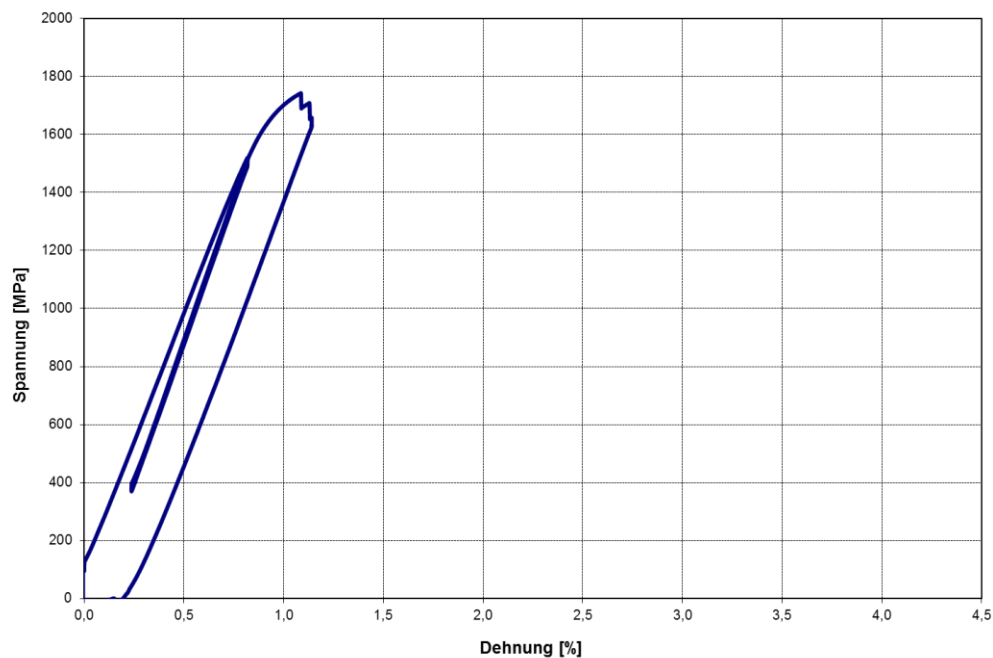
Coilnummer: NG4

Hersteller der Verankerung: H

Prüfkabellänge / Winkel der Ankerplatten: 7.970 mm / 0,6°

Kein dynamischer Versuch

Statischer Zugversuch: 89,6% AUTS; 93,7% GUTS; $\epsilon_{\max} = 1,01\%$. Der Versuch wurde aus Sicherheitsgründen nach dem Auftreten des dritten Lastabfalls gestoppt. Die maximale Belastung konnte kurz vor dem ersten Drahtbruch festgestellt werden. Drahtbrüche: 1 Scherbruch an der vordersten Keilrille (4 pressenseitige Verankerung; 1 gegenüberliegende Seite der Presse).



Spannungs-Dehnungsdiagramm

SC-38-G1-7I-1

Verankerungstyp: Schrägkabelverankerung mit 7 Litzen

Zugglied: Spannbetonlitze prEN 10337-Y1860S7+Z-15,7 (Verzinkt; Wachs; PE-ummantelt)

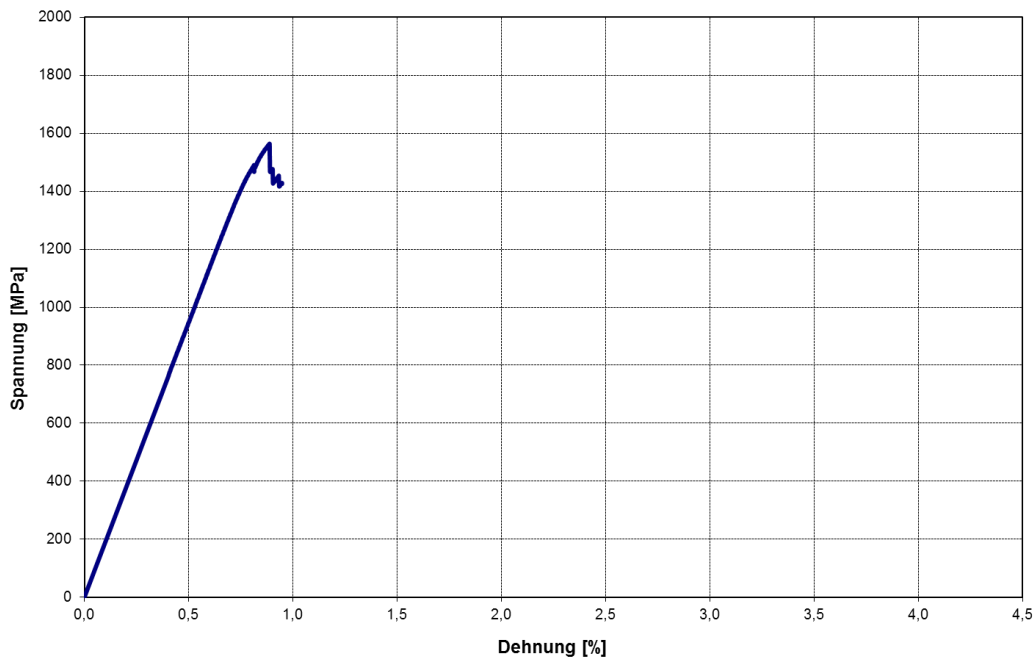
Coilnummer: G1

Hersteller der Verankerung: I

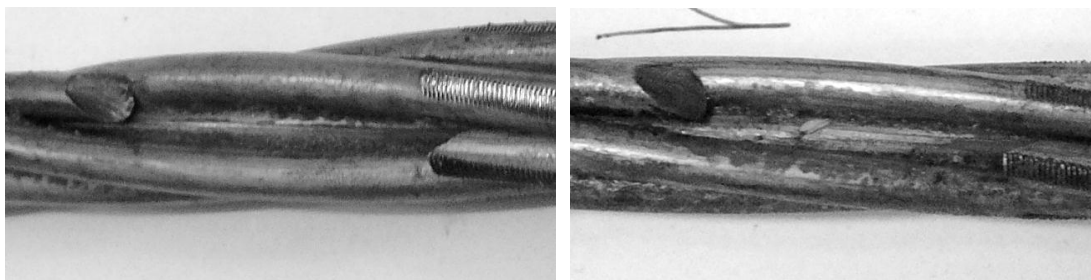
Prüfkabellänge / Winkel der Ankerplatten: 7.320 mm / 0,6°

Dynamischer Versuch: 200 MPA; 45% GUTS; 6,5 Millionen Lastwechsel; 17 Hz. Kein Drahtbruch während der dynamischen Belastung. Relative Temperaturerhöhung der Verankerung: 19°C

Statischer Zugversuch: 81,6% AUTS; 84,1% GUTS; $\epsilon_{\max} = 0,8\%$. Der Versuch wurde aus Sicherheitsgründen nach dem Auftreten des fünften Lastabfalls gestoppt. Die maximale Belastung konnte kurz vor dem ersten Drahtbruch festgestellt werden. Drahtbrüche: 5 Scherbrüche an der vordersten Keilrille (4 pressenseitige Verankerung; 1 gegenüberliegende Seite der Presse).



Spannungs-Dehnungsdiagramm



Scherbrüche im Verankerungsbereich

SC-39-G1-7I-2

Verankerungstyp: Schrägkabelverankerung mit 7 Litzen

Zugglied: Spannbetonlitze prEN 10337-Y1860S7+Z-15,7 (Verzinkt; Wachs; PE-ummantelt)

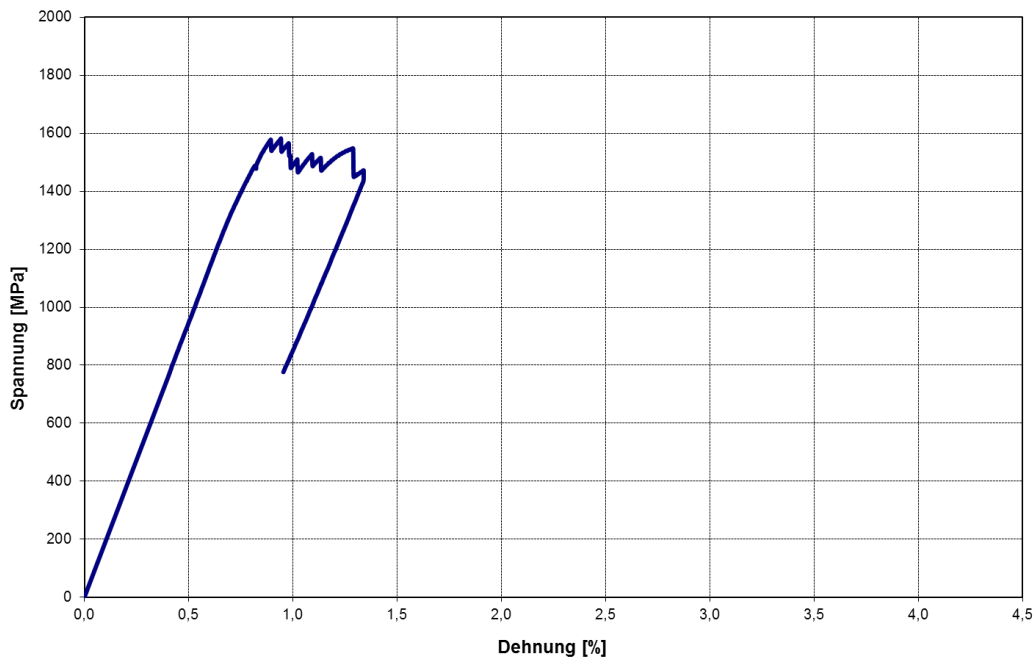
Coilnummer: G1

Hersteller der Verankerung: I

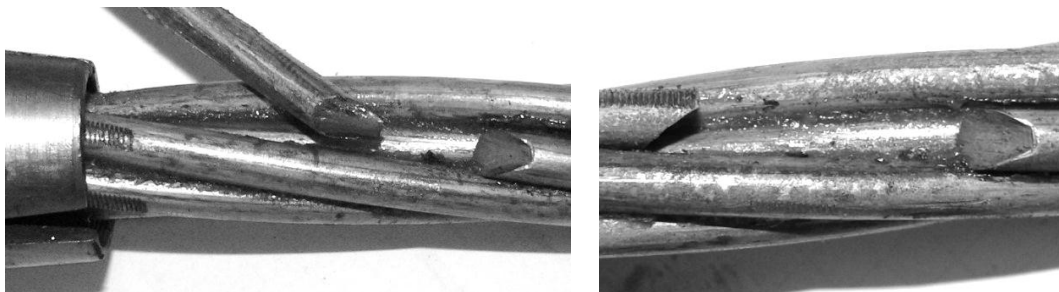
Prüfkabellänge / Winkel der Ankerplatten: 7.320 mm / 0,6°

Dynamischer Versuch: 200 MPA; 45% GUTS; 2 Millionen Lastwechsel; 17 Hz. Kein Drahtbruch während der dynamischen Belastung. Relative Temperaturerhöhung der Verankerung: 13°C

Statischer Zugversuch: 82,6% AUTS; 85,1% GUTS; $\epsilon_{\max} = 0,9\%$. Der Versuch wurde aus Sicherheitsgründen nach dem Auftreten des 17 Drahtbruchs gestoppt. Die maximale Belastung konnte kurz vor dem zweiten Drahtbruch festgestellt werden. Drahtbrüche: 17 Scherbrüche an der vordersten Keilrille (16 pressenseitige Verankerung; 1 gegenüberliegende Seite der Presse).



Spannungs-Dehnungsdiagramm



Scherbrüche im Verankerungsbereich

SC-40-G2-12J-1

Verankerungstyp: Schrägkabelverankerung mit 12 Litzen

Zugglied: Spannbetonlitze prEN 10337-Y1860S7+Z-15,7 (Verzinkt; Wachs; PE-ummantelt)

Coilnummer: G2

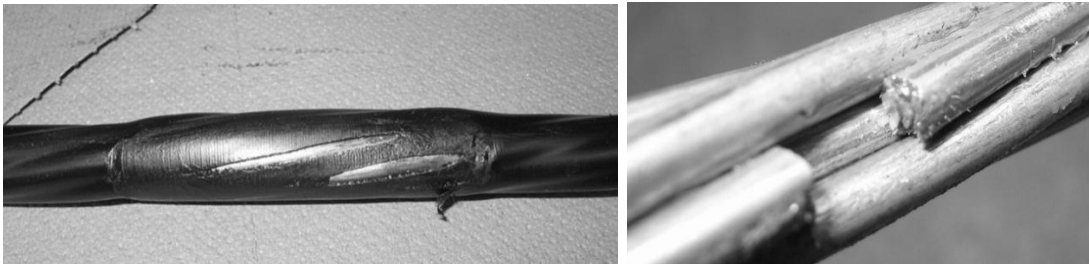
Hersteller der Verankerung: J

Prüfkabellänge / Winkel der Ankerplatten: 7.320 mm / 0,6°

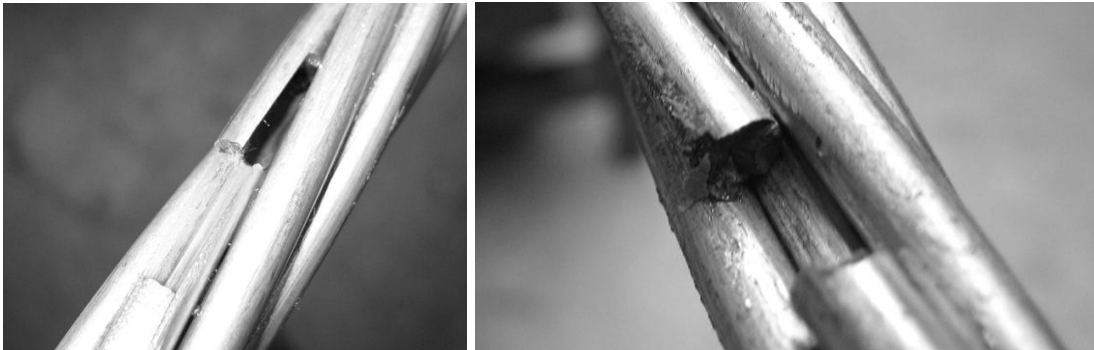
Dynamischer Versuch: ~450 MPa; 45% GUTS; 0,4 Millionen Lastwechsel; 20,6 Hz; 10 Drahtbrüche. Alle Drahtbrüche befanden sich in der freien Länge des Kabels. An acht Litzen konnten an unterschiedlichen Stellen Drahtbrüche festgestellt werden. Relative Temperaturerhöhung: k.A.

Kein statischer Zugversuch:

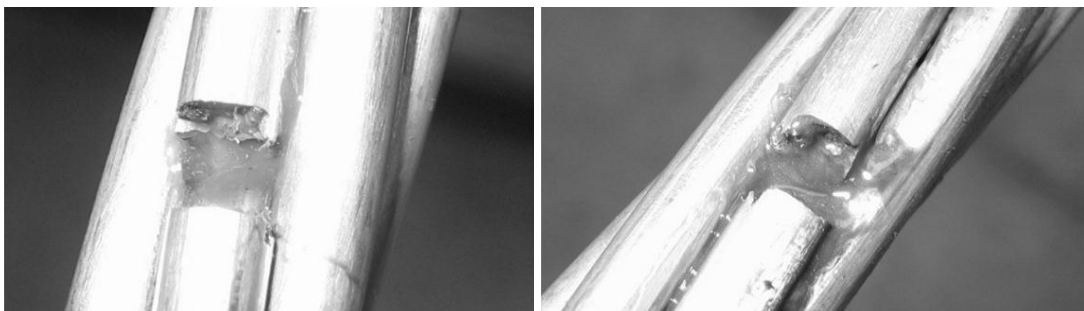
Anmerkungen: Aufgrund eines Meßfehlers betrug die Schwingbreite etwa 450 MPa und nicht wie geplant 200 MPa. Der erste Drahtbruch konnte daher nach 240.000 Lastwechsel festgestellt werden. Der Versuch wurde nach dem Auftreten des zehnten Drahtbruchs bei 400.000 Lastwechseln gestoppt. Durch die enorm hohe Schwingbreite kam es zu einer Aufschmelzung der PE-Ummantelung der Litze im Verankerungsbereich.



Aufschmelzung des PE-Mantels im Verankerungsbereich (li); Ermüdungsbruch (re)



Ermüdungsbrüche in der freien Länge



Ermüdungsbrüche in der freien Länge

SC-41-G2-12J-2

Verankerungstyp: Schrägkabelverankerung mit 12 Litzen

Zugglied: Spannbetonlitze prEN 10337-Y1860S7+Z-15,7 (Verzinkt; Wachs; PE-ummantelt)

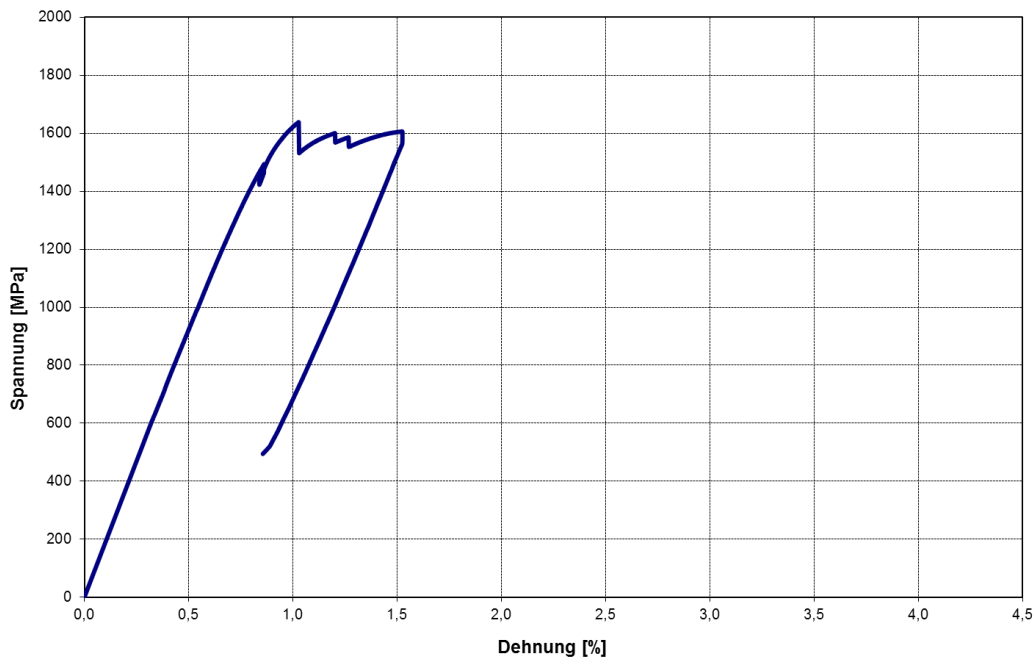
Coilnummer: G2

Hersteller der Verankerung: J

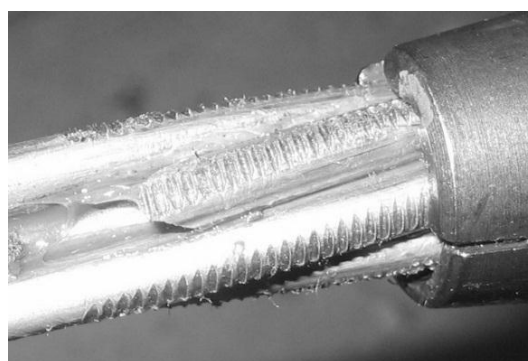
Prüfkabellänge / Winkel der Ankerplatten: 7.320 mm / 0,6°

Dynamischer Versuch: 200 MPA; 45% GUTS; 2 Millionen Lastwechsel; 20,6 Hz. 1 Drahtbruch nach 1,7 Mio Lastwechseln. Relative Temperaturerhöhung des Zugrings: 10°; nach Drahtbruch: 30°C

Statischer Zugversuch: 86,1% AUTS; 88,1% GUTS; $\epsilon_{\max} = 0,9\%$. Der Versuch wurde aus Sicherheitsgründen nach dem Auftreten des dritten Lastabfalls gestoppt. Die maximale Belastung konnte kurz vor dem ersten Drahtbruch festgestellt werden. Drahtbrüche: 2 Scherbrüche an der vordersten Keilrille (pressenseitige Verankerung); 3 Mischbrüche in der freien Länge (im Bereich des Ermüdungsbruches).



Spannungs-Dehnungsdiagramm



Ein Ermüdungsbruch (li unten) und drei Mischbrüche (li oben); Scherbruch (re)

SC-42-G3-12J-3

Verankerungstyp: Schrägkabelverankerung mit 12 Litzen

Zugglied: Spannbetonlitze prEN 10337-Y1860S7+Z-15,7 (Verzinkt; Wachs; PE-ummantelt)

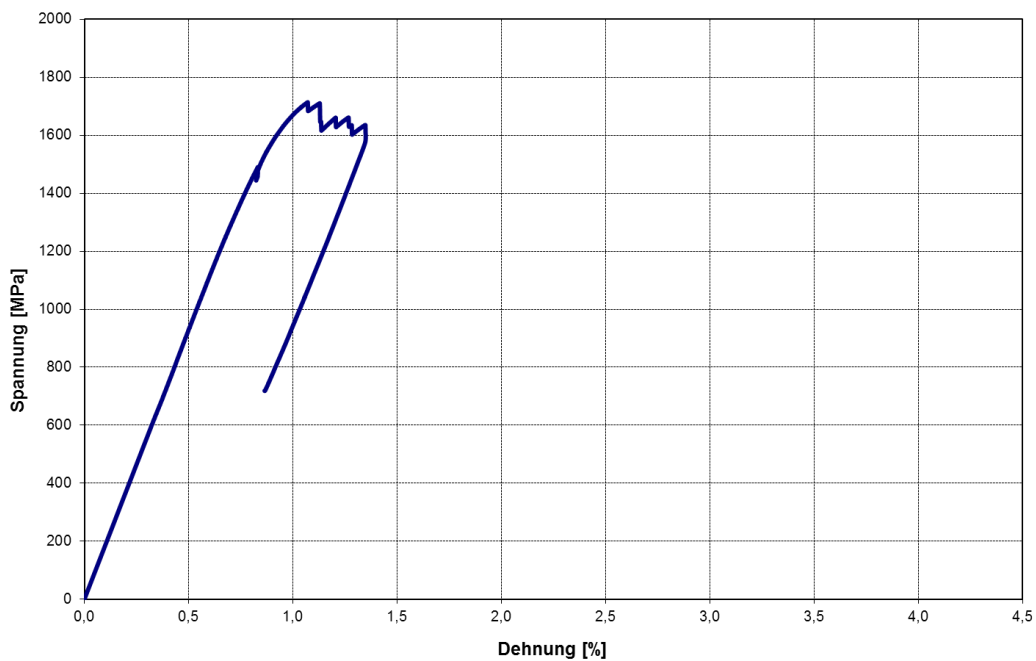
Coilnummer: G3

Hersteller der Verankerung: J

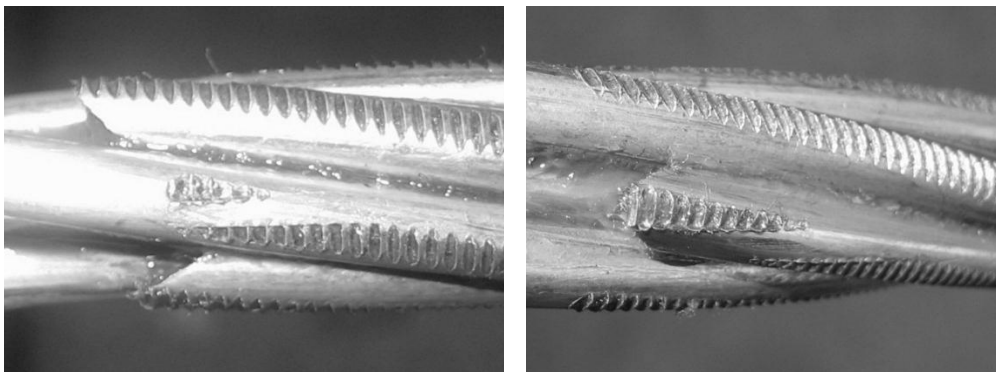
Prüfkabellänge / Winkel der Ankerplatten: 7.320 mm / 0,6°

Dynamischer Versuch: 200 MPA; 45% GUTS; 10 Millionen Lastwechsel; 20,6 Hz. Kein Drahtbruch während der dynamischen Belastung. Relative Temperaturerhöhung des Zugringes: 15°C

Statischer Zugversuch: 87,5% AUTS; 92,1% GUTS; $\epsilon_{\max} = 1,0\%$. Der Versuch wurde aus Sicherheitsgründen nach dem Auftreten des achten Drahtbruchs gestoppt. Die maximale Belastung konnte kurz vor dem ersten Drahtbruch festgestellt werden. Drahtbrüche: 8 Scherbrüche an der vordersten Keilrille (pressenseitige Verankerung).



Spannungs-Dehnungsdiagramm



Scherbrüche

SC-43-G6-12J-4

Verankerungstyp: Schrägkabelverankerung mit 12 Litzen

Zugglied: Spannbetonlitze prEN 10337-Y1860S7+Z-15,7 (Verzinkt; Wachs; PE-ummantelt)

Coilnummer: G6

Hersteller der Verankerung: J

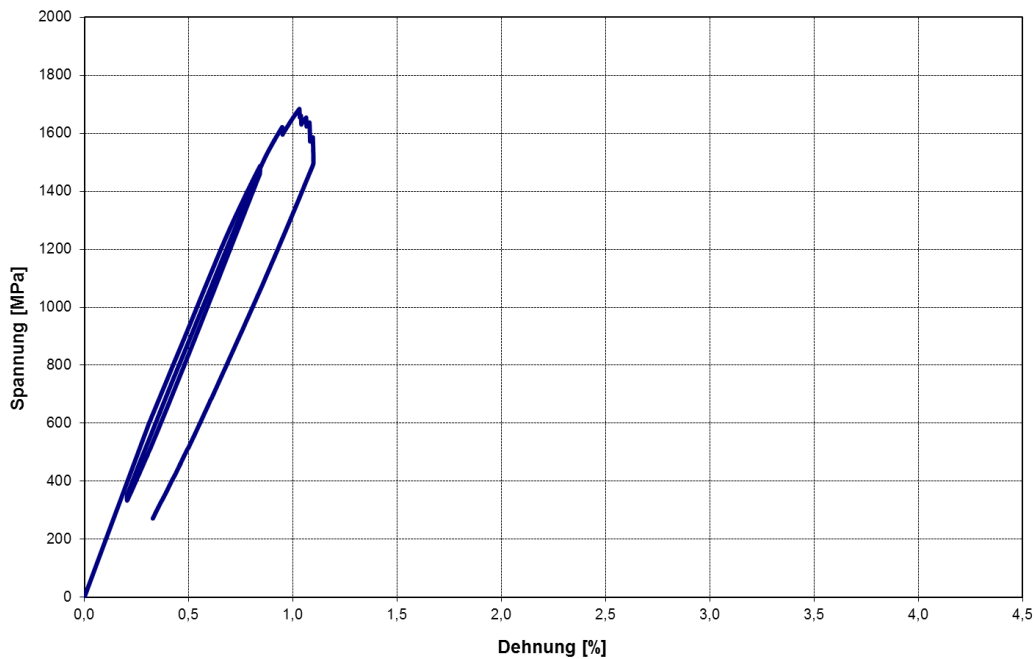
Prüfkabellänge / Winkel der Ankerplatten: 7.380 mm / 0,6°

Dynamischer Versuch: 160 MPA; 60% GUTS; 2 Millionen Lastwechsel; 20,6 Hz. Kein Drahtbruch während der dynamischen Belastung.

Relative Temperaturerhöhung des Zugrings: 7C°

Statischer Zugversuch: 87,3% AUTS; 90,5% GUTS; $\epsilon_{\max} = 0,9\%$. Der Versuch wurde aus Sicherheitsgründen nach dem Auftreten des sechsten Drahtbruchs gestoppt. Die maximale Belastung konnte kurz vor dem zweiten Drahtbruch festgestellt werden.

Anmerkungen: Die Konen der Verankerungen wurden aus Korrosionsschutzgründen vom Hersteller gefettet.



Spannungs-Dehnungsdiagramm

SC-44-G6-12J-5

Verankerungstyp: Schrägkabelverankerung mit 12 Litzen

Zugglied: Spannbetonlitze prEN 10337-Y1860S7+Z-15,7 (Verzinkt; Wachs; PE-ummantelt)

Coilnummer: G6

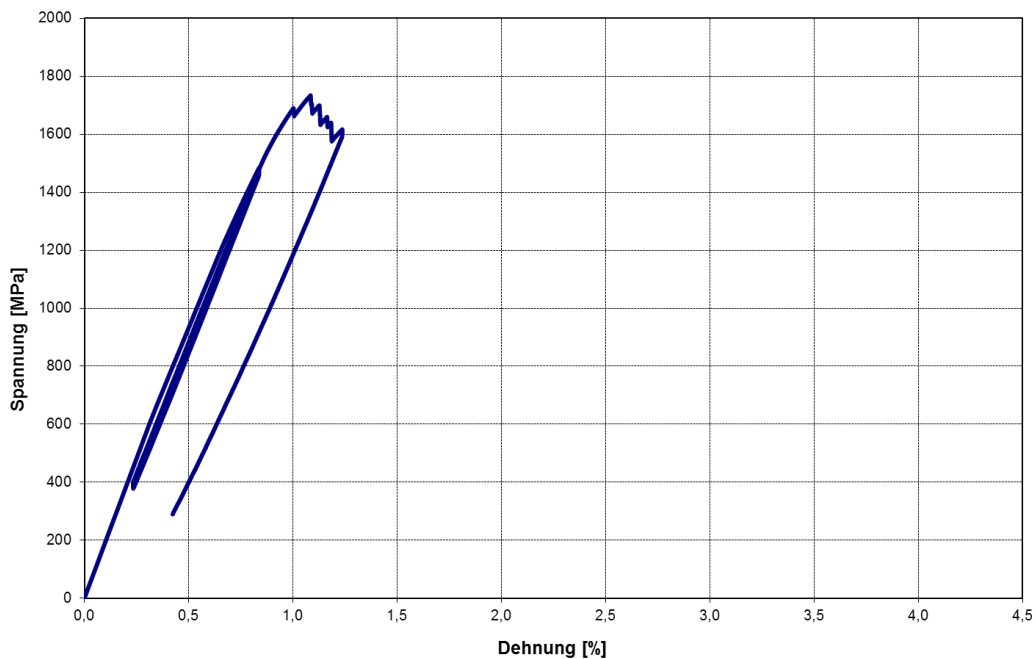
Hersteller der Verankerung: J

Prüfkabellänge / Winkel der Ankerplatten: 7.380 mm / 0,6°

Dynamischer Versuch: 160 MPA; 60% GUTS; 2 Millionen Lastwechsel; 20,6 Hz. Kein Drahtbruch während der dynamischen Belastung. Relative Temperaturerhöhung des Zugrings: 7°C

Statischer Zugversuch: 89,9% AUTS; 93,2% GUTS; $\epsilon_{\max} = 1,0\%$. Der Versuch wurde aus Sicherheitsgründen nach dem Auftreten des achten Drahtbruchs gestoppt. Die maximale Belastung konnte kurz vor dem zweiten Drahtbruch festgestellt werden.

Anmerkungen: Die Konen der Verankerungen wurden vor Versuchsbeginn vom Korrosionsschutzfett gereinigt.



Spannungs-Dehnungsdiagramm

SC-45-G8-19L-1

Verankerungstyp: Schrägkabelverankerung mit 19 Litzen

Zugglied: Spannbetonlitze prEN 10337-Y1860S7+Z-15,7 (Verzinkt; Wachs; PE-ummantelt)

Coilnummer: G8

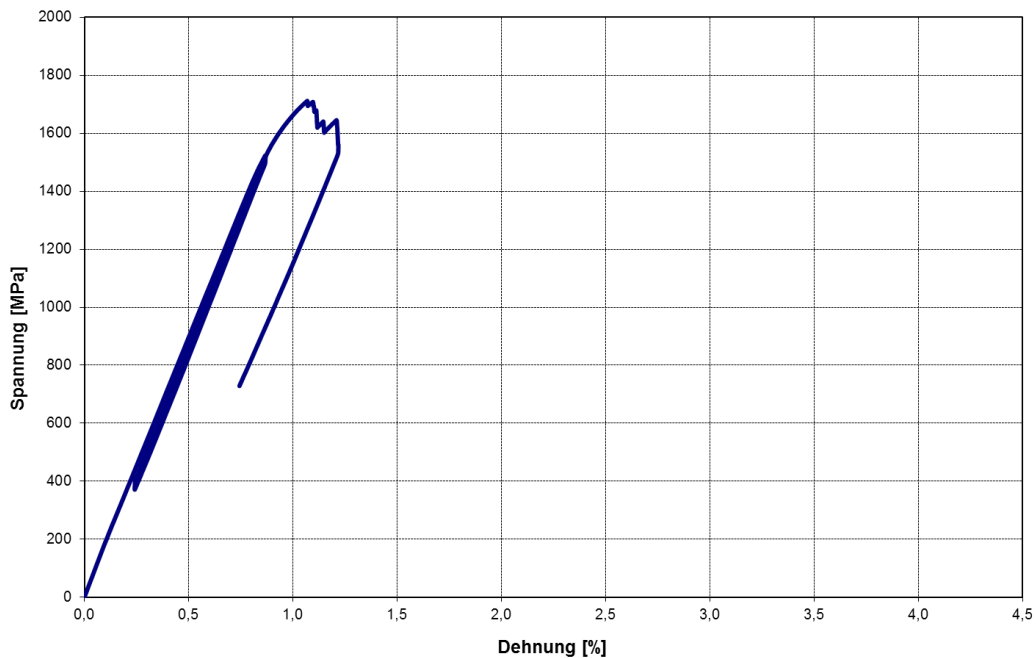
Hersteller der Verankerung: L

Prüfkabellänge / Winkel der Ankerplatten: 7.505 mm / 0,6°

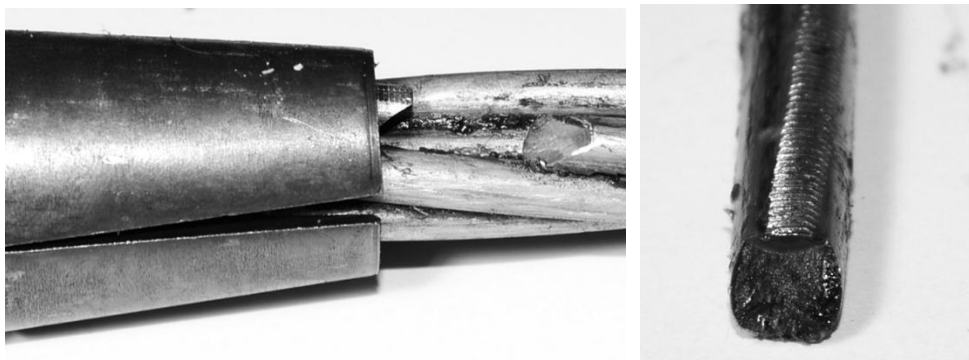
Dynamischer Versuch: 140 MPa; 55% GUTS; 2 Millionen Lastwechsel; 16,6 Hz. 1 Drahtbruch nach 1,3 Mio Lastwechseln. Relative Temperaturerhöhung der Verankerung: 20°C.

Statischer Zugversuch: Keine AUTS Werte vorhanden; 92,0% GUTS; $\epsilon_{\max} = 1,0\%$. Der Versuch wurde aus Sicherheitsgründen nach dem Auftreten des fünften Lastabfalls gestoppt. Die maximale Belastung konnte kurz vor dem ersten Drahtbruch festgestellt werden. Drahtbrüche: 11 Scherbrüche an der vordersten Keilrille (gegenüberliegende Seite der Presse).

Anmerkungen: Das Kabel wurde vor dem Ermüdungsversuch auf 75% GUTS belastet, um die Beanspruchung des Zugglieds während der Bauphase zu simulieren.



Spannungs-Dehnungsdiagramm



Scherbruch (li); Ermüdungsbruch (re)

SC-46-G9-19L-2

Verankerungstyp: Schrägkabelverankerung mit 19 Litzen

Zugglied: Spannbetonlitze prEN 10337-Y1860S7+Z-15,7 (Verzinkt; Wachs; PE-ummantelt)

Coilnummer: G9

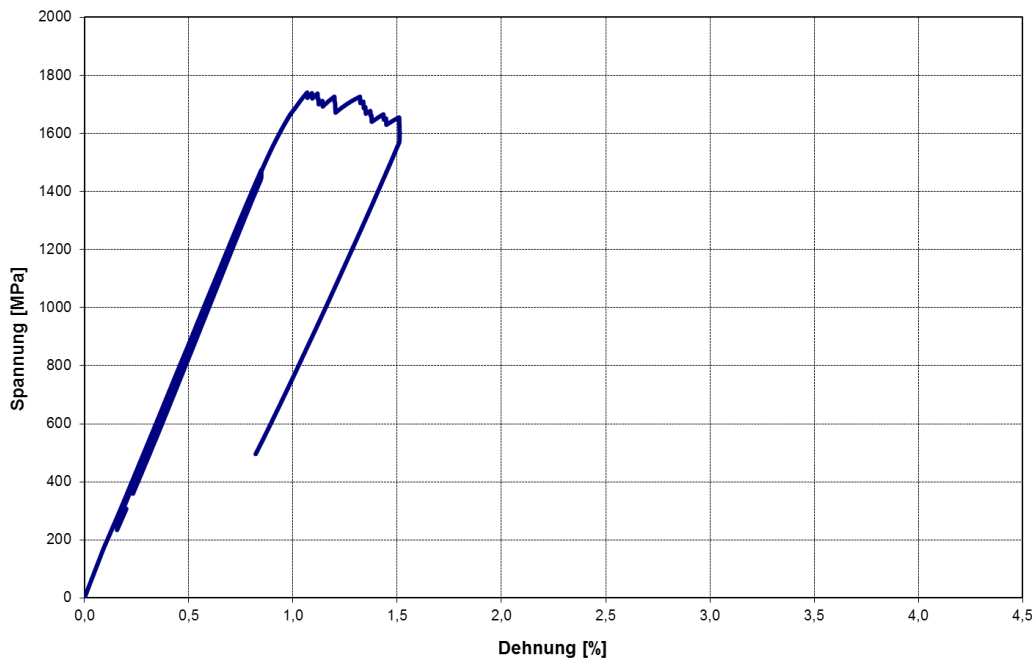
Hersteller der Verankerung: L

Prüfkabellänge / Winkel der Ankerplatten: 7.450 mm / 0,6°

Dynamischer Versuch: 140 MPA; 55% GUTS; 2 Millionen Lastwechsel; 16,6 Hz. Kein Drahtbruch während der dynamischen Belastung. Relative Temperaturerhöhung der Verankerung: 15°C.

Statischer Zugversuch: 87,1% AUTS; 93,6% GUTS; $\epsilon_{\max} = 1,0\%$. Der Versuch wurde aus Sicherheitsgründen nach dem Auftreten des 14. Lastabfalls gestoppt. Die maximale Belastung konnte kurz vor dem ersten Drahtbruch festgestellt werden. Drahtbrüche: 16 Scherbrüche an der vordersten Keilrille (gegenüberliegende Seite der Presse).

Anmerkungen: Das Kabel wurde vor dem Ermüdungsversuch auf 75% GUTS belastet, um die Beanspruchung des Zugglieds während der Bauphase zu simulieren.



Spannungs-Dehnungsdiagramm



Scherbruch

SC-47-G5-19K-1

Verankerungstyp: Schrägkabelverankerung mit 19 Litzen

Zugglied: Spannbetonlitze prEN 10337-Y1860S7+Z-15,7 (Verzinkt; Wachs; PE-ummantelt)

Coilnummer: G5

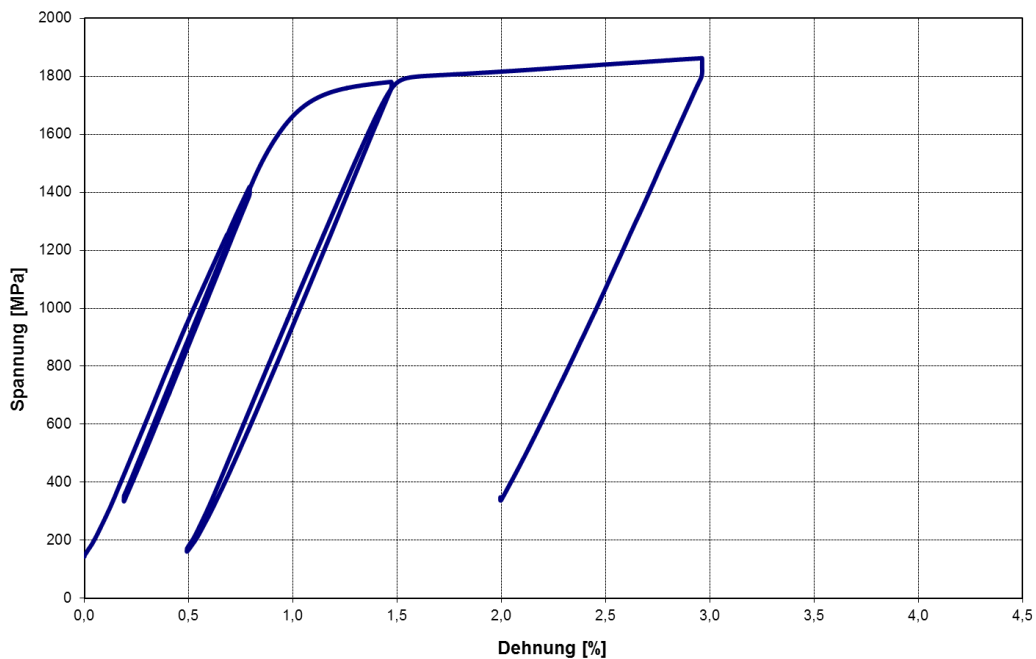
Hersteller der Verankerung: K

Prüfkabellänge / Winkel der Ankerplatten: 7.490 mm / 0,6°

Dynamischer Versuch: 250 MPA; 45% GUTS; 2 Millionen Lastwechsel; 19,5 Hz. Kein Drahtbruch während der dynamischen Belastung.. Relative Temperaturerhöhung der Verankerung: 16°C.

Statischer Zugversuch: 97,7% AUTS; 100,1% GUTS; $\epsilon_{\max} = 2,9\%$. Der Versuch wurde aus Sicherheitsgründen vor dem Auftreten des ersten Drahtbruchs gestoppt. Drahtbrüche: 0

Anmerkungen: Um die Versuchsergebnisse mit bereits durchgeführten Versuchen vergleichen zu können, wurde der selbe Belastungsverlauf gewählt. Daher wurde das Kabel bei einer Dehnung von 1,5% auf etwa 15% GUTS entlastet und erst danach bis zu einem möglichen Bruch des Zugglieds belastet.



Spannungs-Dehnungsdiagramm

SC-48-G5-19K-2

Verankerungstyp: Schrägkabelverankerung mit 19 Litzen

Zugglied: Spannbetonlitze prEN 10337-Y1860S7+Z-15,7 (Verzinkt; Wachs; PE-ummantelt)

Coilnummer: G5

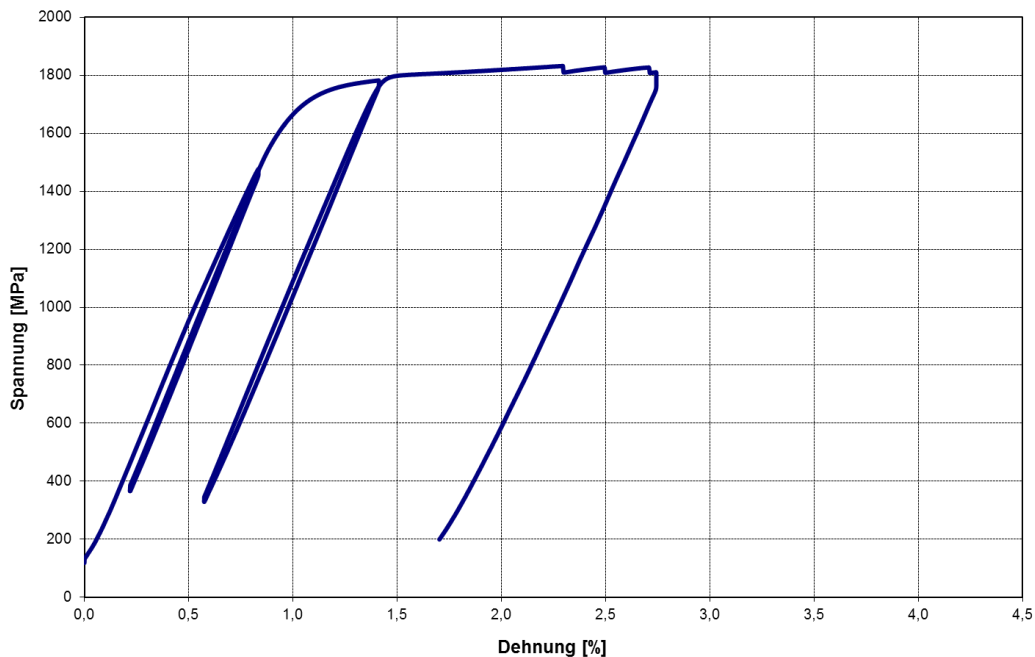
Hersteller der Verankerung: K

Prüfkabellänge / Winkel der Ankerplatten: 7.490 mm / 0,6°

Dynamischer Versuch: 250 MPA; 45% GUTS; 10 Millionen Lastwechsel; 19,5 Hz. Kein Drahtbruch während der dynamischen Belastung. Relative Temperaturerhöhung der Verankerung: 22°.

Statischer Zugversuch: 96,2% AUTS; 98,5% GUTS; $\epsilon_{\max} = 2,3\%$. Der Versuch wurde aus Sicherheitsgründen nach dem Auftreten des dritten Drahtbrüche gestoppt. Die maximale Belastung konnte kurz vor dem ersten Drahtbruch festgestellt werden. Drahtbrüche: 3

Anmerkungen: Um die Versuchsergebnisse mit bereits durchgeführten Versuchen vergleichen zu können, wurde der selbe Belastungsverlauf gewählt. Daher wurde das Kabel bei einer Dehnung von 1,5% auf etwa 20% GUTS entlastet und erst danach bis zu einem möglichen Bruch des Zugglieds belastet.



Spannungs-Dehnungsdiagramm

SC-49-G7-30M

Verankerungstyp: Schrägkabelverankerung mit 30 Litzen

Zugglied: Spannbetonlitze prEN 10337-Y1860S7+Z-15,7 (Verzinkt; Wachs; PE-ummantelt)

Coilnummer: G7

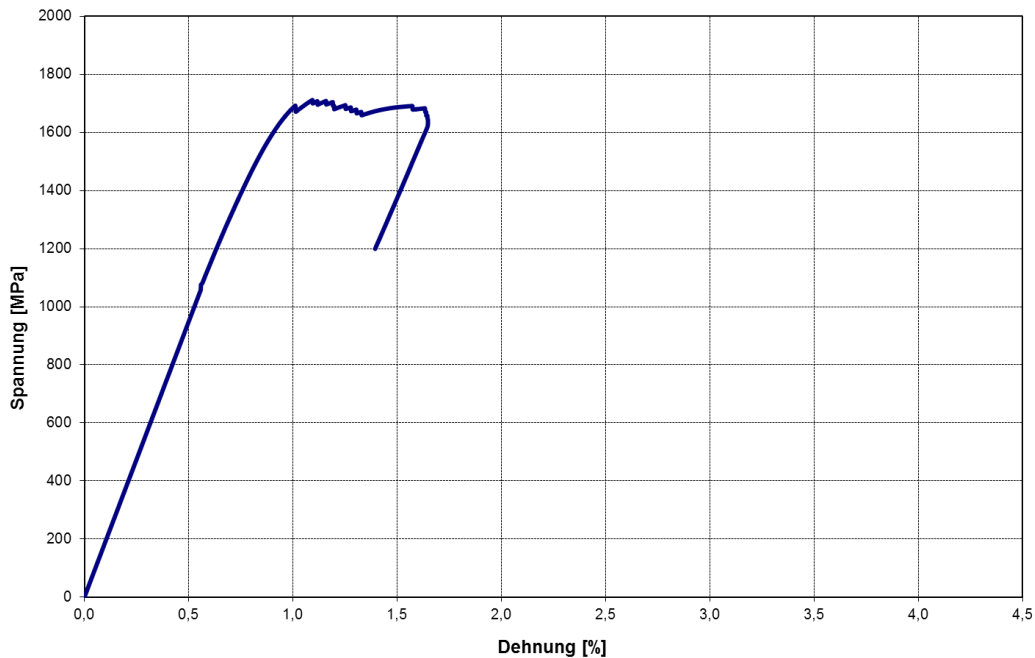
Hersteller der Verankerung: M

Prüfkabellänge / Winkel der Ankerplatten: 7.600 mm / 0,6°

Dynamischer Versuch: 160 MPa; 57% GUTS; 2 Millionen Lastwechsel; 20 Hz. Kein Drahtbruch während der dynamischen Belastung.. Relative Temperaturerhöhung des Zugringes: 3°.

Statischer Zugversuch: 91,0% AUTS; 92,0% GUTS; $\epsilon_{\max} = 1,0\%$. Der Versuch wurde aus Sicherheitsgründen nach dem Auftreten des 14 Drahtbruchs gestoppt. Die maximale Belastung konnte kurz vor dem zweiten Drahtbruch festgestellt werden. Drahtbrüche: 14

Anmerkungen: Das Prüfkabel wurde vor und nach dem Ermüdungsversuch mittels einer hydraulischen Presse in der Mitte des Kabels um $\pm 25\text{mrad}$ ausgelenkt.



Spannungs-Dehnungsdiagramm

SC-50-G4-43N-1

Verankerungstyp: Schrägkabelverankerung mit 43 Litzen

Zugglied: Spannbetonlitze prEN 10337-Y1860S7+Z-15,7 (Verzinkt; Wachs; PE-ummantelt)

Coilnummer: G4

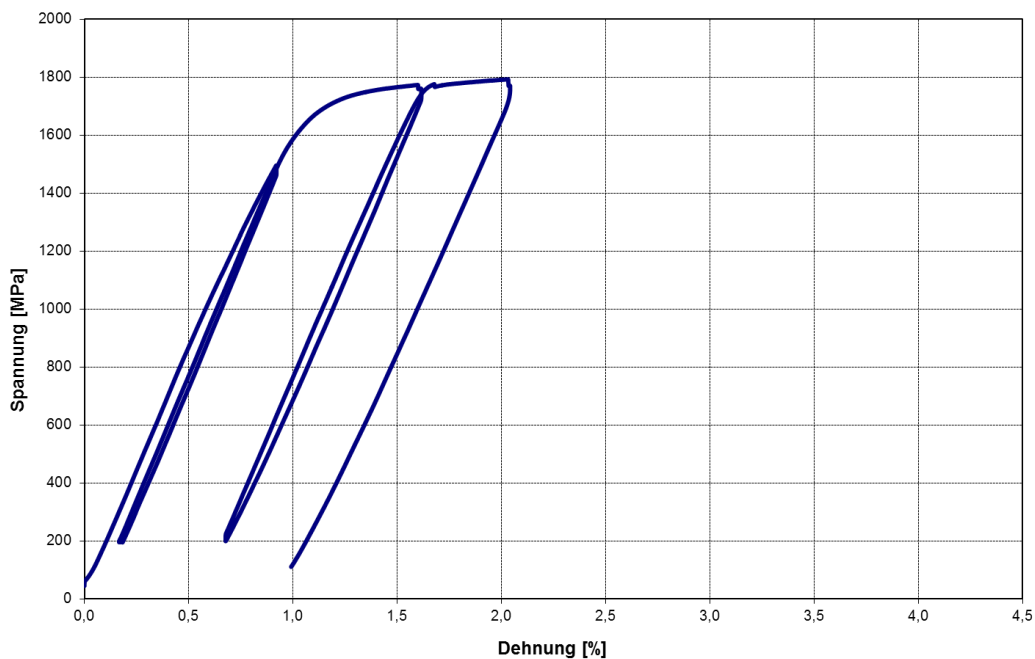
Hersteller der Verankerung: K

Prüfkabellänge / Winkel der Ankerplatten: 7.315 mm / 0,6°

Dynamischer Versuch: 200 MPa; 45% GUTS; 8 Millionen Lastwechsel; 26 Hz. Kein Drahtbruch während der dynamischen Belastung. Relative Temperaturerhöhung der Verankerung: 30°.

Statischer Zugversuch: 93,4% AUTS; 96,4% GUTS; $\epsilon_{\max} = 1,9\%$. Der Versuch wurde aus Sicherheitsgründen nach dem Auftreten des dritten Drahtbruchs gestoppt. Die maximale Belastung konnte kurz vor dem dritten Lastabfall festgestellt werden. Drahtbrüche: 5

Anmerkungen: Um die Versuchsergebnisse mit bereits durchgeführten Versuchen vergleichen zu können, wurde der selbe Belastungsverlauf gewählt. Daher wurde das Kabel bei einer Dehnung von 1,5% auf etwa 20% GUTS entlastet und erst danach bis zu einem möglichen Bruch des Zugglieds belastet.



Spannungs-Dehnungsdiagramm

SC-51-G4-43N-2

Verankerungstyp: Schrägkabelverankerung mit 43 Litzen

Zugglied: Spannbetonlitze prEN 10337-Y1860S7+Z-15,7 (Verzinkt; Wachs; PE-ummantelt)

Coilnummer: G4

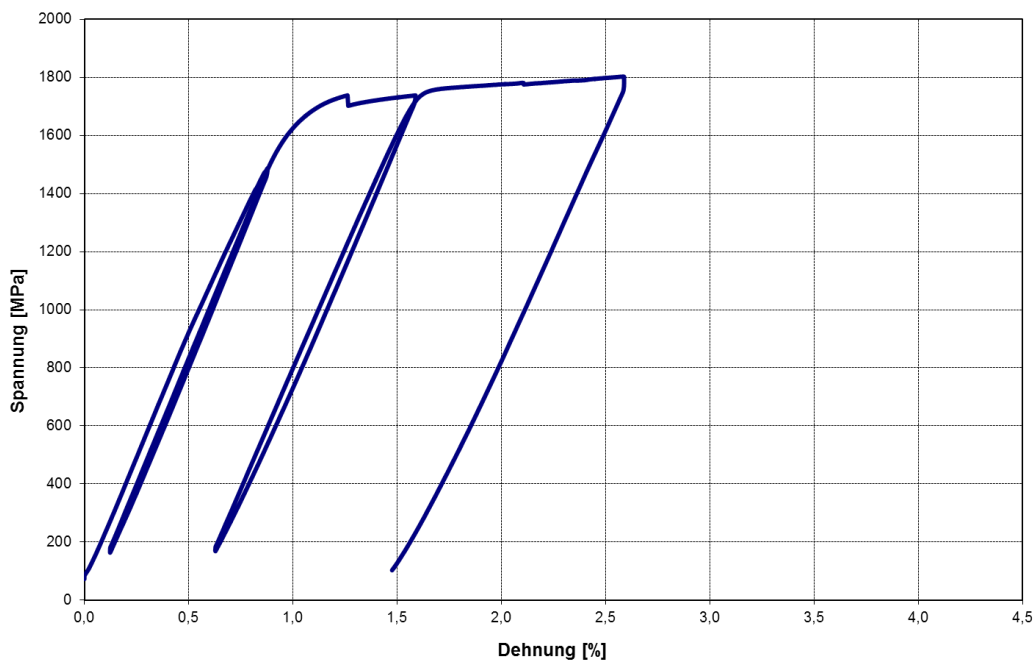
Hersteller der Verankerung: K

Prüfkabellänge / Winkel der Ankerplatten: 7.303 mm / 0,6°

Dynamischer Versuch: 200 MPA; 45% GUTS; 2 Millionen Lastwechsel; 26 Hz. 1 Drahtbruch während der dynamischen Belastung. Relative Temperaturerhöhung der Verankerung: 30°.

Statischer Zugversuch: 94,0% AUTS; 96,9% GUTS; $\varepsilon_{\max} = 2,5\%$. Der Versuch wurde aus Sicherheitsgründen bei einer Dehnung von 2,5% gestoppt. Drahtbrüche: 5 Mischbrüche (cup-cone fracture) in der freien Länge, sowie am Ausgang der Verankerung (gegenüberliegende Seite der Presse) und 1 Scherbruch.

Anmerkungen: Um die Versuchsergebnisse mit bereits durchgeführten Versuchen vergleichen zu können wurde der selbe Belastungsverlauf gewählt. Daher wurde das Kabel bei einer Dehnung von 1,5% auf etwa 20% GUTS entlastet und erst danach bis zu einem möglichen Bruch des Zugglieds belastet.



Spannungs-Dehnungsdiagramm



Ermüdungsbruch (li); Mischbrüche (cup-cone fracture) (re)