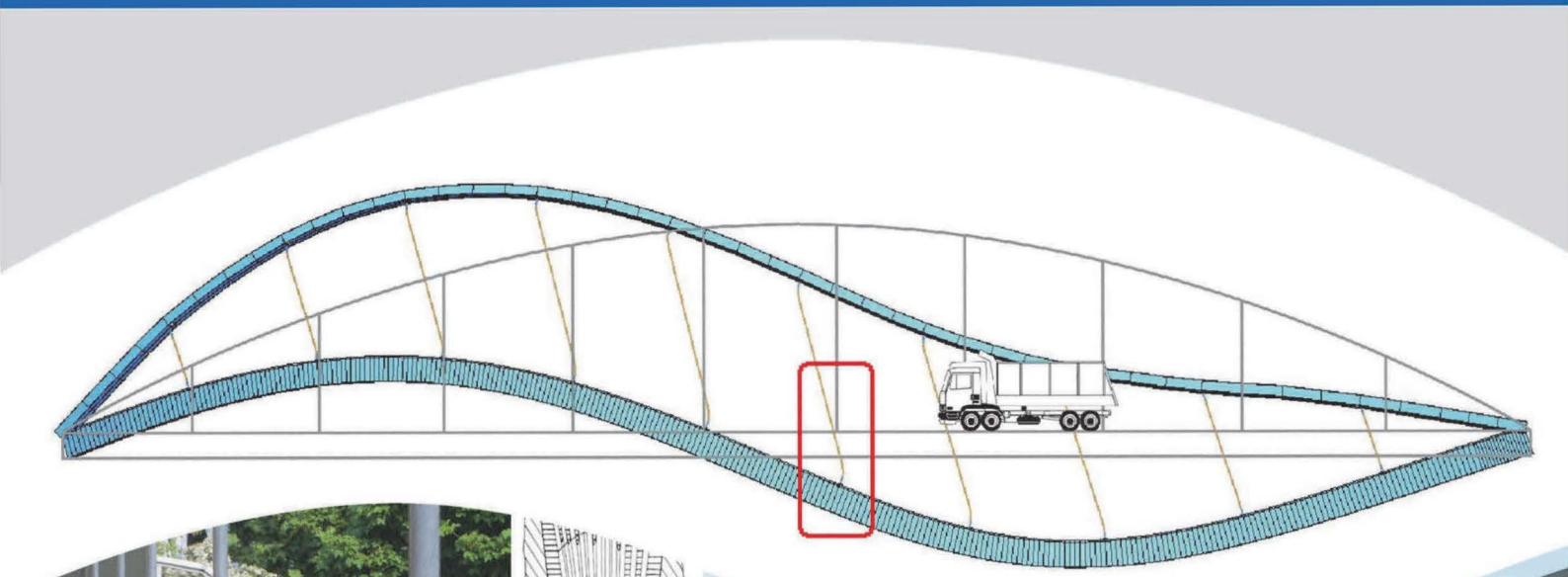
Bundesanstalt für Wasserbau
Kompetenz für die Wasserstraßen

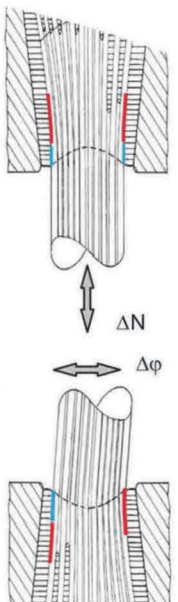
# BAWMitteilungen Nr. 102

# Zur Ermüdungssicherheit vollverschlossener Seile unter Biegung

Karlsruhe September 2016










**BAW**Mitteilungen
Nr. 102

# Zur Ermüdungssicherheit vollverschlossener Seile unter Biegung

Karlsruhe • September 2016

# Impressum

Herausgeber (im Eigenverlag):
Bundesanstalt für Wasserbau (BAW)
Kußmaulstraße 17, 76187 Karlsruhe
Postfach 21 02 53, 76152 Karlsruhe
Telefon: +49 (0) 721 9726-0
Telefax: +49 (0) 721 9726-4540
E-Mail: info@baw.de, www.baw.de

Soweit nicht anders angegeben, liegen alle Bildrechte bei der BAW. Übersetzung, Nachdruck oder sonstige Vervielfältigung – auch auszugsweise – ist nur mit Genehmigung des Herausgebers gestattet.

ISSN 2190-9199

© BAW 2016

Titelbild: Modelluntersuchungen zur Analyse des Trag- und Beanspruchungsverhaltens von Seilhängern in Stabbogenbrücken

# Vorwort

Stabbogenbrücken sind ein häufig verwendeter Brückentyp zur Überführung von Verkehrswegen über Schifffahrtskanäle an den Bundeswasserstraßen. Ihre Vorteile liegen unter anderem in der geringen Bauhöhe zwischen Fahrbahnoberkante und Konstruktionsunterkante. Die Zugglieder (Hänger) zwischen Bogen und Versteifungsträger bestehen dabei überwiegend aus eingeschweißten Rundstahlstangen. Im Zusammenhang mit Schäden an einer Stabbogenbrücke am Dortmund-Ems-Kanal sollten die geschweißten Rundstahlhänger durch Seile ersetzt werden, um primär eine deutliche Anhebung der Eigenfrequenzen und somit künftig eine Unterbindung von mutwilligem Handaufschaukeln zu erreichen.

Während ein solches Vorgehen bei Fuß- und Radwegbrücken unproblematisch ist, fehlen für Straßenbrücken derzeit die notwendigen normativen Vorgaben. Insbesondere nicht ausreichend erforscht ist dabei der Einfluss ermüdungsrelevanter Doppelspannungsamplituden aus Normalkraft und Biegung, die durch die Wirkung von Wind und Verkehr in den Seilendbereichen entstehen können. Im vorliegenden Fall musste deshalb beim Bundesministerium für Verkehr und digitale Infrastruktur eine aufwändige Zustimmung im Einzelfall erwirkt werden.

Hierzu waren objektspezifische Versuche erforderlich, die im Rahmen eines Forschungsvorhabens der Bundesanstalt für Wasserbau (BAW) um umfangreiche Grundlagenuntersuchungen zum ermüdungssicheren Einsatz von vollverschlossenen Seilen in Stabbogenbrücken erweitert wurden. Die Zielsetzung bestand darin, möglichst verallgemeinerbare Ergebnisse für die Praxis zu erreichen und in der Summe einen breiteren Anwendungsbereich zu erschließen. Umfangreiche Ermüdungsversuche an 18 Seilen unterschiedlichen Durchmessers bildeten die Grundlage für die weiterführenden theoretischen Untersuchungen. Weitere Veranlassung für grundlegende Untersuchungen war, dass sich die Verwendung von Seilen nicht nur im Bereich der Instandsetzung geschädigter Hänger, sondern auch beim Neubau von Stabbogen- und Netzwerkbogenbrücken anbieten kann; zum Beispiel wegen des leichteren Einbaus und Austauschs ohne Schweißarbeiten oder wegen der Einstellbarkeit bzw. Nachstellbarkeit von Seilkräften.

Das vorliegende Heft 102 der **BAW**Mitteilungen enthält die Monographie der Dissertationsschrift von Dr.-Ing. Michael Schmidmeier mit dem Titel „Ermüdungssicherheit vollverschlossener Seile unter Biegung“. Das Forschungsvorhaben wurde am Lehrstuhl für Metallbau der Technischen Universität München durchgeführt und von der BAW über einen Zeitraum von fünf Jahren intensiv betreut. Damit ist diese Arbeit ein weiteres Beispiel für die erfolgreiche Kooperation zwischen universitärer Forschung und der Ressortforschung in der BAW.

Karlsruhe, im September 2016



Prof. Dr.-Ing. Christoph Heinzelmann
Leiter der Bundesanstalt für Wasserbau

Technische Universität München
Ingenieurfakultät Bau Geo Umwelt
Lehrstuhl für Metallbau

# Zur Ermüdungssicherheit vollverschlossener Seile unter Biegung

## Grundlagenuntersuchungen über den Einsatz von Seilen in Stabbogenbrücken

Dr.-Ing. Michael Schmidmeier

Vollständiger Abdruck der von der Ingenieurfakultät Bau Geo und Umwelt der Technischen Universität München zur Erlangung des akademischen Grades eines Doktor-Ingenieurs genehmigten Dissertation.

Vorsitzender: Univ.-Prof. Dr.-Ing. Oliver Fischer

Prüfer der Dissertation:

1. Hon.-Prof. Dr.-Ing. habil. Karl G. Schütz
2. Univ.-Prof. Dr.-Ing. Martin Mensinger
3. Univ.-Prof. Dr.-Ing. Ingbert Mangerig, Universität der Bundeswehr München

Die Dissertation wurde am 25.02.2015 bei der Technischen Universität München eingereicht und durch die Ingenieurfakultät Bau Geo Umwelt am 28.03.2016 angenommen.

## Danksagung

Die vorliegende Arbeit entwickelte sich aus praxisbezogenen Fragestellungen zur Ermüdungssicherheit von Zuggliedern im Brückenbau, die ich im Rahmen meiner beruflichen Tätigkeit bei Dr. Schütz Ingenieure, Kempten, bearbeiten durfte.

Mein Dank richtet sich deshalb zuerst an Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. Karl. G. Schütz. Er stand meinem Vorhaben, die vorige Thematik auf den Bereich der Seile zu erweitern, von Beginn an offen gegenüber und unterstützte mich bei der Umsetzung sowohl fachlich als auch organisatorisch (zum Beispiel bei meiner bürointernen Doppelrolle als Ingenieur und Promovend). Für sein Interesse an meiner Tätigkeit und seine intensive Betreuung, aus der sich für mich wertvolle Denkanstöße ergeben haben, bin ich ihm sehr dankbar.

Die experimentelle und wissenschaftliche Aufarbeitung der Fragestellungen wurde finanziell von der Bundesanstalt für Wasserbau (BAW), Karlsruhe, gefördert. Bedanken möchte ich mich sowohl für das damit verbundene Vertrauen in meine Person als auch speziell für die organisatorische Flexibilität, die mir einen berufsparallelen und familienverträglichen Promotionsablauf als wissenschaftlicher Mitarbeiter mit Standort in Kempten ermöglichte. Mein ganz persönlicher Dank gilt dabei Herrn Rainer Ehmann für seine souveräne BAW-interne Steuerung und Abwicklung des zugehörigen Forschungsvorhabens. Sein Interesse, sein Engagement und sein Vertrauen in das Gelingen des Projektes waren mir ein äußerst wichtiger Rückhalt.

Stellvertretend für die vielen Beteiligten an den beiden Materialprüfanstalten möchte ich mich bei den Herren Dipl.-Ing. (FH) Matthias Wild M. Sc. (München) und Herrn Dipl.-Ing. Matthias Walther (Braunschweig) bedanken - für ihre kompetente Unterstützung, ihren engagierten Einsatz und die kollegiale Zusammenarbeit während der beiden Versuchsreihen.

Für die universitätsinterne Annahme und Betreuung sowie für die Diskussionen und Anregungen im Zuge der mehrfachen Zwischenbesprechungen danke ich besonders Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. Martin Mensinger vom Lehrstuhl für Metallbau der TU München. Ebenso danke ich Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. Ingbert Mangerig von der Universität der Bundeswehr in München für die Begutachtung meiner Arbeit. Für die Übernahme des Vorsitzes der Prüfungskommission danke ich Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. Oliver Fischer vom Lehrstuhl für Massivbau der TU München.

Für ihre Ideen und Anregungen sowie für ihre fachliche und menschliche Unterstützung danke ich auch allen meinen Freunden und Kollegen im Kemptener Büro, insbesondere Stefan, Martin und Andreas! Vielen Dank auch an Marcus und Christian für ihre Zuarbeit bei den Fotos und Grafiken.

Abschließend gilt Dir, Doris, mein herzlichster Dank:
für Deine liebevolle und unglaublich kraftvolle Unterstützung,
die Du mir und unseren Kindern Anna, Tom und Lea
während der letzten Jahre geschenkt hast!

## Zusammenfassung

Die Dissertation behandelt das Ermüdungsverhalten von vollverschlossenen Seilen unter Biegung. Der Fokus wurde dabei auf die Untersuchung und Bewertung von Wechselbeanspruchungen gerichtet, die in den Seildrähten am Übergang vom Seil in die metallisch vergossenen Seilendverankerungen auftreten.

Den thematischen Ausgangspunkt bildet die ingenieurpraktische Fragestellung, unter welchen Bedingungen eine Verwendung von Seilen als Hänger in Stabbogenbrücken mit Straßenverkehr möglich wäre. Auf Grundlage der dabei auftretenden Beanspruchungsverhältnisse wurden zwei Versuchsreihen mit insgesamt 18 Bauteilversuchen konzipiert, durchgeführt und ausgewertet. Die verwendeten Seildurchmesser lagen zwischen 21 und 45 mm.

Zur Bewertung der experimentellen Ergebnisse wurde ein Tragwerksmodell entwickelt, das an den Versuchen kalibriert werden konnte und rechnerische Aussagen über die Beanspruchungsverhältnisse im Seil erlaubte.

In der Summe führen die Untersuchungen auf ein Ingenieurmodell zur Beschreibung des Ermüdungsverhaltens. Demnach ist das Auftreten von Reibkorrosion zwischen den äußeren Z-Drähten des vollverschlossenen Seils und dem metallischen Verguss der Seilendverankerungen (Seilköpfe) als lebensdauerbestimmender Einfluss anzusehen. Zur Bewertung wird ein spannungsbasiertes Berechnungsverfahren vorgeschlagen.

Abschließend wird speziell für Seilhänger in Stabbogenbrücken ein praxistaugliches Verfahren für den Nachweis der Ermüdungssicherheit von vollverschlossenen Seilen unter veränderlichen Verkehrseinwirkungen abgeleitet. Grundlage sind dabei die in den Seilendbereichen auftretenden Winkelschwingbreiten. Die Vorgehensweise wird exemplarisch an drei realen Bauwerken aufgezeigt und erläutert.

## Abstract

**Fatigue of locked coil ropes due to bending**
Fundamental investigations concerning the use of ropes in tied arch bridges

This thesis treats the topic of fatigue behaviour of locked coil ropes under bending stress. The focus was hereby placed on the examination and evaluation of alternating stresses due to normal forces and bending which arise in the rope wires close to the castings.

The thematic origin is the use of ropes as hangers in tied arch bridges carrying road traffic. Based on the associated stress conditions, two test series of altogether 18 part tests were devised, carried out and evaluated. The rope diameters were between 21 and 45 mm.

For the evaluation of the experimental results a structural rope model was developed and calibrated in line with the tests. This enabled the examination of stress conditions in the rope wires.

The investigations led to an engineering model describing the fatigue behaviour. According to this model, the occurrence of fretting corrosion between the rope's outer Z-wires and the metal casting of the rope anchorages is the main factor determining service life. A calculation method is suggested for evaluating the impact of fretting corrosion.

Finally, a design method is proposed specifically for rope hangers in tied arch bridges. It is intended to provide a practical way to prove the fatigue security of locked coil ropes under road traffic. The method is based on the range of rotational angles occurring close to the castings. This approach is demonstrated on three existing bridge constructions.

## Inhaltsverzeichnis Seite


**1 Einleitung 1**

1.1 Einführung in die Thematik 1
1.2 Anlass und Zielstellung 3
1.3 Thematischer Aufbau der Arbeit 4
1.4 Allgemeine Anmerkungen zur Aufbereitung 5

**2 Grundlagen zum Aufbau und zum Tragverhalten von Seilen 7**

2.1 Vorbemerkungen 7
2.2 Ausgangsmaterialien, Herstellung 7
2.2.1 Drahtmaterial 7
2.2.2 Korrosionsschutz 8
2.2.3 Seilendverbindungen und Verguss 9
2.3 Seilaufbau, Tragverhalten 10
2.3.1 Seilaufbau 10
2.3.2 Tragverhalten eines Seils als Gesamtbauteil 11
2.3.3 Tragverhalten eines Drahtseils unter Zugkraft 12
2.3.4 Kontaktkräfte im Seilverband 15
2.3.5 Tragverhalten eines Drahtseils unter gleichmäßiger Biegung 17
2.3.6 Tragverhalten eines Drahtseils unter Querlast 19
2.3.7 Tragverhalten im Seilend- bzw. Vergussbereich 21
2.4 Ermüdungssicherheit 22
2.4.1 Vorbemerkungen 22
2.4.2 Festigkeitshypothese für mehrachsiale Beanspruchung 22
2.4.3 Reibkorrosion 23
2.5 Zusammenfassung 25

**3 Literaturrecherche zum aktuellen Stand des Wissens 27**

3.1 Vorbemerkungen 27
3.2 Normative Vorgaben 27
3.2.1 Bemessung von Seilen 27
3.2.2 Prüfung von Seilen 30
3.2.3 Empfehlungen zum Querschnittsaufbau von VVS 31
3.3 Drahtmaterial 32
3.3.1 Dauerfestigkeit hochfester Drähten 32
3.3.2 Einfluss von Reibkorrosion auf die Dauerfestigkeit 36
3.3.3 Einfluss von Drahteigenspannungen auf die Dauerfestigkeit 41
3.3.4 Einfluss von Drahtbeschichtungen 41
3.3.5 Drahtbruchcharakteristik hochfester Stahldrähte 42

3.4 Seile unter schwingender Normalkraft 44
3.4.1 Experimentelle Untersuchungen zur Ermüdungssicherheit 44
3.4.2 Angaben zur Lage von Drahtbrüchen 46
3.5 Seile unter schwingender Biegung 46
3.5.1 Experimentelle Untersuchungen zur Ermüdungssicherheit 46
3.5.2 Berichte über Schadensfälle im Seilendbereich 51
3.6 Kontaktbedingungen im Seil 53
3.7 Berechnungsmodelle 55
3.8 Zusammenfassung 58

**4 Grundlagenermittlung an Stabbogenbrücken 61**
4.1 Vorbemerkungen 61
4.2 Literaturrecherche zum Einsatz von Seilen in Bogenbrücken 62
4.3 Allgemeines zum Tragverhalten von Zuggliedern 65
4.4 Bestimmung repräsentativer Seildurchmesser 68
4.5 Hängerkräfte unter ständigen Einwirkungen 70
4.6 Beanspruchungsprofil von Hängern in Stabbogenbrücken 71
4.6.1 Präzisierungen zum Konstruktionstyp 71
4.6.2 Modell- und Berechnungsannahmen 71
4.6.3 Ermüdungsrelevante Seilbeanspruchungen aus Verkehr 73
4.6.4 Ermüdungsrelevante Beanspruchungen aus Wind 77
4.7 Zusammenfassung 78

**5 Entwicklung eines Seilmodells 79**
5.1 Vorbemerkungen 79
5.2 Modellbildung 79
5.2.1 Aufbau des Seilmodells 79
5.2.2 Materialeigenschaften 80
5.2.3 Kontaktbedingungen im Drahtseil 81
5.2.4 Übergangsbedingungen an den Drahtseilenden 82
5.2.5 Technische Umsetzung 82
5.3 Voruntersuchungen zum Tragverhalten des Drahtmodells 83
5.3.1 Drahtmodell unter Zug auf freier Seillänge 83
5.3.2 Drahtmodell unter Biegung auf freier Seillänge 85
5.3.3 Drahtmodell unter Zug im Seilendbereich 86
5.3.4 Drahtmodell unter Biegung im Seilendbereich 90
5.4 Validierung des Drahtmodells anhand von Literaturangaben 93
5.4.1 Mess- und Versuchsergebnisse von Wang 93
5.4.2 Einspannmomente nach Papailiou 94
5.5 Validierung des Drahtmodells anhand eigener Messungen 95
5.6 Zusammenfassung 95

**6 Experimentelle Untersuchungen an vollverschlossenen Seilen 97**
6.1 Vorbemerkungen 97
6.2 Versuchsreihe 1 an der Technischen Universität München 98
6.2.1 Konzeption des Versuchsaufbaus 98
6.2.2 Technische Umsetzung der Versuchsreihe 99
6.2.3 Versuchsumfang und Zielstellung 100
6.3 Versuchsreihe 2 an der Technischen Universität Braunschweig 100
6.3.1 Konzeption des Versuchsaufbaus 100
6.3.2 Technische Umsetzung der Versuchsreihe 102
6.3.3 Modifikationen bei der Versuchsdurchführung 103
6.3.4 Versuchsumfang und Zielstellung 105
6.4 Begleitende rechnerische Untersuchungen 105
6.4.1 Instrumentierung, Vorbereitung, Vor- und Nachversuche 105
6.4.2 Kalibrierung des Drahtmodells 106
6.4.3 Extrapolation auf den Seilaustritt 107
6.5 Generelle Erkenntnisse aus den Versuchsreihen 110
6.5.1 Zusammenstellung der Ergebnisse 110
6.5.2 Einfluss des Seilverfüllmittels 110
6.5.3 Veränderungen zu Beginn der Ermüdungsversuche 111
6.5.4 Drahtbruchverhalten 112
6.5.5 Lage der Drahtbrüche im Seil 114
6.5.6 Auswertungen zur Drahtbruchflächenausbildung 116
6.5.7 Zeitliche Drahtbruchentwicklung 119
6.5.8 Unveränderliche Schiefstellung eines Seilkopfs 120
6.6 Bewertung der Ermüdungssicherheit 121
6.6.1 Spannungsschwingbreiten in den Drähten 121
6.6.2 Maßgebender Schädigungsmechanismus 121
6.6.3 Vorgehensweise bei der rechnerischen Bewertung 123
6.6.4 Aufbereitung der Versuchsergebnisse 125
6.6.5 Bewertung der ermittelten Ermüdungsfestigkeit 127
6.7 Zusammenfassung 129

**7 Einsatz von vollverschlossenen Seilen in der Gelmer Brücke 131**
7.1 Vorbemerkungen 131
7.2 Allgemeines zum Bauwerk und zur Vorgeschichte 131
7.3 Experimentelle und rechnerische Untersuchungen 132
7.3.1 Voruntersuchungen 132
7.3.2 Konzeption und Durchführung eines Bauteilversuchs 134
7.3.3 Rechnerische Untersuchung mittels Drahtmodell 135
7.4 Zusammenfassung 137

**8 Nachweisverfahren für Seilhänger in Stabbogenbrücken 139**
8.1 Vorbemerkungen 139
8.2 Vorüberlegungen 139
8.3 Parameteruntersuchungen 140
8.4 Vorschlag eines Nachweiskonzeptes 141
8.5 Anwendung des Nachweisverfahrens 146
8.6 Zusammenfassung 151

**9 Ergebnis und Ausblick 153**

**Anlagenverzeichnis 155**

**Abbildungsverzeichnis 155**

**Tabellenverzeichnis 160**

**Literaturverzeichnis 161**

**Anlagen 169**
Anlage 1: Angaben zu den untersuchten Seilen 171
Anlage 2: Versuchsreihe an der MPA der TU München 173
Anlage 3: Versuchsreihe an der MPA der TU Braunschweig 183

**Gesamtinhaltsverzeichnis aller bisher erschienenen Ausgaben 199**

# 1 Einleitung

## 1.1 Einführung in die Thematik

Seile haben sich im Bauwesen als zuverlässiges Konstruktionselement zur Übertragung von Zugkräften etabliert.

Die zu beachtenden Kriterien hinsichtlich ihrer Tragfähigkeit, Ermüdungssicherheit und Gebrauchstauglichkeit sind im aktuell gültigen Normenwerk umfassend geregelt. Dies ermöglicht ein insgesamt vielfältiges Einsatzspektrum, in dem Seilen zentrale Tragwerks- und Standsicherheitsfunktionen zugewiesen werden können. Die grundlegende Annahme bei der Bemessung, wonach die Seile überwiegend axiale Zugkräfte abtragen, ist in der Regel bei überwiegend ruhend beanspruchten Konstruktionen sowie bei Seiltragwerken mit hohen Eigengewichts- bzw. Vorspannkräften gerechtfertigt.

Treten allerdings Seilquerbewegungen (durch Schwingungen, Durchhangänderungen) oder Verformungen im Verankerungsbereich (durch veränderliche Verkehrseinwirkungen) auf, so entstehen im Seil zusätzliche Biegebeanspruchungen. Deren Höhe und Verteilung wird maßgebend von den Lagerungsbedingungen an den Seilenden bestimmt. Die zwei idealisierenden Grenzfälle stellen einerseits eine biegesteife Einspannung des Seilendes in die Unterkonstruktion und andererseits ein gelenkiger Anschluss dar.

Ausführungsvarianten des ersten Grenzfalls (Einspannung) finden sich in Abbildung 1-1. Das linke Foto zeigt die Seilendverankerung von kleineren Seildurchmessern in einer seilverspannten Konstruktion (skywalk allgäu, Scheidegg). Die Einspannwirkung entsteht hier durch die vollständige Einbindung des Seilkopfes in den Fundamentkörper aus Stahlbeton. In den beiden rechten Fotos ist eine Seilverankerung im stählernen Überbau einer Schrägseilbrücke (Rheinbrücke Düsseldorf-Flehe) von beiden Seiten dargestellt. Zum Einsatz kamen hier zylindrische Vergusshülsen mit Außengewinde, die sich über eine aufgeschraubte Stützmutter auf der Unterkonstruktion absetzen. Diese Art der Verankerung kam vielfach im Brückenbau mit größeren Seildurchmessern zur Ausführung (im genannten Bauwerk bis 111 mm).




Abbildung 1-1: Beispiele biegesteif eingespannter Seilendverankerungen

Werden derart angeschlossene Seile quer ausgelenkt oder ihre Unterkonstruktion durch veränderliche Einwirkungen verformt, so bedingen die vorliegenden Steifigkeitsverhältnisse lokal konzentrierte Krümmungsänderungen - und damit Biegebeanspruchungen - im Seil am Übergang von der freien Seillänge in das Verankerungselement.

In der Regel wird das Entstehen solcher Beanspruchungen durch konstruktive Maßnahmen vermieden bzw. minimiert. Im Fall der beiden vorigen Beispiele erfolgte dies mittels Seilverspannungen einerseits, um Schwingbewegungen einzelner Seile über deren Kopplung an andere Seile zu stören (skywalk allgäu). Bei der Rheinbrücke wurden andererseits zusätzliche Querfesthaltungen mit größerem Abstand vor dem Seilkopf angeordnet. Diese stellen eine Verlagerung der Krümmungsänderungen vom Seilkopfbereich in die freie Seillänge und damit auch eine leichtere Zugänglichkeit und Prüfbarkeit der kritisch beanspruchten Seilbereiche sicher.

Der zweite Grenzfall (gelenkige Lagerung) wird in der Regel bei Seilendverankerungen mit Gabelseilhülsen unterstellt. Abbildung 1-2 zeigt zwei Möglichkeiten eines solchen Anschlusses, der über einen Bolzen die einfache Verbindung von Seil und Unterkonstruktion ermöglicht. Links ist der Anschluss eines 40 mm dicken Seils (wiederum skywalk allgäu), rechts die im Rahmen einer Brückeninstandsetzung gewählte Lösung dargestellt (Evenkampbrücke, Datteln-Hamm-Kanal). Beide Anschlüsse sind mit einem zwischengeschalteten Längenausgleichselement ausgeführt.



Abbildung 1-2: Beispiele von Seilendverankerungen mit Bolzenanschluss

Seilquerauslenkungen oder Bewegungen der Unterkonstruktion können nun in einer Richtung die Gelenkwirkung aktivieren. Zusätzliche Biegebeanspruchungen im Seilendbereich treten dann nicht auf. Voraussetzung ist jedoch, dass die Einwirkungen ausreichend groß sind, um die in Realität immer vorliegende Haftreibung im Bolzenanschluss zu überwinden.

Die zuletzt genannte Annahme ist insbesondere im Rahmen eines Tragsicherheitsnachweises mit dem Ansatz $\gamma$-fach erhöhter Einwirkungen durchaus vertretbar: zum Beispiel, wenn das Seil seiner Bemessungslast oder Kraft- und Verformungsumlagerungen im Tragwerk bei einem Seilausbau bzw. Seilausfall unterworfen ist. Auf eine Berücksichtigung von Biegebeanspruchungen im Seil kann in diesen Fällen begründet verzichtet werden.

Unter dem Aspekt der Vermeidung von Zusatzbeanspruchungen im Seil erweist sich somit eine Verankerung von Seilen mittels Gabelseilhülsen (Bolzen) zunächst als vorteilhaft - insbesondere dann, wenn aus technischen und / oder gestalterischen Gründen keine konstruk-

tiven Maßnahmen zur Seilberuhigung oder -fixierung möglich bzw. gewünscht sind (wie zum Beispiel Seilverspannungen oder Schwingungsdämpfer).

Zu berücksichtigen ist allerdings, dass auch der Bolzenanschluss bis zum Erreichen der maximal übertragbaren Reibwirkung im Gelenk die Übertragung eines Einspannmomentes erlaubt und dadurch ebenfalls Biegebeanspruchungen im Seil erzwingen kann. Eine wichtige Rolle spielt dabei der Kontaktbereich Bolzen - Knotenblech, in dem durch unvermeidbare Beschädigungen aus der Seilmontage, durch Verschleiß und durch die schwierige Zugänglichkeit praktisch kein planmäßiger und dauerhafter Korrosionsschutz ausgeführt werden kann. In Verbindung mit den im Bereich von Straßenbrücken ungünstigen Umweltbedingungen (freie Bewitterung und Eintrag von Nässe, Verschmutzungen, Tausalzen, etc.) wird zudem langfristig das Entstehen von Korrosion im Anschlussbereich begünstigt. Tendenziell führt dies über die Lebensdauer zum Anstieg des Reibwiderstands im Gelenk und damit auch zur Erhöhung der übertragbaren Biegemomente.

Wie ausgeführt, kann die prinzipielle Funktionsweise des Gelenkes in Bezug auf die Tragsicherheit des Seils zwar dauerhaft unterstellt werden. Allerdings rücken durch dieses Verhalten veränderliche (Verkehrs- und Wind-) Einwirkungen mit geringerer Amplitude in den Vordergrund, die über den reibungsbehafteten Anschluss wechselnde Zusatzbeanspruchungen im Seil erzeugen können. Zu berücksichtigen ist auch die Wirkung der quer zur Gelenkrichtung vorliegenden Einspannungs- und Steifigkeitsverhältnisse.

Daraus resultiert in der Summe, dass ermüdungsrelevante Wechselbeanspruchungen selbst bei „gelenkigen“ Seilanschlüssen einer besonderen Aufmerksamkeit bedürfen, um eine dauerhafte und sichere Bemessung von Seilen zu gewährleisten.

Eine konkrete planerische Bewertung der beschriebenen Zusatzbeanspruchungen im Seilendbereich ist auf Basis des aktuellen Regelwerks nicht möglich. Die normativen Bestimmungen beinhalten derzeit vielmehr allgemeinere Hinweise zu deren konstruktiver Vermeidung sowie zu deren experimenteller Untersuchung.

Dies führt mit dazu, dass der praktische Einsatz von Seilen im Bauwesen insbesondere dann mit Unsicherheiten verbunden ist, wenn durch normative Vorgaben ermüdungsrelevante Einwirkungen aus Wind und Verkehr und damit das Auftreten planmäßiger Biegebeanspruchungen zu berücksichtigen und zu bewerten sind.

Für verschiedene Einsatzgebiete, von denen eines, nämlich der Einsatz von Seilen als Hänger in Stabbogenbrücken für Straßenverkehr, im Folgenden näher betrachtet werden soll, ergeben sich daraus planerische Beschränkungen, die derzeit eine breitere Anwendung von Seilen erschweren.

## 1.2 Anlass und Zielstellung

Im Zusammenhang mit Schäden an verschweißten Rundstahlhängern konnte an der Geh- und Radwegbrücke bei Evenkamp eine erfolgreiche Instandsetzung durch den Einsatz von Seilen erfolgen. Im konkreten Fall ermöglichte die gewählte Vorgehensweise ein Anheben der Hänger-Eigenfrequenzen, um deren mutwilliges Aufschaukeln, das ursächlich für die entstandenen Schäden war, langfristig zu unterbinden. Die Verwendung von Seilen war in diesem Fall möglich, da keine veränderlichen und damit ermüdungsrelevanten Verkehrslas-

ten zu berücksichtigen waren und die Auswirkungen winderregter Schwingungen insgesamt vernachlässigbar blieben. Zur Ausführung kamen Seile mit 21 mm und 31 mm Durchmesser, die die ursprünglichen Rundstahlhänger (Durchmesser 63 mm, Material S 235) ersetzten und über Gabelseilhülsen mit Bolzen an erneuerte Knotenbleche angeschlossen wurden (siehe rechtes Bild in Abbildung 1-2 bzw. Schütz und Schmidmeier, 2011).

Eine analoge Problematik stellte sich auch bei der Gelmer Brücke am Dortmund-Ems-Kanal. Dabei handelt es sich ebenfalls um eine Stabbogenbrücke, an deren Rundstahlhängeranschlüssen frühzeitig Schäden durch mutwilliges Aufschaukeln festgestellt wurden. Da dieses Bauwerk jedoch Straßenverkehr überführt, musste planerisch ein weitaus aufwändigerer Weg über eine versuchsgestützte Zustimmung im Einzelfall beschritten werden, um letztlich wie zuvor den Einsatz von Seilen zu ermöglichen.

Um diese Vorgehensweise im Falle von ähnlich gelagerten Fragestellungen zukünftig vermeiden zu können, wurde zusammen mit der Bundesanstalt für Wasserbau (BAW), Karlsruhe, das Forschungsvorhaben FE A39510170001 angestoßen, das den erforderlichen Bauteilversuch für die Gelmer Brücke in umfangreichere Grundlagenuntersuchungen zum Ermüdungsverhalten von Seilen unter Biege- und Normalkraftbeanspruchung einbettete.

Da die Fragestellungen explizit aus dem Brückenbau abgeleitet und auch für diesen beantwortet werden sollten, fiel bereits frühzeitig die Entscheidung, die Untersuchungen auf den derzeit einzigen normativ hierfür zulässigen Seiltyp, nämlich vollverschlossene Seile (VVS), zu beschränken.

Das Forschungsvorhaben zielte jedoch nicht alleine auf die Vorbereitung, Begleitung und wissenschaftliche Auswertung der Versuchsreihen ab. Vielmehr sollte ein Augenmerk bei der Bearbeitung auch darauf gerichtet werden, die gewonnenen Erkenntnisse mit Blick auf deren Übertragung auf ähnliche Problemstellungen in einer praxistauglichen Art und Weise zusammenzufassen und aufzubereiten.

## 1.3 Thematischer Aufbau der Arbeit

Zum Einstieg in die Thematik werden zunächst die Ergebnisse eigener Literaturrecherchen präsentiert, die in der Summe den aktuellen Stand des hier interessierenden Wissens zusammenfassen. Dazu werden in Kapitel 2 die wichtigsten theoretischen Grundlagen zum Aufbau und zum Tragverhalten von Seilen beschrieben. Anschließend werden in Kapitel 3 bislang veröffentlichte, überwiegend auf Basis von Bauteilversuchen gewonnene Erkenntnisse über VVS und ihre Bauteilkomponenten sowie die aktuelle normative Situation dargestellt und erläutert.

Das folgende Kapitel 4 behandelt dann zunächst allgemein die Besonderheiten von Zugtraggliedern, um dann vertieft die speziellen Anforderungen herauszuarbeiten, die an Seilhänger in Stabbogenbrücken zu stellen sind. Dabei werden wichtige Zuschärfungen bezüglich der zur Seilprüfung erforderlichen Randbedingungen abgeleitet und begründet (Beanspruchungsabläufe, Seildurchmesser, Seilkräfte, etc.).

Um das Verhalten und die Beanspruchungen von VVS rechnerisch im Detail untersuchen und bewerten zu können, wurde ein Tragwerksmodell entwickelt, dessen Aufbau und Funktionsweise in Kapitel 5 dieser Arbeit beschrieben werden.

Das darauf folgende Kapitel 6 beschreibt die Planung, Durchführung und Auswertung von zwei Versuchsreihen, die im Rahmen des vorliegenden Forschungsprojektes realisiert werden konnten. Deren zentrale Ergebnisse sowie das daraus abgeleitete Ingenieurmodell zur Beschreibung des Ermüdungsverhaltens von VVS werden vorgestellt und erläutert.

Kapitel 7 fasst die experimentellen und rechnerischen Untersuchungen zusammen, die speziell für den vorgesehenen Ersatz der bisherigen Rundstahlhänger durch Seile an der Gelmer Brücke durchgeführt wurden.

Abschließend wird in Kapitel 8 ein Nachweisverfahren abgeleitet, das künftig eine praxistaugliche Bewertung von ermüdungsrelevant beanspruchten Seilhängern in Stabbogenbrücken ermöglicht. Die Anwendung des Verfahrens wird exemplarisch an drei realen Bauwerken vorgeführt.

## 1.4 Allgemeine Anmerkungen zur Aufbereitung

Bei der Erstellung der vorliegenden Arbeit wurde eine möglichst einheitliche Bezeichnung der interessierenden Kenngrößen angestrebt. Dazu wurden insbesondere bei der Aufbereitung von Ergebnisdiagrammen aus der Literatur (Kapitel 2 und 3) teilweise textliche Bezeichnungen modifiziert bzw. eigene Eintragungen vorgenommen. Die Motivation hiervon war es, insgesamt eine bessere Lesbarkeit zu erreichen und den Vergleich von Aussagen verschiedener Autoren zu vereinfachen.

Unter dem gleichen Blickwinkel wurden auch verschiedene Diagramme, deren Lesbarkeit durch eine unzureichende graphische Qualität der Literaturquelle eingeschränkt war, neu aufbereitet. Unter anderem im Zusammenhang mit Vergleichsrechnungen wurden dazu auch Werte und Verläufe aus der Literatur entnommen und in eigene Diagramme übertragen.

Auf detaillierte Anmerkungen bei den hiervon betroffenen Abbildungen wurde - wiederum unter dem Aspekt einer guten Lesbarkeit - verzichtet. Vielmehr finden sich Angaben zu den vorgenommenen Anpassungen im abschließenden Abbildungsverzeichnis. Inhaltliche Aussagen wurden durch die vorgenommenen Modifikationen nicht verändert.

# 2 Grundlagen zum Aufbau und zum Tragverhalten von Seilen

## 2.1 Vorbemerkungen

Im vorliegenden Kapitel erfolgt eine allgemeine Einführung in die Herstellung, den Aufbau sowie in das Trag- und Ermüdungsverhalten von Seilen. Der Schwerpunkt liegt dabei auf den hier interessierenden vollverschlossenen Seilen (VVS), die im Bauwesen häufig als Trag-, Abspann- oder Hängerseile zur Ausführung kommen.

Die Besonderheit dieses Seiltyps besteht in seinem kombinierten Aufbau aus Rund- und Profildrähten (Z-Drähten). Abbildung 2-1 zeigt verschiedene VVS im Querschnitt.

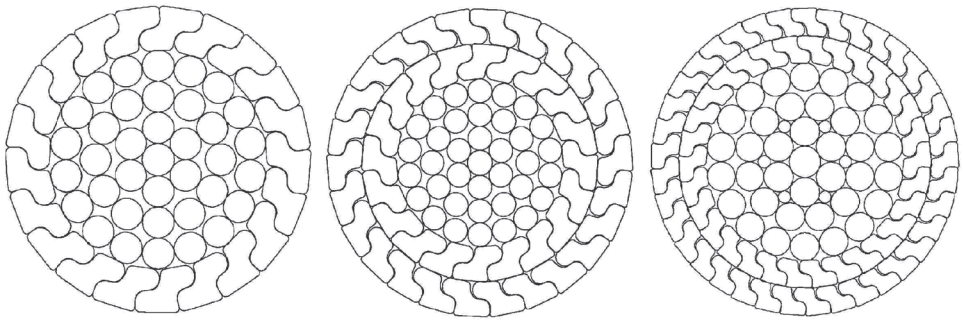


Abbildung 2-1: Verschiedene Querschnitte vollverschlossener Seile

Es wird zunächst auf die Herstellung von Drähten und Seilen eingegangen und die normativen Anforderungen an die Ausgangsmaterialien und den Korrosionsschutz zusammengestellt (Abschnitt 2.2). Eine Beschreibung des Tragverhaltens von Seilen unter Normalkraft und Biegung findet sich anschließend in Abschnitt 2.3. Seiltypische Besonderheiten im Hinblick auf die Ermüdungssicherheit werden abschließend im Abschnitt 2.4 dargestellt.

## 2.2 Ausgangsmaterialien, Herstellung

### 2.2.1 Drahtmaterial

Für Seildrähte wird üblicherweise unlegierter beruhigter Kohlenstoffstahl mit einem Kohlenstoffgehalt von bis zu rund 0,9 % verwendet. Die zugehörigen normativen Anforderungen enthalten unter anderem DIN EN 10264 (2012) und DIN EN ISO 16120 (2011). Die hohen Festigkeiten der Drähte werden durch ein spezielles Herstellungsverfahren erreicht, bei dem das Ausgangsmaterial, die Walzdrähte, wärmebehandelt (patentiert) und im Anschluss kalt gezogen oder gewalzt werden (Papsdorf, 1969; Feyrer et al., 1990; Feyrer, 2000; Peil, 2000; Friedrich et al., 2012; Petersen, 2013). Die Bruchdehnung der Drähte verringert sich dabei mit zunehmender Festigkeit.

Das Herstellungsverfahren (Ziehen oder Walzen) bestimmt die Eigenspannungsverteilung in den Drähten. Beim Ziehen entstehen Zugeigenspannungen, beim Walzen Druckeigenspan-

nungen an der Drahtoberfläche. Den Zusammenhang verdeutlichen die verfahrensabhängigen Geschwindigkeitsnetze bei der Drahtherstellung in Abbildung 2-2 (Gabriel und Dillmann, 1983; Feyrer et al., 1990).

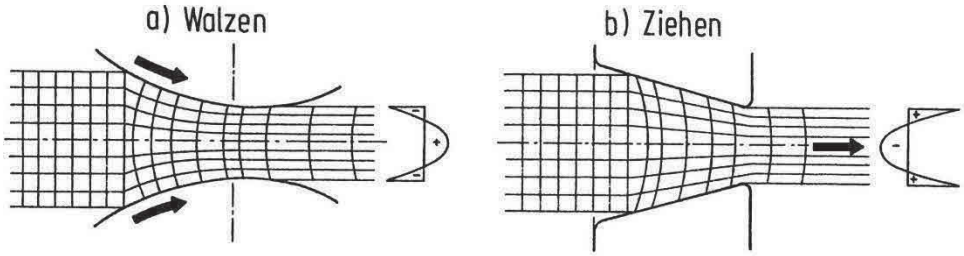



Abbildung 2-2: Eigenspannungsverteilung durch Walzen und Ziehen von Drähten

Die Herstellung von Runddrähten erfolgt in der Regel durch Kaltziehen. In Bezug auf die Formdrähte finden sich in der Literatur Hinweise, wonach diese üblicherweise vorgezogen und anschließend in die Endform gewalzt werden (Krautmacher, 1956; Becker, 1968; Westerhoff, 1988; Feyrer, 2000; Rentmeister, 2002; Petersen, 2013). Normativ existieren keine expliziten Vorgaben für das Herstellungsverfahren (Walzen oder Ziehen) von Drähten mit Einsatz im Brückenbau. Wie noch gezeigt wird, überlagern sich insbesondere im Seilendbereich diesen Eigenspannungen zusätzliche Beanspruchungen aus der Seilfertigung, wodurch sich der Einfluss des Draht-Herstellungsverfahrens insgesamt relativiert. Weitere Betrachtungen hierzu folgen im Abschnitt 3.3.3.

Um eine dauerhaft gleichmäßige Kraftverteilung im verseilten Zustand sicherzustellen, sind möglichst gleiche Festigkeiten von Rund- und Z-Drähten anzustreben (Becker und Nöller, 1975; Becker, 1993). Weitere normative Vorgaben zum Drahtmaterial sind im Abschnitt 3.2 zusammengefasst. Bezüglich der Ermüdungseigenschaften von Stahldrähten wird auf Abschnitt 3.3 verwiesen.

### 2.2.2 Korrosionsschutz

Zur Sicherstellung einer ausreichenden Dauerhaftigkeit kommt dem Korrosionsschutz von Seilen eine zentrale Bedeutung zu. Dies ist insbesondere dem Aufbau von Seilen aus dünnen hochfesten Drähten zuzuschreiben, deren detaillierte Zustandsprüfung im Seilinneren, an Durchdringungs-, Umlenk- oder Verankerungsstellen schwierig bzw. nur mit erheblichem Aufwand möglich ist. Vorgaben zur Ausführung des Korrosionsschutzes finden sich für Seile im Bauwesen unter anderem in DIN EN 1993-1-11 (2010), DIN EN 10244 (2009) und den Technischen Lieferbedingungen für vollverschlossene Brückenseile (TL Seile) (1994). Letztere sollen künftig durch die ZTV-ING (2013b) in Verbindung mit den TL/TP-ING (2013b), jeweils Teil 4, Abschnitt 5, ersetzt werden.

Der dauerhafte Schutz von VVS wird über mehrere Korrosionsbarrieren sichergestellt.

Die Einzeldrähte erhalten einen Überzug aus Zink bzw. einer Zinklegierung. Während die inneren Runddrähte feuerverzinkt werden, kommt bei den äußeren Z-Drahtlagen in der Re-

gel ein Überzug aus einer Zink-Aluminium-Legierung (Zn95/Al5, „Galfan“) zur Anwendung. Die Ausführung muss den Anforderungen der Klasse A nach DIN EN 10264 (2012) genügen.

Die im Seilinneren liegenden Hohlräume werden mit einem Seilverfüllmittel verfüllt, um das Risiko eines Eindringens von Feuchtigkeit in das Seil zu mindern. Zudem soll damit eine möglichst dauerhafte Schmierung zwischen den Drähten im Seilinneren erreicht werden. Das Seilverfüllmittel wird nur bei der Verseilung der inneren Lagen eingebracht, um dessen Austreten an die Seiloberfläche („Seilbluten“) unter Betriebsbedingungen zu vermeiden.

Durch die Formgebung der Z-Drähte besitzen VVS überdies einen mechanischen Schutz vor eindringender Feuchtigkeit. Die Abdichtungswirkung wird dabei durch die Einschnürung des Seilquerschnitts unter Zugnormalkräften verstärkt.

Zur Farbgebung sowie zum Ausgleich von Transport- und Montageschäden an der Seiloberfläche, wird in der Regel abschließend ein mehrlagiger Korrosionsschutzanstrich aufgebracht. Vorteilhaft wirkt sich bei VVS die durch die Formgebung der Z-Drähte bedingte relativ glatte Seiloberfläche aus.

### 2.2.3 Seilendverbindungen und Verguss

Für Seile im Brückenbau besteht die Regelverankerung aus metallisch vergossenen Seilendverbindungen. Dieser Verankerungstyp lag auch bei sämtlichen im Rahmen dieser Arbeit untersuchten Seilen vor.

Abbildung 2-3 zeigt eine solche Seilendverankerung mit konischer Vergusshülse in Ansicht und (schematischem) Schnitt. Der Übergang vom Seilbereich in den Verankerungsbereich wird im Folgenden als Seilendbereich bezeichnet. Als Seilaustritt wird die Stelle bezeichnet, bei der das Seil den Verguss verlässt. Die freie Seillänge beschreibt den Abstand zwischen den beiden Seilaustritten.

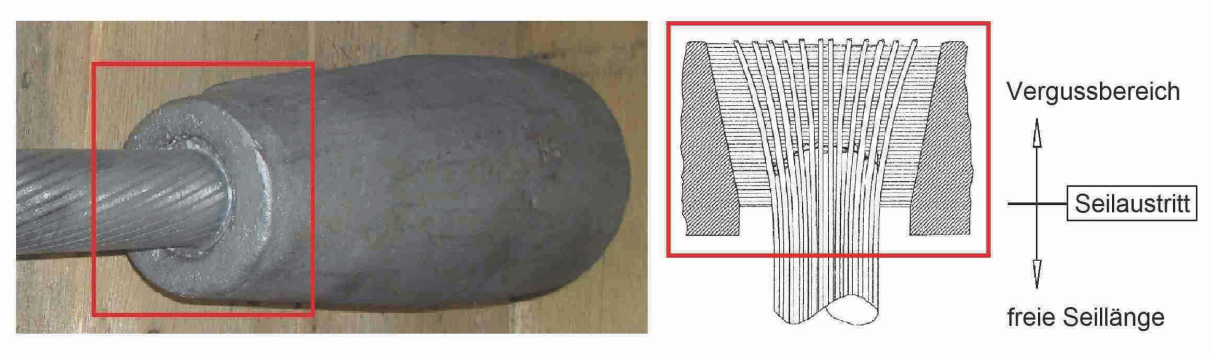



Abbildung 2-3: Seilendbereich in Ansicht und Schnitt

Zur Herstellung des Vergusses werden die Einzeldrähte an den Seilenden zum Seilbesen aufgebogen. Den Übergangsbereich zwischen dem planmäßig verseilten Bereich und dem Seilbesen bezeichnet man als Seilwurzel.

Um die erforderliche Verbundwirkung zwischen dem Verguss und den Drähten sicherzustellen, wird der Seilbesen gereinigt. Hierdurch wird neben Ölen, Fetten und Verschmutzungen auch das Seilverfüllmittel bis in die Seilwurzel hinein entfernt.

Die Herstellung des Übergangs zwischen dem Vergussbereich (mit gereinigten Drähten) und dem Seilbereich (mit Verfüllmittel) wird durch die an der Seilwurzel auf Null auslaufenden Abstände der Drähte untereinander erschwert. Deswegen werden die Drähte oftmals zunächst für die Reinigung weiter aufgefächert und danach in einem zweiten Arbeitsschritt wieder auf die Abmessungen der Vergusshülse zurückgebogen. Die Drähte werden dabei jeweils plastisch verformt, was wiederum die ursprüngliche Eigenspannungsverteilung aus der Drahtherstellung verändert.

Der Raum zwischen der Vergusshülse und dem Seilbesen wird anschließend metallisch vergossen. Die Anforderungen an den Verguss regelt DIN EN 13411-4 (2009). Darin als Vergussmetall definiert ist die Zinklegierung ZnAl6Cu1. Die Temperatur des Metalls beträgt beim Vergießen rund 450° C. Die eingebetteten Drähte werden dadurch erwärmt, wodurch es zu Materialveränderungen (Anlassen der Drähte) und einer weiteren Veränderung (Reduzierung) der Drahteigenspannungen kommt. Weitere Betrachtungen hierzu folgen in Abschnitt 3.3.3.

Die Herstellung des Seilbesens und des Vergusses von Seilköpfen erfolgt in handwerklicher Arbeit. Zum Teil wird nach dem Herstellen des Vergusses Verfüllmittel in den Bereich der Seilwurzel nachinjiziert (über ein im Vergusskörper verbleibendes Injektionsrohr).

Weitere Informationen zur Vorbereitung der Seilenden und zur Herstellung des Vergusses finden sich unter anderem bei Feyrer et al. (1990), Arend (1997), Feyrer (2000) und Peil (2000). Die Seilhülsen selbst (konische bzw. zylindrische Vergusshülsen, Gabelseilhülsen, etc.) und deren Tragwirkung sind nicht Gegenstand der vorliegenden Untersuchungen.

## 2.3 Seilaufbau, Tragverhalten

### 2.3.1 Seilaufbau

Spiralseile bestehen aus einem zentralen Rundraht-Seilkern, der geradlinig in Richtung der Seillängsachse verläuft. Um ihn herum werden lagenweise in gewendelter (schraubenlinienförmiger) Form verlaufende Drähte verseilt. Bei VVS bestehen die inneren Lagen aus Runddrähten, die äußeren Lagen aus Profil- bzw. Formdrähten (Z-Drähten).

Der Winkel zwischen der Seillängsachse und der Achse der Drähte in den einzelnen Lagen wird als Schlagwinkel $\alpha$ definiert. Damit im Zusammenhang steht die Schlaglänge L, die die in Seilachsrichtung gemessene Länge für den einmaligen Umlauf eines Drahtes beschreibt. Die Lagenzählung wird von innen nach außen vereinbart (d.h. der Kerndraht entspricht der nullten Lage, die erste Lage umwickelt den Kerndraht des Seils, etc.).

Der Regelaufbau eines Spiralseils sieht eine lagenweise wechselnde Schlagrichtung vor. Dies entspricht dem Aufbau der hier untersuchten Seile mit einem Durchmesser von 21 mm, 31 mm und 40 mm.

Im Unterschied dazu besteht der Seilkern bei dem im Rahmen der vorliegenden Untersuchungen verwendeten VVS mit 45 mm Durchmesser nicht aus einem Einzeldraht, sondern aus einer parallel verseilten Seillitze. Deren erste und zweite Lage (sowie eine 6-drähtige Fülldrahtlage) wurden jeweils in der gleichen Schlagrichtung und mit der gleichen Schlaglänge verseilt. Erst hierauf erfolgte der weitere Regelaufbau mit wechselnden Schlagrichtungen.

Allgemeine Ausführungen zur Seilgeometrie finden sich unter anderem bei Feyrer et al. (1990), Costello (1991) und Feyrer (2000). Detailangaben zu den im Rahmen dieser Arbeit verwendeten VVS enthält Anlage 1.

Als Seilquerschnitt wird im Folgenden der zur Seillängsachse senkrecht liegende Schnitt durch ein Seil bezeichnet. Die Lagendrähte werden wegen ihrer Wendelung in diesem Schnitt unter dem Schlagwinkel geschnitten. Dadurch verzerrt sich die ursprüngliche Drahtgeometrie, wobei insbesondere die geschnittene Drahtbreite mit steigendem Schlagwinkel zunimmt (Feyrer, 2000).

Diese Verzerrung der Drahtgeometrie ist beim Entwurf eines Seils zu berücksichtigen. In der Regel wird der Seilquerschnitt so konzipiert, dass zwischen den Drähten einer Drahtlage Abstände (negative Sperrungen) verbleiben (Feyrer et al., 1990; Feyrer, 2000). Dies soll das Entstehen der planmäßig gewünschten, radial orientierten Tragwirkung im Seil sicherstellen, auf die nachfolgend noch detailliert eingegangen wird.

### 2.3.2 Tragverhalten eines Seils als Gesamtbauteil

In erster Näherung kann ein Seil als Stabelement mit der metallischen Querschnittsfläche $A_m$ aufgefasst werden. Dessen Beanspruchungszustand unter einer Zugkraft ergibt sich dann in einfacher Form über die Nennzugspannung $\bar{\sigma}_S$:

$$\bar{\sigma}_S = \frac{S}{A_m} \tag{1}$$

mit $\bar{\sigma}_S$ : Nennzugspannung
$S$ : Seilkraft
$A_m$ : metallische Querschnittsfläche:
$A_m = ¼ \cdot \pi \cdot d^2 \cdot f$
wobei $d$ : Nenndurchmesser des Seils
$f$ : Füllfaktor nach DIN EN 1993-1-11, Tabelle 2.2:
$f$ = 0,81 für VVS mit einer Z-Drahtlage,
$f$ = 0,84 für VVS mit zwei Z-Drahtlagen,
$f$ = 0,88 für VVS mit mindestens drei Z-Drahtlagen.

Die Nennzugspannung stellt eine zentrale Kenngröße dar, die z.B. im Rahmen des normativen Bemessungskonzeptes nach DIN EN 1993-1-11 (2010) zur Anwendung kommt. Naturgemäß kann sie jedoch nicht das komplexe Tragverhalten eines Seils und die tatsächlichen Beanspruchungsverhältnisse in bzw. zwischen den Einzeldrähten erfassen.

Eine weitere Kenngröße zur Beschreibung des globalen Tragverhaltens von Seilen ist die Dehnsteifigkeit unter Normalkraftbeanspruchung. Im Spannungs-Dehnungsdiagramm zeigt sich bei Seilen nicht-lineares Verhalten. Dies ist unter anderem bedingt durch die ungleichmäßige bzw. sukzessive Aktivierung von Einzeldrähten sowie durch Geometrieveränderungen und Relativbewegungen der Drähte untereinander.

Bei der Erstbelastung eines Seils kommen weitere Anteile hinzu (unter anderem Setzen des Seilverbands, Setzen der Vergusskegel), die zu einer plastischen Seillängung führen. Deren Einfluss wird jedoch in der Regel durch das so genannte Seilrecken vorweg genommen, bei

dem das Seil mehreren Be- und Entlastungszyklen zwischen etwa 10 % und 45 % der Seilbruchkraft unterworfen wird.

Zur Beschreibung des Dehnungsverhaltens des Gesamtbauteils Seil wird im Folgenden der Begriff Seil-Elastizitätsmodul $E_S$ gewählt. Er bezieht sich auf gereckte Seile.

Wird das Bauteil Seil als Gesamttragglied im Rahmen von Tragwerksberechnungen verwendet, so kann es in der Regel gemäß der Seiltheorie als biegeschlaffes, an den Enden gelenkig angeschlossenes Element modelliert werden. Auf den Ansatz einer Seilbiegesteifigkeit oder einer Endeinspannung wird dabei üblicherweise verzichtet, da dieser Einfluss - insbesondere bei längeren Seilen - im Hinblick auf Verformungen, Durchhänge oder das Schwingungsverhalten vernachlässigbar bleibt.

### 2.3.3 Tragverhalten eines Drahtseils unter Zugkraft

Wird im Rahmen einer genaueren analytischen Beschreibung die Zusammensetzung eines Seils aus einzelnen Drähten berücksichtigt, so ist die global wirkende Seilzugkraft S auf die Einzeldrähte des Seilverbands aufzuteilen. Die Verteilung ist von der Seil- und Drahtgeometrie abhängig. Nach Feyrer (2000) bestimmt sich die Normalkraft F eines Drahtes in der k-ten Lage zu

$$F_k = \frac{\frac{cos^2 \alpha_k}{1 + \nu_k \, sin^2 \alpha_k} \cdot E_k \, A_k}{\sum_{i=0}^{n} \left( \frac{z_i \, cos^3 \alpha_i}{1 + \nu_i \, sin^2 \alpha_i} \right) \cdot E_i \, A_i} \cdot S \tag{2}$$

mit: $i$ : Laufparameter über die insgesamt n Drahtlagen: $i = 0 \ldots k \ldots n$
$F_i$ : Draht-Normalkraft (in Lage $i$)
$E_i$ : Draht-Elastizitätsmodul (in Lage $i$)
$A_i$ : Draht-Querschnittsfläche (in Lage $i$)
$z_i$ : Anzahl Lagendrähte (in Lage $i$)
$\alpha_i$ : Schlagwinkel (in Lage $i$)
$\nu_i$ : Querdehnzahl des Drahtmaterials (in Lage $i$)
$S$ : Seilzugkraft

Die Umrechnung in eine Drahtnormalspannung $\sigma_k$ in der k-ten Lage kann anschließend über den Zusammenhang erfolgen:

$$\sigma_k = \frac{F_k}{A_k} \tag{3}$$

Die Spannungen $\sigma_k$ werden als primäre Zugspannungen bezeichnet. Aufsummiert über alle Drähte ergeben sie die in Seilachsrichtung wirkende Seilzugkraft $S$.

Die vorige Formel berücksichtigt lediglich den geometrischen Aufbau des Seils. Reibkräfte, die nach Gabriel und Dillmann (1983) insbesondere bei viellagigen Seilen zu einer Erhöhung der Drahtkräfte in den inneren Lagen führen können, werden darin nicht erfasst.

Unter der Seilzugkraft entstehen weitere Drahtspannungen aus Biegung und Torsion. Diese resultieren aus der Verformung der gewendelten Einzeldrähte und den damit einher gehen-

den Geometrieveränderungen im Seil. Sie werden als primäre Biege- und Torsionsspannungen bezeichnet. Für Runddrähte kann eine analytische Berechnung nach Feyrer (2000) erfolgen. Die Höhe dieser Spannungen bleibt in der Regel von untergeordneter Bedeutung. Allerdings bedingen die Verformungen Relativverschiebungen zwischen den Drähten einer Lage. Zwischen unterschiedlichen Lagen kommt es zu gegenläufigen Relativverdrehungen an den Kontaktpunkten (Gabriel und Dillmann, 1983).

Überdies entstehen sekundäre Biegespannungen durch die Wirkung der Zugnormalkräfte in den gekrümmten Drahtachsen zwischen den Auflagerungspunkten auf der weiter innen liegenden Drahtlage. Zusätzlich können bei Innenlagen zwischen den Auflagerpunkten radiale Querlasten aus der Kreuzung mit der äußeren Nachbarlage auftreten. Deren Lage variiert über die Seillänge in Abhängigkeit von der Seilgeometrie. Sekundäre Biegung entsteht in analoger Weise auch an der Außenlage, wenn eine Querlast V (z.B. aus einer Seilrolle oder einer Umlenkung) eingeleitet wird. Das Prinzip der Entstehung dieser Biegeanteile zeigt Abbildung 2-4 aus Feyrer (2000).

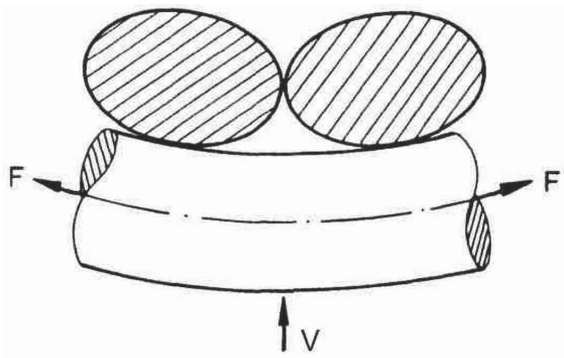



Abbildung 2-4: Entstehung von sekundären Biegespannungen durch eine Querlast V

Das Gleichgewicht im Seilverband bedingt durch die wendelförmige Drahtführung radial zum Seilkern gerichtete Stütz- bzw. Umlenkkräfte entlang der Lagendrähte. Die Größe dieser Radialkräfte p beträgt nach Feyrer (2000):

$$p_i = \frac{F_i}{\rho_i} = \frac{F_i \cdot sin^2\,\alpha_i}{r_i} \tag{4}$$

mit: $p_i$ : längenbezogene Radialkraft (in Lage $i$)
$F_i$ : Draht-Normalkraft (in Lage $i$)
$\rho_i$ : Krümmungsradius (in Lage $i$)
$\alpha_i$ : Schlagwinkel (in Lage $i$)
$r_i$ : Radius der Drahtlage $i$ um die Seilachse

Die Radialkräfte $p_i$ summieren sich lagenweise von außen nach innen auf und bewirken die Einschnürung des Seilverbands. Die Abtragung dieser Kräfte erfolgt zwischen dem Kerndraht und der ersten Lage über linienförmigen Kontakt. Zwischen allen weiteren Drahtlagen entstehen bei wechselseitig geschlagenen Drahtlagen punktförmige Kontaktstellen. Die Anzahl b dieser Kontakte entlang eines Drahtes in der Lage i auf die gegensinnig geschlagenen innen bzw. „darunter“ liegenden Drähte der Lage i-1 beträgt nach Papailiou (1995):

$$b_i = z_{i-1} \cdot \left( \frac{L_i}{L_{i-1}} + 1 \right) \tag{5}$$

Die an einzelnen Kontaktpunkten entstehenden Radialkräfte können damit analytisch ermittelt werden. Allerdings wird bei dieser Herangehensweise idealisierend eine gleichmäßige Verteilung der Kräfte zwischen den Lagen unterstellt. Eine tatsächliche, räumlich in einem konkreten Seilabschnitt vorliegende Kontaktkonstellation ist damit nur bedingt beschreibbar. Hierzu folgen weitere Betrachtungen im Rahmen des Abschnitts 5.3.1.

Bedingt durch die Wendelstruktur der Drähte tritt im Seil unter Zugkraft ein Drehmoment auf. Dieses ist alleine von der Seilgeometrie und der Seilkraft S abhängig. Werden die Seileinschnürung und die Reibwirkungen vernachlässigt, berechnet sich das Drehmoment nach Feyrer (2000) zu:

$$M = \frac{\sum_{i=1}^{n} z_i \cdot r_i \cdot A_i \cdot cos^2 \alpha_i \cdot sin \alpha_i}{\sum_{i=0}^{n} z_i \cdot A_i \cdot cos^3 \alpha_i} \cdot S \tag{6}$$

mit: $i$ : Laufparameter über die insgesamt n Drahtlagen: i = 0 ... n
$z_i$ : Anzahl Lagendrähte (in Lage i)
$r_i$ : Radius der Drahtlage i (Seilmittelpunkt bis Lagendrahtmittelpunkt)
$A_i$ : Draht-Querschnittsfläche (in Lage i)
$\alpha_i$ : Schlagwinkel (in Lage i)
$S$ : Seilzugkraft

Über die Seilgeometrie gelingt abschließend auch eine analytische Formulierung des Seil-Elastizitätsmoduls $E_S$ (Feyrer, 2000):

$$E_S = \frac{1}{A_m} \cdot \sum_{i=0}^{n} \frac{z_i \cdot cos^3 \alpha_i}{1 + \nu_i \cdot sin^2 \alpha_i} \cdot E_i \; A_i \tag{7}$$

Der Wert von $E_S$ ist normalkraft-unabhängig und berücksichtigt keine Veränderung der Seilgeometrie unter Last (Schlagwinkelverringerung). Dieser analytische Wert wird deshalb im üblichen Arbeitsbereich von Seilen nicht vorliegen. Er kann nur erreicht werden, wenn der Einfluss geometrischer Veränderungen gering bleibt: beim Vorliegen hoher Zugspannungen oder beim Aufbringen lediglich geringer Lastwechsel.

Die analytischen Ansätze unterstellen weitgehende Idealisierungen und Vereinfachungen, wie zum Beispiel die gleichmäßige Mitwirkung aller Drähte im Seilverband und die Vernachlässigung von Reibwirkungen.

Zudem gehen sie davon aus, dass die ideale Draht- bzw. Seilgeometrie auch mit ausreichender Genauigkeit tatsächlich vorliegt. Einen entsprechenden Querschnitt zeigt das linke Teilbild von Abbildung 2-5. Selbst unter einer Seilzugkraft und der damit verbundenen Seileinschnürung kommt es hier nicht zum Kontakt zwischen den Drähten einer Lage. Die planmäßig unterstellte, radial orientierte Tragwirkung im Seilquerschnitt stellt sich dadurch

ein. In der Regel kann dieses Tragverhalten im üblichen Arbeitsbereich von Seilen zumindest in den äußeren Lagen unterstellt werden (Gabriel und Dillmann, 1983).

Eine mögliche Auswirkung abweichender Drahtgeometrien zeigt das rechte Teilbild in Abbildung 2-5. Durch zu große Drahtdurchmesser entsteht hier ein linienförmiger Kontakt zwischen den Lagendrähten und damit eine räumliche, in der Umfangsrichtung wirkende Lastabtragung. Dies behindert die Seileinschnürung und verändert die planmäßig unterstellte Kräfteverteilung.

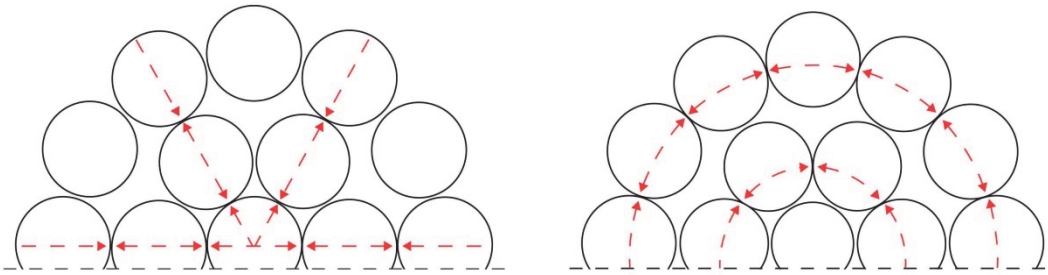


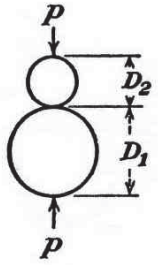
Abbildung 2-5: Geometriebedingte Veränderung der Lastabtragung im Seil

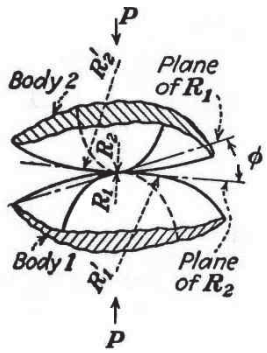
### 2.3.4 Kontaktkräfte im Seilverband

Zur Herstellung des Kräftegleichgewichts zwischen den Drähten des Seilverbands werden Umlenkungs- und Kontaktkräfte erforderlich. Diese besitzen zwischen den Drähten einer Lage oder zwischen dem Kerndraht und den Drähten der ersten Lage eine linienförmige Ausdehnung. Zwischen den jeweils mit entgegengesetzter Schlagrichtung verseilten unterschiedlichen Drahtlagen treten hingegen punktförmige Kontaktstellen auf.

Eine analytische Beschreibung solcher Kontaktpunkte ermöglicht die Theorie nach Hertz (1882). Sie erlaubt es, die geometrischen und die Pressungsverhältnisse sowie die relative Annäherung verschiedener Körpergeometrien zueinander (Kugel, Zylinder, Ebene) unter Druckkontakt zu bestimmen. Vorteilhaft ist dabei insbesondere die einfache Anwendbarkeit, die mittels weniger Geometrie- und Materialparameter eine direkte Bestimmung der genannten Werte erlaubt.

In der Literatur finden sich verschiedene Aufbereitungen der Hertz'schen Theorie (Wyss, 1956; Roark, 1965; Petersen, 2013), die in Tabelle 2-1 für die vorliegende Problematik aufbereitet wurden. Unterstellt wird dabei der Kontakt zweier Stahldrähte aus gleichem Material und E-Modul.

| Berührung paralleler Zylinder unter Linienlast p (Linienlagerung) | | |
|---|---|---|
| Kontakt-geometrie<br>  | Eingangswerte | $D_1$, $D_2$ Runddrahtdurchmesser<br>E Elastizitätsmodul (einheitlich für beide Körper gewählt)<br>$\nu$ Querdehnzahl (einheitlich für beide Körper gewählt)<br>p Linienlast zwischen Körpern |
| | Breite des Kontaktstreifens | $b = 2{,}15 \cdot \sqrt{\frac{p}{E} \cdot \frac{D_1 \cdot D_2}{D_1 + D_2}}$ |
| | maximale Kon-taktspannung | $max\,\sigma = 0{,}591 \cdot \sqrt{p \cdot E \cdot \frac{D_1 + D_2}{D_1 \cdot D_2}}$ |
| | Gesamt-Annäherung | $y = \frac{2 \cdot (1 - \nu^2)}{E} \cdot \frac{p}{E} \cdot \left( \frac{2}{3} + ln \frac{2 \cdot D_1}{b} + ln \frac{2 \cdot D_2}{b} \right)$ |

| Berührung gekreuzter Zylinder unter Auflast P (Punktlagerung) | | |
|---|---|---|
| Kontakt-geometrie<br>  | Eingangswerte | $R_1$, $R_2$ minimale Krümmungsradien der beiden Körper<br>$R_1'$, $R_2'$ maximale Krümmungsradien der beiden Körper<br>$\phi$ Winkel zwischen Krümmungsebenen $1/R_1$ und $1/R_2$<br>P Kontaktkraft (Punktlast) |
| | Beiwerte | $\delta = \frac{4}{\frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2} + \frac{1}{R_1'} + \frac{1}{R_2'}}$, $K = \frac{4}{3} \cdot \frac{E}{1 - \nu^2}$<br>$\Theta = arccos \left[ \frac{1}{4} \cdot \delta \cdot \sqrt{\left( \frac{1}{R_1} - \frac{1}{R_1'} \right)^2 + \left( \frac{1}{R_2} - \frac{1}{R_2'} \right)^2 + 2 \cdot \left( \frac{1}{R_1} - \frac{1}{R_1'} \right) \cdot \left( \frac{1}{R_2} - \frac{1}{R_2'} \right) \cdot cos\,2\varphi} \right]$ |
| | Abmessungen Kontaktellipse | $a = \alpha \cdot \sqrt[3]{\frac{P \cdot \delta}{K}}$ , $b = \beta \cdot \sqrt[3]{\frac{P \cdot \delta}{K}}$ |
| | maximale Kon-taktspannung | $max\ \sigma = 1{,}5 \cdot \frac{P}{\pi \cdot a \cdot b}$ |
| | Gesamt-Annäherung | $y = \lambda \cdot \sqrt[3]{\frac{P^2}{K^2 \cdot \delta}}$ , |

| θ | 0° | 10° | 20° | 30° | 35° | 40° | 45° | 50° | 55° | 60° | 65° | 70° | 75° | 80° | 85° | 90° |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| α | ∞ | 6,612 | 3,778 | 2,731 | 2,397 | 2,136 | 1,926 | 1,754 | 1,611 | 1,486 | 1,378 | 1,284 | 1,202 | 1,128 | 1,061 | 1,000 |
| β | 0 | 0,319 | 0,408 | 0,493 | 0,530 | 0,567 | 0,604 | 0,641 | 0,678 | 0,717 | 0,759 | 0,802 | 0,846 | 0,893 | 0,944 | 1,000 |
| λ | - | 0,851 | 1,220 | 1,453 | 1,550 | 1,637 | 1,709 | 1,772 | 1,828 | 1,875 | 1,912 | 1,944 | 1,967 | 1,985 | 1,996 | 2,000 |

Tabelle 2-1: Analytische Beschreibung der Kontaktverhältnisse nach Hertz

Die punktförmigen Kontaktflächen können demnach allgemein als eine Ellipse mit den Halbachsen a und b beschrieben werden. In der Kontaktpunktmitte tritt eine Maximalpressung mit dem 1,50-fachen Wert einer auf die Gesamtfläche bezogenen gemittelten Pressung auf, zu den Ellipsenrändern hin sinken die Pressungen auf Null ab. Im Sonderfall von 90° gekreuzten Drähten liegt mit a = b ein kreisförmiger Kontaktbereich vor.

Die Hertz'sche Theorie unterstellt linear-elastisches Materialverhalten. Dieser Ansatz führt insbesondere bei höheren Kontaktkräften zu einer erheblichen Überschätzung der tatsächlichen Pressungen, da plastische Verformungen nicht erfasst werden und die rechnerischen Kontaktflächen dadurch insgesamt zu klein bleiben. Zudem werden im Verhältnis zu den Körperabmessungen kleine und ebene Kontaktflächen sowie Reibungsfreiheit zwischen den beteiligten Körpern angenommen.

Die Anwendungsgrenzen der elastischen Theorie zur Beschreibung von Draht-Kontaktstellen in einem Seil werden offensichtlich. Auch die Wirkung von Reibung und Materialverschleiß im Kontaktbereich können damit nicht beschrieben werden. In der Literatur finden sich zahlreiche Untersuchungen zum tatsächlichen Verformungsverhalten sowie Überlegungen zur analytischen Erfassung der im Kontaktbereich auftretenden Beanspruchungen und Reibwirkungen. Hierauf wird in den Abschnitten 2.4 und 3.6 dieser Arbeit eingegangen.

### 2.3.5 Tragverhalten eines Drahtseils unter gleichmäßiger Biegung

Liegt bereichsweise eine annähernd konstante Krümmung vor, so erzeugt dies eine gleichmäßige Biegebeanspruchung. Bei Seilen kann dies zum Beispiel durch die Wirkung von Eigengewicht oder bei Seilschwingungen im Bereich von gleichsinnig gekrümmten Wellen auftreten.

Einer einsetzenden Krümmung wirkt zunächst die Nenn-Biegesteifigkeit des Seils entgegen. Grundlage für deren Ermittlung ist der Seilquerschnitt. In die Berechnung gehen sowohl die einzelnen Drahtsteifigkeiten als auch deren zur Seilachse versetzte Lage ein. Das Zusammenwirken des aus Einzeldrähten zusammengesetzten Querschnitts erfolgt über die aus der Seilzugkraft entstehenden Reibwirkungen. Relativverschiebungen der Drähte untereinander treten zunächst nicht auf.

Die Beanspruchung der Lagendrähte setzt sich in diesem Zustand zum einen aus den bereits beschriebenen Anteilen aus der Verteilung der Seilnormalkraft und der Lastabtragung im Querschnitt zusammen. Hinzu kommen nun durch die Krümmung weitere sekundäre Zugspannungen $\sigma_{zs}$ und Biegespannungen $\sigma_b$. Deren Größe ergibt sich aus der Krümmung der Einzeldrähte und deren Lage im Querschnitt. Analog zur Verteilung von Biegespannungen in einem gekrümmten Balkenquerschnitt treten in einer ersten Phase zunächst die maximalen Biegespannungen auf der einen Seilseite als Zug- und auf der anderen als Druckspannung auf.

Diese Spannungsverteilung entsprechen dem Zustand „nicht verschoben" nach Abbildung 2-6 (Wang, 1990). An den Kontaktpunkten im Seil treten Reibkräfte, jedoch keine Relativverschiebungen auf. Dieser Kontaktzustand wird im Folgenden als „no slip" bezeichnet.

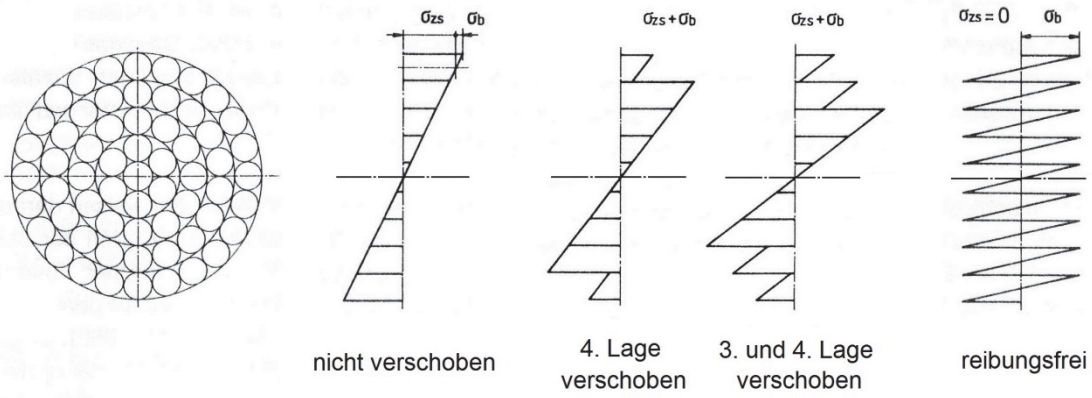



Abbildung 2-6: Spannungsverteilungen im Seilquerschnitt

Mit zunehmender Krümmung steigen die sekundären Spannungsanteile weiter an. Die Erhöhung des dafür erforderlichen Normalkraftanteils erfolgt über die Aktivierung einer zunehmenden Reibungslänge entlang des Drahtes vor bzw. nach dem untersuchten Querschnitt. Die aktivierbare Länge bleibt jedoch durch die Wendelung der Drähte in ihrer Höhe begrenzt, da die Reibungskräfte entlang eines untersuchten Drahtes im Bereich der neutralen Biegefaser vom Zug- in den Druckbereich wechseln (bzw. umgekehrt) und dabei ihre Richtung ändern.

Das Überschreiten der maximal aktivierbaren Reibkräfte führt zu einem Lösen der äußeren Lage vom ursprünglichen Gesamtquerschnitt. Die Kontaktpunkte wechseln vom Zustand „no slip“ in den Zustand „full slip“. Ihre Mitwirkung wird bei weiterer Krümmungserhöhung auf den maximalen Reibkraftanteil sowie den Anteil aus der reinen Drahtbiegung begrenzt („4. Lage verschoben“). Der Biegewiderstand des Seilquerschnitts wird geringer.

Die sich von außen nach innen im Seil erhöhenden Radialkräfte führen dazu, dass weiter innen liegende Lagendrähte einen höheren Reibkraftanteil aktivieren können. Wird auch hiervon die Obergrenze durch eine weitere Krümmungszunahme erreicht, lösen sich sukzessive auch diese Drahtlagen vom Seilkern („3. und 4. Lage verschoben“). Die maximalen Biegespannungen treten nicht mehr auf der Seilaußenseite, sondern an Drähten innerhalb des Seilquerschnitts auf. Die Anzahl der in den Zustand „full slip“ übergehenden Kontaktpunkte steigt entsprechend an.

Die Entwicklung dieses Tragverhaltens wird somit erheblich von der Reibung und von der einwirkenden Seilkraft beeinflusst und setzt sich theoretisch bis zur ersten Drahtlage fort (wenn dem nicht andere Einflüsse entgegenstehen, wie zum Beispiel zu große Biegespannungen in den Drähten). Betrachtet man den hierzu gehörigen Grenzfall eines Seils ohne Reibung, so stellt sich die Spannungsverteilung im rechten Teilbild der Abbildung 2-6 („reibungsfrei“) ein. Der Biegewiderstand des Seils erreicht in diesem Extremfall sein Minimum und besteht lediglich aus der Summe der Draht-Einzelsteifigkeiten. Die sekundären Biegespannungen treten in allen Drähten in gleicher Höhe auf.

Wie bereits erwähnt, kommt es im Bereich der neutralen Biegefaser des Seilquerschnitts zu einer Umkehr der Reibungskräfte. Dies führt dazu, dass die Drahtverschiebungen unter gleichmäßiger Biegung ihren Ausgang im Bereich der neutralen Seilfaser nehmen und sich von dort aus in Richtung der „gezogenen“ Querschnittsseite hin ausbreiten. Im Bereich der

extremalen Zug- und Druckseite bleibt der untersuchte Draht wegen des Gleichgewichts der beidseits angreifenden Reibkräfte ohne Verschiebungen. Die Ausdehnung der Drahtverschiebungen ist in diesem Fall auf die halbe Schlaglänge begrenzt. Verdeutlicht wird dies anhand der Abbildung 2-7 aus Feyrer (2000):

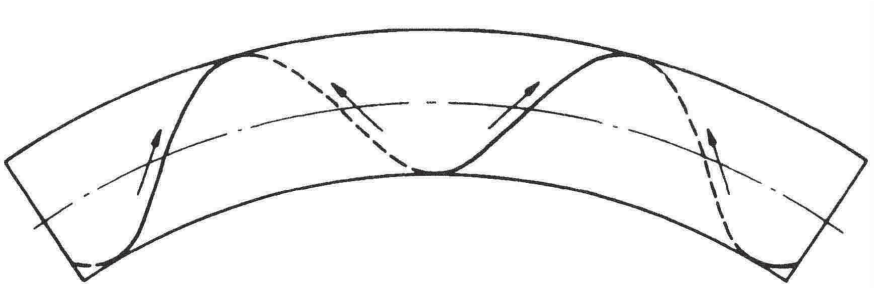


Abbildung 2-7: Drahtverschiebung bei gleichmäßiger Krümmung

Weiterführende Angaben zur Biegung von Seilen finden sich unter anderem bei Gabriel und Dillmann (1983), Schiffner (1986), Feyrer et al. (1990), Costello (1991), Feyrer (2000) und Klöpfer (2002).

### 2.3.6 Tragverhalten eines Drahtseils unter Querlast

Im Gegensatz zum vorigen Abschnitt wird nunmehr das Tragverhalten von Seilen im Bereich einer lokalen Lasteinleitung untersucht, wie sie sich unter anderem bei Seilbahnkonstruktionen mit ortsfesten Tragseilen unter rollenden Lasten ergeben kann.

Das dabei auftretende Tragverhalten entspricht prinzipiell auch dem zuvor beschriebenen Verhalten bei gleichmäßiger Biegung. Allerdings ist der Einfluss aus dem Abklingen der Biegewirkungen über die Seillänge zu berücksichtigen.

Die in einem Seil unter Querlast auftretenden Beanspruchungen wurden zuerst von Isaachsen berechnet (Isaachsen, 1907). Unter der Annahme eines dünnen Biegebalkens mit konstanter Biegesteifigkeit, einer ausreichend hohen Normalkraft S sowie einem kleinen Verhältnis von Querlast V zur Kraft S leitete er die sich einstellende Seilkrümmung und die im Seil auftretenden Spannungen ab (siehe hierzu auch Wang, 1990; Feyrer, 2000).

Es wird angenommen, dass sich im Lasteinleitungsbereich ein freier Seil-Krümmungsradius $\rho_F$ einstellen kann. Die Querlast V wird als Einzellast idealisiert. Das Seil sucht sich eine Gleichgewichtslinie ohne bereichsweises Anlegen an eine vorgegebene Form (zum Beispiel einer größeren Rolle oder Seilscheibe). Der Ableitung liegt die Anordnung nach Abbildung 2-8 zugrunde (Wang, 1990):

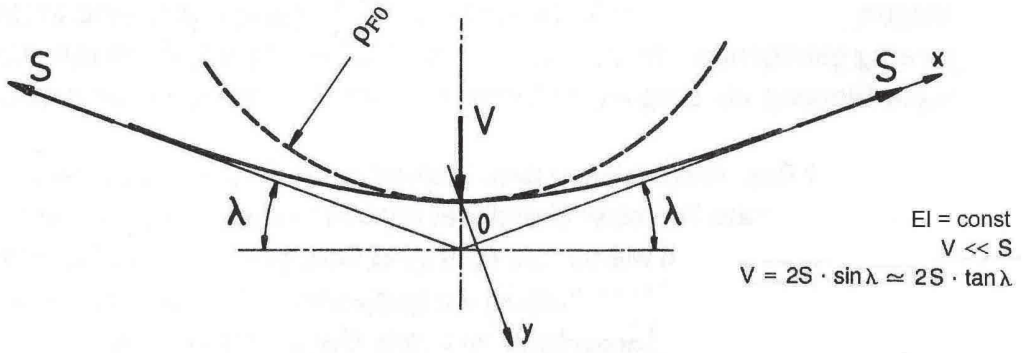



Abbildung 2-8: Geometrische Verhältnisse beim Aufbringen einer Querlast

Die Verformungslinie und die auftretenden Krümmungsradien ergeben sich in diesem Modell zu:

$$y(x) = -\frac{V}{2S} \cdot \omega \cdot e^{-x/\omega} \tag{8}$$

$$\rho_F(x) = \frac{2S}{V} \cdot \omega \cdot e^{x/\omega} \tag{9}$$

$$\rho_{F0} = \frac{2S}{V} \cdot \omega \tag{10}$$

mit: $x, y$ : lokale Koordinaten zur Beschreibung der Seillinie nach Abbildung 2-7:
V : Querlast senkrecht zur Seilachse
S : Seilzugkraft
$\rho_F$ : Krümmungsradius des Seils (bzw. $\rho_{F0}$: minimaler Krümmungsradius bei x = 0)
$\omega$ : Steifigkeitslänge

$$\omega = \sqrt{\frac{EI}{S}}$$ mit $EI$ : Biegesteifigkeit des Seils

Die entstehende Seilkrümmung klingt im üblichen Anwendungsbereich schnell ab, wodurch die Auswirkungen einer Querlast dadurch insgesamt recht lokal auf den Lasteinleitungsbereich beschränkt bleiben. Die Umrechnung auf Biegebeanspruchungen im Seil kann hergestellt werden über die Beziehung:

$$M(x) = EI\,\kappa(x) \tag{11}$$

mit: $\kappa$ : Seilkrümmung

$$\kappa = \frac{1}{\rho_F(x)}$$

Die Annahme einer konstanten Biegesteifigkeit EI trifft bei Seilen jedoch nicht zu. Nach Feyrer (2000) bleibt der Einfluss der Veränderlichkeit von EI über die Seillänge jedoch insgesamt gering. Als bestimmend für die maximale Krümmung und die maximalen Biegespannungen wird demnach die Biegesteifigkeit des Seils unter der Querlast angesehen. Deren Höhe ist

von der Seilkonstruktion, der untersuchten Belastung und von der Reibung zwischen den Drähten abhängig. Eine direkte Ermittlung ist nicht möglich.

Die sich unter der veränderlichen Seilkrümmung einstellenden Relativverschiebungen der Drähte können nach Feyrer (2000) über mehrere Schlaglängen auftreten. Zur Ermittlung der dabei entstehenden Reibkräfte, Drahtverschiebungen und sekundären Beanspruchungen wurden aufwändige Näherungsverfahren entwickelt (unter anderem Leider, 1975; Leider, 1977; Schiffner, 1986; Feyrer und Schiffner, 1987; Wang, 1990).

### 2.3.7 Tragverhalten im Seilend- bzw. Vergussbereich

Im Seilendbereich wird der Aufbau und das Tragverhalten des Seils verändert. Durch die zum Seilbesen aufgebogenen und vergossenen Drähte kommt es zu Umlagerungen und Kraftumlenkungen bei der Lastübergabe vom Seil auf die Endverankerung.

Die Übertragung der Seilkraft in die Seilhülse erfolgt über eine Kombination aus Stoff-, Reib- und Formschluss zwischen den Seildrähten und dem Verguss (Arend, 1997). Durch die hohen Temperaturen bei der Herstellung des Vergusses kommt es zu einem Anschmelzen der Drahtbeschichtungen und somit zu einem Stoffschluss zwischen den Drähten und dem Verguss. Das Aufbringen einer Seilzugkraft bewirkt wiederum einen Formschluss zwischen dem Kegel und der konischen Hülse, der ursächlich für den räumlichen Druckspannungszustand im Vergusskegel ist. Letzterer ist erforderlich, um den Reibschluss herzustellen, mit dem die maßgebende Kraftübertragung zwischen den Drähten und dem Vergussmaterial erfolgt.

Allerdings tritt nach Patzak (1978) und Arend (1997) der Formschluss nicht gleichmäßig über die Länge des Vergusskegels ein. Vielmehr konzentriert er sich zunächst auf den Bereich des Seilaustritts, da hier durch das kleinere Vergussvolumen geringere Schwindmaße beim Abkühlen auftreten.

Der Aufbau von räumlichen Druckspannungen ist im unmittelbaren Eintrittsbereich des Seils in den Verguss dennoch nicht sichergestellt. Grund hierfür ist das „begrenzte Formfüllungsvermögen“ des Vergussmaterials, das ursächlich dafür ist, dass nicht alle Drahtzwischenräume des Seilbesens verfüllt werden können (Patzak, 1978; Arend, 1997).

Im Bereich der Seilwurzel liegt damit ein unvollständiger Verguss vor. Dies entspricht etwa dem Bereich zwischen den beiden bogenförmig angedeuteten Linien im linken Teilbild von Abbildung 2-9 nach Patzak (1978). Das rechte Teilbild zeigt den gleichen Bereich beispielhaft an einem längs zur Seilachse aufgeschnittenen Seilkopf. Die mehrere Zentimeter tief im Seilkopf liegenden Vergussfehlstellen sind deutlich erkennbar. Ähnliche Feststellungen trifft auch Mayr (1973). Eine detaillierte Beschreibung der Kraftübertragung und des Tragverhaltens im Bereich der Seilwurzel bleibt dadurch insgesamt schwierig.

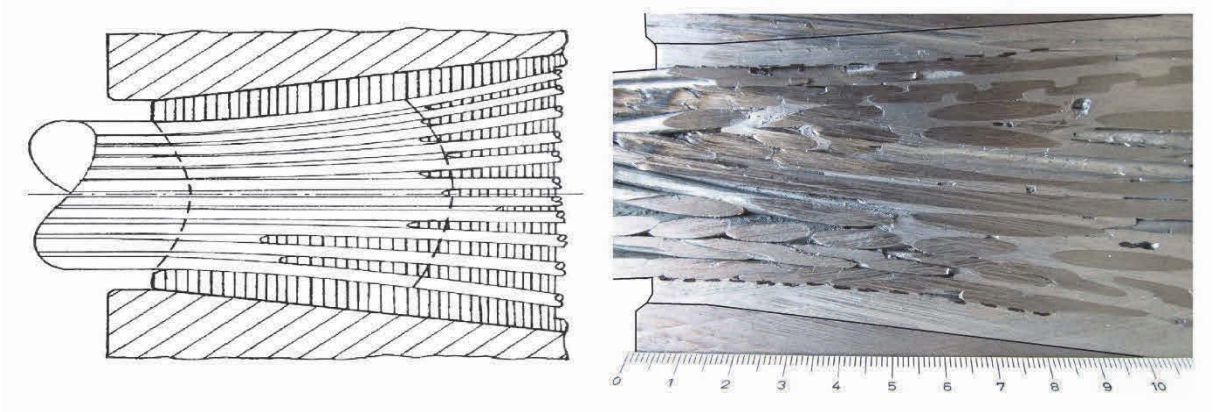


Abbildung 2-9: Begrenztes Formfüllungsvermögen des Vergusses im Seilwurzelbereich

Im Rahmen einer globalen Betrachtung kann der Übergang vom Seil auf die Seilendverankerung als eine Einspannung behandelt werden. Die Relativverschiebungen und -verdrehungen der Drähte untereinander werden durch deren Einbindung in den metallischen Verguss unterdrückt. Dieses Tragverhalten wurde bereits von verschiedenen Autoren beschrieben und untersucht. Auf die entsprechenden Untersuchungen wird im Abschnitt 3 eingegangen.

Weitere Betrachtungen zur Tragwirkung im Vergussbereich folgen in den Abschnitten 5 und 6 dieser Arbeit.

## 2.4 Ermüdungssicherheit

### 2.4.1 Vorbemerkungen

Die vorigen Ausführungen zeigen, dass zur Beschreibung der Tragwirkung eines Seils inklusive seiner Verankerungen konstruktionsspezifische Besonderheiten zu berücksichtigen sind. Dies führt in der Summe dazu, dass sich die globalen Kennwerte wie zum Beispiel der Seil-Elastizitätsmodul, die Tragfähigkeit oder die Ermüdungssicherheit eines Seils als Gesamtbauteil erheblich von den Werten der darin verseilten Einzeldrähte unterscheiden.

In der vorliegenden Arbeit soll insbesondere das Verhalten von Seilen in Bezug auf ihre Ermüdungssicherheit unter Biegung untersucht werden. Hierzu werden in den beiden folgenden Abschnitten zunächst die dafür relevanten Beanspruchungen und Schädigungsmechanismen beschrieben.

### 2.4.2 Festigkeitshypothese für mehrachsiale Beanspruchung

Unter der Wirkung einer Zugkraft entstehen in den Seildrähten über den Drahtquerschnitt veränderliche Längszugspannungen, die sich aus Normalkraft- und Biegeanteilen zusammensetzen. Über Kontaktstellen (zwischen den Lagen oder auch innerhalb einer Lage) werden zudem in Draht-Dickenrichtung wirkende Druckspannungen eingeleitet. Dieser Zustand stellt die als Mittelspannung einzustufenden Beanspruchungen der Drähte dar.

Wird dieser Grundzustand mit Normalkraft- oder Biegewechseln überlagert, so treten zur Mittelspannung schwingende Spannungsanteile hinzu.

Zur Bewertung dieser kombinierten Beanspruchung im Hinblick auf die Ermüdung der Drähte kommt bei Stahl üblicherweise die Gestaltänderungsenergiehypothese bzw. die Mises-Vergleichsspannung zum Ansatz (Dietmann und Baier, 1971; Haibach, 2006). Generelles Ziel ist es dabei, mehrachsiale in äquivalente einachsiale Materialbeanspruchungen zu überführen.

Diese Vergleichsspannungen $\sigma_v$ können wiederum als Summe von statischen und schwingenden (Vergleichs-) Spannungskomponenten $\sigma_{vm}$ und $\sigma_{va}$ aufgefasst werden:

$$\sigma_v = \sigma_{vm} +/- \sigma_{va} \tag{12}$$

wobei

$$\sigma_{vm} = \frac{1}{\sqrt{2}} \cdot \sqrt{(\sigma_{1m} - \sigma_{2m})^2 + (\sigma_{2m} - \sigma_{3m})^2 + (\sigma_{3m} - \sigma_{1m})^2}$$

$$\sigma_{va} = \frac{1}{\sqrt{2}} \cdot \sqrt{(\sigma_{1a} - \sigma_{2a})^2 + (\sigma_{2a} - \sigma_{3a})^2 + (\sigma_{3a} - \sigma_{1a})^2}$$

mit: $\sigma_v$ : Mises-Vergleichsspannung
$\sigma_{vm}$ : Mittelspannungsanteil der Mises-Vergleichsspannung
$\sigma_{va}$ : Anteil der Schwingamplitude der Mises-Vergleichsspannung
$\sigma_{im}$ : Hauptspannungskomponente des Mittelspannungsanteils ($i$ = 1,2,3)
$\sigma_{ia}$ : Hauptspannungskomponente des Schwingamplitude ($i$ = 1,2,3)

Für die im Rahmen dieser Arbeit vorgenommenen Auswertungen wird Bezug auf die Vorgehensweise von Sines (1955) genommen, die auch bei Dietmann und Baier (1971) sowie Gabriel und Dillmann (1983) aufbereitet wurde. Mit den Annahmen, dass

- die Mittelspannungen $\sigma_m$ konstant sind und
- die Interaktion im Dauerfestigkeitsdiagramm zwischen der Wechselfestigkeit $\sigma_w$ (bei $\sigma_m = 0$) und der Zugfestigkeit $f_u$ linear verläuft („Goodman-Gerade“),

wird der Zusammenhang abgeleitet:

$$\sigma_v \leq \sigma_w - \frac{\sigma_w}{f_u} \cdot (\sigma_{1m} + \sigma_{2m} + \sigma_{3m}) \tag{13}$$

Die Dauerfestigkeit $\Delta\sigma = 2 \cdot \sigma_v$ kann demnach als Funktion der Wechselfestigkeit $\sigma_w$, der Draht-Zugfestigkeit $f_u$ und den (vorzeichenbehafteten) Mittelspannungen $\sigma_{im}$ beschrieben werden. Auf experimentelle Bestätigungen dieses Zusammenhangs wird im Abschnitt 3.3 weiter eingegangen.

### 2.4.3 Reibkorrosion

Wie bereits erwähnt, treten im Seil Relativverschiebungen und -verdrehungen der Drähte untereinander auf, die unter Wechselbeanspruchung zu oszillierenden Bewegungen führen.

Insbesondere an den Kontaktstellen, an denen die Übertragung der radial orientierten Druckkräfte im Seilquerschnitt erfolgt, kommt es dadurch zur Kombination von (kleinsten) Relativbewegungen bzw. -verdrehungen unter Querpressung.

Eine analoge Beanspruchungskonstellation liegt auch im Bereich der Vergussverankerungen vor, wo Umlenkkräfte auf die Drähte einwirken. Unter einer Wechselbeanspruchung im Seil kommt es hier durch unterschiedliche Dehnungen zwischen den Drähten und dem Vergussmaterial ebenfalls zu oszillierenden Reibbewegungen unter Querdruck.

Der sich unter solchen Bedingungen einstellende Schädigungsmechanismus wird als Reibkorrosion bezeichnet. Dabei treten dem mechanischen Verschleiß ähnliche Vorgänge auf, die zu einer lokalen Aufrauhung und Beschädigung der Werkstoffoberflächen führen. Eine Erfassung dieses Mechanismus' ist auf Basis der im vorigen Abschnitt beschriebenen Zusammenhänge (Spannungsberechnungen) nicht möglich.

In der Literatur finden sich vielfache Untersuchungen zur Reibkorrosion (Nishioka et al., 1969; Patzak, 1978; Patzak, 1985; Rehm et al., 1977). Die folgenden Erläuterungen basieren im Wesentlichen auf Patzak (1978).

Zunächst wird allgemein der Kontakt von zwei Oberflächen unterstellt. Auch wenn diese als makroskopisch glatt bezeichnet werden können, so liegt dennoch auf mikroskopischer Ebene ein tatsächlicher Kontakt nur im Bereich der Spitzen von Unebenheiten (Mikrohügel) vor. Unter Querpressung konzentrieren sich dadurch an diesen Stellen extrem hohe Druckspannungen, die bis zum dreifachen Wert der makroskopischen Fließgrenze der Materialien erreichen können.

Werden die beteiligten Körper nunmehr relativ zueinander verschoben, kommt es an der Oberfläche zu einem Abscheren der Unebenheiten. Mit der hohen Energiekonzentration im Bereich der Mikrohügel gehen lokal auch hohe Temperaturen einher. Diese können zum einen das zeitweise Verschweißen der Oberflächen bewirken (bis zur erneuten Trennung durch die Bewegungen). Zum anderen ermöglichen sie auch lokal und kurzzeitig den Übergang des Grundmaterials in einen Plasmazustand. Bedingt durch die Temperaturen treten hier hohe Reaktionsgeschwindigkeiten auf, mit denen es bei Anwesenheit von Sauerstoff (auch in chemisch gebundener Form als $H_2O$ oder $CO_2$) zur Oxidation kommen kann.

Bei kleinen, oszillierenden Bewegungen findet somit permanent eine Oxidation durch das Eindiffundieren von Sauerstoff statt. Dies führt schließlich zur lokalen Trennung des metallischen Zusammenhangs und damit zur Bildung eines Risses.

Die beschriebenen Vorgänge gehen direkt einher mit hohen schwingenden, d.h. ihr Vorzeichen wechselnden Reibkräften zwischen den beteiligten Körpern. Hierdurch entstehen Schubspannungen, die sich an den lokalen Gefügestörungen und den scharfen Anrissen im Bereich des Kontaktes konzentrieren und damit weiteres Risswachstum unterstützen.

In der Summe führt dieser Mechanismus zu einer beschleunigten Oberflächenschädigung und dadurch zu einer erheblichen Abminderung der Dauerschwingfestigkeit der beteiligten Materialien.

Wie noch weitere Literaturauswertungen im Abschnitt 3 zeigen werden, kann Reibkorrosion als der maßgebende Einfluss im Hinblick auf die Ermüdungssicherheit von Seilen bezeichnet werden. Ihre Wirkung übertrifft nach Patzak (1978) deutlich andere ungünstige Einflüsse, wie

zum Beispiel durch Kerbwirkungen erhöhte Längsspannungen oder die Wirkung von Eigenspannungen.

## 2.5 Zusammenfassung

Die vorigen Ausführungen zeigen, dass das Tragverhalten eines Seils unter Normalkraft- und Biegebeanspruchung komplex und analytisch nur bedingt erfassbar ist. Dies gilt insbesondere für den Verankerungsbereich, in dem der Übergang zwischen zwei unterschiedlichen Tragwirkungen (Seil und Verguss) stattfindet.

In der Summe bleiben somit bei einer analytischen Herangehensweise nach wie vor weitgehende Idealisierungen unumgänglich: zum Beispiel in Bezug auf die Exaktheit der Drahtgeometrien, die Verteilung der Drahtkräfte, die Kontaktgeometrien und die sich daraus ergebenden Reibungsverhältnisse.

Die direkte Übertragung von rechnerischen Ergebnissen auf reale Seilkonstruktionen bleibt damit – trotz intensiver und aufwändiger Modellierungen, über die nachfolgend noch berichtet wird – insgesamt schwierig.

# 3 Literaturrecherche zum aktuellen Stand des Wissens

## 3.1 Vorbemerkungen

In diesem Kapitel werden die Ergebnisse einer umfangreichen Literaturrecherche zusammengefasst. Schwerpunkt war dabei die Suche nach bereits vorhandenem Wissen über das Ermüdungsverhalten von Drahtmaterial und Seilen. Neben den Ergebnissen von experimentellen Untersuchungen galt ein Augenmerk auch bereits veröffentlichten Ansätzen zur rechnerischen Beschreibung des Seiltragverhaltens unter Normalkraft und Biegung.

Zunächst werden im Abschnitt 3.2 die aktuellen normativen Vorgaben für den Einsatz von Seilen im Bauwesen zusammengestellt.

Nach einer Zusammenfassung von Untersuchungen, in der die Eigenschaften von unverseilten und verseilten Stahldrähten behandelt wurden (Abschnitt 3.3), werden anschließend Auswertungen zur Ermüdungssicherheit von Seilen unter Normalkraft und unter Biegung (Abschnitte 3.4 und 3.5) sowie zu den Kontaktbedingungen der Seildrähte untereinander (Abschnitt 3.6) dargestellt.

Im Abschnitt 3.7 werden abschließend veröffentlichte Ansätze zur Berechnung und Modellierung von Seilen unter Normalkraft, zum Teil in Kombination mit Biegung, zusammengetragen.

## 3.2 Normative Vorgaben

### 3.2.1 Bemessung von Seilen

Die Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten ist in DIN EN 1993 (Eurocode 3) geregelt. Teil 1 beinhaltet den Hochbau, Teil 2 enthält präzisierende Regelungen zur Anwendung im Brückenbau. Die speziellen Anforderungen an Zugglieder aus Stahl und damit auch an Seile sind im Teil 1-11 (DIN EN 1993-1-11, 2010), die Regelungen zur Durchführung von Ermüdungsnachweisen im Teil 1-9 der Norm (DIN EN 1993-1-9, 2010) zusammengefasst.

Zunächst werden die sich daraus für VVS ergebenden Vorschriften zusammengestellt. Auf ergänzende Vorgaben, die sich aus weiteren Regelwerken (Nationale Anhänge, ZTV-ING, etc.) ergeben, wird im Anschluss eingegangen.

Für den Tragsicherheitsnachweis von VVS ist der charakteristische Wert der rechnerischen Bruchfestigkeit $F_{uk}$ zu bestimmen. Auf diesen Wert wird im Folgenden immer wieder Bezug genommen. Er berechnet sich zu:

$$F_{uk} = k_e \cdot \frac{K \cdot d^2 \cdot R_r}{1.000} \quad in\ [kN] \tag{14}$$

mit $K$: Bruchlastfaktor
- $K$ = 0,585 für VVS mit einer Z-Drahtlage
- $K$ = 0,607 für VVS mit zwei Z-Drahtlagen
- $K$ = 0,643 für VVS mit mindestens drei Z-Drahtlagen

$d$: Seil-Nenndurchmesser $d$ in [mm]

$R_r$: Seilfestigkeitsklasse bei VVS: $R_r = f_{uk}$ = 1.570 N/mm²

$k_e$: Verlustfaktor $k_e$ = 1,0 (Seilkopf mit Metallfüllung)

Der Bruchlastfaktor K beinhaltet dabei neben dem bereits in Formel (1) erfassten Füllfaktor f auch den Verseilverlustfaktor k, der für die im Rahmen der hier untersuchten VVS mit einer bzw. zwei Z-Drahtlagen zu k = 0,92 angesetzt werden kann.

Der Teilsicherheitsbeiwert zur Berechnung des Bemessungswerts $F_{Rd}$ der Beanspruchbarkeit eines VVS unter Zugbelastung (Tragsicherheitsnachweis) beträgt $\gamma_M = 1{,}50$.

Der Seil-Elastizitätsmodul ist in der Regel aus Versuchen abzuleiten. Als „erster Schätzwert" darf für VVS nach DIN EN 1993-1-11, Abschnitt 3.2.2, ein Wert von $E_S$ = 160.000 +/- 10.000 N/mm² unter veränderlichen Einwirkungen angenommen werden.

Zur Ermüdungssicherheit von Seilen findet sich der in Abbildung 3-1 dargestellte Verlauf.

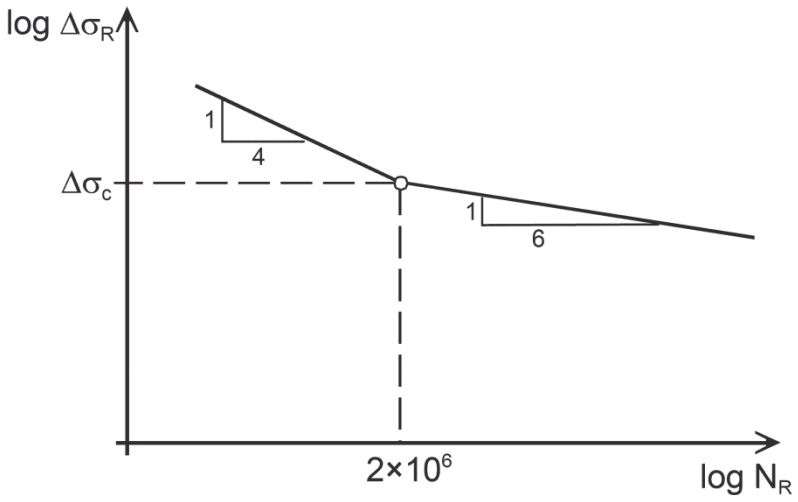



Abbildung 3-1: Ermüdungsfestigkeitskurve nach Bild 9.1 in DIN EN 1993-1-11

Die Ermittlung der Kerbfalleinstufung von $\Delta\sigma_c$ erfolgt auf Basis einer vorab festzulegenden Anforderungsklasse. Für Seile im Außenbereich stehen zur Auswahl:

- Klasse 4: Ermüdungsbeanspruchungen im Wesentlichen durch Längskräfte oder
- Klasse 5: Ermüdungsbeanspruchungen durch Längskräfte und Biegung.

Liegt eine Beanspruchung nach Klasse 4 vor, so darf für VVS eine Kerbfalleinstufung gewählt werden von

$\Delta\sigma_c$ = 150 N/mm².

Soll dieser Wert auch bei Beanspruchungen nach Klasse 5 zum Ansatz kommen, so werden nach DIN EN 1993-1-11, Abschnitt 9.2, „zusätzliche konstruktive Schutzmaßnahmen erforderlich, um Biegespannungen zu minimieren".

Für den Fall, dass diese Maßnahmen nicht ergriffen werden, finden sich präzisierende Hinweise in DIN EN 1993-1-11, Abschnitt 9.1 (2):

„Ermüdungsversagen tritt bei Seilen gewöhnlich an Verankerungen, Sätteln und Klemmen infolge der dort entstehenden lokalen Wirkungen auf. Der maßgebende Kerbfall an diesen Stellen ist in der Regel vorzugsweise durch Versuche unter Berücksichtigung der wirklichen Situation insbesondere im Hinblick auf realistische Biegeeffekte und Querspannungen zu bestimmen. Die Versuchsauswertung erfolgt in der Regel nach EN 1990, Anhang D."

Zur Bewertung der Ermüdungssicherheit von VVS unter Biegung im Verankerungsbereich liefert DIN EN 1993-1-11 somit keine Angaben.

Für den Ermüdungsnachweis ermöglicht DIN EN 1993-1-9 zwei Bemessungskonzepte. Abbildung 3-2 zeigt die zusammenfassende Tabelle 3.1 aus der Norm mit den Konzeptbezeichnungen und den in Abhängigkeit von den Schadensfolgen unterschiedlich hohen Teilsicherheitsbeiwerten $\gamma_{Mf}$.

| Bemessungskonzept | Schadensfolgen | |
|---|---|---|
| | niedrig | hoch |
| Schadenstoleranz | 1,00 | 1,15 |
| Sicherheit gegen Ermüdungsversagen ohne Vorankündigung | 1,15 | 1,35 |

Abbildung 3-2: Teilsicherheitsbeiwerte nach DIN EN 1993-1-9, Tabelle 3.1

Um die geforderte Zuverlässigkeit während der Lebensdauer sicherzustellen, sind bei Anwendung des Konzepts der Schadenstoleranz unter anderem folgende Randbedingungen einzuhalten:

- planmäßige Durchführung von Inspektionen und Wartung,
- leichte Zugänglichkeit für regelmäßige Inspektionen,
- Lastumlagerungen im tragenden Querschnitt oder zwischen Bauteilen sind möglich,
- langsames Risswachstum bzw. große kritische Risslängen können erreicht werden.

Gemäß Nationalem Anhang zur DIN EN 1993-1-9 ist im Allgemeinen das Konzept der Schadenstoleranz anzuwenden und das Inspektionsprogramm danach auszurichten.

Im Nationalen Anhang zur DIN EN 1993-2 (2010) werden jedoch die vorigen Angaben für den Brückenbau in wesentlichen Punkten abgeändert. So dürfen nur VVS oder Seile mit allgemeiner bauaufsichtlicher Zulassung verwendet werden. Die Nennzugfestigkeit des Drahtmaterials wird überdies auf $f_{uk}$ = 1.570 N/mm² begrenzt. Brückenseile sind zudem in die Anforderungsklasse 5 einzustufen und Schwingungen in der Regel mit konstruktiven Maßnahmen zu minimieren. Als Ermüdungsfestigkeit bei 2 Mio. Lastwechseln wird für VVS vorgegeben:

$\Delta\sigma_c$ = 112 N/mm² und
$\gamma_{Mf}$ = 1,15 (für Haupttragwerkselemente von Straßenbrücken).

Die exakte Herkunft der vorgegebenen Kerbkategorie von 112 N/mm² konnte nicht abschließend geklärt werden. Vermutet wird, dass in dieser Reduzierung bereits indirekt das vorige Konzept einer Sicherheit gegen Ermüdungsversagen ohne Vorankündigung (mit hohen Schadensfolgen) zur Anwendung kam (150 N/mm² / 1,35 = 111 N/mm² ≈ 112 N/mm²). Allerdings wird darüber hinaus der nochmalige Ansatz eines Teilsicherheitsbeiwertes von 1,15 für Haupttragelemente gefordert. Hieraus resultiert in der Summe ein hohes Sicherheitsniveau in Bezug auf den Einsatz von Seilen im Brückenbau, das überwiegend aus den Anforderungen und Besonderheiten des Großbrückenbaus abgeleitet sein dürfte (unter anderem im Hinblick auf den technischen und wirtschaftlichen Aufwand zur Prüfung und zum Austausch von Seilen in Hänge- oder Schrägseilbrücken).

Beim Einsatz von Seilen in Straßenbrücken des Bundesfernstraßennetzes sind in Deutschland überdies die TL Seile (1994) bzw. künftig die ZTV-ING, Teil 4, Abschnitt 4 (ZTV-ING, 2013a), zu beachten. Zum Zeitpunkt der Erstellung der vorliegenden Arbeit lag deren Entwurf vom November 2013 vor. Für VVS werden darin mindestens zwei Z-Drahtlagen gefordert. Biegebeanspruchungen sollen zudem „auf ein für die Seile verträgliches Maß“ begrenzt werden. Die Nachrüstung von Dämpfern oder der nachträgliche Einbau von Abspannungen bzw. Störseilen muss planerisch berücksichtigt werden.

### 3.2.2 Prüfung von Seilen

Im Anhang A des Teils 1-11 zur DIN EN 1993 werden die Produktanforderungen an Zuggliedern geregelt (Hoch- und Brückenbau). Seine Anwendbarkeit bezieht sich gemäß Nationalem Anhang auch auf VVS. Hier finden sich Vorgaben zur Durchführung von Ermüdungsversuchen:

- Oberspannung: $\sigma_{sup} = 0{,}45 \cdot F_{uk} / A_m$
- Schwingbreite: $\Delta\sigma_{Versuch} = 1{,}25 \cdot \Delta\sigma_c$ nach Tabelle 9.1 (aus Längskraftveränderung)
- Lastwechsel: 2 Millionen

Der Versuch gilt als bestanden, wenn maximal 2 % Drahtbrüche auftreten (bezogen auf die Gesamtanzahl an Drähten im Seil) und die nach dem Ermüdungsversuch ermittelte Bruchkraft noch mindestens 95 % des charakteristischen Wertes der Bruchfestigkeit $F_{uk}$ beträgt. Die zugehörige Bruchdehnung soll mindestens 1,5 % betragen.

Die Oberspannung wird dabei auf den charakteristischen Wert der rechnerischen Bruchfestigkeit des Seils $F_{uk}$ bezogen, der bei VVS den Verseilverlustfaktor k enthält. Umgerechnet auf die charakteristische Drahtnennfestigkeit $f_{uk}$ (ohne Verseilverlust) ergibt sich ein Oberspannungsniveau von ca. $0{,}42 \cdot f_{uk}$.

Desweiteren finden sich eher allgemeine Angaben zur Berücksichtigung von Biegebeanspruchungen („$\Delta\alpha$ = 0 - 10 mrad“). Konkrete Hinweise, wie eine solche Querauslenkung $\Delta\alpha$ aufgebracht werden soll, fehlen jedoch (statisch / dynamisch, einseitig / beidseitig auslenkend, synchron / unabhängig zur Normalkraftschwingfrequenz, durch Querauslenkung / mittels Seilkopfverdrehung, etc.). Unklar ist auch, ob der angegebene Wert von 10 mrad eine Festlegung bzw. eine Obergrenze darstellt, die nicht projekt- bzw. anforderungsspezifisch variiert werden sollte. Ebenfalls nicht eindeutig bleibt, ob und wie (Biege-) Spannungsanteile aus der Auslenkung auf die Normalkraftschwingbreite angerechnet werden können.

Die künftig geltenden TL/TP-ING (2013a) fordern in der Regel für jeden einzusetzenden Seildurchmesser einen Standard-Ermüdungsversuch (Oberspannung 42 % der charakteristischen Drahtnennfestigkeit $f_{uk}$, Schwingbreite 150 N/mm² aus Normalkraftveränderung, zwei Mio. Lastwechsel) mit anschließendem Zerreißversuch. Als bestanden gilt der Versuch, wenn 85 % der rechnerischen Bruchkraft des Seils unter Ansatz seines Nennquerschnitts (d.h. aus $A_m \cdot f_{uk}$) erreicht werden. Dieses Niveau entspricht etwa den vorigen 95 % von $F_{uk}$.

In Bezug auf die normativ zulässige Schwingbreite von 112 N/mm² entspricht dies einer versuchstechnischen Beanspruchungserhöhung um rund 34 % (150 N/mm² zu 112 N/mm²; im Vergleich zu den nach DIN EN 1993-1-11, Anhang A, geforderten 25 %). Das Sicherheitsniveau des anschließenden Zerreißversuchs entspricht hingegen DIN EN 1993-1-11.

Durch eine Öffnungsklausel darf bei „in Aufbau und Fertigung vergleichbaren Seilen“ die Anzahl an Ermüdungsversuchen reduziert werden. In Bezug auf Biegebeanspruchungen findet sich lediglich der allgemeine Hinweis, wonach „gesonderte Versuche“ zu vereinbaren sind, wenn die Bauwerksbedingungen durch den Standardversuch nicht abgedeckt sind.

In der fib-Richtlinie Nr. 30 (fib, 2005) werden Empfehlungen für die Durchführung von Versuchen unter Berücksichtigung von Biegebeanspruchungen an Litzenbündelseilen ausgesprochen. Bei Zugschwellversuchen sollten demnach die beiden Verankerungspunkte statisch um jeweils 10 mrad ausgelenkt werden (dadurch S-förmiger Verlauf des Zugglieds in der Versuchseinrichtung). Durch die schwingende Längskraft während des Ermüdungsversuchs soll damit die Wirkung zusätzlicher Biegespannungen im Seilendbereich erfasst werden. Als akzeptabel werden auch alternative Versuchsanordnungen bezeichnet, bei denen Verdrehungen von +/- 10 mrad durch Querauslenkung des Seils erzeugt werden. Die erforderlichen Kriterien, um einen Ermüdungsversuch zu bestehen, entsprechen denen aus dem Anhang A der DIN EN 1993-1-11.

In den CIP-Empfehlungen der Setra (2002) wird zum Nachweis einer ausreichenden Ermüdungssicherheit von Schrägseilkabeln eine dynamische Querauslenkung zwischen 0 mrad und 10 mrad in der Seilmitte unter einer Seilkraft von 45 % der rechnerischen Bruchkraft gefordert. Das Auslenken erfolgt somit nur nach einer Seite (einfachere Versuchsdurchführung). Ein synchroner Ablauf der Längskraft- und Biegebeanspruchung wird nicht gefordert. Zudem wird vorgeschlagen, während eines Übergangszeitraums auch weiterhin Versuche mit statischer Schiefstellung der Seilenden analog zur fib-Richtlinie zu akzeptieren.

### 3.2.3 Empfehlungen zum Querschnittsaufbau von VVS

Empfehlungen für den Querschnittsaufbau von VVS enthält der informative Anhang B der DIN EN 12385-10 (2008). Da er keinen normativen Charakter besitzt, bleibt die Wahl des exakten Seilaufbaus letztlich in der Verantwortung der Hersteller und kann z.B. in Abhängigkeit von der jeweiligen Draht- bzw. Seilverfügbarkeit variieren. Liegen spezielle Anforderungen an den Seilaufbau vor, sind diese gegebenenfalls vom Auftraggeber im Rahmen der Bestellung zu konkretisieren.

Diese mögliche Variabilität beim Querschnittsaufbau spiegelt sich auch in der Norm wider. Hier werden für ein-, zwei sowie drei- und mehrlagig verseilte VVS entsprechende Überschneidungsbereiche bei den Seildurchmessern angegeben (Tabellen B.1, B.2 und B.3).

Wie zuvor dargestellt, wird für den hier interessierenden Einsatz von Seilen im Brückenbau normativ ein mindestens 2-lagiger Aufbau gefordert (d.h. mindestens zwei Z-Drahtlagen). Für diesen Querschnittsaufbau empfiehlt die Norm in Tabelle B.2 Seildurchmesser zwischen 25 mm und 60 mm. Nach herstellerseitigen Angaben werden jedoch Seile mit zwei Z-Drahtlagen üblicherweise vor allem im Bereich zwischen 30 mm und 55 mm angeboten und eingesetzt.

## 3.3 Drahtmaterial

### 3.3.1 Dauerfestigkeit hochfester Drähten

Nachfolgend werden die Ergebnisse veröffentlichter Untersuchungen zusammengefasst, die sich mit der Dauerfestigkeit von hochfesten Rund- und Z-Drähten befasst haben.

Im Rahmen seiner Dissertation interessierte Unterberg (1967) die Frage, ob die Draht-Dauerfestigkeit von der Art der aufgebrachten Beanspruchungen abhängig ist. Zur Klärung untersuchte er Runddrähte unter Normalkraft- und Biegewechseln.

Die Drahtdurchmesser lagen zwischen 1,1 mm und 4,2 mm, die Nennzugfestigkeiten im Bereich von 1.620 N/mm² bis 2.220 N/mm². Als mittleren Draht-Elastizitätsmodul ermittelte Unterberg etwa 200.000 N/mm².

Eine für die vorliegende Arbeit erstellte Zusammenfassung seiner Versuchsergebnisse zeigt Abbildung 3-3.

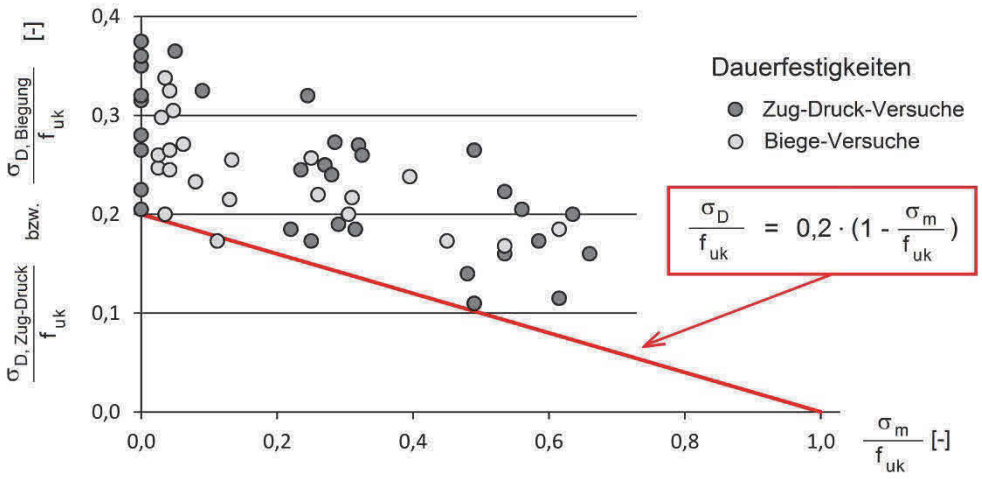



Abbildung 3-3: Dauerfestigkeitswerte von Runddrähten nach Unterberg (1967)

Aus seinen Versuchen zieht Unterberg zum einen den Schluss, dass die Herkunft von Drahtlängsspannungen keinen maßgebenden Einfluss auf die Dauerfestigkeit besitzt. Zudem stellt er einen ausgeprägten Mittelspannungseinfluss sowie eine Abhängigkeit von den Drahtdurchmessern fest. Für Normalkraft- und Biegebeanspruchung bestimmt er ähnliche Dauerfestigkeiten und grenzt diese mit der rot eingetragenen Geraden nach unten hin ab.

Umgerechnet in eine Dauerfestigkeits-Schwingbreite $\Delta\sigma_D$ ergibt sich daraus:

$$\Delta\sigma_D = 2 \cdot \sigma_D = 0{,}4 \cdot (f_{uk} - \sigma_m) \qquad (15)$$

mit $\Delta\sigma_D$ : Dauerfestigkeits-Schwingbreite
$f_{uk}$ : Nennfestigkeit Drahtmaterial
$\sigma_m$ : Mittelspannung

Feyrer (2000) bereitet die Ergebnisse von Unterberg und anderen Autoren weiter auf. Dabei stellt er auf eine statistische Auswertung der Versuche (Mittelwerte) um. Seine Beschreibung

erfasst explizit den Einfluss unterschiedlicher Drahtdurchmesser $\delta$ (bis 7 mm) und der Drahtfestigkeiten. Die Zugschwingbreitenfestigkeit ergibt sich demnach unter Bezug auf die Unterspannung $\sigma_U$ zu:

$$2 \cdot \sigma_a = (1.220 - 0{,}545 \cdot \sigma_U) \cdot (f_{uk} / 1.770)^{0{,}48} \cdot e^{-0{,}122 \cdot \delta} \qquad (16)$$

mit $\sigma_a$ : Amplitude der Dauerfestigkeit (Mittelwert) in [N/mm²]
$\sigma_u$ : Unterspannung $\sigma_u = \sigma_m - \sigma_a$ in [N/mm²]
$f_{uk}$ : Nennfestigkeit Drahtmaterial [N/mm²]
$\delta$ : Drahtdurchmesser [mm]

Die Dauerschwellfestigkeit von Runddrähten wird auch in einem Untersuchungsbericht von Patzak und Nürnberger (1978) behandelt. Zur Bewertung von verschiedenen Einflussfaktoren wurden zunächst Wöhlerlinien an Runddrähten mit 7 mm Durchmesser ermittelt. Die Oberspannung wurde in allen Versuchen konstant bei rund 920 N/mm² gehalten. Die Drahtfestigkeit betrug 1.670 N/mm².

Es wurden auf zwei Ringen angelieferte Drähte der gleichen Fertigungscharge untersucht. Die Auswertung ergab deutlich unterschiedliche Dauerschwingfestigkeiten für die beiden Ringe von

$$\Delta\sigma_1 \approx 300 \text{ N/mm}^2 \quad \text{bzw.} \quad \Delta\sigma_2 \approx 400 \text{ N/mm}^2.$$

Das Ergebnis zeigt damit die zum Teil erheblichen Streuungen, die bei der Auswertung der Materialeigenschaften vorgefunden werden können.

Für die Nachrechnung und Bewertung von Vergleichsspannungen an einem Runddraht im Inneren eines VVS unterstellen Gabriel und Dillmann (1983) eine mittlere Wechselfestigkeit von Stahldraht von $\sigma_w$ = 360 N/mm². Dieser Wert entspricht einer Dauerschwingfestigkeit bei $\sigma_m$ = 0 von $\Delta\sigma = 2 \cdot \sigma_w$ = 720 N/mm². Dieser Wert wird auch nochmals von Gabriel in einer Auswertung von Umlaufbiegeversuchen in einem anderen Teil der gleichen Veröffentlichung genannt (Gabriel und Dillmann, 1983).

Im Rahmen seiner Dissertation untersuchte Ziegler (2006) unter anderem die Dauerfestigkeit von Runddrähten verschiedener Hersteller im Umlaufbiegeversuch (Durchmesser von 0,8 bis 1,8 mm, Festigkeiten von 1.570 bis 2.170 N/mm², blank und verzinkt). Zusammenfassendes Ergebnis dieser Versuche im Hinblick auf die Wechselfestigkeit ist, dass bei Ansatz einer 90%-igen Überlebenswahrscheinlichkeit eine Untergrenze von rund 370 N/mm² von allen Drähten eingehalten wird.

Intensive analytische und experimentelle Untersuchungen zur Thematik wurden von Siegert und anderen an den Universitäten von Nantes und Grenoble in Frankreich durchgeführt (Brevet und Siegert, 1996; Siegert, 1997; Siegert et al., 1997; Labrosse, 1998; Delclos, 2000; Olivella-Roche, 2000; Siegert und Brevet, 2003a; Siegert und Brevet, 2003b). Für die Beschreibung der Dauerfestigkeit $\Delta\sigma$ von Runddrähten in Abhängigkeit von der Mittelspannung $\sigma_m$ finden sich darin einander ähnliche Formulierungen (jeweils in [N/mm²]):

$$\Delta\sigma = 745 - 0{,}24 \cdot \sigma_m \quad \text{nach Siegert (1997) für } \delta = 2 \text{ bis } 7 \text{ mm,} \qquad (17)$$
$$\Delta\sigma = 725 - 0{,}32 \cdot \sigma_m \quad \text{nach Delclos (2000) bzw.} \qquad (18)$$
$$\Delta\sigma = 745 - 0{,}33 \cdot \sigma_m \quad \text{nach Olivella-Roche (2000).} \qquad (19)$$

Die Werte wurden von den Autoren zum Teil über eigene Zugschwellversuche, zum Teil über Literaturauswertungen ermittelt.

Über das Ermüdungsverhalten von Z-Drähten finden sich im Vergleich zu Runddrähten insgesamt deutlich weniger Angaben in der Literatur.

Krautmacher (1956) wertet das Ermüdungsverhalten verschiedener Z-Drahtformen in Abhängigkeit vom Herstellungsverfahren (gezogen / gewalzt) aus. Für eine handelsübliche Profilform (h = 4,5 mm, gezogen) ermittelt er Dauerschwingfestigkeitswerte von bis zu $\Delta\sigma$ = 300 N/mm². Der Größtwert wird mit ca. 320 N/mm² von einem gewalzten Profil (mit Sonderform) erreicht. Die Unterspannung betrug bei seinen Versuchen 600 N/mm², als Drahtnennfestigkeit gibt er 1.300 N/mm² an. Er stellt fest, dass gewalzte Profile den gezogenen bei den mechanischen Eigenschaften gleichwertig bzw. in vielen Fällen etwas überlegen sind. Über die Versuchsanzahl finden sich keine Angaben.

In einem Beitrag von Gabriel und Dillmann (1983) findet sich das in Abbildung 3-4 dargestellte Dauerfestigkeitsschaubild, das Angaben zu 6 mm hohen Z-Drähten beinhaltet.

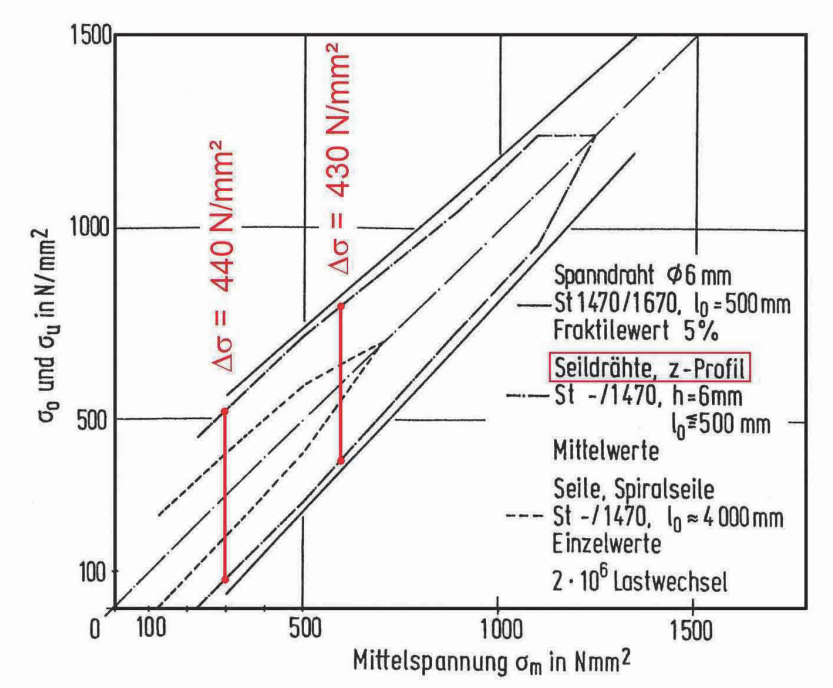



Abbildung 3-4: Dauerfestigkeitsschaubild nach Dillmann und Gabriel

Für Mittelspannungen zwischen 300 und 600 N/mm² ergeben sich die im Diagramm rot eingetragenen Mittelwerte von etwa

$\Delta\sigma$ = 430 N/mm² bis 440 N/mm².

Die Mittelspannungsabhängigkeit im üblichen Arbeitsbereich von Seilen wäre demnach praktisch vernachlässigbar. Für eine Unterspannung von 600 N/mm² kann aus dem Diagramm eine Dauerfestigkeit von rund 340 N/mm² abgelesen werden, was etwa den vorigen Ergebnissen von Krautmacher entspräche.

Abbildung 3-5 zeigt das Ergebnis von Literaturauswertungen über die Zugschwellfestigkeit an Seildrähten mit $f_{uk}$ = 1.570 N/mm² und $\sigma_m = 0{,}4 \cdot f_{uk}$ aus Gabriel und Dillmann (1983). Grundlage davon sind seit den 1930'er Jahren veröffentlichte Versuchsergebnisse.

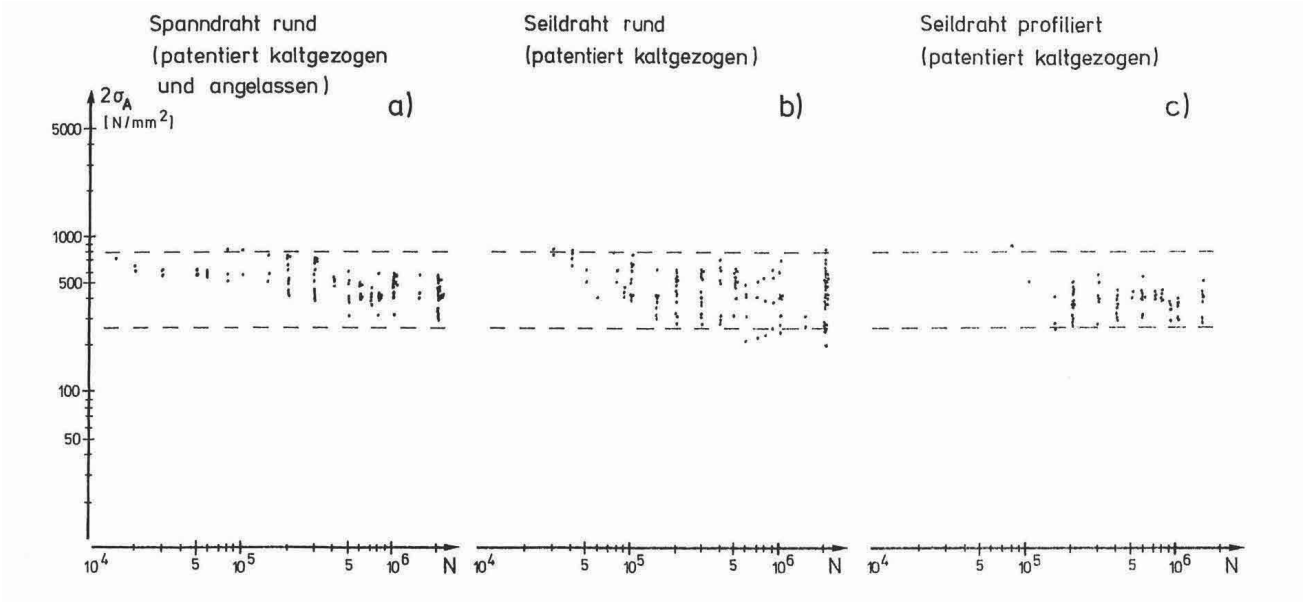



Abbildung 3-5: Zugschwellfestigkeiten von Stahldrähten nach Gabriel

Gabriel kommt zu dem Schluss, dass ein Wert von $\Delta\sigma$ = 250 N/mm² eine „gute Annahme für die Dauerfestigkeit der kurzen Drahtproben in Laborversuchen ist" (für Rund- und Profildrähte). Diesen Wert legt er allerdings mit Blick auf eine „zu vernachlässigende Unterschreitungsfraktile" fest, um die verschiedensten Einflüsse aus der Produktion, dem Transport und der Montage mit abzudecken. Der Autor verweist explizit auf zu erwartende höhere Werte, wenn eine sorgfältige und spezielle Drahtherstellung, -behandlung und -prüfung unterstellt werden kann. Die Dauerfestigkeit kann somit nur bedingt mit den Werten nach Abbildung 3-4 verglichen werden.

Die Auswertung des Diagramms lässt folgende Schlüsse zu:

- Die Probenauswertungen zeigen ein insgesamt etwa vergleichbares Dauerfestigkeitsniveau bei Rund- und Profildrähten (Vergleich der Teilbilder b und c).
- Das Anlassen von Drähten bewirkt tendenziell eine Verbesserung des Zugschwellverhaltens (Vergleich Teilbilder a und b).

Die Auswertung bezieht sich auf dokumentierte Versuchsergebnisse von ca. 1930 bis 1980. Ein zwischenzeitlicher technologischer Fortschritt bei der Drahtherstellung und der Drahtbeschichtung sind dadurch nicht erfasst. Dies wird insbesondere an den deutlich höheren Dauerfestigkeiten von Runddrähten in neueren Untersuchungen erkennbar (siehe vorigen Abschnitt). Der angegebene Wert für die Dauerfestigkeit von 250 N/mm² wird deshalb als insgesamt zu konservativ angesehen.

Eine weitere Untersuchung von Seildrähten wird von Mayr (1973) vorgenommen. Demnach lag die Dauerfestigkeit von unverseilten Drähten eines VVS 80 „in allen Fällen höher" als $\Delta\sigma = \sigma_o - \sigma_u$ = 700 - 450 = 250 N/mm². Da Angaben über die Versuchsanzahl, die Lastwechsel und über tatsächlich festgestellte Dauerfestigkeiten sowie über die Drahtproben selbst

(Runddrähte / Z-Drähte, blank / verzinkt, etc.) fehlen, wird auch der von Mayr angegebene Wert im Weiteren nicht berücksichtigt.

Abschließend sind die vorigen Angaben zur Dauerfestigkeit von Rund- und Profildrähten in Abbildung 3-6 grafisch aufbereitet. Die Ordinate zeigt dabei die Dauerschwingfestigkeit als Schwingbreite $\Delta\sigma_D$ an. Über die Abszisse ist die auf die Drahtnennfestigkeit $f_{uk}$ bezogene Mittelspannung $\sigma_m$ aufgetragen. Soweit erforderlich, liegt der Aufbereitung ein Wert von $f_{uk}$ = 1.570 N/mm² zugrunde. Beim Ansatz nach Sines aus Abschnitt 2.4 wurde eine Wechselfestigkeit von 360 N/mm² angenommen.

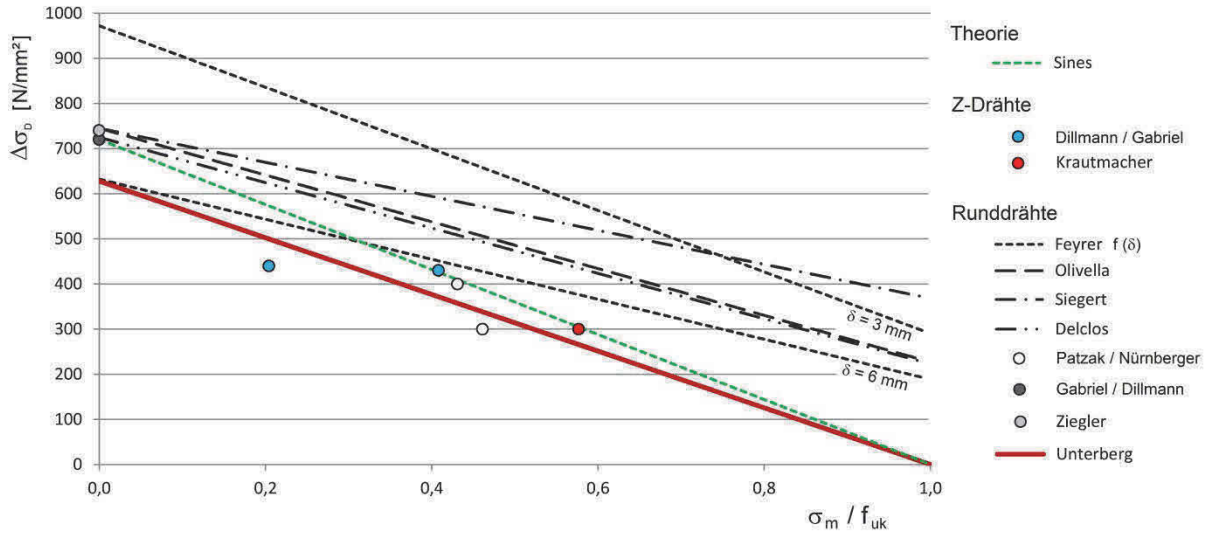



Abbildung 3-6: Vergleich der Dauerfestigkeiten von Rund- und Z-Drähten

Die Dauerfestigkeitswerte der Z-Profile liegen im Vergleich zu den Runddrähten tendenziell am unteren Rand des Ergebnis-Streubands. Auf eine weitergehende statistische Auswertung wurde mit Blick auf die begrenzte Datenmenge und die Unsicherheiten bei der Vergleichbarkeit der vorliegenden Angaben aus der Literatur verzichtet.

Der Verlauf nach Unterberg (1967) ist im Diagramm rot dargestellt. Er erlaubt eine insgesamt geeignete untere Abgrenzung der Dauerfestigkeiten hochfester Drähte, mit der auch die (roten und blauen) Datenpunkte für die Profildrähte näherungsweise erfasst werden können. Seine analytische Beschreibung lautet:

$$\Delta\sigma_D = 0{,}4 \cdot (f_{uk} - \sigma_m). \tag{20}$$

Wie noch gezeigt wird, liegen die hier interessierenden Beanspruchungsniveaus etwa zwischen 10 % und 40 % der charakteristischen Drahtfestigkeit. Auf Basis der durchgeführten Auswertungen können die zu erwartenden Dauerfestigkeiten $\Delta\sigma_D$ von Profildrähten damit auf Werte zwischen rund 565 N/mm² und 380 N/mm² eingegrenzt werden (mit $f_{uk}$ = 1.570 N/mm²).

### 3.3.2 Einfluss von Reibkorrosion auf die Dauerfestigkeit

Das in einem Seil unvermeidbare Auftreten von Reibkorrosion (siehe Abschnitt 2.4.3) wurde in einer Vielzahl von Untersuchungen und Veröffentlichungen behandelt.

So untersuchen Patzak und Nürnberger (1978) verschiedene seil- und fertigungsbedingte Einflüsse auf die Dauerschwingfestigkeiten von Drähten. Sie konnten nachweisen, dass Reibkorrosion den maßgebenden Einfluss auf den Abfall der Dauerschwingfestigkeit darstellt und andere Einflüsse, wie z.B. Draht-Eigenspannungen, von untergeordneter Bedeutung bleiben (Patzak und Nürnberger, 1978; Patzak, 1985).

Das Ergebnis einer Versuchsreihe mit Drähten im Zugschwellversuch, auf denen Querdrähte aufgeklemmt wurden, ist in Abbildung 3-7 dargestellt. Im Vergleich zum Niveau der Draht-Dauerschwingfestigkeit ohne den Einfluss von Reibkorrosion (durchgezogene Linie) stellen sie eine erhebliche Reduzierung der ertragbaren Schwingbreite fest (strichlierter Linienzug).

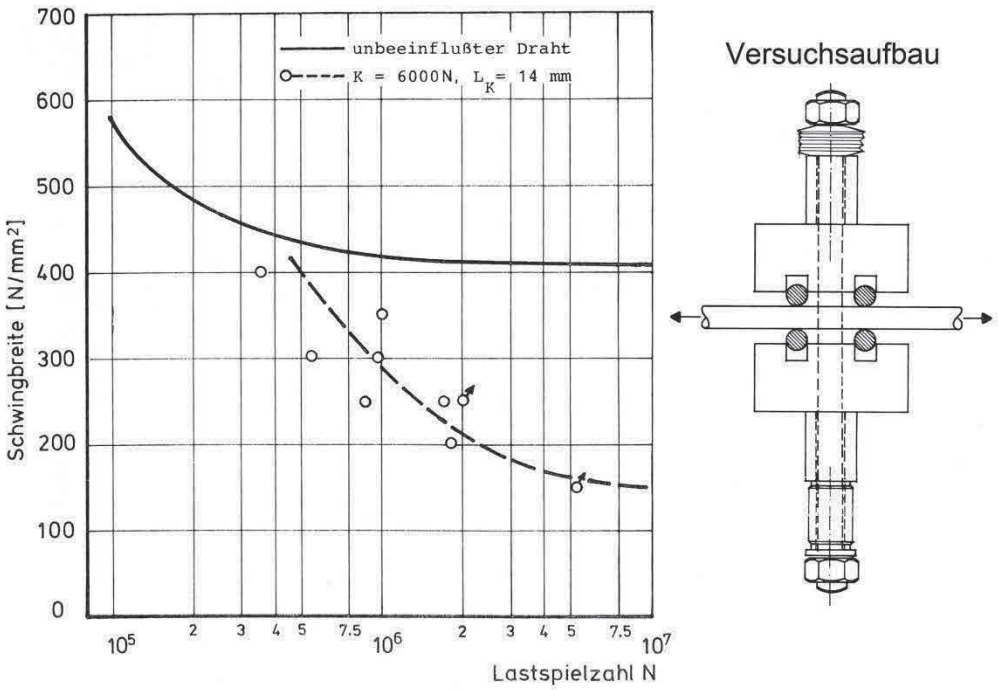



Abbildung 3-7: Versuche zur Reibkorrosion nach Patzak und Nürnberger

Abbildung 3-8 zeigt weitere von Patzak (1978) veröffentlichte Versuchsergebnisse, die die Zusammenhänge zwischen der Größe der Kontaktpressungen bzw. der Relativverschiebungen und der Reduktion der Dauerfestigkeit aufzeigen.

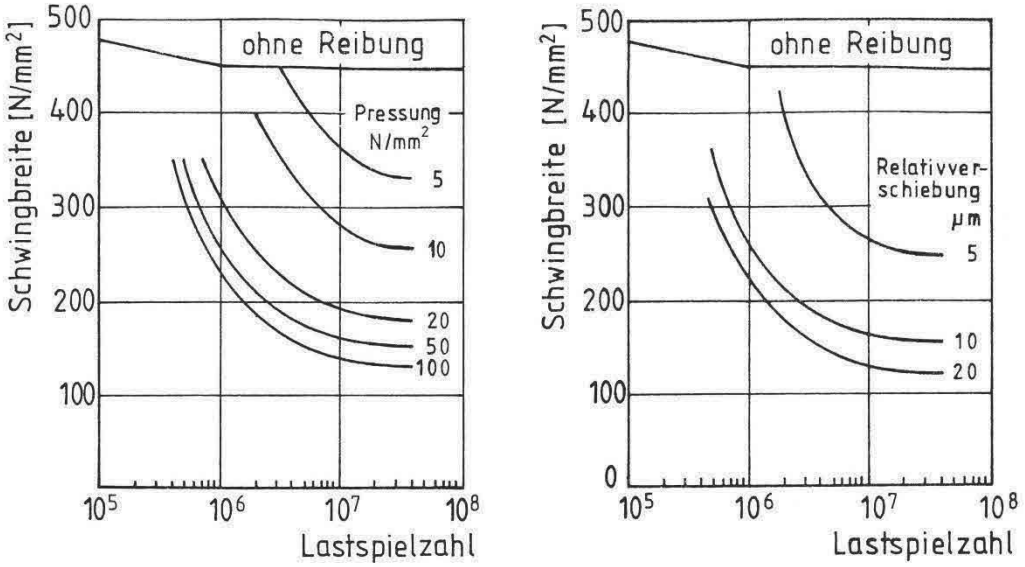



Abbildung 3-8: Einflussfaktoren auf das Ermüdungsverhalten nach Patzak

Die Dauerschwingfestigkeit nimmt demnach sowohl bei einer Steigerung der Kontaktpressungen als auch der Relativbewegungen ab. Der Einfluss der Pressungen auf den Abfall der Dauerfestigkeit wird jedoch offenbar mit zunehmender Größe geringer.

In Patzak (1978) und Patzak (1985) leitet der Autor aus Versuchen an 7 mm dicken Drähten (St 1470 / 1670) eine empirische Formel her, die eine Abschätzung der Dauerschwingfestigkeit von Stahldrähten bei Reibkontakt mit Vergussmaterial oder mit Stahl erlaubt:

$$\Delta\sigma_{DR} = 0{,}7 \cdot \Delta\sigma_D \cdot (2 \cdot \mu \cdot H / \Delta\sigma_D)^{-0{,}45} \qquad (21)$$

mit $\Delta\sigma_{DR}$: Dauerschwingfestigkeit unter Reibeinfluss in [N/mm²]
$\Delta\sigma_D$ : Dauerschwingfestigkeit ohne Reibeinfluss in [N/mm²]
$\mu$ : Reibbeiwert
$H$ : Härte nach Brinell des weicheren Reibpartners in [N/mm²]

Auf Basis der zuvor erwähnten Untersuchungen (Patzak und Nürnberger, 1978) stellt der Autor mit einem Reibbeiwert von µ = 0,8 und $\Delta\sigma_D$ = 450 N/mm² eine gute Übereinstimmung zu seinen Versuchen fest (offenbar für den hohen Querpressdruck von 100 N/mm² nach Abbildung 3-8):

$\Delta\sigma_{DR}$ = 125 N/mm² für Stahldraht auf Stahldraht (H = 2.180 N/mm²) bzw.
$\Delta\sigma_{DR}$ = 182 N/mm² für Stahldraht auf Verguss ZnAl6Cu1 (H = 950 N/mm²).

Wie noch gezeigt wird, kommt es im Seilendbereich unter Normalkraft und Biegung zum Oberflächenkontakt zwischen den äußeren Z-Drähten und dem Verguss. Nach Patzak sind demnach an dieser Stelle durch das weichere Vergussmaterial höhere Dauerfestigkeitswerte zu erwarten als beim Kontakt von Stahldraht auf Stahldraht in der freien Seillänge.

Eine weitere umfassende Untersuchung des Phänomens erfolgte durch Nishioka et al. (1969). Ein Ergebnis davon sind die in Abbildung 3-9 aufgezeigten Zusammenhänge zwi-

schen den lokal wirkenden Drahtspannungen und den Relativbewegungen. Die Autoren unterscheiden demnach fünf verschiedene Zonen:

| | |
|---|---|
| I und V: | kein Auftreten von Rissen (grau hinterlegte Zone in der Grafik) |
| II: | Entstehen von Anrissen, die jedoch nicht zum Bruch der Probe führen |
| III und IV: | Entstehen von Rissen, die zum Bruch führen. |

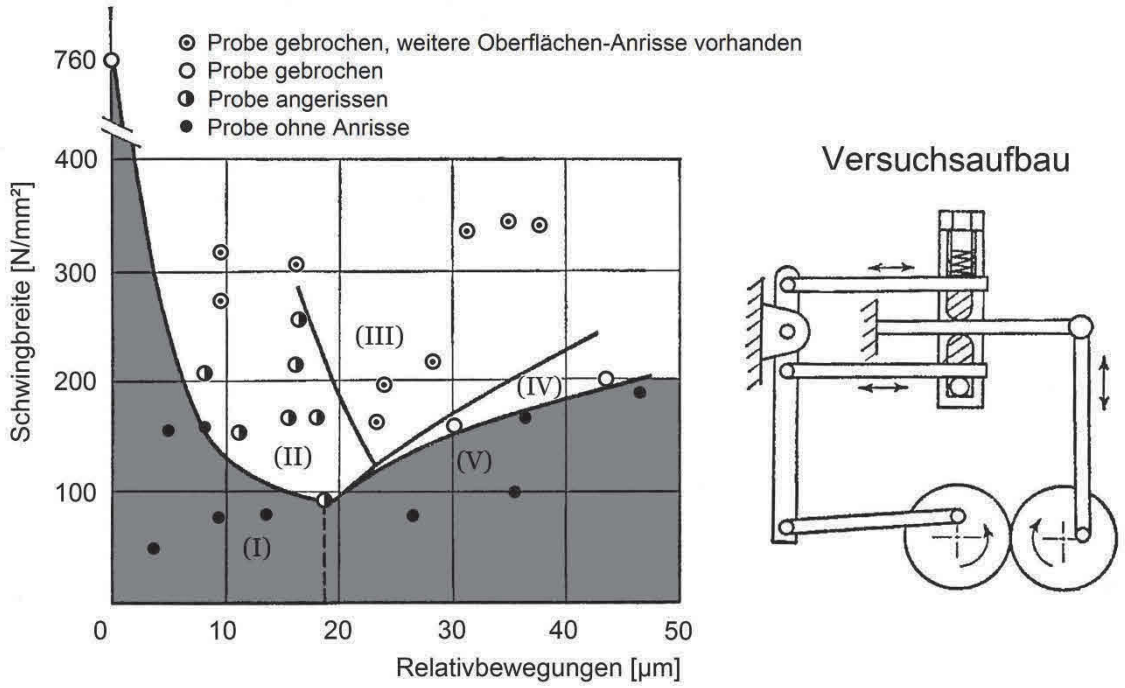



Abbildung 3-9: Versuchsergebnisse von Nishioka et al.

Qualitativ wird das Ergebnis von den Autoren so gewertet, dass sich bei Relativbewegungen unterhalb von rund 5 µm nur ein geringer Einfluss der Reibkorrosion auf die Dauerfestigkeit zeigt. Besonders ungünstig hingegen wirken sich Verformungen in einem Bereich von etwa 15 bis 20 µm aus.

Siegert (1997) befasst sich mit dem Einfluss von Reibkorrosion in Litzen und Spiralseilen. Er stellt unter anderem über eigene Auswertungen an zwei sich im Winkel von 90° kreuzenden Drähten fest, dass sich - bei gleicher Relativverschiebung am Kontaktpunkt - sowohl eine niedrige als auch hohe Presskraft günstig auswirken können. Im ersteren Fall finden großflächige Relativbewegungen statt („full slip“), die zu Abrieb, zu einer Vergrößerung der Kontaktflächen und zu einer sinkenden und sich vergleichmäßigenden Querpressung führen, wobei letztere wiederum im Grenzfall keine Rissbildung mehr verursacht. Im zweiten Fall (mit hoher Querpressung) verbleibt hingegen ein Großteil der Kontaktfläche in einem günstigeren Zustand mit rein elastischen Verformungen im Werkstoff („no slip“).

Der Autor entwickelt ein vereinfachtes, auf der Verwendung von einachsialen Drahtbeanspruchungen beruhendes Nachweisverfahren für Drähte unter Reibkorrosion (im Zustand „full slip“). Die im Draht vorliegenden rechnerischen Beanspruchungen sind demnach wie folgt zu erhöhen, um damit indirekt die Wirkung von Reibkorrosion an der als maßgebend angesehenen Stelle (Kontaktpunktrand) zu berücksichtigen:

$$\sigma_m' = \sigma_m + 0{,}2 \cdot p_m \tag{22}$$

$$\Delta\sigma_{M/N}' = \Delta\sigma_{M/N} + 5{,}07 \cdot \mu \cdot p_m \tag{23}$$

mit $\sigma_m$ : rechnerische Mittelspannung
$\Delta\sigma_{M/N}$ : rechnerische Schwingbreite aus Normalkraft und Biegung
$\sigma_m'$ : erhöhte Mittelspannung für Reibkorrosionsbewertung
$\Delta\sigma_{M/N}'$ : erhöhte Schwingbreite aus Normalkraft und Biegung für Reibkorrosionsbewertung
$p_m$ : mittlere Flächenpressung im Kontaktbereich der Drähte
$\mu$ : Reibbeiwert

Der Nachweis erfolgt dann gegen die bereits im Abschnitt 3.3.1 vom gleichen Autor abgeleitete Dauerfestigkeitsgrenze für das Drahtmaterial (ohne Einfluss von Reibkorrosion, siehe Formel (17)). Unter Verwendung von vermessenen Kontaktpunktgeometrien erzielt der Autor Übereinstimmung mit seinen Versuchsergebnissen.

Eine versuchstechnische Verifizierung des vereinfachten Verfahrens zur Übertragung auf Seile erfolgte nicht. Als generell problematisch ist der große Einfluss der Kontaktpunktgeometrie und des Reibbeiwertes anzusehen.

In Zusammenarbeit mit dem vorigen Autor wurde auch von Olivella-Roche (2000) am gleichen Thema geforscht. Zur Beschreibung der Dauerfestigkeit von Drähten unter dem Einfluss von Reibkorrosion verwendet Olivella-Roche einen abmindernden Längsspannungsanteil, in den der Kontaktzustand über einen Gleitparameter Q eingeht:

$$\Delta\sigma_{ff}(Q) = 745 - 0{,}33 \cdot \sigma_m - \Delta\sigma_x(Q) \tag{24}$$

mit $\Delta\sigma_{ff}(Q)$ : Dauerschwingfestigkeit unter Reibkorrosion („fretting fatigue“)
$\sigma_m$ : Mittelspannung im Draht
$\Delta\sigma_x(Q)$ : Abminderungsanteil der Dauerfestigkeit durch Reibkorrosionseinfluss
$Q$ : Gleitparameter

$$0 < Q = \frac{F_{Tangential}}{\mu \cdot F_{Pressung}} < 1$$

mit $F_{Tangential}$ : tangential am Kontaktpunkt wirkende Kraft
$F_{Pressung}$ : Kontaktkraft
$\mu$ : Reibbeiwert

Die ersten beiden Anteile entsprechen der im Abschnitt 3.3.1 genannten Dauerfestigkeit unter Mittelspannungseinfluss (Formel (19). Die beiden Grenzwerte von Q entsprechen einem vollständig überdrückten Kontaktpunkt, in dem nur elastische Verzerrungen auftreten (Q = 0, „no slip“) bzw. dem Zustand eines über seine gesamte Fläche rutschenden Kontaktpunktes (Q = 1, „full slip“). Die Umrechnung in Längsspannungen setzt unter anderem die Kenntnis der angreifenden Kräfte, der Kontaktpunktgeometrie (Halbachsen a und b), der Relativbewegungen sowie des Reibbeiwertes μ voraus.

### 3.3.3 Einfluss von Drahteigenspannungen auf die Dauerfestigkeit

Der Einfluss der Eigenspannungen auf die Ermüdungsfestigkeit von Seildrähten wurde in der Literatur oftmals diskutiert. Die Quantifizierung und Bewertung ist jedoch naturgemäß schwierig und führte zum Teil zu widersprüchlichen Angaben.

So ist nach Feyrer et al. (1990) die Schwellfestigkeit von kaltgezogenem Draht aufgrund der hohen Zug-Eigenspannungen an der Drahtoberfläche weitgehend unabhängig von der Mittelspannung. Diese Einschätzung deckt sich jedoch nicht mit den zuvor beschriebenen experimentellen Befunden.

In Gabriel und Dillmann (1983) wurde rechnerisch die Größe von Eigenspannungen in Abhängigkeit des Umformgrades beim letzten Zug abgeschätzt. Es wird dort auch ein Zusammenhang zwischen dem Herstellungsverfahren und der Dauerfestigkeit der Drähte vermutet. Allerdings wird letztlich vielmehr die Oberflächenstruktur der Drähte als maßgebender Faktor im Hinblick auf die Ermüdung angesehen (Hempel, 1963; Gabriel und Dillmann, 1983). Hinweise auf eine untergeordnete Bedeutung von Eigenspannungen finden sich auch bei Patzak (1985).

Insgesamt wird der Einfluss von Eigenspannungen im Hinblick auf die im Rahmen dieser Arbeit untersuchte Thematik als nicht maßgebend angesehen. Dies wird damit begründet, dass die planmäßigen Eigenspannungen aus der Drahtherstellung zum einen bereits durch die Verseilung oder auch das im Bauwesen übliche Recken der Seile vor ihrem Einsatz durch lokale Plastifizierung der Drähte verändert werden.

Zum anderen treffen insbesondere im Seilendbereich weitere Einflüsse zusammen, die eine Bewertung von Draht-Eigenspannungen zusätzlich erschweren. So werden die Seildrähte zur Herstellung des Seilbesens plastisch aufgebogen, gereinigt und anschließend auf die Form der Vergusshülse wieder zurückgebogen. Der Ausbreitungsbereich und die Höhe der hierdurch eingeprägten Eigenspannungen wird als kaum beschreibbar und durch die handwerkliche Einzelfertigung auch als im Detail nicht reproduzierbar angesehen. Durch die räumliche Nähe der Seilwurzel zum Seilaustritt sind Auswirkungen bis in den Bereich der freien Seillänge hinein wahrscheinlich.

Zudem werden die Drähte im Seilendbereich durch das Herstellen des Vergusses kurzzeitig auf bis zu rund 450° C erwärmt. Die Auswirkung dieses Anlassens der Drähte wurde von Patzak und Nürnberger (1978) untersucht. Die Auswertung belegt, dass hierdurch eine erkennbare Verbesserung der Dauerschwingfestigkeit eintritt, die auf den Abbau von Zugeigenspannungen zurückzuführen ist. Analoge Ergebnisse sind auch bei Papsdorf (1969) dokumentiert.

Abschließend wird in diesem Zusammenhang auch auf die Schwierigkeit hingewiesen, detaillierte und belastbare Angaben zur Draht- und Seilfertigung von den Herstellern zu erhalten, die zudem in einem gewissen Rahmen verallgemeinerbar und übertragbar wären.

### 3.3.4 Einfluss von Drahtbeschichtungen

Bei den im Rahmen der vorliegenden Arbeit untersuchten VVS kamen im Seilinneren verzinkte Runddrähte und in den Außenlagen Galfan-verzinkte Z-Drähte zum Einsatz (siehe Anlage 1). Nachfolgend werden Angaben aus der Literatur zusammengestellt, die sich mit dem Einfluss der Beschichtungen auf die Ermüdungssicherheit der Drähte befassen.

Für den Einsatz in Paralleldrahtbündeln wurde in Becker und Fuchs (1976) die Ermüdungssicherheit von blanken und verzinkten Runddrähten mit einem Durchmesser von 7 mm verglichen. Ergebnis war ein deutlich ungünstigeres Verhalten der verzinkten Drähte im Vergleich zu den unbeschichteten Drähten. Bezogen auf eine Mittelspannung von 40 % der Nennfestigkeit ergab sich eine minimale Dauerfestigkeit von $\Delta\sigma$ = 250 N/mm² für die verzinkten Drähte. Die Ergebnisse dieser Versuchsreihe gingen auch in die Bewertungen von Gabriel in Gabriel und Dillmann (1983) ein (siehe Abschnitt 3.3.1). Die Autoren verweisen explizit darauf, dass die gewählte Verzinkung der untersuchten 7 mm dicken spannstahlähnlichen Drähte nicht unmittelbar auf Seildrähte übertragbar ist.

Auch Patzak und Nürnberger (1978) untersuchen unter anderem den Einfluss des Verzinkens. Auf Basis von Literaturauswertungen kommen sie zu dem Ergebnis, dass die Ausbildung einer spröden Hartzinkschicht auf der Drahtoberfläche in der Vergangenheit oftmals zu Einbußen bei der Dauerfestigkeit führte. Als ursächlich werden insbesondere Oberflächenfehler mit Zinkeinwanderungen im Stahl angesehen, die durch neuere Herstellungsverfahren vermieden werden könnten. Die hierdurch zu erwartenden Verbesserungen bestätigt der Autor mit den Ergebnissen einer Versuchsreihe an nachträglich feuerverzinkten Spannstahldrähten mit 6 mm Durchmesser.

Hingegen können aus den neueren Untersuchungsergebnissen von Ziegler (2006) an dünnen Drähten (bis 1,8 mm) keine nennenswerten Unterschiede in Bezug auf die Ermüdungseigenschaften zwischen blanken und verzinkten Drähten abgeleitet werden.

Insgesamt erlauben die veröffentlichten Angaben keine eindeutigen Rückschlüsse auf die Wirkung einer Feuerverzinkung auf Runddrähte.

Die Formdrähte von VVS werden in der Regel mit der Zink-Aluminium-Legierung Zn95Al5 („Galfan“) verzinkt. Letztere ist als Korrosionsschutz normativ als Alternative zur Verzinkung im Teil 1-11 der DIN EN 1993 geregelt. Explizite Veröffentlichungen zum Ermüdungsverhalten Galfan-beschichteter Z-Drähte konnten im Rahmen der vorliegenden Recherche nicht ausfindig gemacht werden. Allgemeinere Informationen über das Haftungs- und Korrosionsverhalten von Galfan insbesondere im Vergleich zur Feuerverzinkung finden sich in Nünninghoff und Fischer (1985) sowie in Nünninghoff und Sczepanski (1987).

### 3.3.5 Drahtbruchcharakteristik hochfester Stahldrähte

Die Charakteristik von Drahtbruchflächen wurde bereits von verschiedenen Autoren untersucht. Zu unterscheiden sind demnach im Wesentlichen Gewalt- und Ermüdungsbrüche, wobei letztere wiederum durch Spannungswechsel oder durch den Einfluss von Reibkorrosion verursacht sein können.

Gewaltbrüche sind in der Regel eindeutig über die Profileinschnürung im Bruchbereich zu identifizieren. Die Bruchfläche liegt dabei senkrecht zur Drahtachse. Typisch ist die Ausbildung eines so genannten Trichterbruches mit umlaufenden Scherlippen. Abbildung 3-10 zeigt einen solchen Bruch aus Woodtli-Folprecht und Fichter (1975) im linken Teilbild.

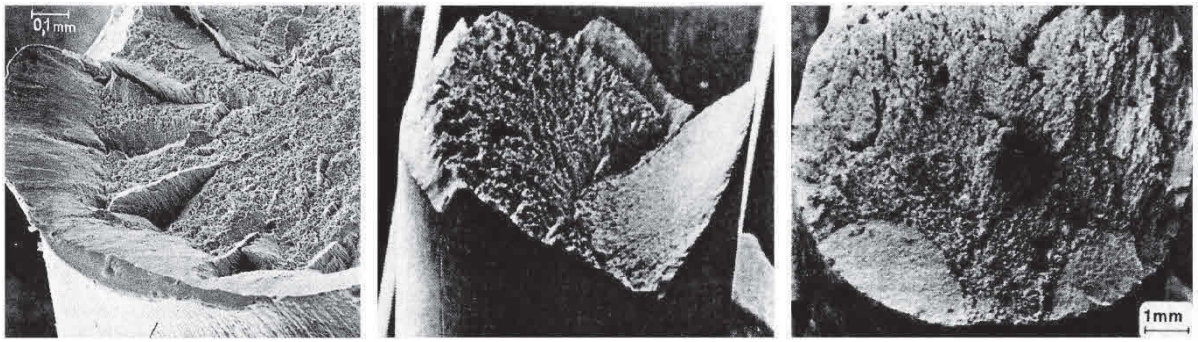



Abbildung 3-10: Runddrähte mit Gewalt-, Reibkorrosions- und Ermüdungsbrüchen

Patzak stellt Drahtbruchflächen aus Reib- und Schwingungskorrosion einander gegenüber (Patzak, 1978; Patzak und Nürnberger, 1978; Patzak, 1985). Typisch für erstere ist demnach eine „gegen die Oberflächennormale geneigte Bruchfläche und Reibstellen mit oxidierten Bereichen“ (mittleres Teilbild Abbildung 3-10). Brüche, die alleine auf eine schwingende Beanspruchung zurückgehen, können von mehreren Anrissstellen ausgehen (z.B. von Korrosionsnarben, rechtes Teilbild Abbildung 3-10).

Bei seinen Untersuchungen von dünnen Runddrähten im Umlaufbiegeversuch stellt Ziegler (2006) jedoch nur jeweils eine maßgebende Bruchausgangstelle fest. Er führt dies auf das spröde Verhalten des hochfesten Drahtmaterials und das damit verbundene schnelle Risswachstum zurück, das ein stabiles Risswachstum an mehreren Ausgangsstellen verhindert. Die Anwendung von Rissfortschrittskonzepten erscheint ihm deshalb nicht sinnvoll. Bei der Untersuchung verseilter Drähte stellt er zudem fest, dass die Bruchausgangsstellen systematisch nicht im Bereich von Draht-Kontaktstellen oder Oberflächenschädigungen liegen. Er leitet daraus ab, dass vielmehr die Drahtbeanspruchungen ausschlaggebend für das Bruchverhalten sind. Abbildung 3-11 zeigt Bruchbilder aus Ziegler (2006) mit einem terrassenförmigen Verlauf über den Drahtquerschnitt (linkes Teilbild aus Umlaufbiegeversuch und mittleres Teilbild eines verseilten Drahts mit Bruchausgang neben ellipsenförmiger Kontaktstelle).

Ein analoges Bruchbild wurde auch von Siegert (1997) im Zusammenhang mit Reibkorrosionseinflüssen dokumentiert (rechtes Teilbild der Abbildung 3-11). Der Bruchausgang lag hier aber im Bereich des Linienkontakts zwischen dem Kerndraht und der ersten Lage.

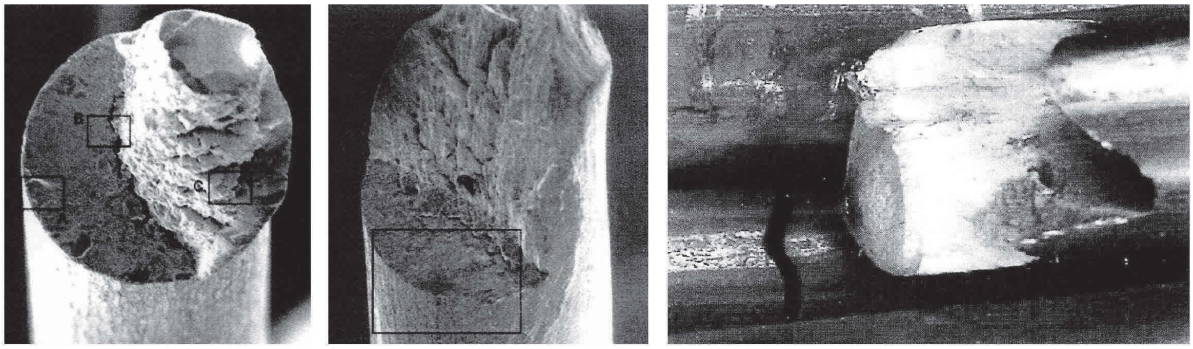


Abbildung 3-11: Drahtbruchflächen aus Ermüdungsversuchen

Bruchbilder von verseilten Z-Drähten finden sich in verschiedenen Veröffentlichungen von Patzak (Patzak, 1978; Patzak und Nürnberger, 1978; Patzak, 1985). Die in Abbildung 3-12

dargestellten Drähte sind einem VVS nach erfolgtem Dauerschwingversuch entnommen. Patzak stellte „schräg zur Drahtachse“ verlaufende Dauerbruchflächen fest. Die Bruchausgangsstellen (rot eingetragene Kreise) liegen demnach systematisch auf der Z-Profil-Außenseite.

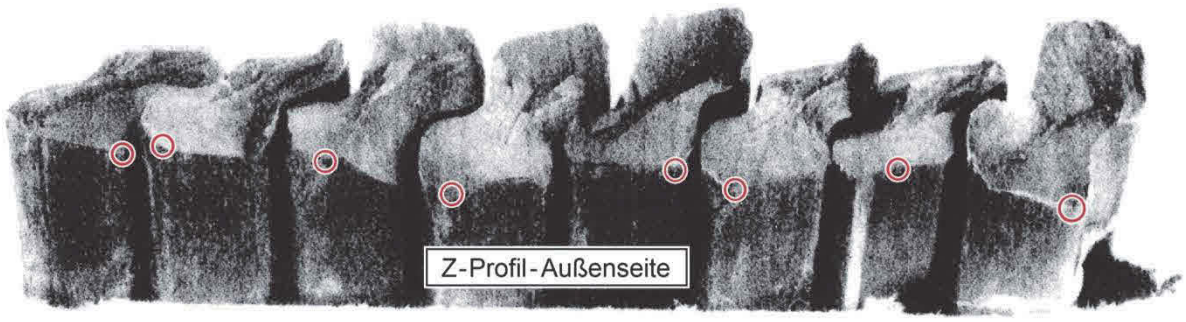



Abbildung 3-12: Bruchflächen von Z-Drähten mit Bruchausgangsstellen nach Patzak

## 3.4 Seile unter schwingender Normalkraft

### 3.4.1 Experimentelle Untersuchungen zur Ermüdungssicherheit

Da die Abtragung von Normalkräften die zentrale Funktion von Seilen darstellt, wurden hierzu in der Vergangenheit bereits zahlreiche Bauteilversuche durchgeführt. Aufgrund der Ähnlichkeit im Seilaufbau werden Ergebnisse von Versuchen an VVS und von offenen Spiralseilen dargestellt.

Im Rahmen eines Sonderforschungsbereiches (SFB 64) wurden von Mayr (1973) Zugschwellversuche an insgesamt fünf VVS (Durchmesser 77 mm bis 80 mm) durchgeführt. Die Mittelspannung betrug rund 31 % der rechnerischen Bruchkraft, die Schwingbreite lag bei 120 N/mm². Weder auf freier Seillänge noch in den Seilendbereichen zeigten sich dabei Drahtbrüche. Der Autor geht davon aus, dass die untersuchte Schwingbreite noch nicht im Grenzbereich lag, da sonst nach seiner Ansicht insbesondere im Seilendbereich Drahtbrüche zu erwarten gewesen wären.

Basierend auf der Auswertung von insgesamt 29 Versuchen nach den TL Seile (1994) wurde von Saul und Andrä (1981) der Versuch unternommen, ein Wöhlerdiagramm für vollverschlossene Seile abzuleiten. Als Kriterium für die Festlegung einer Dauerfestigkeit dienten die folgenden Annahmen:

- der erste Drahtbruch stellt das Abbruchkriterium für den Ermüdungsversuch dar und
- die Wöhlerlinie besitzt eine Neigung zwischen m = 3,5 und 7.

Hieraus ermitteln die Autoren eine Ermüdungsfestigkeit (2 Mio. Lastwechsel) für VVS im Bereich von 100 N/mm² bis 120 N/mm², bei deren Einhaltung keine Drahtbrüche auftreten dürften. Das Ergebnis dieser Untersuchungen wurde jedoch von Martin et al. (1983) auf Basis von Auswertungen der Seilhersteller als zu konservativ angesehen.

Um Erkenntnisse über die Eigenschaften vollverschlossener Seile nach über 25-jährigen Betriebsbeanspruchungen zu gewinnen, wurden im Rahmen von Instandsetzungsarbeiten die Seile von zwei Brückenbauwerken ausgebaut und Ermüdungsuntersuchungen unterwor-

fen (Harre, 1991; Harre, 1992 und Gabriel, 1993). Es wird ein Vorschlag für eine Wöhlerlinie unterbreitet, der allerdings einen hohen Schädigungsgrad zulässt (25 % Drahtbrüche). Im doppelt-logarithmischen Diagramm besitzt die Linie eine Neigung von 5,5 und erlaubt eine Schwingbreite von 150 N/mm² bei 2 Mio. Lastwechseln. Vor einer unreflektierten Anwendung wurde von Saul (1992) gewarnt.

In Tilly (1988a) und Tilly (1988b) werden die Ergebnisse von Versuchen an drei Litzenseilen, vier Spiralseilen und einem VVS vorgestellt. Unter Mitwirkung des genannten Autors werden auch in einer umfassenden Literaturrecherche zum Einsatz von Seilen in Offshore-Anwendungen insgesamt 441 in der Literatur veröffentlichte Versuche ausgewertet und aufbereitet (Tilly et al., 1998). In die Auswertung beider Untersuchungen gehen jedoch aufgrund von Drahtbrüchen im Seilendbereich nur drei der zunächst erfassten 24 VVS-Versuche mit ein.

Umgerechnet auf die Ermüdungssicherheit bei 2 Mio. Lastwechseln bei einer Mittelspannung von rund 40 % der Bruchlast resultieren aus den angegebenen Grenzkurven (95 %- bzw. 97,5 %-Fraktile) Schwingbreiten von rund 125 N/mm². Zusammenfassend wird festgestellt, dass die untersuchten Seiltypen keine Dauerfestigkeit und eine insgesamt nur geringe Mittelspannungsabhängigkeit besitzen. Die Ergebnisse sind jedoch aufgrund der überwiegenden Auswertung von Litzenseilen nur bedingt auf VVS übertragbar.

Eine geringe Abhängigkeit von der Mittelspannung stellt auch Hobbs bei seinen Zugschwellversuchen an offenen Spiralseilen fest (Hobbs und Ghavami, 1978; Hobbs und Ghavami, 1982; Hobbs und Smith, 1983). Seine Auswertungen zeigen zudem, dass die Entwicklung von Drahtbrüchen bei Dauerschwingversuchen unter Normalkraftbeanspruchung deutlich schneller erfolgt als unter Biegung. Er erklärt dies mit den im Seilendbereich abnehmenden Zwängungsbeanspruchungen unter Biegung, wenn die Steifigkeit des Seils durch Drahtbrüche reduziert wird.

Klöpfer (2002) untersucht unter anderem Spiralseile (1x37) unter Zugschwellbeanspruchung. Die Ergebnisse werden von Feyrer (2000) zusammengefasst und unter anderem um den Einfluss des Seildurchmessers erweitert. Als mittlere Lastwechselzahl N ergibt sich demnach:

$$lg\, N = 15{,}91 - 3{,}865 \cdot lg(2S_a / d^2) + 0{,}00141 \cdot (S_u / d^2) - 0{,}000005 \cdot (S_u / d^2)^2 - 0{,}783 \cdot lg\, d \qquad (25)$$

mit $S_a$ : Zugkraftamplitude in [N]
$S_u$ : untere Seilzugkraft in [N]
$d$ : Seil-Nenndurchmesser in [mm]

Die Umrechnung der Lastwechselzahl auf ein Sicherheitsniveau, bei dem mit einer Wahrscheinlichkeit von 95 % nur 10 % der Spiralseile brechen (d.h. vollständig versagen), erfolgt über den statistisch für die 100 untersuchten Seile mit Durchmessern zwischen 4 und 24 mm abgeleiteten Zusammenhang $N_{10} = 0{,}33 \cdot N$.

Eine direkte Übertragung der Ergebnisse auf die Versuchsbedingungen nach den TL Seile (1994) ist nicht möglich, da deutlich größere Schwingbreiten untersucht und bei den Auswertungen nur Versuche bis 1,75 Mio. Lastwechsel berücksichtigt wurden. Eine nennenswerte Mittelspannungsabhängigkeit wurde an den Spiralseilen nicht festgestellt.

In Feyrer (2000) wird auch über eine Versuchsreihe von Müller an fünf VVS mit einem Durchmesser von 28 mm berichtet. Diese diente offenbar zur Ableitung der in der zwischen-

zeitlich zurückgezogenen Kranbahnnorm DIN 15018 (1984) genannten Werte zum Betriebsfestigkeitsnachweis von Halte- und Abspannseilen. Für alle Seildurchmesser und Beanspruchungsgruppen wurde dort die maximale Oberspannung in Abhängigkeit von $\kappa = \sigma_{min} / \sigma_{max}$ auf 450 N/mm² begrenzt.

Aus den Vorgaben resultieren mittelspannungsabhängige Schwingbreiten, die - bei entsprechend geringen Unterspannungen - „zulässige“ Werte von bis zu rund 200 N/mm² (bei Seildurchmessern von 20 mm bis 30 mm) bzw. 170 N/mm² (bei Seildurchmessern von 30 mm bis 40 mm) erreichen. Mit zunehmender Mittelspannung sinken die Schwingbreiten bis auf Null ab. Zum Sicherheitsniveau wird in der Norm ausgeführt, dass für 1,33 höhere (als die genannten zulässigen) Einwirkungen eine Überlebenswahrscheinlichkeit von 90 % besteht.

Neuere Auswertungen in Klöpfer (2002) sowie Raupp und Klöpfer (2006) deuten darauf hin, dass durch diese Normenvorgabe insbesondere die Zugschwellfestigkeiten bei höheren Mittelspannungen erheblich unterschätzt wurden.

### 3.4.2 Angaben zur Lage von Drahtbrüchen

Eine Zusammenstellung mit den Ergebnissen von Dauerschwingversuchen an VVS im Durchmesserbereich zwischen 69 mm und 136 mm findet sich in Patzak und Nürnberger (1978). Der Auswertung kann entnommen werden, dass die Drahtbrüche im Seilendbereich überwiegend in einer Tiefe von mehreren Zentimetern innerhalb des Vergusses, aufgetreten sind. Als Bruchursache wird Reibkorrosion zwischen den Drähten und dem Verguss angesehen. Analoge Aussagen finden sich in Rehm et al. (1977).

Eine weitere (anonymisierte) Auflistung von Zugschwellversuchen findet sich bei Gabriel und Dillmann (1983). Die Angaben zu den VVS zeigen, dass Drahtbrüche meist auch in den Seilendbereichen aufgetreten sind.

Über das gehäufte Auftreten von Drahtbrüchen innerhalb des Vergusses berichtet auch Tilly (1988a). Ein konzentriertes Entstehen von Brüchen im Seilendbereich (ca. +/- 10 mm um den Seilaustritt) stellen auch Hobbs, Ghavami und Smith bei ihren Zugschwellversuchen an Spiralseilen fest (Hobbs und Ghavami, 1978; Hobbs und Ghavami, 1982; Hobbs und Smith, 1983).

## 3.5 Seile unter schwingender Biegung

### 3.5.1 Experimentelle Untersuchungen zur Ermüdungssicherheit

In zwei Veröffentlichungen berichtet Tilly über eine Reihe von Ermüdungsversuchen an Spiral- und Litzenseilen, bei denen die Wirkung von Biegung im Seilendbereich untersucht wurde (Tilly, 1988a; Tilly, 1988b). Über die mittige Querauslenkung der Seile wurden Winkelverdrehungen bis zu $\Delta\varphi = 4°$ bzw. +/- 35 mrad aufgebracht. Die Durchmesser der Seile lagen zwischen 35 mm und 70 mm.

Die Angaben ermöglichen keine Zuordnung der Seilprüfkräfte S („bis 700 kN“) zu den Seildurchmessern oder zu den Auslenkungen. Das Kriterium zur Beendigung eines Versuchs waren fünf sichtbare Drahtbrüche. Abbildung 3-13 fasst die Ergebnisse zusammen.

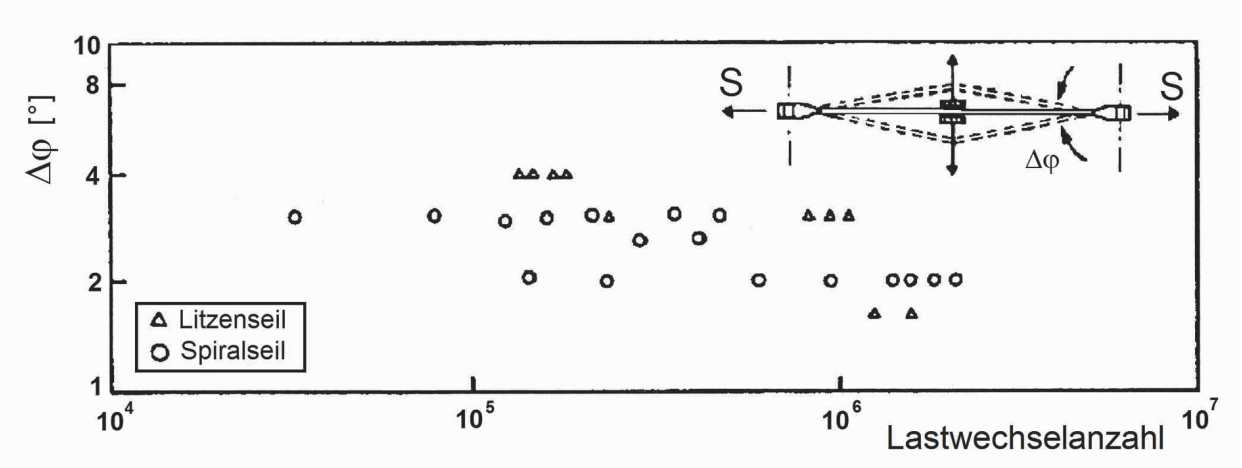



Abbildung 3-13: Versuchsergebnisse nach Tilly

Die Ergebnisse zeigen, dass rund eine Million Lastwechsel nur mit Litzenseilen bei Auslenkungen von rund $\Delta\varphi$ = 1,55° bzw. +/- 13,5 mrad erreicht werden konnten.

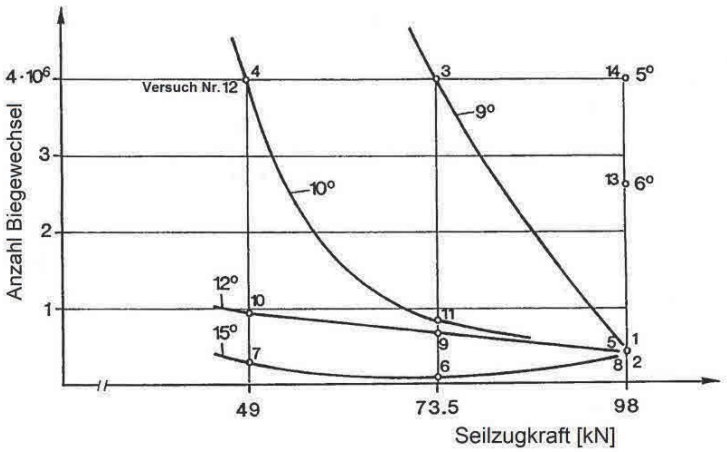
Im Nachgang wurde durch Seilöffnungen festgestellt, dass weitere Brüche im Seilinneren vorlagen, die sich bei den Spiralseilen wiederum etwa hälftig auf die Bereiche „im Inneren“ des Seilkopfs und „zwischen 50 mm und 300 mm vor dem Verguss“ aufteilten. Ein Zusammenhang zwischen den Drahtbruchlagen und der Biegeebene wurde nicht festgestellt.

Bereits 1974 berichtet Oplatka über eine Versuchsreihe mit Wechselbiegung im Seilendbereich (Oplatka und Roth, 1974; Oplatka und Siebenthaler, 1975). Dabei wurde der Seilkopf eines 18 mm dicken Litzenseils unter 20 % der Bruchkraft mit Winkelverdrehungen von rund +/- 78 mrad dynamisch verkippt. Der vollständige Seilbruch trat bereits nach 80.000 Lastwechseln auf. Eine Vielzahl an Drähten brach dabei im Seilinneren, zum Teil weit innerhalb des Vergusses. Die Untersuchung der Drähte zeigte neben Gewaltbrüchen (vom Restbruch des Seils) und treppenartigen Ermüdungsbrüchen mit Restbruchflächen auch glatte, verformungslose und senkrecht zur Drahtachse liegende Ermüdungsbruchflächen.

Mittels Thermovisionsaufnahmen können die Autoren nachweisen, dass sich der größte Temperaturanstieg etwa im Abstand des 1,5-fachen Seildurchmessers vor dem Seilaustritt einstellt. Hieraus wird abgeleitet, dass dort die größten Relativverschiebungen vorliegen und letztere durch den Verguss unterbunden werden. Das lokale Tragverhalten am Seilaustritt würde somit eher einer Stange als einem Seil aus Einzeldrähten gleichen, woraus sie folgern, dass der Biegewiderstand eines Seils im Seilendbereich stark zunimmt.

Im Jahr 1991 berichten die gleichen Autoren über eine Fortführung der vorigen Versuchsreihe (Oplatka und Roth, 1991; Oplatka und Roth, 1993; Oplatka und Roth, 1995). Dabei wurden Untersuchungen an einem 31 mm dicken VVS durchgeführt (Normalkraft zwischen 5 % und 10 % der Bruchkraft von 985 kN mit Winkelverdrehungen von $\Delta\varphi = 2\cdot|+/- \varphi|$ = 5° bis 15° bzw. +/- 44 mrad bis +/- 131 mrad).

Die Versuche wurden bis zu einem extremen Schädigungsgrad der Seile gefahren. Die Brüche traten nach Angabe der Autoren am Seilaustritt auf. Die grafische Auswertung der 14 Versuche sowie eine tabellarische Übersicht über die zugehörigen Versuchsbedingungen und Schädigungsgrade sind in Abbildung 3-14 zusammengefasst.




| Nr. Versuch | Seilzugkraft [kN] | Schwingwinkel 2·φ [°] | Drahtbrüche | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|
| | | | Z - Drähte | | Runddrähte | |
| | | | Anzahl | Anteil % | Anzahl | Anteil % |
| 1 | 98,0 | 9 | 28 | 100 | 14 | 23 |
| 2 | 98,0 | 9 | 28 | 100 | 44 | 72 |
| 3 | 73,5 | 9 | 12 | 43 | 6 | 10 |
| 4 | 49,0 | 9 | 3 | 11 | 0 | 0 |
| 5 | 98,0 | 15 | 24 | 86 | 33 | 54 |
| 6 | 73,5 | 15 | 28 | 100 | 50 | 82 |
| 7 | 49,0 | 15 | 28 | 100 | 48 | 79 |
| 8 | 98,0 | 12 | 20 | 71 | 31 | 51 |
| 9 | 73,5 | 12 | 28 | 100 | 31 | 51 |
| 10 | 49,0 | 12 | 28 | 100 | 48 | 79 |
| 11 | 73,5 | 10 | 28 | 93 | 46 | 75 |
| 12 | 49,0 | 10 | 4 | 14 | 3 | 5 |
| 13 | 98,0 | 5 | 17 | 61 | 40 | 66 |
| 14 | 98,0 | 5 | 0 | 0 | 1 | 2 |

Abbildung 3-14: Versuchsergebnisse an VVS unter Biegung nach Oplatka und Roth

Der Einfluss der (kleinen) Zugkraft im Seil geht demnach mit größer werdenden Drehwinkeln zurück. Allerdings sind weder die Randbedingungen der Versuche (unter anderem Größe der Drehwinkel) noch die erreichten Schädigungsgrade für eine Übertragung in den Brückenbau geeignet. Hierzu wären weitere Angaben, insbesondere zur Drahtbruchentwicklung, erforderlich.

Im Rahmen der bereits erwähnten Versuche von Harre (Harre, 1991; Harre, 1992) wurde ein Versuchsseil über einen Umlenksattel geführt. Die Vorspannung und Schwellbeanspruchung ($\Delta\sigma_N$ = 150 N/mm², $\sigma_m$ = 425 N/mm², 2 Mio. Lastwechsel) wurde über Heben und Senken des Sattels aufgebracht. Da die beidseitigen Seilköpfe letztlich drehstarr gelagert werden mussten, ergaben sich an den Vergussköpfen (unplanmäßige) Biegebeanspruchungen. Über die zugehörigen Auswertungen berichtet auch Gabriel (1993). Das Versuchsprinzip und die in verschiedenen Schnitten aufgetretenen Drahtbrüche zeigt Abbildung 3-15.

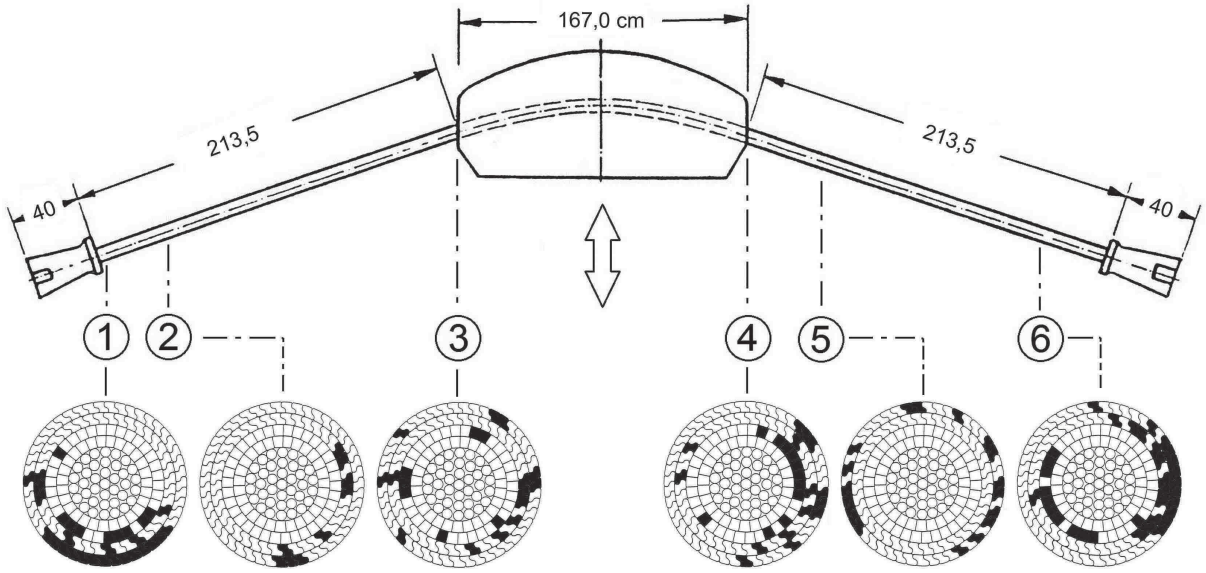



Abbildung 3-15: Versuchsergebnisse an VVS unter Biegung nach Harre bzw. Gabriel

Schnitt ① zeigt die aufgetretenen Drahtbrüche im Bereich des Seilaustritts. An dieser Stelle addieren sich auf der Seilunterseite die synchron schwellenden Biegezug- und Normalkraft-

anteile, während ihre Überlagerung auf der Seiloberseite zu einer reduzierten Schwingbreite führt. Die vorgefundene Drahtbruchverteilung am Seilaustritt („no slip“) spiegelt weitgehend diese Beanspruchungsverteilung wieder. Ein Teil der Brüche (jedoch nur an einem Seilkopf) trat auch innerhalb des Seilkopfs auf, was wiederum auf die Wirkung von Reibkorrosion zwischen den Drähten und dem Vergussmaterial hindeutet.

Die Schnitte ②, ⑤ und ⑥ liegen in der freien Seillänge. Hier löst sich der Seilquerschnitt unter Krümmungsänderungen auf (Übergang in „full slip“) und es entstehen größere Relativverschiebungen zwischen den Drähten, etwa um rund 90° zur Biegeebene versetzt. Die Verschiebungen im Zusammenhang mit den Querpressungen aus der Seileinschnürung begünstigen hier das Auftreten von Reibkorrosion, die Lage der Drahtbrüche verschiebt sich tendenziell in den Bereich der neutralen Biegeachse.

Zuletzt zeigen die Schnitte ③ und ④, dass die Umlenkung und Querpressung des Seils keine Einspannung der Drähte analog zum Vergusskopf bewirken konnten. Der Seilquerschnitt entzieht sich hier unter Krümmung ebenfalls durch das Verschieben von Drähten, was wiederum zu Reibkorrosion in Verbindung mit Bruchlagen im seitlichen Seilbereich führte.

Die Autoren vermuten, dass die einwirkende Schwingbreite $\Delta\sigma$ den dominierenden Einflussparameter auf die Lebensdauer von VVS darstellt. Eine weitere Auswertung ist jedoch insbesondere wegen der fehlenden Angaben zum Drahtbruchverlauf nicht möglich und wäre auch im Hinblick auf die vorliegenden Besonderheiten mit weiteren Unsicherheiten verbunden (VVS mit zwei inneren Keildrahtlagen, Alter der Seile, für die Versuche neu mit Polyesterharz vergossene Seilköpfe, etc.).

Mit einer praktisch identischen Versuchsanordnung wurden auch im Zuge der Errichtung der Rheinbrücke Düsseldorf-Flehe Ermüdungsversuche an vier VVS mit 111 mm Durchmesser unter Biegung durchgeführt (Kahmann und Koger, 1979; EMPA, 1978; EMPA, 1979). Die Mittelspannung lag bei rund 30 % der rechnerischen Bruchkraft. Bei den Versuchen wurden dynamische Querauslenkungen einer statischen Seilkopfverdrehung überlagert. Zwei Seile wurden einseitigen Gesamtauslenkungen von 0,5° und 1,0° bzw. 8,7 mrad und 17,4 mrad unterworfen. Die Versuchsdurchführung erfolgte bis 1,52 Millionen Lastwechsel. Dabei wurden 105 Drahtbrüche registriert, die offenbar überwiegend am Seilaustritt auftraten und auch dort den Bruch beim Zerreißversuch verursachten (mit Resttragfähigkeiten zwischen 66 % und 86 % der rechnerischen Bruchkraft).

In zwei weiteren Versuchen wurde der dynamische Winkelanteil auf 0,2° (3,5 mrad) reduziert, die statische Schiefstellung sowie das Lastniveau blieben unverändert. An einem Seil trat dabei bis 2 Mio. Lastwechsel kein Drahtbruch, am zweiten Seil wurden vier Drahtbrüche registriert (bei insgesamt 320 Einzeldrähten). Spannungsmessungen unmittelbar am Seilaustritt aus dem Verguss ergaben unter dieser Konstellation Schwingbreiten von bis zu rund 180 N/mm². Die vier Drahtbrüche traten zwischen 1,15 und 1,39 Mio. Lastwechseln auf, allerdings wird deren Lage im Seil nicht beschrieben.

Die Ergebnisse führten letztlich zu konstruktiven Maßnahmen am Bauwerk, um die Knickwinkeländerungen am Seilaustritt zu minimieren (siehe Abschnitt 1.1).

Im zweiten Teil seiner Versuche an 38 mm dicken Spiralseilen untersucht Hobbs die Auswirkungen von Biegung im Seilendbereich an sechs Seilen und erzeugt letztere über eine beidseitig-dynamische Querauslenkung in Seilmitte (Hobbs und Ghavami, 1978; Hobbs und Ghavami, 1982; Hobbs und Smith, 1983). Der Autor stellt fest, dass der erste Drahtbruch

nicht an der extremalen Biegefaser im Seilquerschnitt, sondern immer eher im Bereich der neutralen Faser „vor“ dem Seilaustritt auftritt. Als ursächlich hierfür wird Reibkorrosion gesehen. Im Gegensatz zu den Zugschwellversuchen stellt der Autor eine deutliche Mittelspannungsabhängigkeit und eine langsamer ablaufende Drahtbruchentwicklung fest (siehe Abschnitt 3.4.1).

Als Seilendverankerungen wurden Gabelseilhülsen verwendet. Ihre Einspannung wurde im Versuchsstand dadurch erreicht, dass die Querauslenkung des Seils in Richtung der Bolzenachse erfolgte. Im Versuchsbericht wird erwähnt, dass weder das Spiel zwischen Bolzen und Hülse noch die Nachgiebigkeit der Hülse bei der Auswertung bzw. bei der Berechnung des Drehwinkels berücksichtigt worden seien. Offenbar lag somit eher eine elastische Einspannung vor, deren Einfluss jedoch nicht bewertet wurde.

Die analytischen Auswertungen basieren auf der Ermittlung eines Biegemomentes an der Einspannstelle, wofür verschiedene Annahmen erforderlich wurden (unter anderem eine konstante Steifigkeit des Seils über seine Länge). Abbildung 3-16 zeigt die Ergebnisse für verschiedene Winkelamplituden $\varphi$, mit denen nach Hobbs die Lebensdauer bis zum ersten Drahtbruch abgeschätzt werden kann. Die Ordinate zeigt die Seilzugkraft als prozentualen Anteil an der Seil-Mindestbruchkraft.

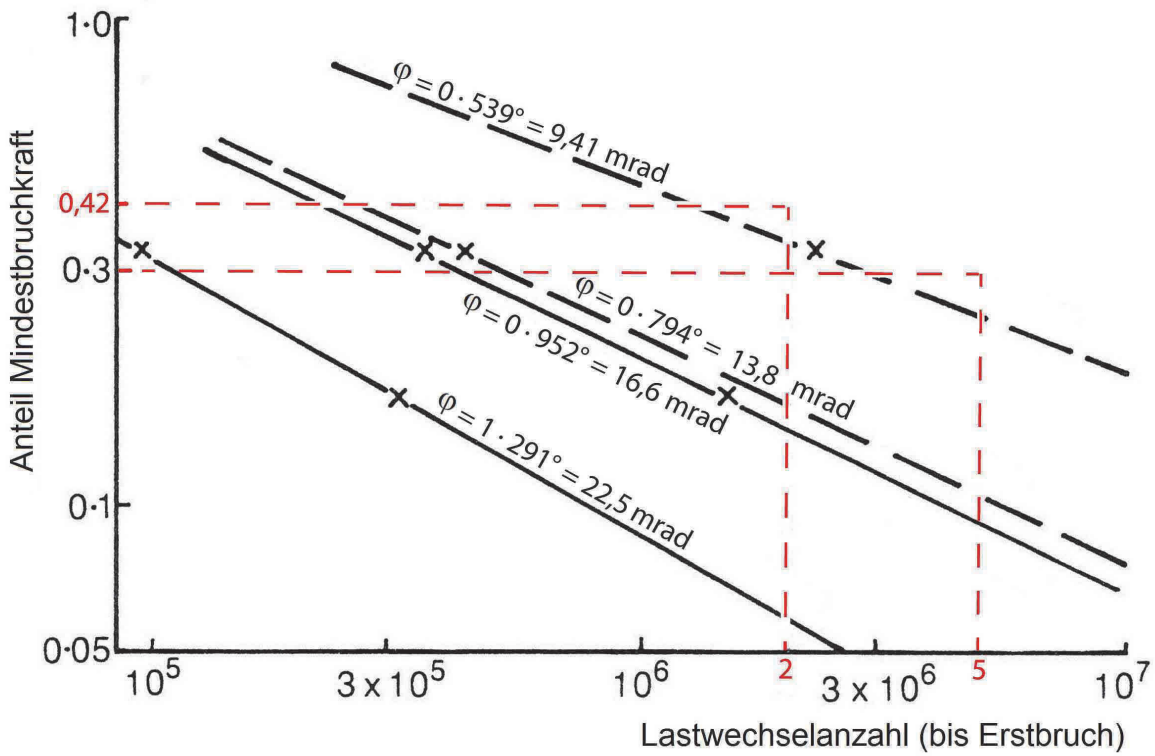



Abbildung 3-16: Wöhlerlinien für Spiralseile nach Hobbs

Da die Querauslenkungen beidseitig aufgebracht wurden wäre demnach unter 42 % der Mindestbruchkraft eine Winkelschwingbreite von etwa $\Delta\varphi = 2\cdot|+/- \varphi| = 16$ mrad bis 18 mrad zwei Millionen Mal, bei einem Normalkraftniveau von etwa 30 % fünf Millionen Mal bis zum Erstbruch ertragbar (rote Eintragungen im Diagramm, Bereich mit $\varphi = 8$ mrad bis 9 mrad extrapolierend abgeschätzt). Eine Verallgemeinerung der Ergebnisse wird jedoch von Hobbs aufgrund der kleinen Datenbasis (ein Seiltyp, sechs Versuche) nicht empfohlen.

Über ihre Untersuchungen an sieben zweilagigen Spiralseilen (Durchmesser ca. 24 mm) unter Biegung im Seilkopfbereich berichten Siegert et al. (1997). Unter einer Normalkraft von 30 % der rechnerischen Bruchkraft wurden Querauslenkungen in Seilmitte von rund $\Delta\varphi$ = +/- 7,5 mrad und +/- 9 mrad aufgebracht (mit Normalkraftabfall bei Drahtbrüchen durch weggesteuerte Seilkraftaufbringung).

Die ersten Brüche traten demnach - analog zu den vorigen Erkenntnissen von Hobbs - immer im Bereich von 20 bis 40 mm vor dem Seilaustritt und außerhalb der Biegeebene auf. Überwiegend entstanden sie in der äußeren Lage, jeweils ausgehend vom innenliegenden Kontaktpunkt mit der darunter liegenden Lage. Als Ursache für die Drahtbrüche wurde ebenfalls Reibkorrosion angesehen.

Die erreichten Lastwechselzahlen sind für vier Versuche mit +/- 9 mrad dokumentiert. Die ersten Drahtbrüche traten demnach zwischen ca. 0,83 und 1,30 Mio. Lastwechseln auf. Bei einem Versuch trat der vollständige Seilbruch bereits bei etwa 1,25 Mio. Lastwechseln ein.

Abschließend stellen die Autoren fest, dass sowohl die Kenntnis des Spannungszustands in den Drähten als auch der Kontaktbedingungen für die Beschreibung des Ermüdungsverhaltens unabdingbar ist. Offenbar auf Basis des von Siegert (1997) entwickelten Berechnungsmodells (siehe Abschnitt 3.3.2) leiten sie ab, dass unterhalb einer Schwingbreite von 160 N/mm², bei Kontaktkräften im Seil von unter 1 kN und bei Relativverschiebungen unter 15 µm kein Drahtbruch mehr entsteht.

### 3.5.2 Berichte über Schadensfälle im Seilendbereich

Aufgrund von Drahtbrüchen im Seilendbereich musste bereits nach kurzer Nutzungsdauer der Austausch aller 88 VVS an der Köhlbrandbrücke veranlasst werden (Boué, 1990; Zellner und Saul, 1985; Spiegel, 1977). Als hauptursächlich für die Schäden wurde zwar ein unzureichender Korrosionsschutz an den Verankerungsstellen angesehen. Allerdings begünstigten offenbar auch systematische Seilschwingungen die Zerstörung der Seile durch dynamische Zusatz- / Biegebeanspruchungen. Zur Instandsetzung wurden konstruktive Details im Bereich der Seilendverankerung geändert und Schwingungsdämpfer installiert.

Siegert und Brevet (2003a) berichten über Drahtbrüche in den Seilendbereichen einer an VVS aufgehängten Schrägseilbrücke. Demnach traten alle Brüche im Seilaustrittsbereich auf (bzw. ein bis drei Zentimeter innerhalb des Vergusses). Abbildung 3-17 zeigt die Untersuchungsergebnisse. Das symmetrische Bruchbild spiegelt die Beanspruchungsverteilung aus einachsiger Seilbiegung wider. Als Bruchursache wurde Reibkorrosion festgestellt. Aus experimentellen Untersuchungen zur Dauerfestigkeit von Seildrähten unter Reibkorrosion schließt der Autor auf eine ertragbare Schwingbreite von rund 100 N/mm². Allerdings fehlt die Angabe, ob es sich bei den untersuchten Drähten um Z- oder Runddrähte handelte.

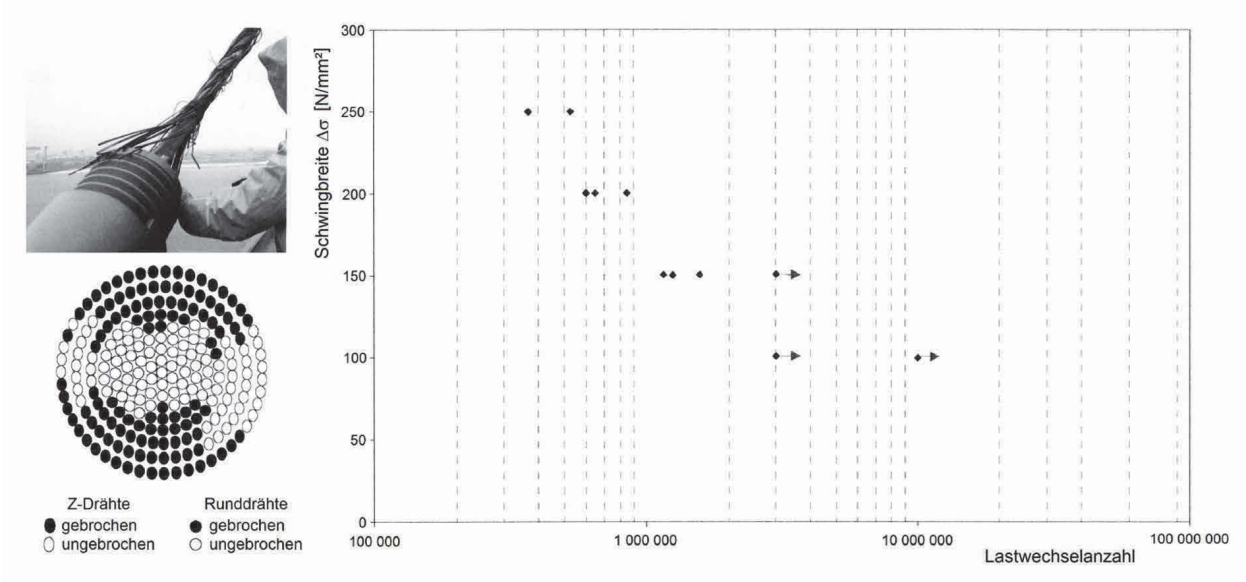



Abbildung 3-17: Schadensbild und Untersuchungen zur Reibkorrosion nach Siegert

Über den Austausch korrosionsgeschädigter Spiralseile an einer großen Bogenbrücke im Staat New York nach einer fast 50-jährigen Nutzungsdauer berichten Martin und Blabac (2009). Bei diesem Bauwerk (drei Autobahn-Richtungsfahrbahnen, ca. 110.000 Fahrzeuge pro Tag) aus dem Jahr 1959 mit einer Spannweite von 182,9 m tragen jeweils beidseitige Hängerpaare (Durchmesser 50 mm) im Abstand von 7,62 m Stahlquerträger, auf denen wiederum eine Stahlbeton-Fahrbahnplatte aufliegt. Die Querträger sind als Doppel-T-Träger ausgebildet, die seitlich über die Breite der Fahrbahnnplatte bis zur Hängerebene auskragen. Die Fahrbahnplatte dient zur lokalen Lastabtragung zwischen den Längsträgern und beteiligt sich nicht an der Haupttragwirkung (Abbildung 3-18, linkes Teilbild). Sowohl die Bögen als auch die Untergurte der Querträger sind untereinander durch Verbände ausgesteift.

Die Verankerung der Seile erfolgte beidseitig mittels zylindrischer Vergusshülsen, die in das Innere des Bogen- bzw. Versteifungsträgerquerschnitts verlegt waren. Das mittlere Teilbild von Abbildung 3-18 zeigt eine obere Verankerung (mit beidseitigen, für die Seilerneuerung eingebauten provisorischen Gewindestangen). Die Seilendverankerungen waren voll in die Konstruktion eingespannt und praktisch nicht inspizierbar.



Abbildung 3-18: Schäden an Seilhängern einer Bogenbrücke nach Martin und Blabac

Offenbar wurde im Zeitraum vor der Instandsetzung eine sich beschleunigende Zunahme an Drahtbrüchen an den unteren Seilenden festgestellt (siehe rechtes Teilbild mit einem stark geschädigten Seilendbereich). Als ursächlich dafür wurde jedoch Korrosion angesehen, die durch am Seil ablaufendes und sich im Seilaustrittsbereich sammelndes tausalzhaltiges Wasser ausgelöst wurde. Untersuchungen im Zusammenhang mit ermüdungsrelevanten (Biege-) Beanspruchungen der Seile wurden nach Angaben des zweitgenannten Autors im Rahmen dieser Instandsetzungsmaßnahme nicht durchgeführt.

## 3.6 Kontaktbedingungen im Seil

Die unterschiedlichen Kontaktbedingungen zwischen den Drähten eines Seils wurden bereits erläutert (punktförmig, linienförmig, Zustände „no slip“ und „full slip“). Nachfolgend wird eine Auswahl an Veröffentlichungen zu den dabei auftretenden Pressungs- und Reibungsverhältnissen vorgestellt. Ihnen gemeinsam ist die Behandlung von Runddrähten. Analoge Untersuchungen zum Verhalten von Z-Drähten konnten nicht recherchiert werden.

So beschreiben Gabriel und Dillmann (1983) die im Kontaktbereich entstehenden Umformungen und Pressungsverteilungen. Für eine Abschätzung der auftretenden Beanspruchungen in einem runden Seildraht der fünften Lage eines VVS entwickeln sie ein „Scheibenstreifenmodell“, das sie mit der länglichen Ausdehnung der Kontaktflächen mit Verhältnissen von $a/b > 3$ begründen. Die so ermittelte Spannungsverteilung liegt zwischen den Grenzfällen einer rechtecks- und einer ellipsenförmigen Pressungsverteilung. Die sich damit ergebende maximale Kontaktpressung liegt um den Faktor 1,18 über einer gemittelten Flächenpressung.

In Siegert (1997) erfolgte eine empirische Annäherung an die Thematik (über die Vermessung von Kontaktpunktgeometrien). Dort wird auch die Veränderung der Kontaktflächen, insbesondere im Zustand „full slip“, durch Abrieb herausgearbeitet. Für das von ihm entwickelte Nachweisverfahren verwendet der Autor die tatsächliche Größe der Kontaktpunkte (siehe Abschnitt 3.3.2).

Im Rahmen einer Forschungszusammenarbeit ihrer Universitäten bestimmten Olivella-Roche (2000) und Delclos (2000) die Halbachsen a und b der Eindrückungen an 5,4 mm dicken Runddrähten, die sich unter einem Winkel von 30° kreuzten. Die Ergebnisse sind in Abbildung 3-19 zusammengefasst.

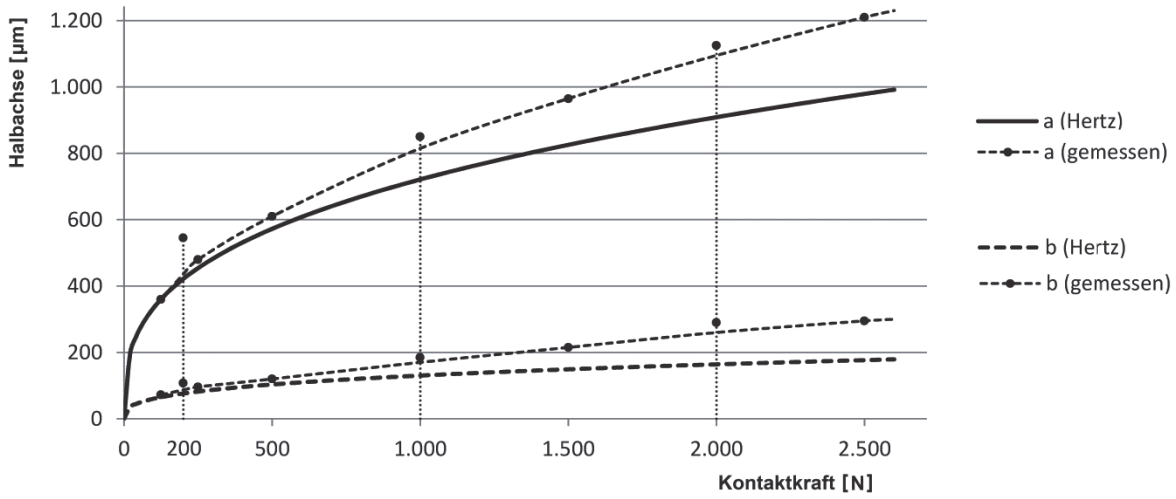



Abbildung 3-19: Kontaktflächenabmessungen gekreuzter Drähte nach Olivella / Delclos

Nach Einschätzung der Autorin zeigt sich eine insgesamt akzeptable Übereinstimmung der gemessenen zu den elastischen Kontaktkräften bis etwa 500 N. Zu beachten ist jedoch, dass die (erhöhten) Werte bei Kontaktkräften von 200 N, 1.000 N und 2.000 N erst nach wesentlich höheren Lastwechselzahlen ermittelt wurden. Es ist somit ein Einfluss durch Abrieb erkennbar, der bei geringeren Kontaktkräften deutlich ausgeprägter zu sein scheint als bei höheren.

Die Kontaktpunktbereiche von zwei offenen Spiralseilen (1x19 und 1x37) untersucht auch Ziegler (2006). Hierzu erstellt er ein aufwändiges FE-Volumenmodell und wertet die Ergebnisse unter Zugkraft aus. Plastisches Materialverhalten wird dabei berücksichtigt. Bereits bei einer Seilkraft von 50 % der rechnerischen Bruchkraft ergeben sich im Bereich der Kontaktstellen weit über der Fließgrenze liegende Vergleichsspannungen, die jedoch die elastischen Werte nach Hertz nicht erreichen. Angaben zur Größe der (plastisch) ermittelten Kontaktpunkte, zu den Eindrückungen oder zum Pressungsverlauf über die Kontaktfläche sind nicht dokumentiert.

In Bezug auf die Größe des anzusetzenden Reibbeiwertes erfolgte ebenfalls eine Literaturauswertung, von der nachfolgend einige Arbeiten aufgeführt sind.

Leider (1977) stößt bei seiner Suche zunächst auf weit streuende Angaben für den Reibbeiwert ($\mu = 0{,}05$ bis $\mu = 0{,}5$). Um diesen Bereich weiter einzugrenzen, führt er Versuche durch, bei denen er die Gleitreibung von sich linienförmig kontaktierenden Drähten ermittelt. Für geölte Drähte ermittelt er damit Werte von $\mu = 0{,}156$ (blank) bzw. $\mu = 0{,}138$ (verzinkt).

Eine analoge Literaturauswertung findet sich bei Patzak (1978). Für die von ihm ausgewerteten Stahlsorten und -paarungen ergibt sich demnach unter schwingender Beanspruchung eine mit der Lastwechselzahl ansteigende Reibungszahl, die sich etwa ab $10^5$ Lastwechseln auf einem Niveau zwischen $\mu = 0{,}5$ und $\mu = 1{,}1$ stabilisiert. In Patzak und Nürnberger (1978) findet sich die Angabe, wonach im Falle von Reibkorrosion der Reibbeiwert von Stahl auf Stahl auf Werte von $\mu = 0{,}6$ bis $\mu = 0{,}8$ ansteigen kann.

Wang (1990) grenzt hingegen die Reibungszahl zwischen Drähten auf Werte zwischen μ = 0,10 und μ = 0,25 ein. Eine gute Übereinstimmung zwischen seinen Berechnungen und Messungen stellt er letztlich bei Werten von μ = 0,11 bis μ = 0,20 fest.

Papailiou (1995) bestimmt die Reibung zwischen zwei gekreuzten Stahldrähten (90° zueinander verdreht, Durchmesser 3,54 mm, Presskraft 20 N, 2.000 Lastzyklen). Seine hohen Reibungswerte von μ = 0,3 bis μ = 0,4 begründet er mit der inhomogenen Oberflächenbeschaffenheit seiner Versuchsdrähte.

Basierend auf Auswertungen von Hysterese-Verläufen leitet Raoof (1983) einen Reibbeiwert von μ = 0,115 ab (siehe auch Gabriel, 1992). Als Grundlage für sein Nachweiskonzept verwendet Raoof letztlich einen Wert von μ = 0,12.

Die Einflüsse der Kontaktkraft und der Reibwege auf den Reibbeiwert untersucht auch Siegert (1997). Er stellt fest, dass sich die Kontaktflächen ab etwa 50.000 Lastwechseln nicht mehr verändern. Für den Zustand „no slip“ ermittelt er Reibbeiwerte zwischen μ = 0,20 und μ = 0,25. Beim Übergang auf „full slip“ erhöhen sich hingegen die Reibbeiwerte auf bis zu μ = 0,60 bis μ = 0,65. Die Erhöhung begründet Siegert mit der Aufrauung der Kontaktflächen durch Abrieb und Verschleiß.

## 3.7 Berechnungsmodelle

In verschiedenen Arbeiten finden sich eigenständige Berechnungsmodelle für Seile unter Biegung. Ein Großteil dieser Arbeiten behandelt dabei Fragestellungen aus dem Bereich der so genannten laufenden (Litzen-) Seile. Schwerpunkt ist dabei die Ermittlung von Beanspruchungen in Seilen, wenn diese auf Seilrollen auf- bzw. ablaufen und mit einem vorgegebenen Radius darum gebogen werden. Exemplarisch sei hierzu auf die Arbeiten von Leider (1975), Leider (1977), Schiffner (1986), Feyrer und Schiffner (1987), Wolf (1987), Wang (1990), Klöpfer (2002) und Ziegler (2006) verwiesen.

Im Rahmen seiner Dissertation behandelt Wang (1990) auch die Beanspruchungen von Seilen unter Querlast auf freier Seillänge. Dabei wird eine Belastung durch Einzellasten bzw. durch Rollen kleinen Durchmessers unterstellt und angenommen, dass sich die Krümmungsradien im Seil frei einstellen können (siehe Abschnitt 2.3.6).

Die Ergebnisse seines Berechnungsmodells vergleicht Wang mit eigenen Versuchen, bei denen er eine rollende Last über ein VVS (46 mm Durchmesser, zwei Z-Drahtlagen) bewegt. Mittig auf den Z-Draht-Aussenflächen sind dabei über den Seilquerschnitt verteilt Dehnmessstreifen (DMS) in Richtung der Drahtachsen angeordnet.

Abbildung 3-20 fasst den Versuchsaufbau und -ablauf sowie die gemessenen und rechnerischen Ergebnisse zusammen. Die beste Übereinstimmung erreicht Wang mit einem rechnerischen Reibbeiwert von μ = 0,2.

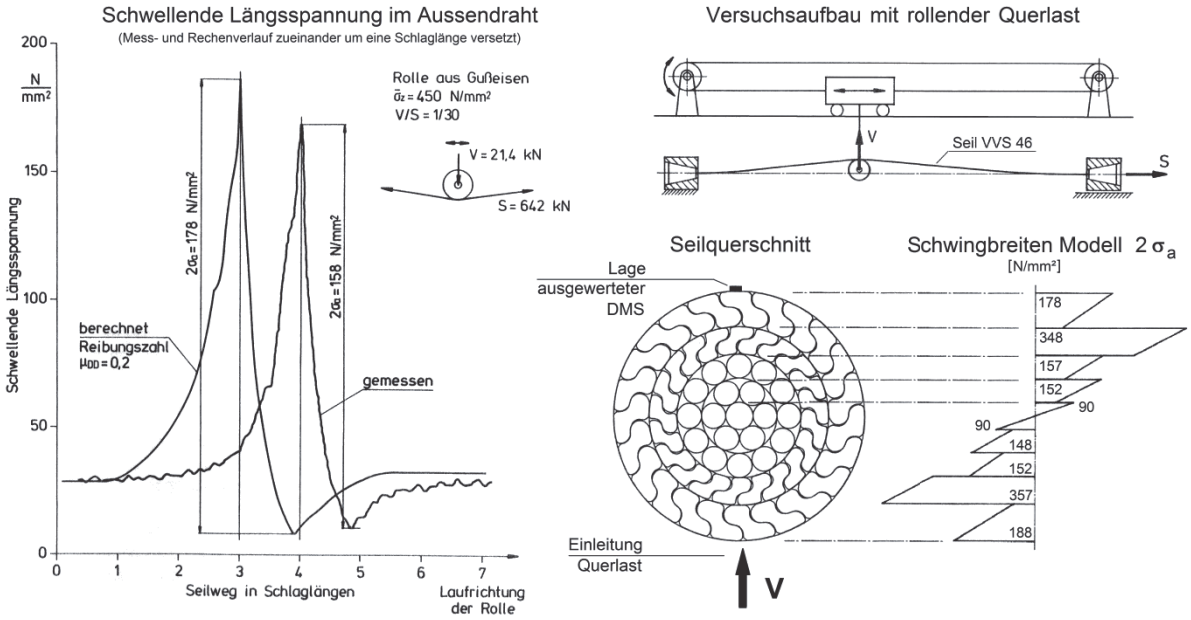



Abbildung 3-20: Untersuchungen an VVS unter Querlast nach Wang

Die im Seilquerschnitt berechneten Drahtspannungen verteilen sich nahezu symmetrisch über den Seilquerschnitt. Die rechnerisch größte Doppelspannungsamplitude unter der Überfahrt tritt demnach in den Z-Drähten der 3. Lage auf. Ein Einfluss der lokalen Lasteinleitung ist nicht erkennbar.

Auf die Untersuchungen von Wang wird zur Validierung des im Zuge der vorliegenden Arbeit entwickelten Seilmodells nochmals im Abschnitt 5.4.1 zurückgegriffen.

Ein Modell zur Beschreibung der Seil-Biegesteifigkeit von Spiralseilen in Abhängigkeit von Normalkraft, Reibung und Krümmung entwickelt Papailiou (1995). Die abnehmende Biegesteifigkeit unter zunehmender Krümmung sowie der Beanspruchungszustand im Seil für Querlasten (Einzellasten) kann damit anschaulich nachvollzogen werden.

Die abnehmende Biegesteifigkeit bei zunehmender Seilkrümmung, die sich durch das sukzessive „Rutschen“ der Drahtlagen von außen nach innen ergibt, beschreibt Papailiou in Momenten-Krümmungs-Diagrammen. Das Prinzip zeigt die Linie ⓪ in Abbildung 3-21. Das letztlich aufnehmbare Seilbiegemoment (rot hervorgehobene Linie) setzt sich demnach aus der Summe der Beiträge aus den einzelnen Drahtlagen $L_1$ bis $L_4$ zusammen. Dargestellt sind auch die beiden Grenzlinien für untereinander unverschiebliche Drähte (Linie ①) und für ein reibungsfreies Seil (Linie ②). Der geknickte Verlauf wurde von Papailiou für eine idealisierte Beschreibung des Verhaltens gewählt, tatsächlich liegen im Bereich der Knicke stetig ausgerundete Übergänge vor.

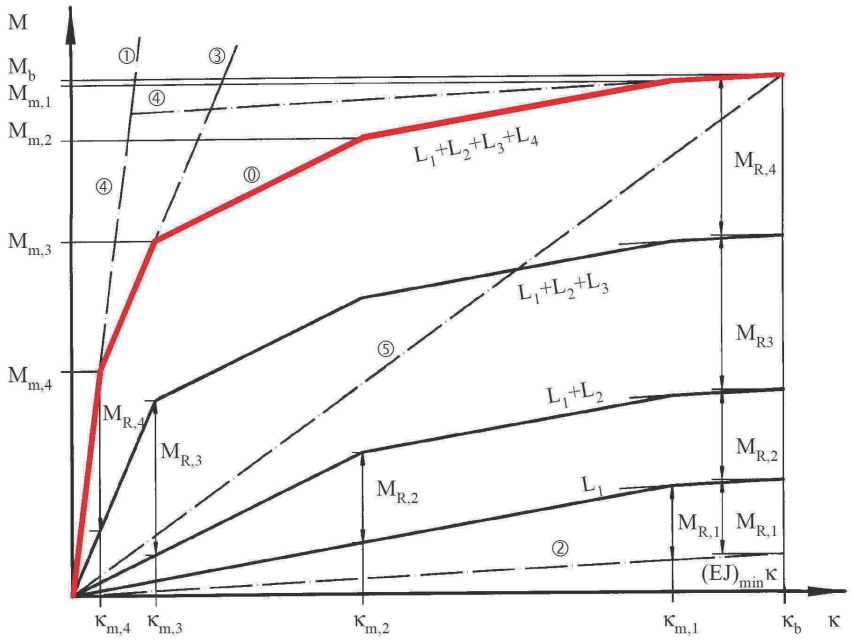



Abbildung 3-21: Momenten-Krümmungs-Beziehungen im Seil nach Papailiou

Im Rahmen von Vergleichsrechnungen wird im Abschnitt 5.4.2 nochmals auf diese Zusammenhänge eingegangen. Eine volle Einspannung der Seile im Seilendbereich wird von Papailiou nicht behandelt.

Ein Verfahren zur Abschätzung der Ermüdungssicherheit von Spiralseilen unter Normalkraft- und Biegebeanspruchungen wurde von Raoof (1983) entwickelt und in verschiedenen Veröffentlichungen erläutert (Raoof, 1989; Raoof, 1993). Das Verfahren soll explizit eine Bewertung der Ermüdungssicherheit im Seilendbereich ermöglichen. Es basiert auf der Berechnung eines Parameters, in den die Draht-Längsspannung $\sigma_x$, die Relativverschiebung zum Draht der Nachbarlage U und der Abstand der Kontaktpunkte entlang des untersuchten Drahtes x eingehen („contact stress - slip - parameter“).

Bei der Ermittlung der auftretenden Drahtlängsspannung greift der Autor auf den elastischen Ansatz von Hertz zurück. Über den Reibbeiwert μ = 0,12 erfolgt eine Umrechnung in Drahtlängsspannungen. Ausgewertet wird dabei ein punktförmiger Kontakt zwischen der äußersten und der darunter liegenden Drahtlage in einem gewissen Abstand vor dem Seilaustritt (entsprechend den Versuchsergebnissen von Hobbs). Allerdings wird nicht die maximale, sondern eine Spannung am Kontaktflächenrand ermittelt, da dies nach Ansicht von Raoof die maßgebende Stelle für das Entstehen von Rissen darstellt.

Für verschiedene Spiral- und Litzenseiltypen ermittelt der Autor eine gute Übereinstimmung, wobei als Bruchkriterium die Lastwechselzahl bis zum zweiten Drahtbruch verwendet wird (Abbildung 3-22, linkes Teilbild).

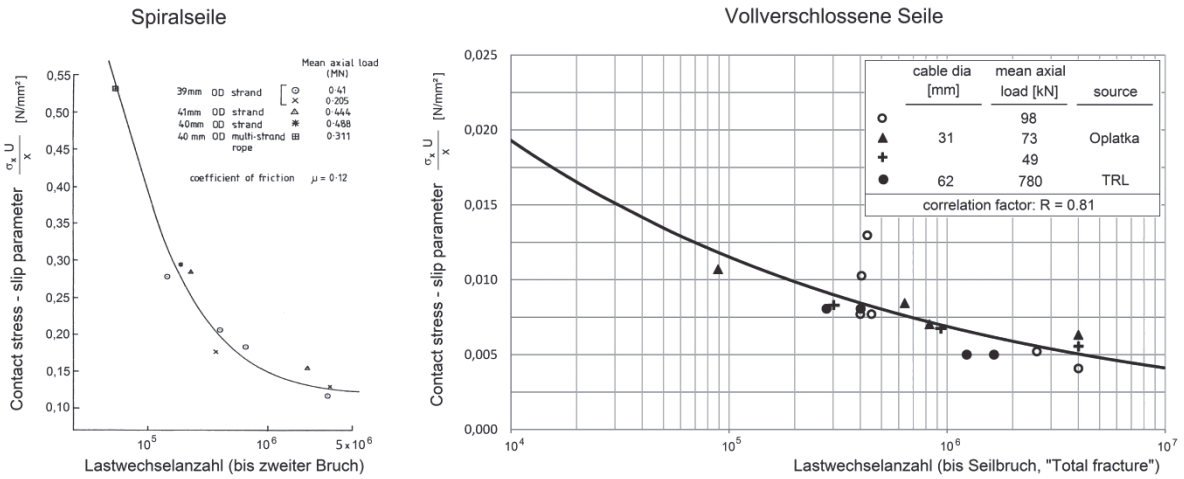



Abbildung 3-22: Wöhlerlinien für offene Spiralseile und VVS nach Raoof

In (Raoof, 1995) erweitert der Autor sein Verfahren auf VVS. Hierzu schlägt er verschiedene Anpassungen vor (unter anderem zur Berücksichtigung der Geometrie und der Krümmungsradien von Z-Profilen). Abschließend leitet er für VVS einen deutlich von der vorigen Kurve abweichenden Verlauf ab, der nach Angaben des Autors auf die größeren Kontaktpunkte bei Z-Profilen (und damit geringeren $\sigma_x$ - Werte) zurückzuführen sei (Abbildung 3-22, rechtes Teilbild).

Die Ableitung des Verfahrens für VVS basiert auf der Auswertung von Versuchsreihen, über die bereits berichtet wurde, nämlich von:

- Oplatka, der extreme Verdrehwinkel unter geringen Normalkräften bis zur vollständigen Seilzerstörung untersuchte (Oplatka und Roth, 1974; Oplatka und Siebenthaler, 1975; Oplatka und Roth, 1991) und von
- TRL / Tilly, in dessen Untersuchungen die Ergebnisse von VVS überwiegend ausgeschlossen wurden (Tilly, 1988a; Tilly, 1988b).

Hieraus ergibt sich ein Wechsel der Lebensdauerbewertung auf den vollständigen Seilbruch. Eine Nachrechnung der von Raoof dokumentierten Versuchsauswertungen blieb letztlich zweifelhaft. Leider war auch der Autor zu präzisierenden Erläuterungen in Bezug auf die Herleitung und Anwendung seines Verfahrens für VVS nicht bereit. Auf weitergehende Auswertungen und Vergleichsrechnungen wurde deshalb verzichtet.

Allerdings ist das Verfahren für die in der vorliegenden Arbeit behandelte Fragestellung bereits wegen des Lebensdauerbezugs auf den vollständigen Seilbruch ungeeignet.

## 3.8 Zusammenfassung

Aus den normativen Regelungen ergeben sich für VVS derzeit keine expliziten Vorgaben zur Bewertung von ermüdungsrelevanten Biegebeanspruchungen im Seilendbereich. Die Angaben, unter welchen Voraussetzungen und in welcher Art ein versuchstechnischer Nachweis zu erfolgen hat, bleiben eher vage und beziehen sich - insbesondere durch die Hinweise auf den Einsatz konstruktiver Maßnahmen zur Minimierung von Biegewirkungen und das insge-

samt hohe Sicherheitsniveau bei der Bewertung der Ermüdungssicherheit - eher auf den Einsatz von Seilen im Großbrückenbau (Hängebrücken, Schrägseilbrücken).

Die Auswertungen zu den Materialeigenschaften von Stahldrähten zeigen, dass deren mittelspannungsabhängige Dauerfestigkeit durch die Wirkung von Reibkorrosion erheblich reduziert wird. Eine quantitative Beschreibung des Ermüdungsverhaltens von Drähten im verseilten Zustand bleibt jedoch aufwändig und setzt die genaue Kenntnis der Spannungs- und Kontaktbedingungen voraus. Allerdings zeigt sich auch, dass der Einfluss von Reibkorrosion auf die Dauerfestigkeit unter anderem mit abnehmender Größe der Pressungen und der Relativverschiebungen zurückgeht, was sich insbesondere im Hinblick auf die Bedingungen im Seilendbereich günstig auswirken könnte. Der Großteil an Untersuchungen erfolgte an Runddrähten (blank, verzinkt). Es deutet sich jedoch ein insgesamt vergleichbares Materialverhalten von Z-Drähten an.

Die Dauerfestigkeit von VVS unter Zugschwellbeanspruchung wurde vielfach experimentell untersucht. Unter einer Normalkraftausnutzung von rund 40 % der Seilbruchkraft liegen die Schwingbreiten für 2 Mio. Lastwechsel - wenn keine bzw. nur eine geringe Anzahl an Drahtbrüchen gefordert wird - zwischen rund 100 N/mm² und 150 N/mm². Drahtbrüche entstehen dabei auch im unmittelbaren Seilaustrittsbereich. Der Einfluss der Mittelspannung kann als eher gering angesehen werden, eine Dauerfestigkeit liegt offenbar nicht vor. Normativ wird für den Nachweis der Ermüdungssicherheit von VVS in Deutschland ein Wert von $\Delta\sigma$ = 112 N/mm² vorgegeben.

Auch das Verhalten von Seilen unter Biegung im Seilendbereich wurde mehrfach experimentell untersucht. Demnach kann durchaus begründet angenommen werden, dass der Verguss die Relativbewegungen von Seildrähten weitgehend unterbindet, wodurch sich näherungsweise eine Einspannung des Seils am Seilaustritt ausbildet. In Bezug auf die Versuchsergebnisse ist eine Übertragung der Angaben auf die im Rahmen dieser Untersuchung bearbeitete Fragestellung jedoch nur bedingt möglich (zum Teil fehlende Angaben zur Drahtbruchentwicklung, stark unterschiedliche Normalkraft- und Drehwinkelbereiche, verschiedene Seiltypen, etc.). Offenbar liegt bei Spiralseilen ein bestimmender Einfluss von Reibkorrosion vor, der Drahtbrüche systematisch in der neutralen Biegeebene vor dem Seilaustritt verursacht. Dieses Verhalten zeigt sich bei VVS nicht. Die Drahtbrüche treten hier näher am Seilaustritt auf und verteilen sich im Querschnitt eher analog zu den an einem Biegestab auftretenden Beanspruchungen.

Im Hinblick auf eine ingenieurmäßige Beschreibung des Seiltragverhaltens ergaben die Auswertungen, dass insbesondere zwischen den äußeren Drahtlagen wegen der geringeren Einschnürkräfte ein nahezu elastisches Verhalten im Bereich der Kontaktpunkte unterstellt werden kann. Die ausgewerteten Angaben zum Reibbeiwert beim Kontakt von Drähten zeigen insgesamt stark streuende Ergebnisse. Es deutet sich auch ein zeitlich veränderliches Verhalten an, das einen Anstieg der Reibbeiwerte auf Werte von ca. $\mu$ = 0,5 bis $\mu$ = 0,8 bewirken kann.

Die Literaturauswertung zeigte zudem, dass für VVS bislang kein eigenständiges Berechnungskonzept vorliegt, mit dem die ermüdungsrelevanten Auswirkungen von Biegung im Seilendbereich unter Ansatz eines geeigneten Sicherheitsniveaus beurteilt werden könnten.

Zusammenfassend deuten die bisherigen Auswertungen an, dass eine Beschreibung des Trag- und Ermüdungsverhaltens von VVS die Berücksichtigung einer Vielzahl von Einflüssen

erfordert. Deren jeweils einzelne sowie auch ihre kombinierte Wirkung untereinander im Seil ist derzeit für VVS im Detail nicht beschreibbar. Zwar wären hierzu vertieftere Kenntnisse aus wissenschaftlicher Sicht wünschenswert, allerdings wird der dabei entstehende Untersuchungsaufwand als insgesamt kaum darstellbar angesehen.

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wird deshalb eine ingenieur-pragmatische Herangehensweise gewählt, die eine globale Betrachtung des Gesamtbauteils VVS anstrebt. Dies erlaubt zwar (insbesondere bei kleineren Versuchsreihenumfängen) letztlich immer nur eine summarische Erfassung und Bewertung der verschiedenen Einflüsse. Als erfolgsversprechend kann sich dieser Weg jedoch insbesondere dann erweisen, wenn die Anforderungen an die Seile zunächst für ein spezielles Anwendungsgebiet zugeschärft werden und anschließend im Rahmen von Bauteilversuchen eine realitätsnahe Prüfung angestrebt wird.

Das hier interessierende Anwendungsgebiet ist der Einsatz von VVS als Hänger in Stabbogenbrücken. Die sich daraus ergebenden speziellen Anforderungen an die Seile werden zur Vorbereitung der Versuchsreihen im nächsten Kapitel herausgearbeitet.

# 4 Grundlagenermittlung an Stabbogenbrücken

## 4.1 Vorbemerkungen

Stabbogenbrücken stellen eine wirtschaftliche Bauweise im mittleren Spannweitenbereich dar. Ihr Konstruktionsprinzip („Langer'scher Balken") besteht darin, die Tragwirkung des Überbaus in Druckelemente (Bögen) und damit im Gleichgewicht stehende Zugelemente (Versteifungsträger) aufzulösen. Die Übertragung von Lasten zwischen diesen beiden Bauteilen erfolgt durch Zugglieder („Hänger"). Über deren Anordnung (Anzahl, Abstände, Neigungen, etc.) kann in weiten Grenzen Einfluss auf die Verteilung der Kräfte im Bauwerk genommen werden.

Um die Dauerhaftigkeit dieses Konstruktionstyps sicherzustellen, ist ein besonderes Augenmerk auf die Ermüdungssicherheit der Hänger und deren Anschlüsse zu richten. Diesem Aspekt wurde in der Vergangenheit nicht immer die notwendige Aufmerksamkeit gewidmet. Erst in letzterer Zeit wurden zu dieser Thematik präzisierende Vorgaben und konstruktive Empfehlungen erarbeitet, die auch zwischenzeitlich Eingang in die nationale bzw. europäische Normung gefunden haben (Schütz et al., 2008; Schmidmeier und Schütz, 2013; Leitfaden NA.F, 2013).

Die Ermüdungssicherheit ist demnach über eine detaillierte Berechnung der Beanspruchungen in den Hängern und Hängeranschlüssen aus Verkehrseinwirkungen sowie aus wind- bzw. regen-wind-erregten Schwingungen nachzuweisen. Entscheidend ist die Berücksichtigung aller ermüdungsrelevanten Spannungsanteile aus schwingender Hänger-Normalkraft und Wechselbiegung in den Anschlussbereichen.

Die Einhaltung der geforderten Kriterien wird tendenziell mit steigenden Spannweiten schwieriger. Einfluss hierauf besitzen unter anderem die damit einher gehende Zunahme der Hängerdurchmesser und der Hängerlängen. Als ungünstig erweist sich auch die geneigte Anordnung der Hänger beim Nachweis von Regen-Wind-induzierten Schwingungen. In der Summe bewirken die genannten Faktoren eine Erhöhung der Schwingungsanfälligkeit, die in der Vergangenheit bereits zu Schäden führte und weitergehende Maßnahmen, wie den Einbau von Hängerverspannungen oder Schwingungsdämpfern, erforderte (Lüesse et al., 1996; Heiland et al., 2000).

Zu den normativ erfassten Einwirkungen können auch unplanmäßige Einwirkungen, wie zum Beispiel das mutwillige Aufschaukeln von Hängern, hinzutreten. Durch die hiermit erreichbaren großen Schwingungsamplituden treten extreme Spannungsschwingbreiten auf, die bereits nach kurzer Zeit zu Ermüdungsschäden in den Anschlussbereichen führen können (Schütz und Schmidmeier, 2011).

Ein vielversprechender Ansatz, um auf die zuvor genannten Problemstellungen bei Stabbogenbrücken zu reagieren, besteht nun darin, anstelle der bislang in der Regel verschweißten Hänger aus Flach- oder Rundstählen den Einsatz von Seilen vorzusehen. Allerdings fehlen hierzu konkrete normative Vorgaben und Regelungen (siehe Abschnitt 3.2).

Prinzipiell werden mit einem Einsatz von Seilen unter anderem folgende positiven Veränderungen als möglich angesehen:

- Konstruktiv ist ein einfacher Anschluss des Seils über beidseitige Gabelseilhülsen und Knotenbleche möglich, der eine Montage und auch einen späteren Austausch ohne Schweißarbeiten erlaubt.
- Der planmäßige Spannungszustand im Bauwerk bzw. in den Seilen kann mittels Längenausgleichselementen erreicht und dauerhaft sichergestellt werden.
- Die Fertigung, der Transport und die Montage auch längerer Seile ist technisch ohne Weiteres möglich. Aufwändig herzustellende und zu prüfende Vollstöße entfallen (insbesondere bei längeren Hängerstangen größerer Durchmesser).
- Durch die Verwendung hochfester Drahtmaterialien kann insgesamt ein kleinerer Hängerdurchmesser erreicht werden.
- Der geringere Materialeinsatz bewirkt einen Anstieg der Eigenfrequenzen, was zu günstigeren Einstufungen bei den Nachweisen winderregter Schwingungen führt bzw. auch das Erreichen von mutwillig nicht mehr anregbaren Eigenfrequenzen ermöglicht.
- Die Dämpfung von Seilen ist bauteilbedingt in der Regel höher als bei einer vollständig verschweißten Hängerkonstruktion.
- In Bezug auf das Auftreten von Regen-Wind-induzierten Schwingungen kann häufig der als kritisch geltende Mindest-Durchmesser von 65 mm unterschritten bleiben.
- Im Grenzzustand der Tragfähigkeit bzw. beim Auftreten extremer Schwingamplituden oder Hängerendverdrehungen kann zumindest in der Richtung der Bolzenachse die Aktivierung des gelenkigen Anschlusses unterstellt werden. Biegewirkungen aus einer rechnerisch angesetzten Einspannung der Seile für ermüdungsrelevante (kleinere) Beanspruchungswechsel werden dadurch tatsächlich in ihrer Höhe begrenzt.

Um bisherige Erfahrungen beim Einsatz von Seilen in Bogenbrücken aufzuzeigen, erfolgt in Abschnitt 4.2 eine ergänzende Literaturauswertung zu ausgeführten Bauwerken mit Seilhängern. Anschließend werden allgemeine Besonderheiten von Zuggliedern unter Biegung dargestellt (Abschnitt 4.3). Im Hinblick auf die späteren Festlegungen zu den Versuchsreihen werden in den Abschnitten 4.4 und 4.5 repräsentative Einsatzbedingungen für Seilhänger in Stabbogenbrücken herausgearbeitet. Eine erste Annäherung an die zu erwartenden Beanspruchungsniveaus und -verläufe schließt mit Abschnitt 4.6 die konstruktionsbezogenen Untersuchungen dieses Kapitels ab.

## 4.2 Literaturrecherche zum Einsatz von Seilen in Bogenbrücken

Im Rahmen des vorliegenden Abschnitts soll ein erster Überblick über den Einsatz von Seilhängern in Bogenbrücken mit Straßen- und / oder Bahnverkehr gegeben werden. Die Zusammenstellung erhebt keinen Anspruch auf Vollständigkeit. Auf eine Darstellung der vielfältigen Seilanwendungen im Bereich von Geh- und Radwegbrücken wurde bewusst verzichtet.

Als ein zunächst typischer Vertreter einer Stabbogenbrücke mit beidseitigen vertikalen Bogenebenen und lotrecht angeordneten Hängern im mittleren Spannweitenbereich kann die Spreebrücke Fürstenwalde angesehen werden (Spannweite 67,5 m, Fahrbahnbreite 8,92 m). Die äußerst selten vorgefundene Besonderheit dieses Bauwerks besteht jedoch darin, dass

Hänger aus patentverschlossenen Seilen mit einem Durchmesser von 52 mm zum Einsatz kamen (Marx und Hänsch, 1959; Fiedler, 2005). Die Ausführung des Bauwerks beinhaltet weitere Besonderheiten (z.B. getrennt geführte vorgespannte Stahl-Zugbänder zur Aufnahme des Bogenschubs im Überbau) und geht offenbar auf das Bestreben beim Bau einiger Stabbogenbrücken in dieser Zeit zurück, diese sowohl gestalterisch wie auch technisch zu optimieren. Das Bauwerk wurde im Jahr 1961 in der damaligen Deutschen Demokratischen Republik errichtet.

Fotos vom Gesamtbauwerk und von den Hängeranschlüssen sowie den ursprünglichen Querschnitt des Überbaus zeigt Abbildung 4-1.

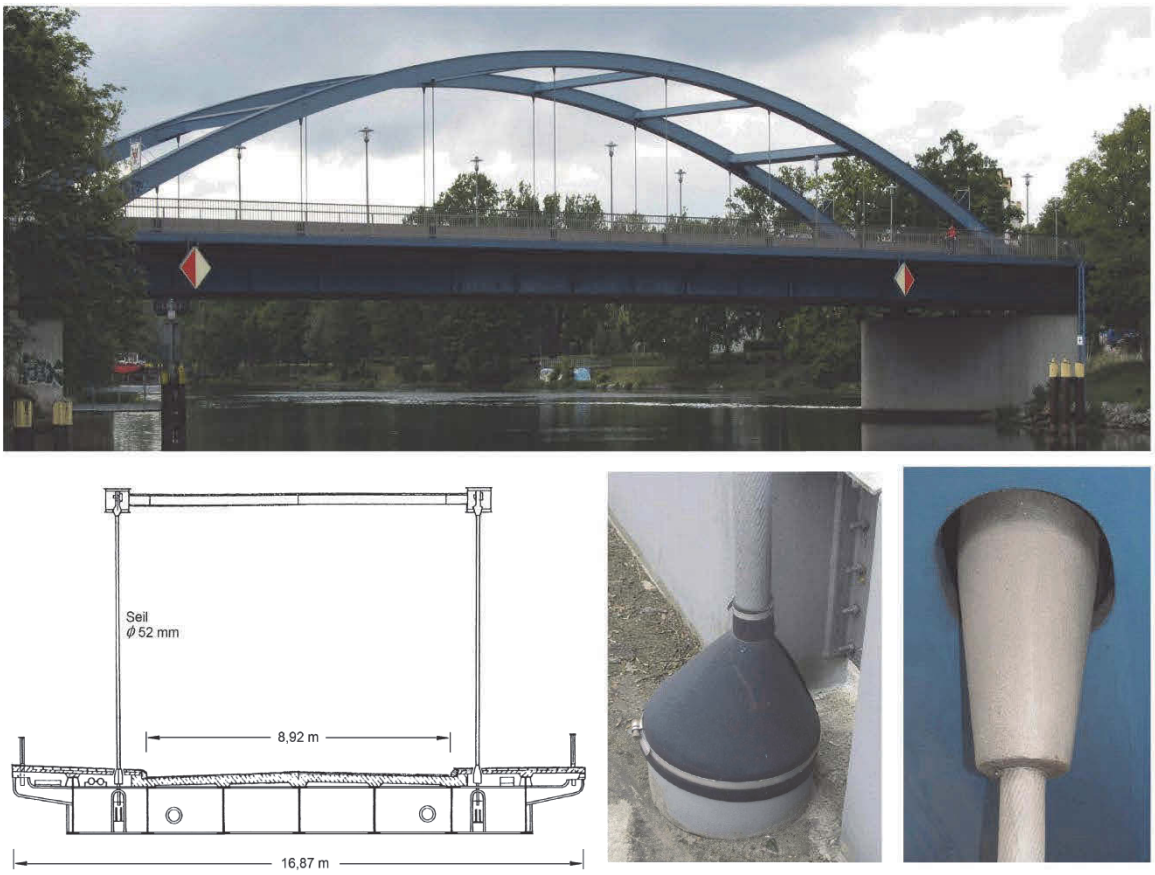



Abbildung 4-1: Spreebrücke Fürstenwalde mit Seilhängern

Die Gehwege des Bauwerks wurden in den 1990'er Jahren verbreitert, eine Verstärkung des Haupttragwerks (insbesondere der Seile) wurde im Zusammenhang mit diesem Umbau nicht erforderlich.

Die Seilendverankerungen liegen innerhalb des kastenförmig ausgebildeten Bogens bzw. unterhalb der Fahrbahnebene. Durch die gewählte Anordnung bleiben die Übergangsbereiche zwischen Hülse und Seil frei zugänglich (am unteren Anschluss nach dem Rückbau der Gummimanschetten).

Nach Informationen des für den Unterhalt zuständigen Amtes werden die Seile und Seilanschlüsse im Rahmen der Bauwerksprüfungen nach DIN 1076 Sichtprüfungen unterzogen. Eine Öffnung der unteren Seilmanschetten erfolgt dabei im Turnus der Hauptprüfungen.

Weitergehende Untersuchungen (z.B. magnetinduktive Prüfung der Seile bzw. mit Ultraschall) erfolgen nur im Bedarfsfall. Schäden an den Seilen (Drahtbrüche, o.ä.) wurden bislang nicht entdeckt.

Hinweise auf einen durchaus üblichen Einsatz von Seilen in größeren Bogenbrücken im nord-amerikanischen Raum finden sich beispielsweise bei Brockenbrough und Merrit (1999). Die darin aufgeführten Beispielbauwerke wurden bis in die 1990'er Jahre errichtet. Über Details zu den verwendeten Seiltypen finden sich wenige Angaben, wobei oftmals eine Ausführung der Hänger in paar- bzw. gruppenweiser Anordnung zur Ausführung kam. (Ermüdungs-) Schäden im Zusammenhang mit Seilhängern werden nicht thematisiert. Über die Instandsetzung von korrosionsbedingten Schäden an den Spiralseilhängern eines solchen Bauwerks wurde bereits zuvor im Abschnitt 3.5.2 berichtet.

Auch im europäischen Raum wurden bereits Seile in Bogenbrücken eingesetzt. Beispielhaft wird hierzu in Abbildung 4-2 die Svinesundbrücke zwischen Norwegen und Schweden gezeigt (Steiner und Wagner, 2005). Dieses Bauwerk wurde mit einer zwischen den Fahrbahnen liegenden Bogenebene konzipiert. Die Aufhängung des Überbaus erfolgte über sechs Querträger mit jeweils paarweise angeordneten VVS (Durchmesser 94 mm). Die Spannweite des zentralen Bogenbereichs beträgt rund 188,5 m.

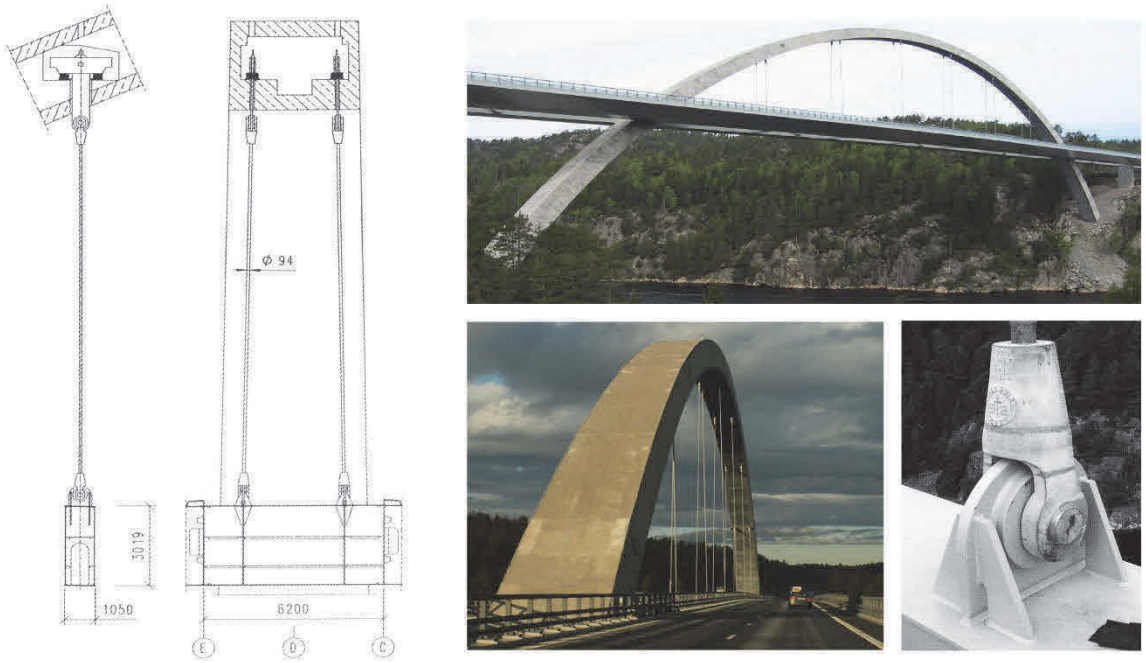



Abbildung 4-2: Svinesundbrücke mit Seilhängern

In Olipitz und Eckerstorfer (2005) wird über eine Bogen-Sonderkonstruktion (Spannweite 107,55 m) mit zueinander versetzt angeordneten Fahrbahn- und Gehwegebenen in Österreich berichtet. Zur Ausführung kamen dabei in den Bogenebenen radial angeordnete Hänger aus VVS mit Gabelseilhülsen. Untersuchungen zur Ermüdungssicherheit der Seile waren nach Angaben des Autors der Veröffentlichung nicht erforderlich.

Auch in Netzwerkbogenbrücken wurde bereits mehrfach der Einsatz von vollverschlossenen Seilen gewählt. Ein bekanntes Beispiel ist die 1963 errichtete Fehmarnsundbrücke mit einer Hauptspannweite von 248,40 m (Stein und Wild, 1965; Fiedler, 2005). Zwar wurden bereits nach kürzerer Zeit Schäden an einzelnen Hängerseilen entdeckt (VVS mit Durchmesser 81 mm). Deren Ursache konnte jedoch auf die statische Besonderheit einiger im Bogenendbereich liegenden Hänger zurückgeführt werden, die durch die veränderlichen Lasten aus Bahnverkehr fast vollständig entlastet wurden. Dies führte offenbar zu Schäden an der Korrosionsschutzbeschichtung und zur frühen Entstehung von Schäden (Harre, 1991). Über weitergehende, nach der Instandsetzung aufgetretene Schäden an den Seilen wurde nicht mehr berichtet.

In letzter Zeit wurden verschiedene weitere große Netzwerkbogenbrücken mit vollverschlossenen Seilhängern errichtet: zum Beispiel ein 285 m langes Bauwerk bei Nijmegens, Niederlande, mit VVS zwischen 72 mm und 95 mm Durchmesser (Bögl, 2013) oder die Mainbrücke Frankfurt-Ost (Stützweite 175 m, VVS mit 65 mm Durchmesser).

Als günstig im Hinblick auf die Schwingungsanfälligkeit von Hängern wirkt sich bei Netzwerkbögen die Kopplungsmöglichkeit der untereinander gekreuzten Hänger aus. Zudem zeigten eigene Untersuchungen, dass das fachwerkartige Tragverhalten der Hänger in Verbindung mit der höheren Überbausteifigkeit dazu führen, dass ermüdungsrelevante Verkehrseinwirkungen überwiegend über Normalkraftschwankungen in den Seilen abgetragen werden und der Einfluss von Biegespannungen in den Seilendbereichen in den Hintergrund treten kann (Schütz und Schmidmeier, 2009).

Zusammenfassend ergibt sich, dass der Einsatz von Seilen in Stabbogenbrücken mittlerer Spannweite bislang keine breite Anwendung findet. Als hierfür mitursächlich können auch die bislang fehlenden normativen Angaben zur (ermüdungssicheren Biege-) Bemessung von Seilen angesehen werden. Der Einsatz von Seilhängern konzentriert sich derzeit eher auf größere Bogen- und Bogensonderkonstruktionen sowie Netzwerkbögen, bei denen die Ermüdungssicherheit in Bezug auf veränderliche Seillängskräfte im Vordergrund steht.

## 4.3 Allgemeines zum Tragverhalten von Zuggliedern

Im Rahmen der hier untersuchten Fragestellungen sind insgesamt drei auf ein Zugtragglied wirkende Beanspruchungen relevant: Normalkraft, Biegung durch die Zwangsverdrehung eines Seilendes sowie Biegung durch das Aufbringen von Querlasten.

Bei der Ermittlung der sich daraus ergebenden Beanspruchungen ist die steifigkeitserhöhende Wirkung von Zugkräften zu berücksichtigen. Hierdurch werden Berechnungen nach der Theorie II. oder - bei größeren Auslenkungen - nach Theorie III. Ordnung erforderlich.

Die sich dabei einstellenden Veränderungen im Vergleich zur Theorie I. Ordnung sind nachfolgend exemplarisch sowohl im Hinblick auf die Absoluthöhe der Biegemomente als auch in Bezug auf die Verteilung der auftretenden Biegemomente über die Seillänge aufbereitet. Es wird ein Stabmodell untersucht, zu dem folgende Annahmen vereinbart werden:

- Die Biegesteifigkeit $I_\phi$ des Stabs ist über die Länge konstant. Sie wird über den Nenndurchmesser des Stabs ermittelt (Vollquerschnitt).
- Der Stab erhält einen Seil-Elastizitätsmodul von 160.000 N/mm².

- Der Normalkraftbezug erfolgt über den charakteristischen Wert der Seilbruchfestigkeit $F_{uk}$ nach Formel (14) mit K = 0,625 (Mittelwert für VVS mit zwei und drei Z-Drahtlagen) und einer Drahtfestigkeit von 1.570 N/mm².

Zunächst werden die zugkraftbedingten Veränderungen in der Absoluthöhe der Biegemomente herausgearbeitet. Dies erfolgt exemplarisch für einen Stab mit 50 mm Durchmesser und für drei repräsentativ gewählte Stablängen von 5 m, 10 m und 15 m Länge in Abhängigkeit von der Normalkraft. Der Stab erhält dabei eine Knotenendverdrehung bzw. eine mittig angeordnete Querlast. Die Beanspruchungsverhältnisse zeigt Abbildung 4-3.

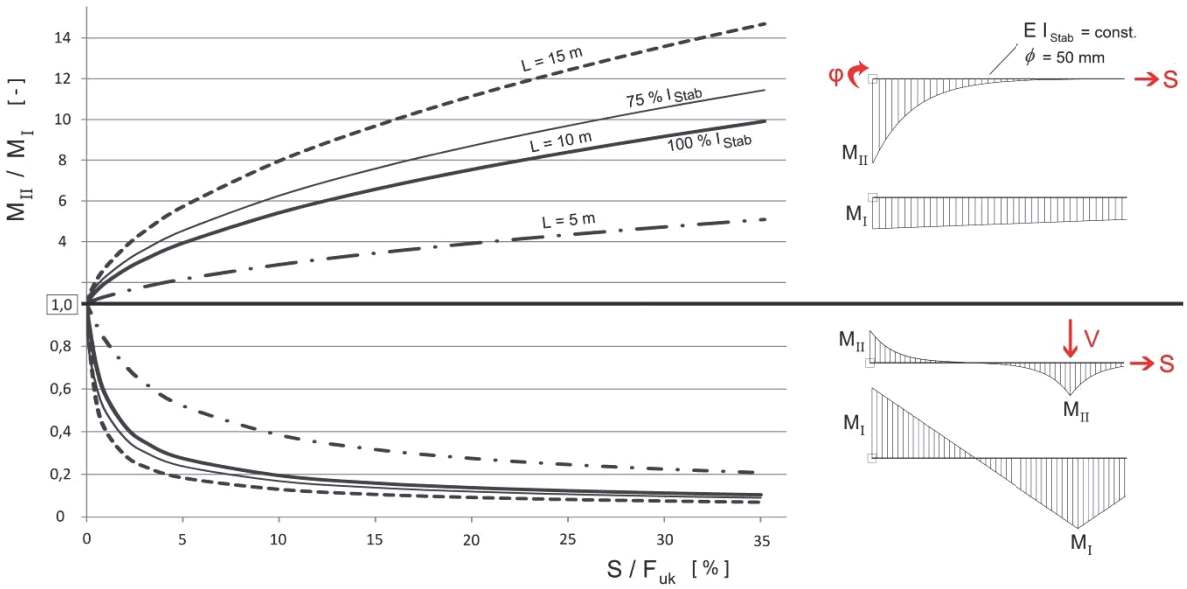



Abbildung 4-3: Beanspruchungsverhältnisse an Zuggliedern unter Biegung

Für S = 0 (keine Zugkraft) ergeben sich nach Theorie I. und II. Ordnung die gleichen Biegemomente ($M_{II}$ / $M_I$ = 1,0). Während die normalkraftbedingte Steifigkeitserhöhung bei Zwangsverdrehungen zu einer Zunahme der Einspannmomente führt ($M_{II}$ / $M_I$ > 1,0), nehmen lastseitig bedingte Biegebeanspruchungen ab ($M_{II}$ / $M_I$ < 1,0). Diese Tendenzen verstärken sich mit zunehmender Normalkraft und Systemlänge.

Wie später gezeigt wird, liegen die hier interessierenden Seil-Normalkräfte zwischen etwa 10 % und 30 % der charakteristischen Seilbruchfestigkeit $F_{uk}$. Vergleichsrechnungen nach Theorie III. Ordnung belegen für diesen Normalkraftbereich eine ausreichende Übereinstimmung mit den Ergebnissen nach Theorie II. Ordnung (Abweichungen < 2 % bei Drehwinkeln bis 40 mrad und Querlasten bis zu 1/50 der Seilzugkraft).

Die Annahme einer über die Länge konstanten Biegesteifigkeit trifft bei Seilen nicht zu. Um die hierzu gehörigen Auswirkungen zunächst tendenziell aufzuzeigen, ist in Abbildung 4-3 der Einfluss einer pauschal reduzierten Steifigkeitsabminderung auf $\eta$ = 75 % eingetragen (dünnere durchgezogene Linie für die Systemlänge 10 m). Es zeigt sich, dass eine Steifigkeitsreduzierung die Effekte nach Theorie II. Ordnung verschärft: das Momentenverhältnis $M_{II}$ / $M_I$ vergrößert sich dadurch unter Zwängung bzw. verringert sich unter Querlast.

Die absolute Höhe der Momente nach Theorie II. Ordnung verringert sich durch die Steifigkeitsreduzierung (mit EI = const über Stablänge) im hier relevanten Bereich (Seilkräfte > 10 %

der Seilbruchfestigkeit, Hängerlängen > 5 m) näherungsweise bei beiden Beanspruchungsarten um den Faktor $\sqrt{\eta}$ .

Unter der Wirkung einer Zug-Normalkraft konzentrieren sich die Biegebeanspruchungen in den Stabend- bzw. Lasteinleitungsbereichen und klingen nicht-linear ab. Zur Bewertung dieser Konzentration wird im Folgenden die Biegelänge L definiert, innerhalb der das maximale Biegemoment auf einen Wert von etwa 5 % abklingt.

Abbildung 4-4 zeigt die sich ergebenden Verhältnisse im Stab mit konstanter Biegesteifigkeit. Die Biegelänge L wurde auf den Nenndurchmesser ∅ bezogen.

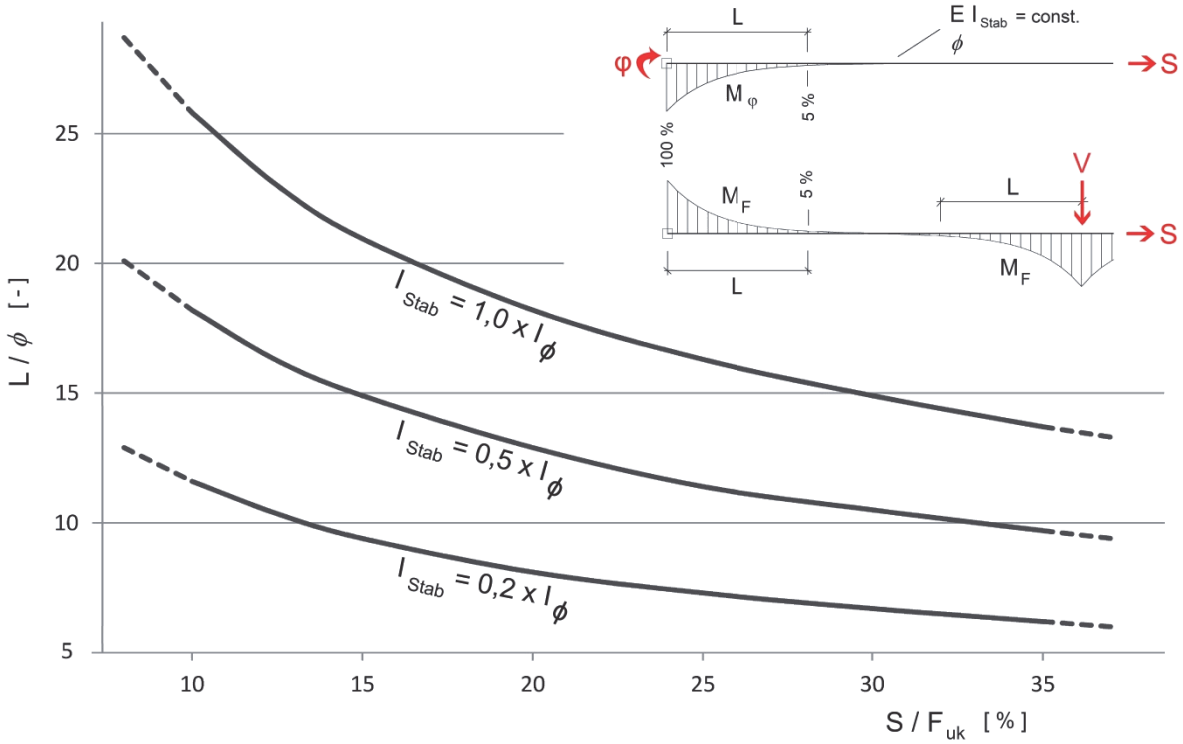



Abbildung 4-4: Veränderung der Biegelänge in Abhängigkeit von der Seilzugkraft

Erwartungsgemäß zeigt sich auch hier der erhebliche Normalkrafteinfluss. Unter den im Folgenden interessierenden Beanspruchungsverhältnissen variiert die Biegelänge L etwa um einen Faktor zwei (z. B. Reduzierung der Biegelänge L etwa vom 26- auf den 13-fachen des Seildurchmessers bei Ansatz der vollen Seilsteifigkeit im Normalkraftbereich zwischen 10 % und 35 % von $F_{uk}$). Das Abklingverhalten der Momente im Stab zeigt sich von der Einwirkungsart unabhängig.

Eine Abminderung der Stabsteifigkeit bewirkt eine Verkürzung der Biegelänge um den zuvor genannten Faktor $\sqrt{\eta}$ . Die Verläufe mit einer auf 50 % bzw. auf 20 % abgeminderten Stabsteifigkeit sind in der vorigen Grafik ebenfalls eingetragen.

Werden mittlere Verhältnisse unterstellt (50 % Stabsteifigkeit, Stabzugkraft zwischen 15 und 30 % von $F_{uk}$), so erreicht die Biegelänge L eine Ausdehnung von etwa 10 bis 15 Seildurchmessern.

## 4.4 Bestimmung repräsentativer Seildurchmesser

Zur weiteren Annäherung an die Einsatzbedingungen und -möglichkeiten von Seilen in Stabbogenbrücken wurden im Rahmen einer Nebenuntersuchung repräsentative Seildurchmesser abgeleitet.

Dafür konnte auf eine Datenbasis von rund 190 Stabbogenbrücken zurückgegriffen werden, die zuvor im Rahmen einer Bestandsuntersuchung für die deutsche Wasserstraßen- und Schifffahrtsverwaltung erstellt wurde. Ziel dieser ursprünglichen Untersuchung war die Bewertung der Ermüdungsgefährdung von geschweißten Rundstahlhängeranschlüssen mittels eines Abschätzungsverfahrens (Schmidmeier et al., 2014).

Um einen einheitlichen Bezug auf die Anforderungen der aktuellen Normung herstellen zu können, erfolgten Vergleichsrechnungen an vier räumlichen Gesamtmodellen. Die Auswirkungen der unterschiedlichen Bemessungsansätze und Nachweisverfahren wurden damit herausgearbeitet und gegenübergestellt.

Es zeigte sich, dass die maßgebenden Bemessungskräfte für Hänger in der Regel bei der Berücksichtigung eines Hängerausfalls auftreten. Dieser Nachweis wurde bei einer Bemessung nach den „alten“ Regelwerken DIN 1072 (1985) in Verbindung mit DIN 18809 (1987) bzw. DIN 18800 (1981) im so genannten LF HS (Haupt- und Sonderlasten) gefordert. Nach den aktuellen Bemessungsvorschriften entspricht diese Situation der vorübergehenden Einwirkungskombination. Aus den Berechnungen wurden ingenieurmäßige Umrechnungsfaktoren ermittelt, die im Rahmen der folgenden Bestandsauswertung zur Anwendung kamen.

Die Ermittlung bzw. Abschätzung der bemessungsrelevanten Normalkräfte erfolgte über drei Ansätze:

Verfahren 1: Verwendung der Angaben aus der statischen Berechnung,
Verfahren 2: Abschätzung der Hängerkräfte über Näherungsverfahren,
Verfahren 3: Hochrechnung über die Tragfähigkeit der ausgeführten Hänger.

Beim Verfahren 1 wurden direkt die aus Bestandsunterlagen gewonnenen Werte (z.B. Hängerkräfte in den Lastfällen H, HZ, HS) ausgewertet und umgerechnet. Diese Vorgehensweise lieferte somit die individuell für das Bauwerk ermittelten (unteren) Grenzwerte für die bemessungsrelevanten Hängerbeanspruchungen. Allerdings lagen die entsprechenden Angaben nicht für alle Bauwerke vor.

Die Werte nach Verfahren 2 wurden mit Hilfe des oben erwähnten Abschätzungsverfahrens zur Ermüdungsbewertung ermittelt, in dem unter anderem eine näherungsweise Bestimmung von Hängerkräften aus Verkehrslasten implementiert wurde.

Das Verfahren 3 diente hingegen zur Abschätzung von maximal möglichen Hängerkräften. Dabei wurde die Tragfähigkeit der tatsächlich ausgeführten Hänger berechnet und daraus - über den Ansatz mittlerer Ausnutzungsgrade - auf die größte Hängerkraft rückgerechnet.

Es wurden insgesamt 92 stählerne Stabbogenbrücken und 53 Bauwerke in Stahlverbundbauweise ausgewertet. Auf Basis der ermittelten Hängerkräfte erfolgte im Anschluss eine Umrechnung auf die in den jeweiligen Bauwerken zu erwartenden Seildurchmesser von VVS nach DIN EN 1993-1-11 (2010). Die so bestimmten Mittelwerte für die Seildurchmesser können Tabelle 4-1 entnommen werden.

| | Verfahren 1 | Verfahren 2 | Verfahren 3 |
|---|---|---|---|
| Stahlbrücken | 34 mm (aus 52 Bauwerken) | 37 mm (alle 92 Bauwerke) | 36 mm (alle 92 Bauwerke) |
| | als repräsentativ anzusehen : **35 mm und 40 mm** | | |
| Verbundbrücken | 51 mm (aus 37 Bauwerken) | 51 mm (alle 53 Bauwerke) | 52 mm (alle 53 Bauwerke) |
| | als repräsentativ anzusehen : **50 mm und 55 mm** | | |

Tabelle 4-1: Repräsentative Durchmesser von Seilhängern (aus Bestandserfassung WSV)

Für die Stahlbrücken können demnach Seildurchmesser von 35 und 40 mm, für die Stahlverbundbrücken Durchmesser von 50 und 55 mm als repräsentativ angesehen werden. Umgerechnet auf die Tragfähigkeiten von Hängern aus S355 entspräche dies repräsentativen Rundstahldurchmessern bei Stahlbrücken zwischen 53 und 60 mm bzw. bei Stahlverbundbrücken zwischen 75 und 85 mm.

Zur weiteren Auswertung wurden für die beiden Bauwerkstypen in Abbildung 4-5 die Häufigkeitsverteilungen aufbereitet. Die rot gestrichelten Linien zeigen, in welchen Bereichen der Einsatz der zuvor genannten mittleren Durchmesser als möglich angesehen wird. Hierzu wurde angenommen, dass auch um bis zu +/- 2 mm darüber bzw. darunter liegende (theoretische) Seildurchmesser durch eine genauere Seilkraftermittlung nachgewiesen bzw. durch geringer gewählte Ausnutzungsgrade insgesamt gerechtfertigt werden könnten.

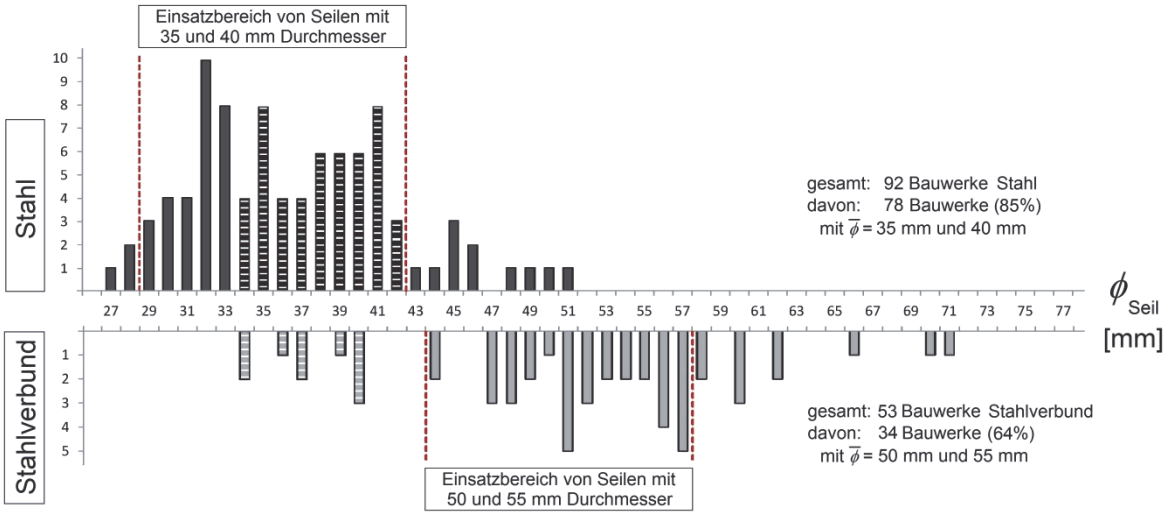



Abbildung 4-5: Häufigkeitsverteilung der Seildurchmesser aus der Bestandsauswertung

Zur Bestimmung eines für beide Bauwerkstypen geeigneten Seildurchmessers erfolgten weitere Auswertungen. Ergänzend ist dazu in der Abbildung der Einsatzbereich von Seilen mit 40 mm Durchmesser eingetragen (gestrichelte Diagrammbalken). Diese könnten im Bereich der Stahlbrücken bei über der Hälfte der Bauwerke eingebaut werden (49 Bauwerke bzw. 53 %). Bei den Stahlverbundbrücken deckt dieser Durchmesser den gesamten unteren Einsatzbereich ab (9 Bauwerke bzw. 17 %). Es zeigt sich, dass in der Summe mit diesem

Seildurchmesser die maximale Einsatzhäufigkeit bei den ausgewerteten Stahl- und Stahlverbundbrücken erreicht werden kann (58 von 145 untersuchten Bauwerken bzw. insgesamt 40 %).

Zusammenfassend kann somit ein Durchmesser von 40 mm als repräsentativ für Seilhänger in Stahl- und Stahlverbund-Stabbogenbrücken angesehen werden.

## 4.5 Hängerkräfte unter ständigen Einwirkungen

Wie bereits beim Tragverhalten von Zuggliedern aufgezeigt, ist das in den Hängern vorliegende Normalkraftniveau für die entstehenden (Biege-)Beanspruchungen mitentscheidend.

Deshalb wurden in einem weiteren Schritt der Bestandsauswertung die Hänger-Normalkräfte aus ständigen Einwirkungen zusammengestellt und im Hinblick auf Seil-Ausnutzungsgrade aufbereitet.

Der Bezug erfolgt dabei wieder auf den charakteristischen Wert der Seilbruchkraft $F_{uk}$. Die Ergebnisse - wiederum getrennt für Stahl- und Stahlverbundbauwerke - zeigt Abbildung 4-6.

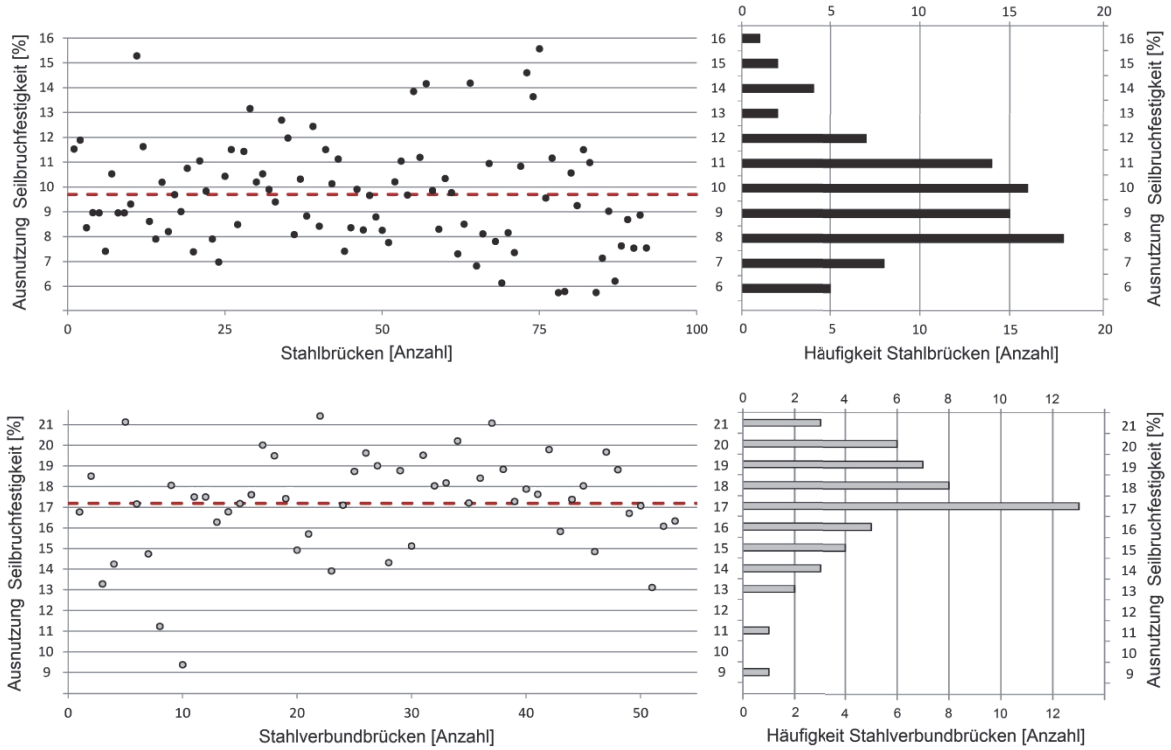



Abbildung 4-6: Häufigkeitsverteilung der Seil-Ausnutzungsgrade unter Eigengewicht

Im Mittel ergab sich für die Ausnutzung unter ständigen Einwirkungen bei den Stahlbrücken ein Wert von rund 10 % und bei den Stahlverbundbrücken ein Wert von rund 17 % der charakteristischen Seilbruchkraft $F_{uk}$ (rot gestrichelte Linien). Der Bezug erfolgte dabei auf die ermittelten fiktiven Seildurchmesser (mit Millimeter-Abstufung). Als höchster Ausnutzungsgrad unter Eigengewicht ergibt sich bei den Stahlverbundbrücken ein Wert von rund 21 %.

## 4.6 Beanspruchungsprofil von Hängern in Stabbogenbrücken

### 4.6.1 Präzisierungen zum Konstruktionstyp

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit soll die Einsetzbarkeit von Seilhängern in Stabbogenbrücken des mittleren Spannweitenbereichs untersucht werden. Dazu erfolgt zunächst eine Präzisierung der in diese Kategorie einzustufenden Bauwerke.

Im Folgenden werden Stabbogenbrücken behandelt, die als Langer'scher Balken konzipiert sind (siehe Abschnitt 4.1). Die Haupttragwirkung dieser Bauwerke endet an den beidseitigen Lagerlinien, so dass keine Durchlaufwirkung des Überbaus bzw. keine Weiterführung der Bögen über die Lagerlinien hinaus vorliegt. Das Haupttragwerk besteht aus Stahl, die Fahrbahnplatte ist entweder als orthotrope Stahlkonstruktion oder als Stahlbeton- bzw. Spannbeton-Verbundplatte ausgebildet.

Die Spannweiten dieser Bauwerke liegen etwa in einem Bereich zwischen 50 m und 90 m. Die Aufhängung des Überbaus erfolgt über zwei Bogenebenen mit regelmäßig angeordneten vertikalen Hängern (keine Netzwerkbögen). Die Hänger selbst liegen in der Bogenebene und verbinden die Bögen mit den Versteifungsträgern. Die Bögen (und Hänger) können in Brückenquerrichtung geneigt ausgeführt sein. Die Bauteilsteifigkeit der Hänger bleibt in Bezug auf die Haupttragelemente (Bögen, Versteifungsträger) vernachlässigbar klein.

Die Bauwerke dienen der Überführung von Straßenverkehr und besitzen in der Regel beidseitig neben dem Fahrbahnbereich angeordnete Geh- bzw. Radwege.

### 4.6.2 Modell- und Berechnungsannahmen

Im Allgemeinen sind die Hänger von Stabbogenbrücken Beanspruchungen aus Verkehrseinwirkungen sowie oftmals auch aus winderregten Schwingungen unterworfen. Bei der Beurteilung ihrer Ermüdungssicherheit werden in der Regel die Anschlussbereiche maßgebend. Grund hierfür sind konstruktiv unvermeidbare Einspannwirkungen, die sich in den Anschlussbereichen einstellen und an denen zusätzlich zu den Normalkraftwechseln veränderliche Biegebeanspruchungen entstehen.

Bei vollständig eingeschweißten Rundstahlhängern kann an diesen Übergangsstellen in der Regel eine biegesteife Verbindung unterstellt werden. Diese entsteht durch die voll oder umlaufend verschweißten Anschlussnähte zwischen den Knotenblechen und der Bogen- bzw. Versteifungsträgerkonstruktion. Die Wirkung der Hängernormalkraft und die veränderlichen Steifigkeiten über die Knotenblechlänge sind bei der Ermittlung der Beanspruchungen zu berücksichtigen (Schütz et al., 2008; Leitfaden NA.F, 2013).

Für die hier untersuchten Anwendungen werden Seilanschlüsse mittels Gabelseilhülse (Bolzenanschluss) an oben und unten angeordnete Knotenbleche favorisiert. In Bezug auf deren Einspannwirkung stellen sich die Lagerungsbedingungen auf den ersten Blick wie folgt dar: während um die Achse des Bolzens ein Gelenk vorzuliegen scheint, ermöglichen Einbautoleranzen zwischen dem Knotenblech und dem Gabelanschluss des Seilkopfs auch in der dazu senkrechten Richtung in der Regel eine gewisse Beweglichkeit.

Bezogen auf ein Lastniveau im Grenzzustand der Tragfähigkeit kann angenommen werden, dass diese Beweglichkeiten auch tatsächlich aktiviert werden können. Für kleinere, ermüdungsrelevante Beanspruchungsschwankungen sind diese Beweglichkeiten jedoch nicht sichergestellt. Dies wird mit Reib- und Einspannwirkungen begründet, die eine Übertragung von Biegemomenten über den Seilanschlussbereich hinweg ermöglichen.

Die Reibwirkung im Gelenk entsteht durch den Druckkontakt zwischen Bolzen und Anschlussblech und ist damit dauerhaft vorhanden. Sie dürfte tendenziell sogar über die Nutzungsdauer des Bauwerks unter anderem durch Korrosion zunehmen, da die Herstellung und dauerhafte Sicherstellung eines fachgerechten Korrosionsschutzes gerade in diesem Bereich schwierig ist (Anfangsschädigungen durch Seilmontage / Bolzeneinbau in Verbindung mit hohen Kontaktspannungen und schwieriger Zugänglichkeit innerhalb der Gabelseilhülse sowie längeren Einwirkungszeiträumen für Feuchtigkeit und ggfs. Tausalze). Durch das Auftreten dieser Reibwirkung wird die Übertragung eines Biegemomentes in Bolzenachse über Torsion ermöglicht (nachfolgend als $M_1$ bezeichnet).

Quer dazu liegt der Bolzen über die Dicke des Anschlussbleches am Knotenblech an. Dadurch wird auch in dieser Richtung (quer zur Bolzenachse) die Übertragung eines Biegemomentes $M_2$ möglich.

Mittels eines einfachen Modells zur lokalen Lastabtragung im Kontaktbereich zwischen Knotenblech und Bolzen wird die prinzipielle Übertragbarkeit ermüdungsrelevanter Biegebeanspruchungen aufgezeigt, Abbildung 4-7.

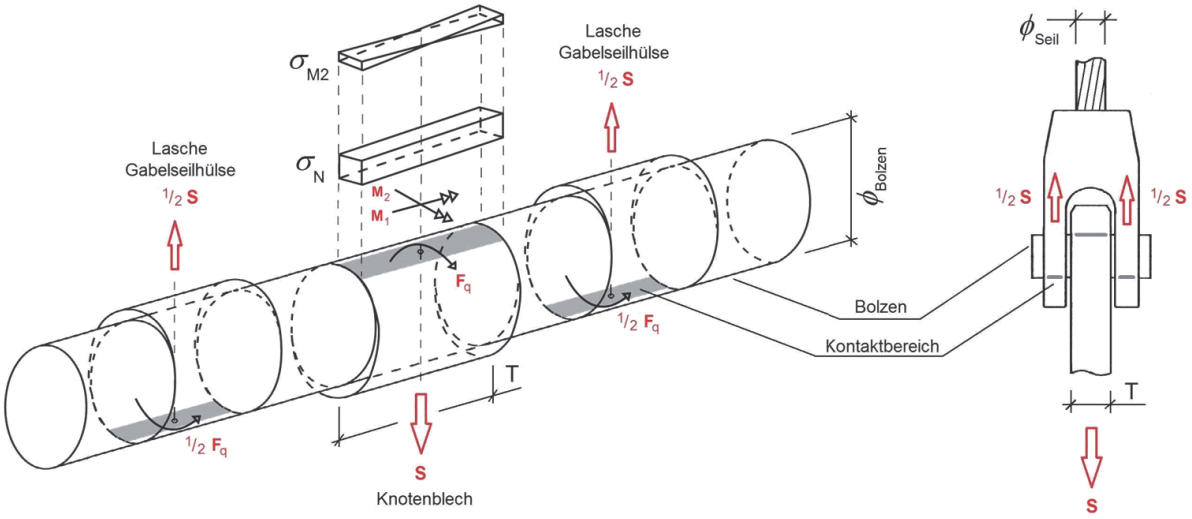



Abbildung 4-7: Kraftübertragung beim Anschluss von Seilen mittels Bolzen

Exemplarisch wird eine insgesamt ungünstige Ermüdungseinwirkung untersucht, bei der eine Seilendverdrehung von $\varphi$ = 10 mrad an nur 5 m langen Seilen mit 40 und 60 mm Durchmesser unter einer geringen Normalkraftausnutzung (10 % von $F_{uk}$) untersucht wird. Die verwendeten Bolzenabmessungen und Längen wurden in Anlehnung an die Produktangaben verschiedener Hersteller gewählt. Bei den Berechnungen wurde wiederum $I_{Stab}$ über den Seil-Nenndurchmesser ermittelt und als konstant über die Seillänge angesetzt. Die Aufbereitung in Tabelle 4-2 behandelt den zentralen Kontaktbereich Bolzen - Knotenblech. Die Kraft- und

Momentenübertragung über die beidseitigen Laschen der Gabelseilhülsen funktioniert analog ($M_1$) bzw. ist durch die größere Spreizung der Kontaktpunkte für $M_2$ sogar günstiger.

| | | | |
|---|---|---|---|
| | Nenndurchmesser Seil $\varnothing_{Seil}$ = | 40 mm | 60 mm |
| Beanspruchung | Seilzugkraft (ca. 10 % $F_{uk}$) S = | 123 kN | 277 kN |
| | Moment aus $\varphi$ = 10 mrad $M^{II} = M_{T, Bolzen}$ = | 546 kNmm | 1.949 kNmm |
| $M_1$ in der Bolzenachse | Bolzendurchmesser $\varnothing_{Bolzen} \geq$ | 64 mm | 98 mm |
| | Querkraft $F_q = 2 \cdot M_{T, Bolzen} / \varnothing_{Bolzen} \leq$ | 17 kN | 40 kN |
| | Mindest-Reibbeiwert erf $\mu = F_q / S \geq$ | **0,14** | **0,15** |
| $M_2$ quer zur Bolzenachse | Kontaktflächenlänge L ≥ | 60 mm | 92 mm |
| | Spannungsverhältnis $\sigma_{M2} / \sigma_N \leq$ | **0,44** | **0,46** |

Tabelle 4-2: Beanspruchungsverhältnisse beim Anschluss von Seilen mittels Bolzen

Die ermittelten Mindest-Reibbeiwerte (bis $\mu$ = 0,15) werden als durchaus erreichbar für die Materialpaarung Stahl / Stahl angesehen. Zudem erreichen die Biegespannungen $\sigma_{M2}$ quer zur Bolzenachse nicht die Höhe der Druckspannungen $\sigma_N$, so dass die Kontaktfuge vollflächig überdrückt bleibt.

Für längere Seile sowie für abgeminderte (realistischere) Seilsteifigkeitsverläufe reduziert sich die Absoluthöhe der Biegemomente. Auch eine Erhöhung der Normalkraft wirkt sich im Hinblick auf die definierten Einspannungskriterien günstig aus.

Eine vollständige Übertragung von ermüdungsrelevanten Biegemomenten über den Seilanschlussbereich wird damit als insgesamt möglich und realistisch angesehen. Sie wird deshalb nachfolgend auch bei allen weiteren Betrachtungen unterstellt. Unabhängig davon sind jedoch - vollkommen analog zur zuvor beschriebenen Vorgehensweise bei Rundstahlhängeranschlüssen - veränderliche Steifigkeiten über die Höhe der Seilendverankerung und der Knotenbleche zu berücksichtigen.

### 4.6.3 Ermüdungsrelevante Seilbeanspruchungen aus Verkehr

Aus den Verkehrseinwirkungen entstehen Wechselbeanspruchungen im Tragwerk, deren Wirkung in Bezug auf die Ermüdungssicherheit zu verfolgen und nachzuweisen ist.

Die Bandbreite der zu berücksichtigenden Beanspruchungen darf in der Regel mit dem vereinfachten Ermüdungslastmodell LM 3 bestimmt werden (Auswertung der Überfahrt eines 48 Tonnen schweren Lkw's nach DIN EN 1991-2 (2010) und Nachweis der dabei entstehenden, $\lambda$-fach gewichteten Beanspruchungen nach DIN EN 1993-2 (2010)).

In den Hängern und Hängeranschlussbereichen von Stabbogenbrücken kommt es dadurch zu veränderlichen Normalkraft- und Zwangsbeanspruchungen. Letztere entstehen dadurch, dass den Hängerenden die Verschiebungen und Verdrehungen der angrenzenden, wesentlich steiferen Haupttragwerkselemente (Bogen und Versteifungsträger) aufgezwungen werden.

Die absolute Höhe der während einer Überfahrt entstehenden Beanspruchungen wird von der Bauwerksgeometrie, dem Normalkraftniveau der Hänger, der Verteilung der Steifigkeiten im Gesamtbauwerk, etc. beeinflusst. Zur Ermittlung werden in der Regel objektbezogene Nach-

rechnungen erforderlich. Beim zeitlichen Verlauf der Beanspruchungen zeigen sich jedoch verschiedene Charakteristiken, die am Beispiel der nochmals in Kapitel 7 behandelten Gelmer Brücke aufgezeigt werden.

Abbildung 4-8 zeigt das Bauwerk unter einer sich etwa im Viertelspunkt befindenden Verkehrslast.

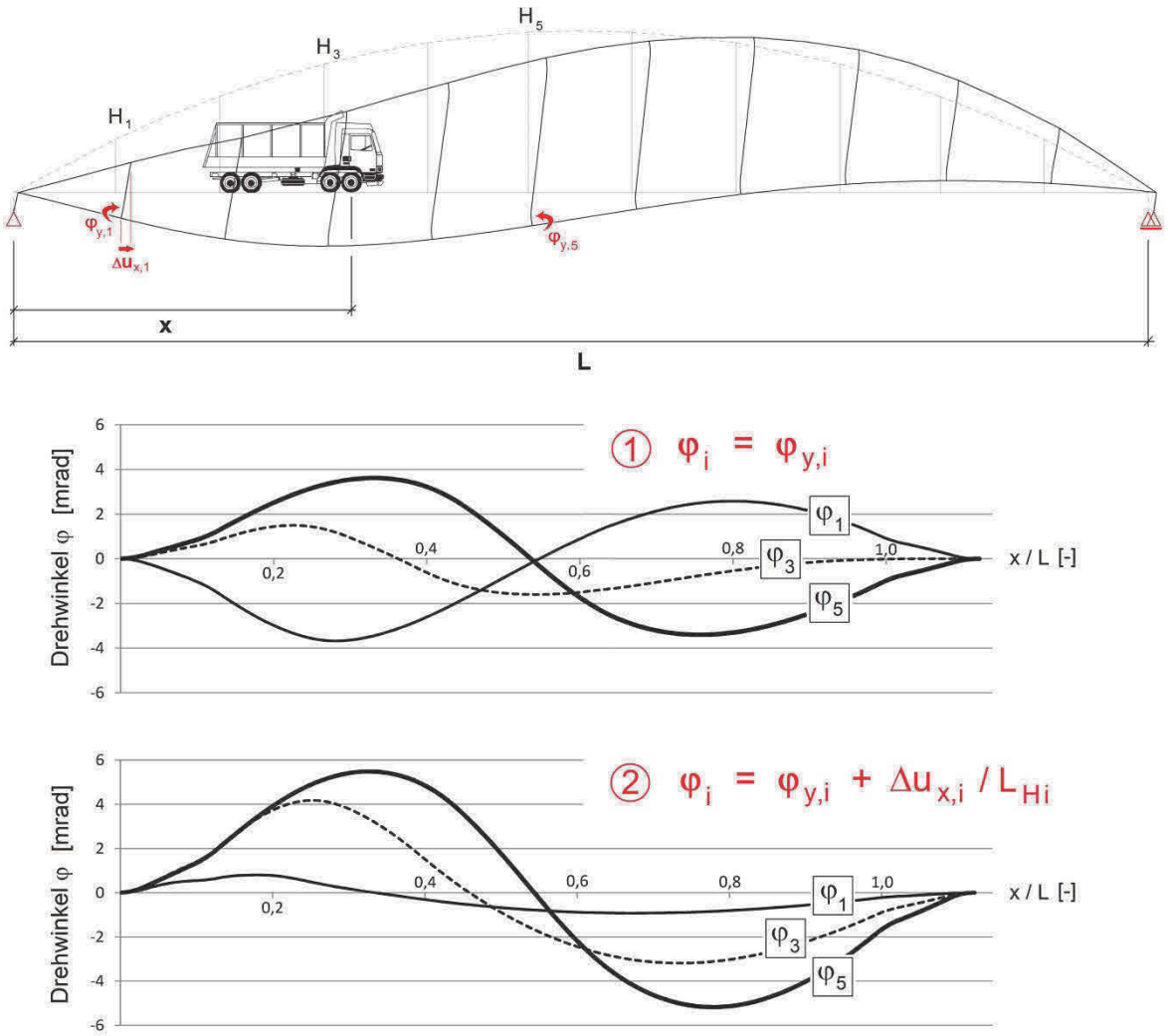



Abbildung 4-8: Zwangsverformungen an unteren Hängerenden durch Lkw-Überfahrt

Die für Bogentragwerke typische antimetrische Verformungsfigur und die Länge des zugehörigen positiven Last-Einflussbereiches (etwa halbe Bogenspannweite) werden erkennbar. Während der Überfahrt eines Fahrzeugs durchlaufen die einzelnen Tragwerkspunkte dadurch eine schwingende Vertikalbewegung. In der Längsrichtung $u_x$ verschiebt sich der Bogen zudem relativ zum Versteifungsträger in Richtung der unbelasteten Bauwerkshälfte.

Mit den Tragwerksverformungen geht eine Zwangsverdrehung der als biegesteif angeschlossen angenommenen Hängerenden einher. Der Verlauf dieser Verdrehwinkel an drei unteren Anschlusspunkten während einer vollständigen Überfahrt ist grafisch dargestellt. Der Abszissenwert x bezeichnet den Abstand zwischen der Fahrzeug-Vorderachse und dem Auffahrpunkt auf die Konstruktion, L ist die Spannweite des Überbaus. Die Verdrehwinkel $\varphi_y$ an den Hängern $H_1$ und $H_5$ sind etwa gleich groß, sie treten allerdings mit entgegengesetztem Vor-

zeichen auf (Verläufe ① in Abbildung 4-8). Die Verdrehungen der dazwischenliegenden Hänger $H_3$ bleiben geringer. Die maßgebende Winkel-Schwingbreite entsteht beim langen Hänger $H_5$ mit Werten von knapp $\varphi$ = +/- 4 mrad.

Diesen Verdrehungen überlagert sich nun zusätzlich die Wirkung der Relativverschiebungen $\Delta u_{x,i}$ zwischen dem oberen und dem unteren Hängerende, die über die Hängerlänge $L_{Hi}$ in eine Stab-Tangentenverdrehung umgerechnet werden können (Verläufe ② in voriger Abbildung, wobei für $L_{Hi}$ hier die lichte Weite zwischen dem Bogen und dem Versteifungsträger gewählt wurde). Während sich am Hänger $H_1$ die Gesamt-Biegewirkung durch die Überlagerung reduziert, wirkt die Summe beider Anteile im Bereich des längeren Hängers $H_5$ beanspruchungserhöhend. Die maßgebende Verdrehwinkel-Schwingbreite vergrößert sich dadurch am unteren Ende des längsten Hängers auf etwa $\varphi$ = +/- 5,5 mrad.

Wie zuvor gezeigt, konzentrieren sich die Biegebeanspruchungen unter der Wirkung von Zugkräften in den als biegesteif angenommenen Anschlussbereichen der Hänger bzw. Seile. Dabei werden zwei Stellen maßgebend:

- Anschluss des Knotenblechs an den Versteifungsträger bzw. den Bogen (Biegung des Knotenblechs im Bereich von Schweißnähten) bzw.
- Übergang von der Vergusshülse auf die freie Seillänge.

Eine Bewertung der zuerst genannten Stelle kann über die Zuordnung zu Kerbgruppen und die Anwendung normativer Nachweisverfahren erfolgen, so dass eine weitere Behandlung im Rahmen dieser Arbeit als nicht erforderlich angesehen wird. Alle weiteren Angaben und Untersuchungen beziehen sich auf die zweitgenannte Übergangsstelle, für die im Rahmen der vorliegenden Arbeit ein Beurteilungsverfahren abgeleitet werden soll.

Die sich aus den vorigen Überlegungen ergebenden ermüdungsrelevanten Beanspruchungen aus der Überfahrt des Ermüdungslastmodells LM 3 am unteren Übergang auf den Seilhänger $H_5$ zeigt Abbildung 4-9. Hierfür wurden die Normalkraft- und Biegemomentenbeanspruchungen unter Ansatz aller räumlichen Verschiebungs- und Verdrehungsanteile sowie der Normalkraft aus ständigen Einwirkungen nach Theorie II. Ordnung ermittelt. Die veränderlichen Steifigkeiten im Anschlussbereich und die Lage der Übergangsstelle im Hängerseil wurden berücksichtigt. Als Hängerseil wurde das VVS mit einem Durchmesser von 31 mm nach Tabelle A1-2 in Anlage 1 verwendet, dessen Biegesteifigkeit über den Nenndurchmesser ermittelt und als konstant über die Seillänge angenommen wurde. Auf weitere Erläuterungen zur Vorgehensweise wird an dieser Stelle verzichtet, ergänzende Hinweise zur Thematik finden sich unter anderem in Schütz et al. (2008) und im Leitfaden NA.F (2013). Wie zuvor beziehen sich die Berechnungen exemplarisch auf die Gelmer Brücke, über die weitere Ausführungen in Kapitel 7 der vorliegenden Arbeit folgen.

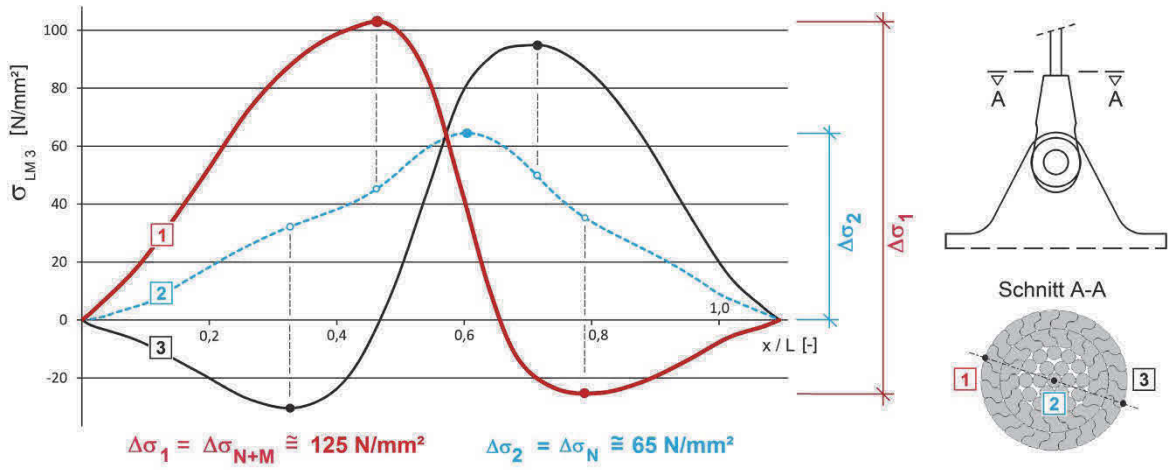



Abbildung 4-9: Spannungsverlauf am Seilaustritt des Hängers 5 unter LM3-Überfahrt

Aus den Auswertungen können folgende Zusammenhänge abgeleitet werden:

- Die Überfahrt führt zu einem Anstieg der Normalkraft im Hänger (näherungsweise in Form einer Sinus-Halbwelle, blau gestrichelte Linie). Das Normalkraftmaximum wird erreicht, wenn sich das Lastmodell im Bereich des untersuchten Hängers befindet. Die maßgebenden Normalkraftzuwächse werden an den längsten Hängern erreicht. Sie liegen beim vorliegenden Bauwerk im Bereich von rund 40 kN.
- Die Biegebeanspruchungen zeigen einen „schwingenden Verlauf“ (näherungsweise in Form einer Sinus-Welle, schwarze Linien). Die „Biegefrequenz“ entspricht an den längsten Hängern etwa der doppelten „Normalkraftfrequenz“.
- Die extremalen Beanspruchungswerte aus Normalkraft mit Biegung treten zeitlich versetzt zum Zeitpunkt der maximalen Seilkraft auf.
- Zu den Zeitpunkten der maximalen und minimalen Beanspruchung liegen jeweils ähnliche Normalkraftniveaus vor (blau-weiße Punkte in Linie 2). Der aus dieser Veränderlichkeit resultierende Anteil an der Gesamtschwingbreite erreicht im Beispiel Werte von rund 15 N/mm².
- Der maßgebende Biegeanteil resultiert aus der zuvor erläuterten Verformung des Haupttragwerks (Drehwinkel $\varphi_y$ und Relativverschiebungen $u_x$). Der Einfluss aus Querbiegung bleibt im untersuchten Bauwerk gering.
- Die Doppelspannungsamplituden im Übergangsbereich unter Berücksichtigung von Normalkraft und Biegung erreichen rund die doppelten Werte (125 N/mm²) im Vergleich zur alleinigen Normalkraftschwingbreite (65 N/mm²).

Für einen Ermüdungsnachweis in der freien Seillänge genügt es, die Normalspannungslinie 2 der vorigen Grafik auszuwerten, da die Biegewirkungen an der Einspannstelle - wie zuvor erläutert - wieder auf kurzer Länge abklingen. Die maßgebende Beanspruchung ergibt sich im aufbereiteten Beispiel zu rund $\Delta\sigma$ = 65 N/mm².

Für eine Bewertung des Übergangsbereiches sind hingegen $\Delta\sigma$ = 125 N/mm² zu berücksichtigen. Durch das Frequenzverhältnis der Normalkraft- und Biegeanteile wird diese Schwing-

breite bei einer Überfahrt an beiden extremalen Fasern im Seilquerschnitt erreicht (Spannungsverläufe 1 und 3 in voriger Grafik).

Es sei abschließend darauf hingewiesen, dass ein normativer Ermüdungsnachweis nach DIN EN 1993-2 (2010) die weitere Erhöhung der vorigen charakteristischen LM3-Schwingbreiten um Schadensäquivalenzfaktoren („$\lambda$-Werte“) erfordert. Ohne darauf an dieser Stelle weiter einzugehen, wird jedoch anhand der ebenfalls normativ vorgegebenen Seilbeanspruchbarkeit ($\Delta\sigma_c$ = 112 N/mm² für Normalkraftveränderungen, siehe Abschnitt 3.2) erkennbar, dass ein Ermüdungsnachweis des Seils (in der Regel mit $\lambda$-Werten > 1,0) unter zusätzlicher Biegebeanspruchung weder möglich noch in Bezug auf die Herkunft der Beanspruchungen eindeutig geregelt ist. Weitere Ausführungen hierzu folgen in den Kapiteln 7 und 8.

### 4.6.4 Ermüdungsrelevante Beanspruchungen aus Wind

Bei den Ermüdungsnachweisen von Rundstahlhängern in Stabbogenbrücken sind nach DIN EN 1993-2/NA.F (2010) die Auswirkungen wirbelerregter Querschwingungen (WEQ) und Regen-Wind-induzierter Schwingungen (RWIS) zu berücksichtigen.

Das Auftreten von WEQ ist dabei für Hänger-Eigenfrequenzen bis 10 Hz nachzuweisen. Um die dabei zu erwartenden Doppelspannungsamplituden abzuschätzen, wurden im Rahmen einer Parameterstudie fiktive Seilanordnungen in den folgenden Konstellationen untersucht:

- Seildurchmesser zwischen 30 und 70 mm,
- Normalkraftniveau unter ständigen Einwirkungen zwischen 10 % und 30 % der jeweiligen charakteristischen Seilbruchkraft,
- Hänger- / Seillängen bis zu 35 m Länge,
- angenommenes logarithmisches Dämpfungsdekrement der Seile von $\delta$ = 0,005.

Die Berechnungen (mit konstantem $I_{Stab}$ über die Seillänge) zeigen, dass die ermüdungswirksamen Doppelspannungsamplituden, die sich durch Einspanneffekte in den Anschlussbereichen einstellen, eine Höhe von rund 5 N/mm² nicht übersteigen. Die Auswirkungen wirbelerregter Querschwingungen auf die Ermüdungssicherheit von Seilen im hier untersuchten Anwendungsbereich bleiben damit insgesamt vernachlässigbar.

Als weitere ermüdungsrelevante Einwirkung sind RWIS zu berücksichtigen. Ihr Nachweis darf jedoch auf Konstellationen beschränkt werden, bei denen Hänger- bzw. Seileigenfrequenzen von unter 6,5 Hz oder Durchmesser von über 65 mm vorliegen.

Wie zuvor gezeigt, bleiben die „typischen“ Seildurchmesser bei den hier behandelten Stabbogenbrücken in Verbundbauweise mit 50 und 55 mm unter dem normativen Grenzdurchmesser von 65 mm. Eine Berücksichtigung von RWIS dürfte somit in der Regel beim Einsatz von Seilen in den hier behandelten Stabbogenbrücken nicht erforderlich werden.

Eine Berücksichtigung dieser Einwirkung wird somit für die vorliegenden Untersuchungen nicht weiter verfolgt. Sollte jedoch bei Sonderbauwerken das Erbringen weiterer Nachweise erforderlich werden, so wären unter anderem die hier bislang unterstellten Randbedingungen (Einspannwirkung der Seilendanschlüsse) im Hinblick auf die im Zusammenhang mit RWIS auftretenden großen Verformungsamplituden zu hinterfragen.

Somit zeigt sich zusammenfassend, dass wind- bzw. regen-wind-induzierte Schwingungen lediglich einen untergeordneten Einfluss auf den hier interessierenden Anwendungsbereich

von Seilen besitzen. Auf eine Berücksichtigung der Einwirkungen aus WEQ und RWIS wird somit bei der folgenden Untersuchung und Bewertung ermüdungsrelevanter Biegewirkungen in Seilen verzichtet.

## 4.7 Zusammenfassung

Es wurden verschiedene Untersuchungen zu den Einsatzmöglichkeiten und zur Beanspruchung von Seilhängern in Stabbogenbrücken durchgeführt. Dabei zeigte sich, dass trotz vielfältiger Vorteile im Vergleich zu eingeschweißten Rundstahlhängern - Entfall von Schweißnähten, einfache Montage und Austauschbarkeit, Erreichbarkeit höherer Eigenfrequenzen und einer höheren Bauteildämpfung, etc. - bislang kaum Bauwerke im hier behandelten mittleren Spannweitenbereich mit Seilhängern zur Ausführung kamen.

Um die zu erwartende Größe von Seildurchmessern und Seilnormalkräften präzisieren zu können, wurde der Bauwerksbestand an Stabbogenbrücken der deutschen Wasserstraßen- und Schifffahrtsverwaltung einer Auswertung unterzogen. Dabei ergab sich, dass ein Durchmesser von 40 mm als insgesamt repräsentativ für einen Einsatz als Seilhänger in Stabbogenbrücken angesehen werden kann. Zudem wurde ermittelt, dass die Normalkraftniveaus aus ständigen Einwirkungen im Mittel bei nur rund 10 % (Stahlbauweise) bzw. bei rund 17 % (Verbundbauweise) der charakteristischen Seilbruchkraft liegen.

Die ermüdungsrelevanten Biegebeanspruchungen im Seilanschlussbereich entstehen insbesondere durch Zwangsverformungen an den längeren Hängern durch veränderliche Verkehrseinwirkungen (Überfahrt LM 3). Bei der Ermittlung dieser Beanspruchungen ist das Tragverhalten schlanker Zugglieder nach Theorie II. Ordnung zu berücksichtigen. Unter Ansatz von zunächst vereinfachenden Annahmen wurde exemplarisch aufgezeigt, dass die im Seilendbereich auftretenden Spannungsschwingbreiten unter Berücksichtigung der Biegewirkung deutlich über denen aus alleiniger Normalkraftschwankung liegen.

# 5 Entwicklung eines Seilmodells

## 5.1 Vorbemerkungen

Die bisherigen Überlegungen im Hinblick auf die Beanspruchungen im Seil basierten auf vereinfachenden Annahmen zur Steifigkeitsverteilung (konstant über die Seillänge) bzw. zur Spannungsverteilung über den Querschnitt (Vollquerschnitt). Um nun das Tragverhalten der aus Einzeldrähten aufgebauten Seile realitätsnäher beurteilen zu können, wurde ein räumliches Stabwerksmodell entwickelt.

Die gewählte Vorgehensweise setzt sich bewusst von bisherigen Ansätzen ab, bei denen eine hoch aufgelöste (Volumen-) Modellierung der Drähte und ihrer Kontaktbereiche gewählt wurde (Delclos, 2000; Ziegler, 2006).

Begründet wird dieser Schritt damit, dass der hier interessierende Seilendbereich einen im Detail kaum modellierbaren Übergangsbereich darstellt, in dem das Tragverhalten vom Seil in den Verguss wechselt (siehe hierzu Abschnitt 2.3.7). Sämtliche Festlegungen zur Ausbildung dieses Übergangs, zur Verteilung der einzelnen Drahtkräfte, zur Fixierung der Drähte im Verguss, zur Ausführung des Drahtbesens etc., basieren letztlich auf Annahmen, deren Auswirkungen gegebenenfalls erst im Rahmen von Parameteruntersuchungen herausgearbeitet und eingegrenzt werden müssten. Diese Vorgehensweise wurde jedoch im Hinblick auf das Ziel einer ingenieurmäßigen Beschreibung des Tragverhaltens des Gesamtbauteils VVS als nicht zielführend erachtet.

Vielmehr wurde mit der vorliegenden Untersuchung darauf abgezielt, ein Modell zu entwickeln, mit dem das maßgebliche Tragverhalten im Seilendbereich erfasst und dessen Funktionsfähigkeit experimentell bestätigt und optimiert werden kann.

Die Verwendung eines räumlichen Stabtragwerks ermöglicht dabei - bei insgesamt vertretbaren Rechenzeiten - eine hohe Variabilität in Bezug auf die Größe des Drahtseil-Teilmodells und dessen Einbindung in Gesamtsysteme zur Abbildung vollständiger Versuchsaufbauten bzw. Hängerstrukturen.

Zunächst erfolgt in Abschnitt 5.2 eine Beschreibung des gewählten Seilmodellaufbaus. Anschließend wird im Abschnitt 5.3 dessen Funktionsweise unter Normalkraft und Biegung am Beispiel von zwei der untersuchten VVS (Durchmesser 21 mm und 40 mm) aufgezeigt. Vergleichende Betrachtungen zu Versuchsergebnissen und Modellbildungen aus der Literatur finden sich abschließend in Abschnitt 5.4.

## 5.2 Modellbildung

### 5.2.1 Aufbau des Seilmodells

Zur Modellierung von VVS kommt ein räumliches Stabtragwerk zur Anwendung, dessen Berechnung auf Basis der Methode der Finiten Elemente erfolgt. Es besteht in der Regel aus zwei Bereichen: einem hoch aufgelösten Seilbereich (nachfolgend als „Drahtmodell“ bezeichnet) und der einfacher modellierten Anbindung dieses Drahtmodells in ein Gesamtsystem.

Das Drahtmodell wurde in parametrisierter Form konzipiert. Eingabeparameter sind die Form der Drähte (Rund- oder Z-Drähte), deren Durchmesser bzw. Höhe sowie die Schlaglängen der einzelnen Drahtlagen. Beim Aufbau wird ein zentraler Kerndraht sowie darum geschlagene Drahtlagen in wechselnder Schlagrichtung unterstellt. Die Unterteilung der Draht-Stäbe und die Gesamtlänge des Drahtmodells sind variabel wählbar. Den Aufbau des VVS 21 nach Anlage 1 zeigt exemplarisch Abbildung 5-1.

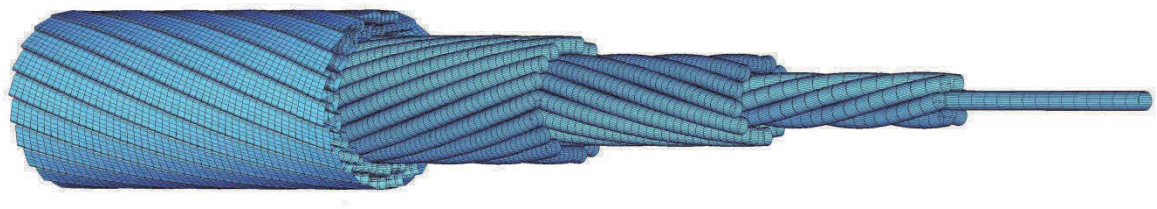


Abbildung 5-1: Lagenweiser Aufbau eines VVS 21 mit dem Drahtmodell

Die Länge des Drahtmodells wird auf die im Rahmen dieser Arbeit besonders interessierenden Biegebereiche beschränkt. Vorüberlegungen zur dazu erforderlichen Modelllänge wurden in Abschnitt 4.3 angestellt.

Weitere Seilabschnitte im Anschluss an das Drahtmodell werden mittels Seilstäben abgebildet. Hierunter werden Stabelemente verstanden, die das Seil in einem Stab mit seinen globalen Kennwerten zusammenfassen: der metallischen Querschnittsfläche und einem mittleren Seil-Elastizitätsmodul. Die Biegesteifigkeiten und Widerstandsmomente werden vereinfachend über den Außendurchmesser des Seils berechnet (d.h. analog zu einem Rundstahl gleichen Durchmessers). Die Biegesteifigkeit im Seilstabbereich ist konstant.

Die Anbindung und Lagerung des Seilabschnitts aus Drahtmodell und Seilstäben ist beliebig wählbar. So können weitere Stabelemente zur Abbildung eines Versuchsaufbaus oder eines angrenzenden Seilanschlussbereichs angeordnet werden. Das Nachfahren vollständiger Versuchs- bzw. Beanspruchungsverläufe wird dadurch am Gesamtsystem möglich.

### 5.2.2 Materialeigenschaften

Die Materialeigenschaften der Stahldrähte im Drahtmodell wurden auf Basis von Literaturangaben festgelegt.

Zum Elastizitätsmodul von Stahldrähten findet sich bei Feyrer (2000) ein Mittelwert von 196.000 N/mm². In Wyss (1956) werden hierfür 200.000 N/mm² genannt. Auch weitere Autoren ermittelten bei ihren Materialuntersuchungen Werte im Bereich von 200.000 N/mm² (Unterberg, 1967; Schiffner, 1986; Wang, 1990; Siegert, 1997 und Ziegler, 2006). Für den elastischen Beanspruchungsbereich werden auch bei Gabriel und Dillmann (1983) analoge Werte zwischen 195.000 und 205.000 N/mm² angegeben.

Nach DIN EN 1993-1-11 (2010), Tabelle 3.1, darf ein Wert von 205.000 +/- 5.000 N/mm² zugrunde gelegt werden (für Paralleldrahtbündel).

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wird für die Stahldrähte ein einheitlicher Wert von $E_s$ = 200.000 N/mm² verwendet. Die Querdehnzahl der Stahldrähte wird mit $\nu$ = 0,3 angesetzt.

### 5.2.3 Kontaktbedingungen im Drahtseil

Die Kontakte zwischen den Einzeldrähten sind im Drahtmodell mittels nicht-linearer Federelemente idealisiert.

Die Linienlagerungen zwischen dem Kerndraht und der ersten Drahtlage sowie zwischen den Drähten einer Lage werden dazu über Federn im Abstand der einzelnen Stabelemente abgebildet. Die Lage der radialen Kontaktfedern zwischen den Drähten unterschiedlicher Drahtlagen wird hingegen über programminterne Abfragen ermittelt (Minimierung der Knotenabstände).

Exemplarisch zeigt Abbildung 5-2 die Modellierung des fünflagigen VVS 40 nach Anlage 1. Links ist der reale Seilquerschnitt dargestellt. Die einzelnen Drahtachsen werden in diesem zur Seilachse senkrechten Schnitt schräg angeschnitten. Hierdurch kommt es zur geometrischen Verzerrung der Drahtformen (siehe Abschnitt 2.3.1). Die beiden rechten Teilbilder zeigen hingegen zwei beliebig gewählte Ausschnitte aus dem Drahtmodell. Die Lage der Stabelemente ist durch blaue Punkte hervorgehoben. Die zugehörigen Drahtformen (Kontur der Stabquerschnitte) sind jeweils senkrecht zur Drahtachse (d.h. unverzerrt) dargestellt, wodurch die Sperrungen erkennbar werden. Die Federn, deren Lage durch räumliche Kopplungen etwa in den Bereich der tatsächlichen Kontaktpunkte zwischen den Drähten verlegt wurde, sind rot hervorgehoben. Die jeweils von der Lage des Schnittes abhängige Anordnung der Radialfedern wird deutlich.

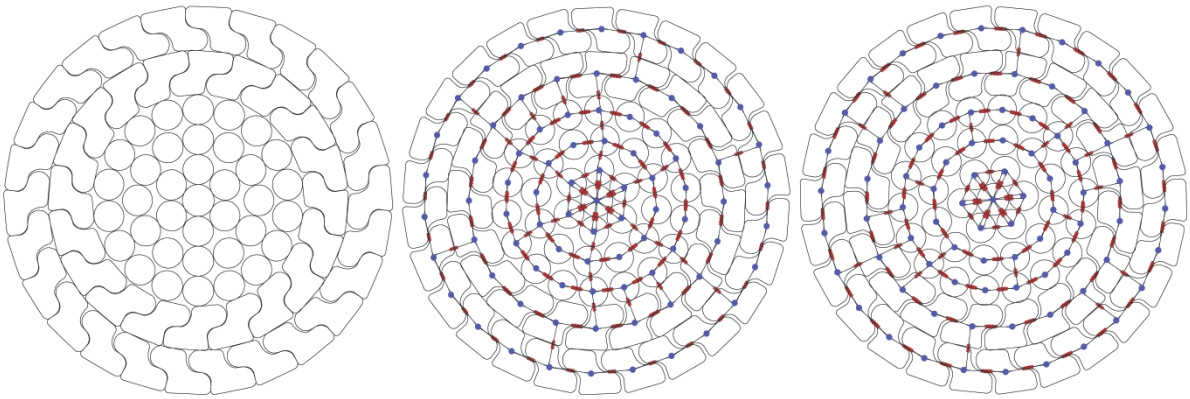


Abbildung 5-2: Querschnitt und Kontaktverhältnisse im Drahtmodell eines VVS 40

Die Definition der Federkennwerte erfolgte für die Hauptrichtung der Federn über die Annahme elastischer Kontaktbedingungen zwischen den Drähten nach Hertz. Die Berechtigung dieses ingenieurmäßigen Ansatzes leitet sich hauptsächlich aus dem hier untersuchten Ermüdungsverhalten im Seilendbereich ab. Durch die in diesem Bereich vorliegende Auflösung der Seiltragwirkung in Verbindung mit dem eher niedrigeren Normalkraftniveau im Seil bleiben die Kontaktkräfte insbesondere in den äußeren Drahtlagen niedrig. Die näherungsweise Gültigkeit des Hertz'schen Ansatzes unter solchen Bedingungen wurde von Olivella-Roche (2000) aufgezeigt (siehe Abschnitt 3.6). Weitere Untersuchungen folgen hierzu im Abschnitt 5.3.1.

Die Ermittlung der Federwerte erfolgte auf Basis der Angaben im Abschnitt 2.3.4. In Abhängigkeit der Eingabewerte (Drahtdurchmesser, Kreuzungswinkel der Drahtlagen) und der La-

ge der Federn (Linien- oder Punktlagerung) werden für verschiedene Kontaktkräfte die Einsenkungen ermittelt und aus diesen nicht-lineare Federkennlinien berechnet. Die abgeflachte Geometrie der Z-Drähte wird bei der Federwertermittlung über den Ansatz eines vergrößerten Krümmungsradius (Zylinderradius = Lagenradius) angenähert. Zugkräfte können von den Federn nicht aufgenommen werden.

Die Kraftübertragung quer zur Federrichtung ist von der Reibung zwischen den sich berührenden Drähten abhängig. Die Federquerkraft steigt bis maximal zur μ-fachen Federkraft an. Wird dieser Grenzwert erreicht, treten - ohne weitere Kraftzunahme - Relativverschiebungen an der Feder auf. Um die elastischen Querbewegungen der Federn (vor dem Erreichen der Grenz-Reibkraft) zu minimieren, wurde den Querfedern im Drahtmodell eine im Vergleich zur Hauptrichtung etwa um den Faktor 10 höhere Steifigkeit zugewiesen.

Die Steifigkeit der Lagenfedern wirkt sich maßgeblich auf das Tragverhalten im Seilquerschnitt aus (siehe Abbildung 2-5 in Abschnitt 2.3.3). Untersuchungen zum Einfluss dieser in Umfangsrichtung wirkenden Federsteifigkeiten folgen im Abschnitt 5.3.1.

### 5.2.4 Übergangsbedingungen an den Drahtseilenden

Zur Einbindung in Gesamtmodelle wird das Drahtmodell im Anfangs- und Endbereich mittels geeigneter Kopplungs- und Übergangsbedingungen in ein Einstab-System überführt.

Die Modellierung des Übergangs in den Vergussbereich erfolgt idealisierend mittels einer biegesteifen und unverschieblichen Einspannung aller Drahtenden am Seilaustritt. Zum Nachweis der Gültigkeit dieses Ansatzes folgen weitere Überlegungen und Vergleichsrechnungen im Kapitel 6. Um die Ermittlung von Seil-Gesamtschnittgrößen am Ende des Drahtmodells bzw. das Aufbringen von Seilendverformungen zu vereinfachen, werden die Seildrähte unmittelbar vor der Einspannung auf ein kurzes (steifes) Stabelelement zusammengefasst.

Das Drahtmodell kann auch im Bereich der freien Seillänge eingesetzt werden. In diesem Fall sind die Übergangsbedingungen auf die Seilstäbe so zu wählen, dass Verschiebungen in sowie Verdrehungen um die radialen Achsrichtungen der Drahtstäbe möglich sind. Relativverschiebungen von Drähten längs zur Seilachse sind am Übergang auf das Gesamtmodell nicht möglich (d.h. die Drahtenden bleiben in der Seilquerschnittsebene). Werden also lokale Biegebeanspruchungen in Verbindung mit Draht-Relativverschiebungen im Seil untersucht, ist dies durch eine ausreichende Länge des Drahtmodells unter Berücksichtigung des Biege-Abklingverhaltens zu berücksichtigen (siehe Abschnitt 4.3).

### 5.2.5 Technische Umsetzung

Das räumliche Stabtragwerk des Drahtmodells wurde mittels der kommerziellen Software von SOFiSTiK erstellt und berechnet. Die Umsetzung erfolgte weitgehend in parametrisierter Form.

## 5.3 Voruntersuchungen zum Tragverhalten des Drahtmodells

### 5.3.1 Drahtmodell unter Zug auf freier Seillänge

Die Kräfteverteilung im Drahtmodell wurde exemplarisch für ein fünflagiges Seil VVS 40 nach Anlage 1 unter zentrischer Zugbeanspruchung ausgewertet. Modelliert wurde ein 400 mm langer Seilabschnitt (d.h. ca. eine Schlaglänge der äußeren Z-Drahtlage) in der freien Seillänge mit insgesamt etwa 33.000 Stabelementen. Die Auswertung erfolgte für eine Seilkraft von 400 kN (ca. 26 % von $F_{uk}$).

Die Ergebnisse sind in Abbildung 5-3 aufbereitet. Dargestellt ist die Verteilung der Draht-Normalkräfte und der Radialfederkräfte über alle Lagen. In jedem Balken findet sich jeweils der maximale, minimale und der Mittelwert (blau) aus dem Drahtmodell. Als Reibbeiwert wurde zunächst einheitlich μ = 0,01 angesetzt.

Um unterschiedliche Tragwirkungen im Seil aufzuzeigen, wurde die Steifigkeit der in der Umfangsrichtung wirkenden Lagenfedern variiert:

- U=1: überwiegend radiale Tragwirkung (Lagenfedern in Umfangsrichtung mit nur 1% ihrer Steifigkeit nach Hertz),
- U=10: schwache Umfangs-Tragwirkung (Lagenfedern mit 10% nach Hertz),
- U=100: volle Radial- und Umfangstragwirkung (alle Federn mit 100% nach Hertz).

Als Vergleichswerte sind zudem in roter Farbe die zugehörigen Ergebnisse der analytischen Lösung nach Abschnitt 2.3.3 eingetragen, bei dem eine alleinige radiale Tragwirkung, also keine Wirkung in der Umfangsrichtung, unterstellt wird. Eine Vergleichbarkeit liegt somit näherungsweise zur Drahtmodellvariante U=1 mit überwiegend radialer Tragwirkung vor.

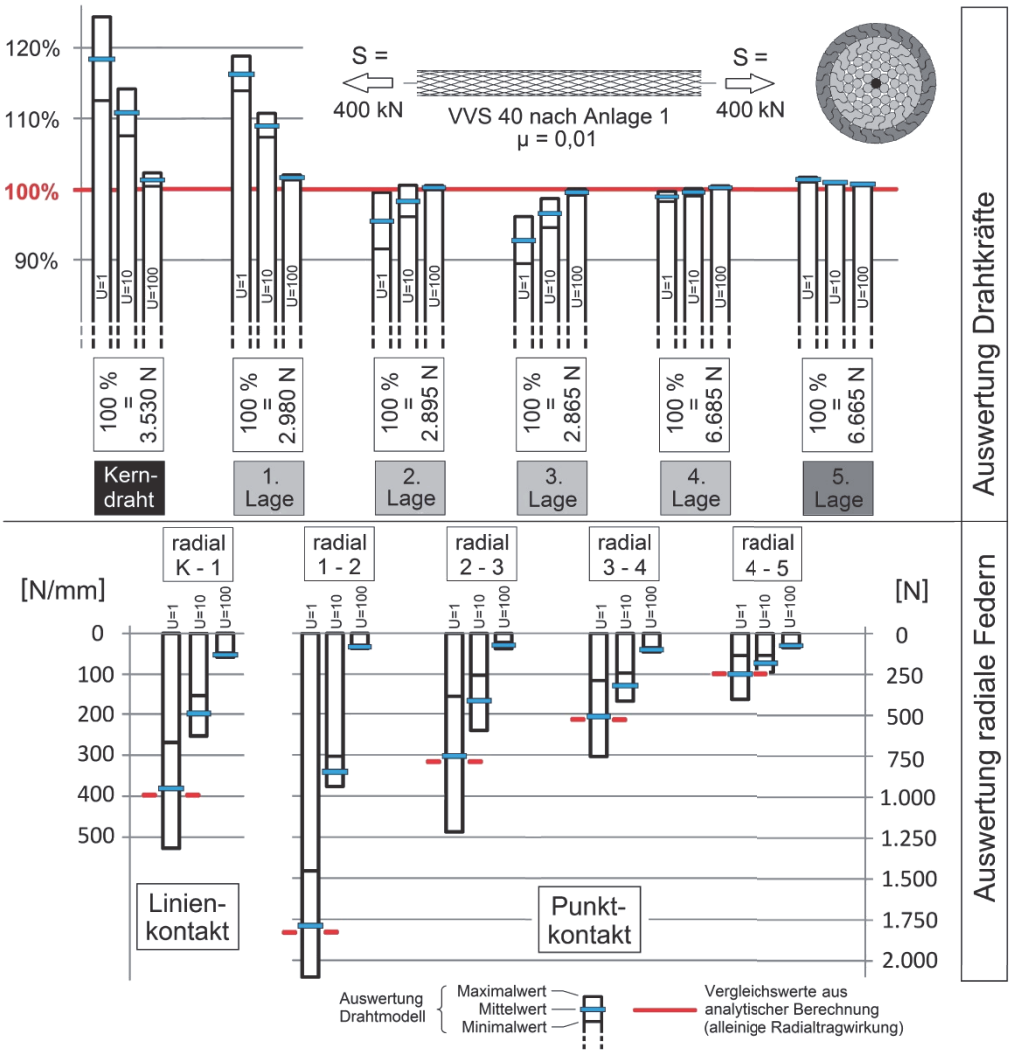



Abbildung 5-3: Verteilung der Draht- und Kontaktkräfte im Drahtmodell unter Zugkraft

Die Ergebnisse lassen sich wie folgt zusammenfassen:

- Die Verteilung der Drahtnormalkräfte bei überwiegend radialer Tragwirkung (U=1) entspricht insbesondere in den beiden äußeren Z-Drahtlagen gut der analytischen Lösung. Im Seilinneren ergeben sich trotz des niedrig gewählten Reibbeiwertes nennenswerte Kräfteumlagerungen durch die sich konzentrierenden Radialkräfte (größere Drahtkräfte im Seilkernbereich, niedrigere in den Lagen 2 und 3).
- Die Verteilung der Radialkräfte im Modell U=1 entspricht im Mittel über alle Lagen gut der analytischen Lösung (rote Balken). Die Abweichungen um den Mittelwert entstehen durch die variierende Konstellation der räumlich-lagenweise zueinander versetzt vorliegenden Kontaktstellen (siehe Abbildung 5-2). Sie beschreiben das tatsächliche Seiltragverhalten und erlauben damit eine im Vergleich zur analytischen Lösung realitätsnähere Ermittlung der auftretenden Kontaktkräfte.
- Eine Aktivierung der Lagenfedern bewirkt eine Abnahme der Ergebnisstreuungen im Drahtmodell. Im Modell U=100 nähern sich die Draht-Normalkräfte in allen Lagen der

analytischen Lösung gut an. Auch der Einfluss der räumlich versetzten Kontaktpunkte auf die Radialkraftstreuung wird deutlich geringer.

- Die Normalkraftverteilung in den beiden äußeren Z-Drahtlagen (4. und 5. Lage) zeigt sich praktisch unabhängig von der Lagenfedersteifigkeit.
- Die absolute Höhe der Federkräfte erreicht im Modell U=1 bei der angesetzten Seilkraft in den beiden äußeren Lagen im Mittel bis zu rund 500 N. Eine Mitwirkung der Lagenfedern bewirkt eine starke Abnahme der Radialfederkräfte, wodurch an den Punktkontakten im Extremfall (U=100) zwischen allen Lagen Werte von rund 100 N nicht überschritten werden. Nach den Untersuchungen von Olivella-Roche (2000) und Delclos (2000) können solche Kontaktbedingungen mit dem elastischen Ansatz nach Hertz beschrieben werden (siehe Abschnitt 3.6).

Am Teilmodell (freie Seillänge) wurden ergänzend auch die globalen Seilverformungen ermittelt und für eine Vergleichsbetrachtung in Seil-Elastizitätsmoduli umgerechnet. Es ergaben sich Werte von:

- U=1: überwiegend radiale Tragwirkung: $E_S$ = 153.500 N/mm²,
- U=100: volle Radial- und Umfangstragwirkung: $E_S$ = 173.500 N/mm².

Beim ersten Wert ist rechnerisch praktisch keine Umfangstragwirkung aktiviert, wodurch das Seil insgesamt an Dehnsteifigkeit verliert. Der zweite Wert, bei dem diese Wirkung voll berücksichtigt ist, nähert sich der theoretischen Obergrenze nach Abschnitt 2.3.2, die sich mit der Geometrie der VVS 40 nach Abbildung A1-3 in Anlage 1 zu rund 176.000 N/mm² berechnet. Unterstellt wird bei diesem Ansatz, dass im Seil unter Normalkraft keine Schlagwinkeländerungen in den Drahtlagen auftreten. Genau dieses Geraderichten der Seildrähte unter Zug wird im Modell U=100 durch die aktivierten Lagenfedern erschwert. Es zeigt sich somit, dass das Drahtmodell auch das globale Seiltragverhalten plausibel beschreiben kann.

### 5.3.2 Drahtmodell unter Biegung auf freier Seillänge

Um das Tragverhalten des Drahtmodells unter Querlast aufzuzeigen, wird exemplarisch die Verteilung der Drahtbiegespannungen über den Seilquerschnitt eines VVS 21 mit einer konzentrierten Querlast auf der freien Seillänge untersucht. Ziel der Nachrechnung ist es, qualitativ das in Abschnitt 2.3.6 beschriebene Tragverhalten zu verifizieren.

Das Aufbringen der Querlast V erfolgte im Modell mittels einer konstanten Linienlast über eine Länge von 25 mm entlang des zentralen Seil-Kerndrahtes. Es wurde eine kombinierte radiale und Umfangstragwirkung im Seil mit variierendem Reibbeiwert untersucht und die lokalen, jeweils in Richtung der Drahtachsen wirkenden Drahtbiegespannungen ausgewertet. Bei den Runddrähten wurden dazu jeweils die inneren und äußeren auf der Radialachse gelegenen Punkte, bei den Z-Drähten die beiden markierten Punkte mit den Bezeichnungen A-H (Außen-Hinten) und I-V (Innen-Vorne) verwendet. Die Ergebnisse der Untersuchung zeigt Abbildung 5-4.

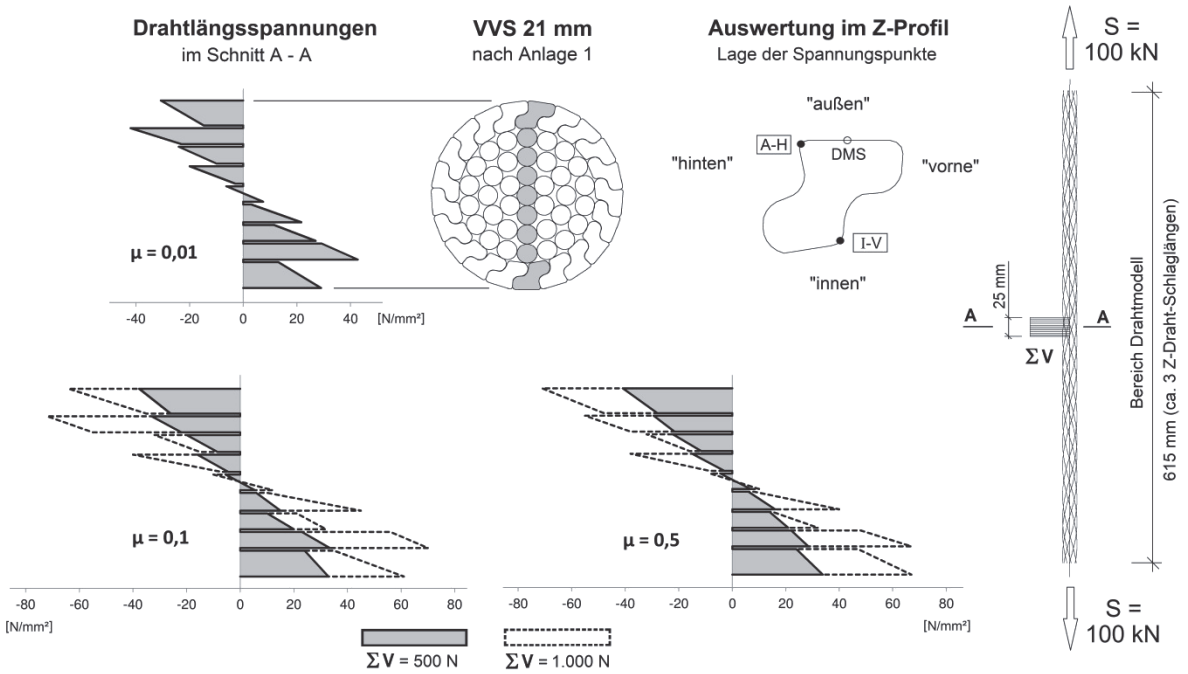



Abbildung 5-4: Beanspruchungen im Drahtmodell unter Querlast

Das obere Teilbild zeigt die Spannungsverteilung in einem praktisch reibungsfrei angenommenen Seilverband (dies entspricht dem zuvor als U=100 bezeichneten Modell). Bereits unter einer sehr kleinen Querlast (V/S = 1/200) findet eine Ablösung der äußeren Z-Drahtlage im Querschnitt und damit Relativverschiebungen zwischen den Drähten statt. Die maßgebende Biegebeanspruchung tritt in den Runddrähten der dritten Lage auf. Erst ein Anheben des Reibbeiwertes auf einen Wert von μ = 0,5 führt zu einer näherungsweise linearen Spannungsverteilung über den Seilquerschnitt, wobei etwa bereits ab μ = 0,10 die maßgebende Biegespannung in der äußersten Drahtlage auftritt. Eine Querlasterhöhung auf 1.000 N (d.h. auf V/S = 1/100) führt auch bei höheren Reibbeiwerten wieder zur Auflösung des Drahtverbands.

Ein quantitativer Vergleich mit Messungen an einem Tragseil unter Querlast auf freier Seillänge erfolgt anhand eines aus der Literatur entnommenen Beispiels im Abschnitt 5.4.1.

### 5.3.3 Drahtmodell unter Zug im Seilendbereich

Die im Seilendbereich durch die Auflösung des Seilverbands auftretenden Umlagerungen werden mit dem Drahtmodell wiederum für ein VVS 40 mm mit kombinierter Radial- und Umfangstragwirkung nachvollzogen. Es wird idealisierend eine biegesteife und unverschiebliche Einspannung der Drahtenden am Eintritt in den Verguss unterstellt.

Im Hinblick auf die Abtragung der Draht-Normalkräfte zeigen sich im Seilendbereich keine nennenswerten Veränderungen. Allerdings entsteht in den Drähten zweiachsige Biegung durch die sich aufbauende Seileinschnürung und das Geraderichten der Drähte.

Durch die gewendelte Drahtgeometrie in Verbindung mit dem unsymmetrischen Querschnitt der Z-Drähte stellen sich an den beiden Seilenden unterschiedliche Biegebeanspruchungen ein. Abbildung 5-5 zeigt die an der Seiloberfläche auftretenden Längsspannungen an den beidseitigen Seilaustritten. Die Darstellung erfolgt mittels Spannungsfaktoren K, die auf die Nennzugspannung $\overline{\sigma}_S$ bezogen wurden.

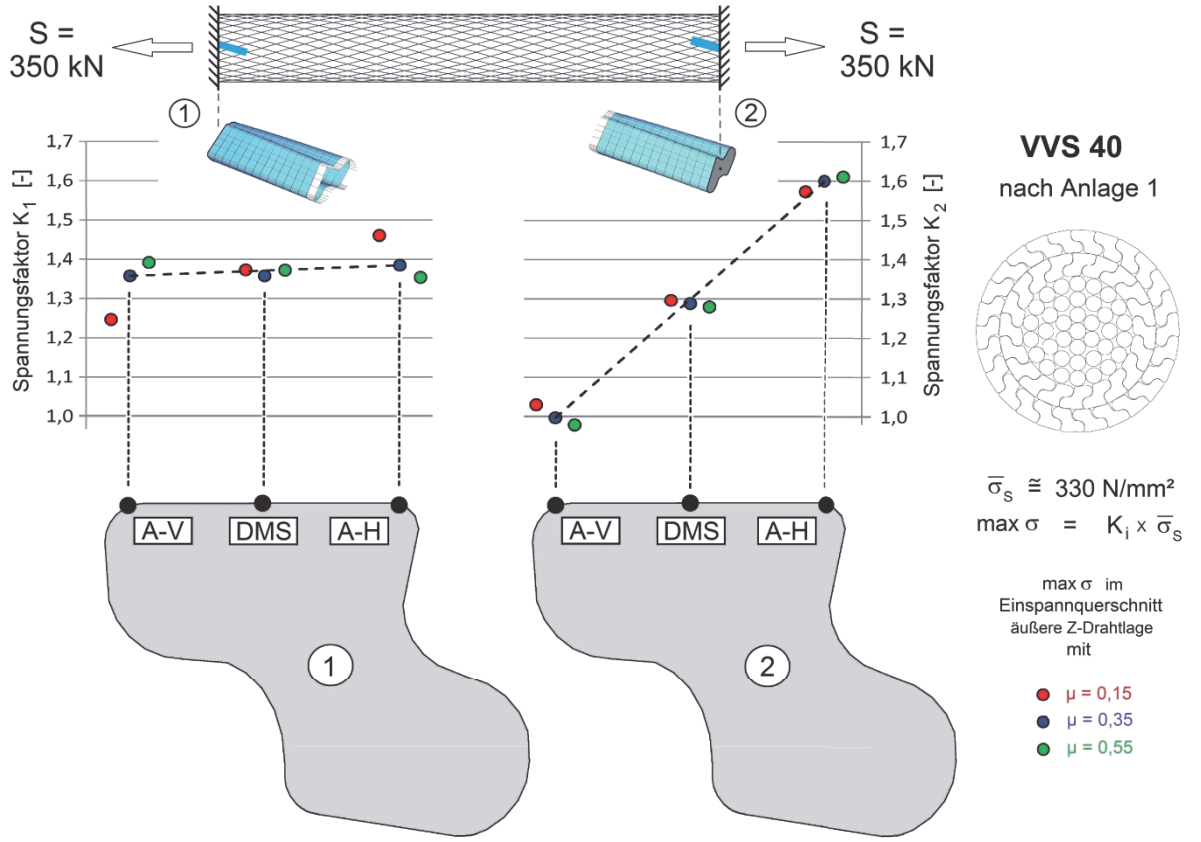



Abbildung 5-5: Spannungsverteilung an den Seilaustritten unter einer Zugkraft

Es zeigt sich, dass die Einspannung eine Erhöhung der Spannungen auf der Profil-Außenseite bewirkt. Am Seilende ② zeigt sich ein stärkerer Querbiegeanteil über die Außenfläche. Die maximale rechnerische Biegezugspannung erreicht etwa den 1,6-fachen Wert der Nennzugspannung.

Durch das Aufbringen einer (konstanten) Seilzugkraft entsteht damit ein veränderter Grundspannungszustand, der für die Draht-Außenseiten einer Mittelspannungserhöhung gleichkommt. Dies ist gegebenenfalls bei einer Überlagerung mit weiteren schwingenden Beanspruchungen zu berücksichtigen. Zudem zeigt sich, dass eine schwingende Normalkraft im Seilendbereich auch um die obigen Spannungsfaktoren höhere Spannungsdoppelamplituden als in der freien Seillänge verursacht.

Mittels Parameteruntersuchungen wurden weitere Einflüsse herausgearbeitet.

Die genaue Lage des Seilaustritts entlang der Seilachse ist in der Regel unbekannt. Dadurch ist auch die exakte Konstellation der Radialkontakte im Seilendbereich nicht definiert. Um den Einfluss einer unterschiedlichen Positionierung des Seilaustritts herauszuarbeiten, wurden die vorigen Berechnungen unter Variation der Lage der Einspannung wiederholt. Es

zeigten sich nur geringe Differenzen in den Beanspruchungen (< 1 %). Auf eine weitere Berücksichtigung dieses Einflusses kann deshalb begründet verzichtet werden.

In Abbildung 5-5 sind zudem die Auswirkungen unterschiedlicher Reibungszahlen im Drahtmodell dokumentiert. Nur bei einer eher niedrigen Reibwirkung (μ = 0,15) zeigen sich nennenswerte Verschiebungen bei den Spannungswerten. Werden mittlere bis hohe Werte unterstellt (μ = 0,35 bzw. μ = 0,55), so bleiben die Veränderungen an der Einspannstelle insgesamt gering (< 3 %).

Durch den Aufbau aus gewendelten Einzeldrähten entsteht im Seil ein Torsionsmoment. Dessen Größe hängt von der Seilgeometrie und der Seilzugkraft ab. Vergleiche zwischen dem Drahtmodell und den Angaben nach Feyrer (2000) zeigten eine gute Übereinstimmung (siehe Formel (6) aus Abschnitt 2.3.3). Die Wirkung des Torsionsmomentes wird durch die Einspannung der Drähte am Seilende korrekt berücksichtigt, da auch bei den durchgeführten Bauteilversuchen jeweils beide Seilköpfe um die Seillängsachse drehfest eingebaut waren. Diese Art der Lagerung kann auch beim tatsächlichen Einsatz von Seilen im Brückenbau unterstellt werden.

Abschließend wurden die obigen Beanspruchungen hinsichtlich ihrer Linearität bei Laststeigerung (Erhöhung der Seilzugkraft) untersucht. Es zeigte sich eine leicht unterproportionale Zunahme der Spannungen (eine Verdoppelung der Seilkraft bewirkt maximale Zunahmen zwischen ca. 90 und 98 %). Der Ansatz eines linearen Zusammenhangs erlaubt somit eine einfache und leicht auf der sicheren Seite liegende Extrapolation der normalkraftbedingten Beanspruchungen am Seilaustritt.

Den Verlauf von Biegespannungen entlang der Seildrähte zeigt exemplarisch Abbildung 5-6 am gleichen Beispiel wie zuvor. Es wird das Seilende ② und dabei insbesondere ein Z-Draht der Außenlage (5. Lage) sowie ein Runddraht der 3. Lage untersucht.

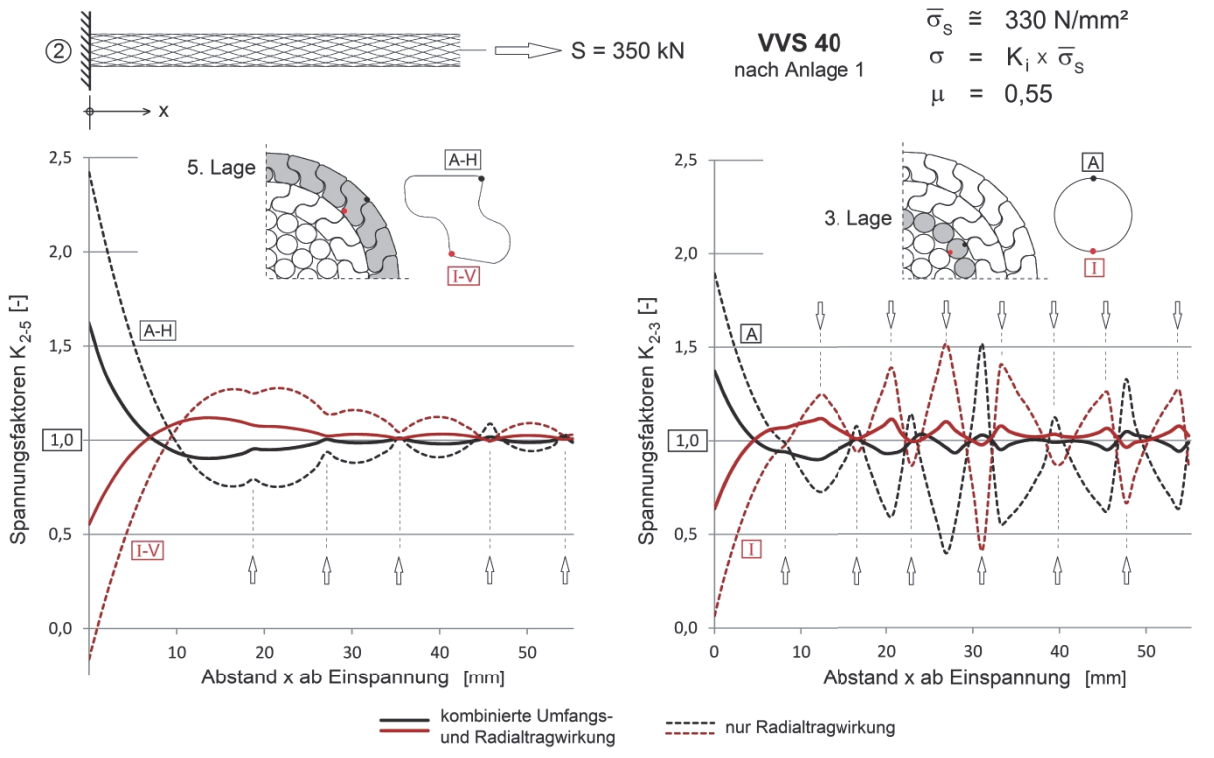



Abbildung 5-6: Spannungen entlang von Seildrähten im Seilendbereich unter Zugkraft

Die Ergebnisse dieser Betrachtung lassen sich wie folgt zusammenfassen:

- Die normalkraftbedingten Spannungen konzentrieren sich lokal im Seilendbereich. Wird eine allein radiale Tragwirkung im Seil unterstellt, erhöhen sich in der 5. Drahtlage die Spannungen außenseitig etwa um den Faktor 2,5 zur Nennzugspannung (gestrichelte Linien). Innenseitig treten im gleichen Drahtprofil Druckspannungen auf. Die Spannungskonzentrationen nehmen zur Seilmitte hin ab.
- Eine kombinierte Umfangs- und Radialtragwirkung im Seil reduziert die lokalen Spannungsanstiege nennenswert (durchgezogene Linien). Als Maximalwert ergibt sich der bereits in Abbildung 5-5 dokumentierte Wert von rund 1,6.
- Das Abklingen der Biegespannungen geht mit der Entstehung der planmäßigen Seileinschnürung und dem Aufbau von Kontaktkräften einher. Der Übergang auf die sekundären Biegespannungen der freien Seillänge ist gut am Beispiel der 5. Lage zu erkennen. Hier zeigt sich ab etwa x = 35 mm ein girlandenförmiger Verlauf der Spannungen, der durch das „Geradeziehen“ des gekrümmten Drahtes und dessen punktförmige Abstützung auf der darunter liegenden Drahtlage entsteht. Die Lage der Kontaktpunkte ist durch die Pfeile im Diagramm angedeutet.
- Am Beispiel der 3. Lage wird erkennbar, dass sich durch die beidseitig wirkenden Lagerungskräfte aus den Punktkontakten (als Pfeile dargestellt) nennenswerte sekundäre Biegung auch in der freien Seillänge einstellt (insbesondere bei allein radialer Tragwirkung).
- In den äußeren Drahtlagen erfolgt durch die größere Steifigkeit der Z-Drähte ein im Vergleich zu den inneren Runddrähten langsamerer Aufbau von Kontaktkräften.
- Der zum Teil unterschiedliche Abstand der Kontaktpunkte zwischen den Lagen ist modellbedingt und resultiert aus den Festlegungen zur Stab- bzw. Knotendiskretisierung. Bei der Generierung der Radialfedern (über Abfragen zur Abstandsminimierung) können dadurch unterschiedliche Abstände zwischen den Federn auftreten.

In Anbetracht der Größenordnung der Spannungen ist davon auszugehen, dass sich insbesondere durch das übliche Seilrecken mit rund doppelt so hohen Normalkräften bereits erste plastische Umlagerungen in den Drähten im Seilendbereich einstellen (Maximalspannung 5. Lage außenseitig dann ca. $2 \cdot 2{,}5 \cdot 330$ N/mm² = 1.650 N/mm²). Dies gilt in analoger Weise auch für das Vergussmaterial, das im Seilaustrittsbereich durch die Kraftumlenkungen lokal hoch beansprucht wird. Letzteres dürfte zu einem gewissen „Freiarbeiten“ der Drähte im Zuge des Reckens führen, wodurch deren theoretisch unterstellte vollständige in eine elastische Einspannung übergeht. Die mit dem Drahtmodell im Einspannbereich ermittelten Spannungen liegen deshalb insgesamt eher auf der sicheren Seite.

Die sich im Seilendbereich aufbauenden Radialkräfte können auch indirekt am Tragverhalten der Federn im Drahtmodell abgelesen werden. Durch die radiale Unverschieblichkeit der Drahtenden am Seilaustritt bleiben die Radialfederkräfte gering. Die quer zur Hauptfederrichtung gerichteten Kräfte übersteigen dadurch teilweise die über den Reibbeiwert definierte Tragfähigkeit in Feder-Querrichtung. Es kommt zu Querbewegungen an der Feder bzw. zu Relativverformungen zwischen den beteiligten Drähten (Übergang auf „full slip“).

Dieses Verhalten verdeutlicht Abbildung 5-7. Zusätzlich zur Darstellung der Stabzüge der äußeren Z-Drahtlage sind alle im „full slip“ - Bereich arbeitenden Radialfedern unter dieser

Lage (d.h. zwischen der vierten und fünften Lage) mittels einer punktförmigen Markierung hervorgehoben. Ausgewertet wurde ein Drahtmodell mit kombinierter Radial- und Umfangstragwirkung.

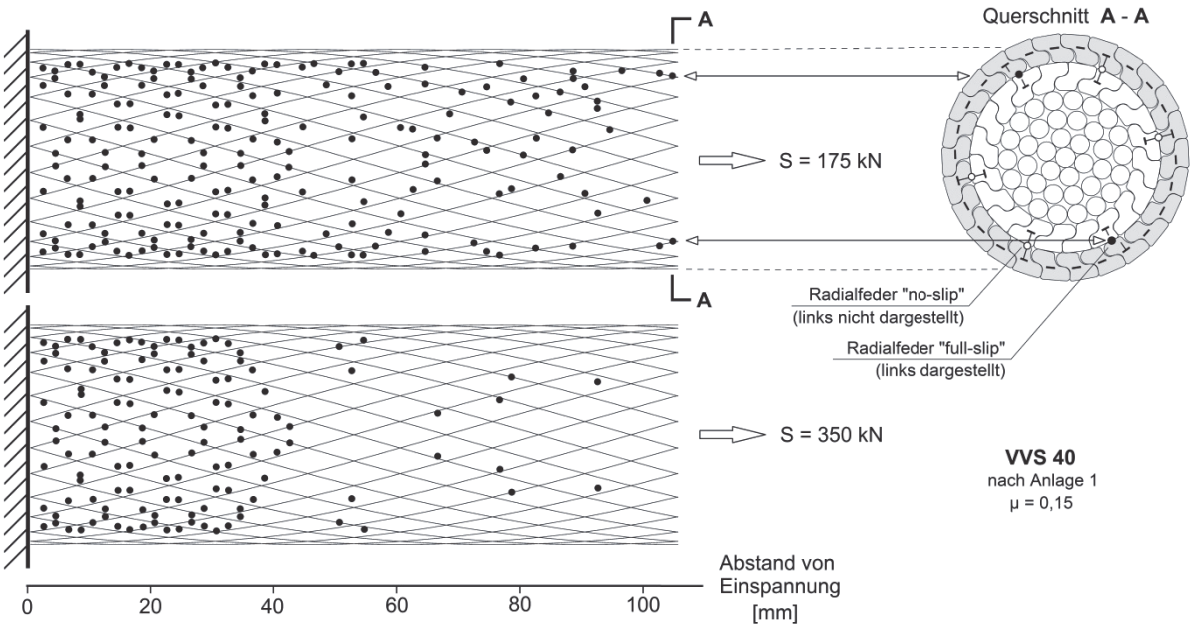



Abbildung 5-7: Tragverhalten der Radialfedern im Seilendbereich

Es zeigt sich eine Konzentration von Federn im Zustand „full slip“ nahe des Seilaustritts. Der betroffene Bereich schnürt sich jedoch - in Abhängigkeit der beteiligten Drahtsteifigkeiten und des Reibbeiwertes - mit steigender Normalkraft auf den unmittelbaren Seilendbereich ein.

Im anschließenden Bereich der freien Seillänge treten hingegen kaum mehr Relativverschiebungen auf. Dies entspricht der Seiltheorie, wonach unter Zugkraft an den radialen Kontaktstellen lediglich eine Verdrehung zwischen den Drähten unterschiedlicher Lagen stattfindet (siehe Abschnitt 2.3.3).

Im Gegensatz zu den Radialfedern gehen die Lagenfedern zwischen den Drähten einer Lage praktisch von Belastungsbeginn an flächig in den Zustand „full slip“ über. Der Grund hierfür sind Schubkräfte in Drahtlängsrichtung zwischen den Drähten durch das Geraderichten der Drähte unter Zug.

### 5.3.4 Drahtmodell unter Biegung im Seilendbereich

Wird wie bisher am Seilaustritt eine biegesteife Einspannung der Drähte in den Verguss unterstellt, so bewirkt eine Winkelverdrehung der Seilverankerung oder eine Querauslenkung des Seils in der freien Seillänge Biegung im Seilendbereich. Mit Blick auf die hier untersuchten Fragestellungen zur Ermüdungssicherheit wird ein schwingendes Auftreten dieser Beanspruchungen angenommen und deshalb eine Auswertung auf Basis von Spannungsdoppelamplituden gewählt.

Exemplarisch zeigt Abbildung 5-8 die Biegeschwingbreiten entlang der abgewickelten Oberfläche eines VVS 21 am Seilaustritt. Bei der Berechnung wurde eine kombinierte Radial- und Umfangstragwirkung und ein Reibbeiwert von μ = 0,35 angenommen. Die Größe der Span-

nungen ist bezogen auf die Ergebnisse, die mit einem analog beanspruchten Seilstab bestimmt wurden.

Da die Schwingbreiten aus der Differenz zweier Lastfälle (hier: $\varphi$ = +5 mrad und -5 mrad) bestimmt wurden, ergeben sich vorzeichenbehaftete Werte. Die am Drahtmodell ermittelten Spannungen (in Richtung der Drahtachsen) wurden für den Vergleich mit dem Seilstab in die Richtung der Seillängsachse umgerechnet.

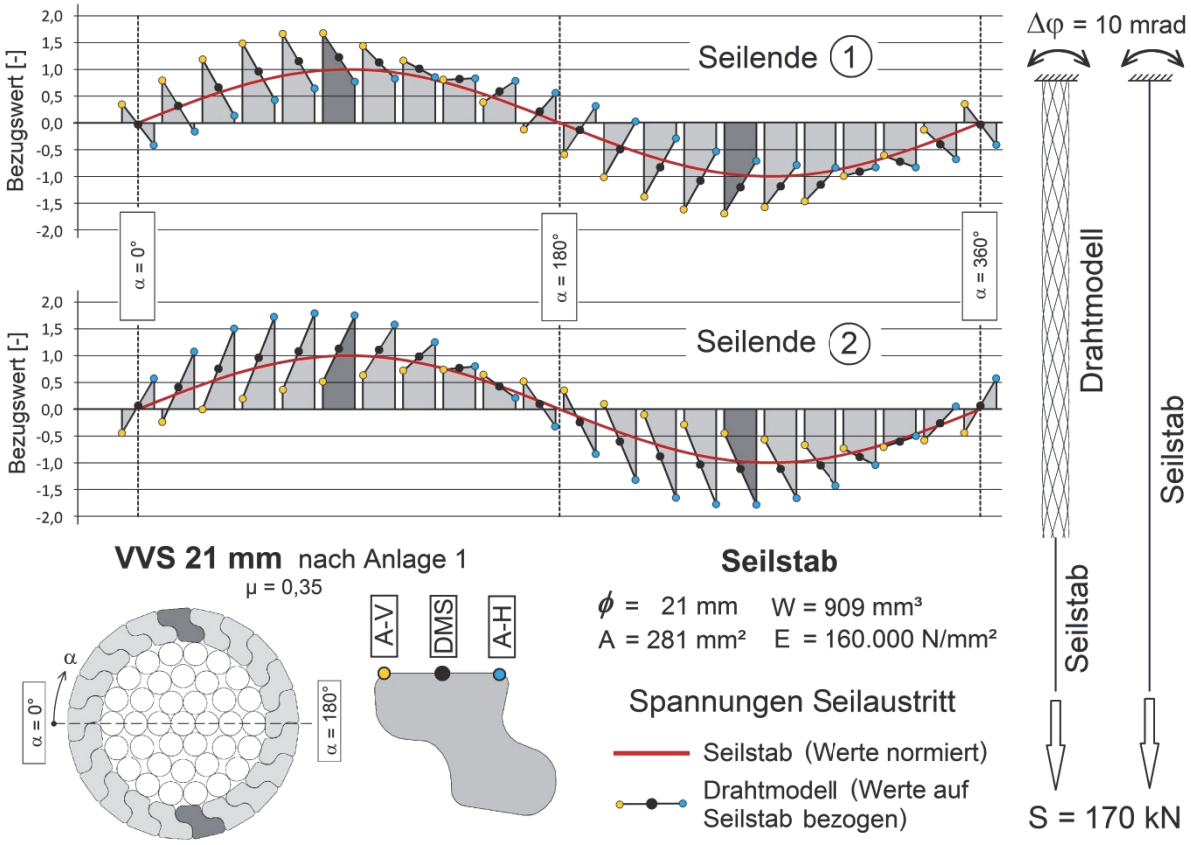



Abbildung 5-8: Schwingbreiten in äußerer Z-Drahtlage am Seilaustritt unter Biegung

Die Ergebnisse der Beispielrechnung lassen sich wie folgt zusammenfassen:

- Die größten Doppelspannungsamplituden liegen im Bereich der Biegezug- und Biegedruckfaser des Seilquerschnitts. Hohe Schwingbreitenwerte bis etwa 90 % des Maximalwertes treten dabei in bis zu acht Z-Drähten des untersuchten Querschnitts auf.
- Am Querschnittspunkt DMS verlaufen die Schwingbreiten des Drahtmodells weitgehend synchron zum Seilstab, wobei die Werte des Seilstabs die Extremalwerte des Drahtmodells nicht erreichen. Am Seilende ① (nach Abbildung 5-5 treten um 5 % bis 7 % höhere Schwingbreiten an diesem Punkt auf.
- Die Z-Drähte werden durch Querbiegung an den beiden Seilenden unterschiedlich beansprucht. Am Seilende ① treten die maximalen Schwingbreiten am Querschnittspunkt A-V, am Seilende ② am Querschnittspunkt A-H auf. Die Schwingbreiten erreichen rund die 1,7- bzw. 1,8-fachen Werte des Seilstabs. Am Seilende ② treten dabei um rund 6 % höhere Extremalwerte auf.

- Durch Vergleichsrechnungen wurde das prinzipiell analoge Tragverhalten bei Seilkopfverdrehung und bei Querauslenkung in freier Seillänge bestätigt.

Über die Seillänge treten mit zunehmender Seilkrümmung Relativbewegungen auf. Deren Entwicklung zwischen den beiden äußeren Drahtlagen zeigt Abbildung 5-9.

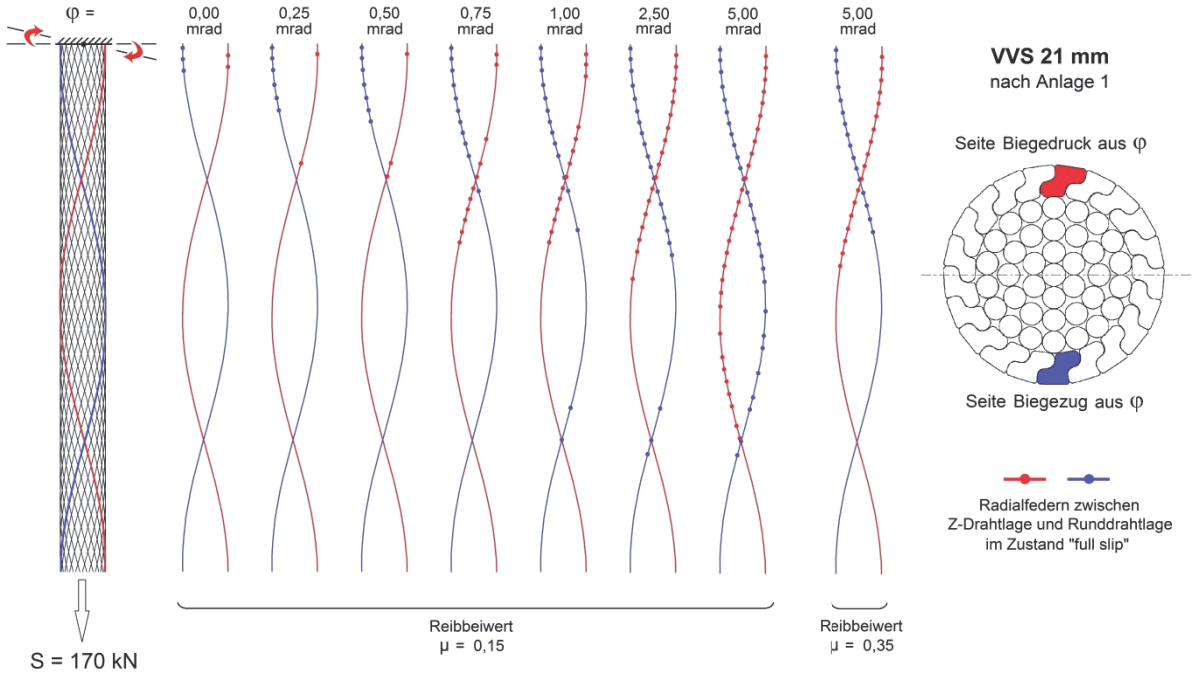



Abbildung 5-9: Entwicklung von Relativbewegungen an den Radialfedern unter Biegung

Im Einspannbereich liegt wie zuvor erläutert bereits aus alleiniger Seilzugkraft ($\varphi$ = 0 mrad) zum Teil an den Radialfedern der Zustand „full slip“ vor. Die Überlagerung mit einem Drehwinkel $\varphi$ bewirkt, dass die Federquerkräfte durch zusätzlichen Biegedruck geringer werden und die Radialfedern zum Teil wieder ein Gleichgewicht über Reibung finden. Im Biegezugbereich vergrößert sich hingegen der Bereich, in dem der Übergang in den Zustand „full slip“ stattfindet.

Die ersten Relativverschiebungen im Seil treten auf, wenn sich die Drähte der Biegezug- und Biegedruckseite der neutralen Achse nähern (nach einem Viertel der Schlaglänge, rot dargestellter Draht). Dabei eilt der Übergang in den Zustand „full slip“ im Draht mit zusätzlichen Druckspannungen aus der Winkelverdrehung voraus. Der Grund ist, dass hier die resultierende Drahtzugkraft geringer ist und damit ebenso die Einschnürwirkung bzw. die Radialfederkräfte. Hierdurch reduziert sich auch der Reibwiderstand der Federn, wodurch wiederum ein früherer Übergang auf „full slip“ erfolgt. Dieser Mechanismus zeigt sich - bei zunehmender Seilendverdrehung - analog auch nach Dreiviertel der Schlaglänge, wenn der ursprünglich im Biegezugbereich liegende Draht nunmehr von der Druckseite in den Bereich der neutralen Querschnittsfaser wechselt (ab $\varphi$ = 1 mrad, blau dargestellter Draht).

Die „full slip“ - Bereiche breiten sich mit zunehmender Seilendverdrehung im Seil aus. Der Vergleich der beiden rechten Teilbilder zeigt den Einfluss der Höhe des Reibbeiwertes auf die Ausbreitung der Relativbewegungen.

In Bezug auf die Relativverschiebungen zwischen den Drähten kann das Drahtmodell somit das in der Literatur beschriebene Tragverhalten abbilden (siehe Abschnitte 2.3.5 und 2.3.6).

Weitere Untersuchungen zum Spannungsverlauf in den Drähten über die Seillänge folgen im Rahmen von Vergleichsrechnungen zu den Versuchsauswertungen im Kapitel 6.

## 5.4 Validierung des Drahtmodells anhand von Literaturangaben

### 5.4.1 Mess- und Versuchsergebnisse von Wang

Die Versuchsergebnisse von Wang (1990) wurden bereits im Abschnitt 3.7 vorgestellt. Sie werden nunmehr eigenen Berechnungen am Drahtmodell gegenübergestellt. Modelliert wurde dazu ein insgesamt rund drei Schlaglängen umfassender Seilbereich (ca. 1,12 m Länge, ca. 60.000 Stabelemente). Das Drahtmodell wurde über beidseitige Seilstäbe in ein Gesamtmodell integriert. Die rechnerische Lastaufbringung erfolgte im Bereich von +/- 1,2 Schlaglängen um die Position des DMS.

Den Ergebnisvergleich zeigt Abbildung 5-10. Die Berechnungen erfolgten an einem Drahtmodell mit kombinierter Umfangs- und Radialtragwirkung und einem Reibbeiwert von μ = 0,2. Es zeigt sich eine akzeptable Übereinstimmung sowohl des qualitativen Spannungsverlaufs als auch der Höhe der Spannungsdoppelamplituden.

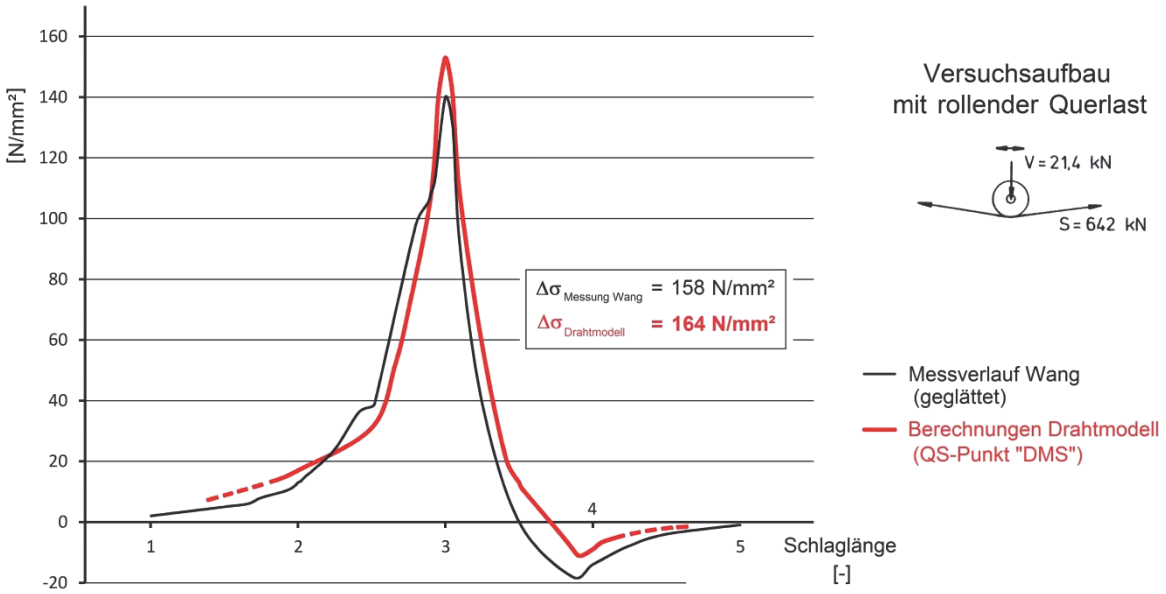



Abbildung 5-10: Vergleich von Messergebnissen nach Wang mit dem Drahtmodell

Mittels seines Berechnungsmodells ermittelt Wang auch die zugehörigen Schwingbreiten über den Seilquerschnitt. Der direkte Vergleich mit dem Drahtmodell ergibt insbesondere im Bereich der unmittelbar überfahrenen Drähte größere Diskrepanzen (Abbildung 5-11).

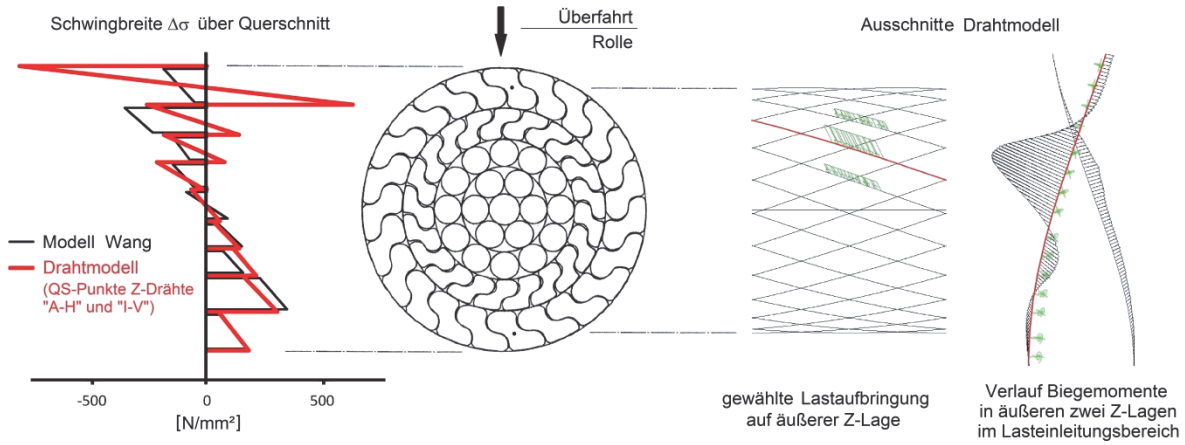



Abbildung 5-11: Vergleich des Berechnungsmodells nach Wang mit dem Drahtmodell

Lokale Drahtbiegung durch das Überrollen wird von Wang offenbar nicht abgebildet. Im Drahtmodell ergeben sich hier die maßgebenden Schwingbreiten, die jedoch von der gewählten Lastaufbringung abhängig sind. Im vorigen Beispiel wurde eine Verteilung über 25 mm lange Linienlasten auf drei Z-Drähte gewählt (Verteilung der Querlast mit 25 % - 50 % - 25 %).

Wang (1990) geht davon aus, dass insbesondere der Einsatz elastisch gefütterter Laufrollen die Biegespannungen im Lasteinleitungsbereich stark reduziert. Dies führe dazu, dass wieder die Beanspruchungen im Seilinneren maßgebend werden und deswegen in der Regel auch dort die ersten Schäden (Drahtbrüche) entstehen.

Die Auswertung deutet auf eine kombinierte Radial- und Umfangstragwirkung im untersuchten VVS. Hierzu folgen weitere Betrachtungen im Kapitel 6.

### 5.4.2 Einspannmomente nach Papailiou

Im Abschnitt 3.7 wurde das Berechnungsmodell von Papailiou vorgestellt. Das dort skizzierte Verhalten des Seils unter zunehmender Krümmung wird exemplarisch mit dem Drahtmodell am Seilaustritt eines VVS 40 nachvollzogen (Abbildung 5-12).

Die gestrichelten Linien zeigen jeweils das Einspannmoment des Seilstabmodells. Das resultierende Biegemoment des Drahtmodells weicht bei Annahme eines Reibungsbeiwerts von $\mu = 0{,}15$ bereits bei kleinen Verdrehwinkeln vom linearen Verlauf ab. Die Erhöhung der Normalkraft bzw. des Reibbeiwertes wirken sich erwartungsgemäß versteifend und damit biegemomentenerhöhend aus. Durch die große Anzahl an Federelementen zeigt sich kein geknickter sondern ein ausgerundeter Verlauf. Die Modellvorstellung von Papailiou nach Abbildung 3-21 kann mit dem Drahtmodell somit qualitativ nachvollzogen werden.

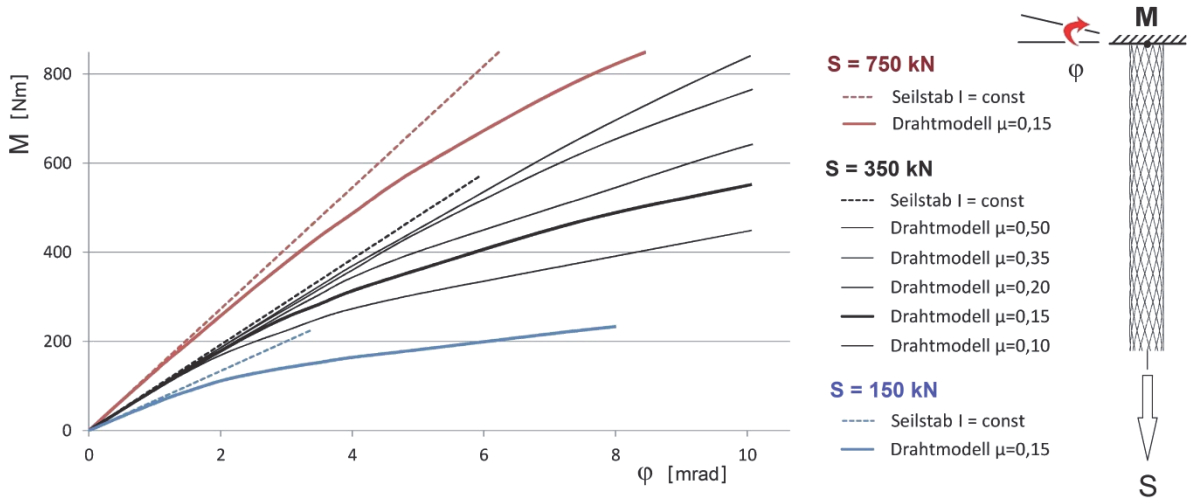



Abbildung 5-12: Entwicklung des Einspannmomentes am Drahtmodell unter Biegung

## 5.5 Validierung des Drahtmodells anhand eigener Messungen

Für die Versuchsdurchführungen wurden insbesondere in den Seilendbereichen DMS angeordnet. Deren Auswertung diente dazu, das hier vorgestellte Drahtmodell zu validieren und für die hier untersuchte Fragestellung zu kalibrieren.

Über die durchgeführten Untersuchungen wird im Kapitel 6 dieser Arbeit berichtet.

## 5.6 Zusammenfassung

Die Entwicklung und der Aufbau des als Drahtmodell bezeichneten räumlichen Stabtragwerks zur Berechnung von VVS wurden beschrieben sowie dessen generelle Funktionsfähigkeit aufgezeigt (hinsichtlich Drahtkraftverteilung, Kontaktkräfte, Relativverschiebungen, etc.). Erste Überlegungen im Hinblick auf eine Variation des Tragverhaltens wurden angestellt (radiale bzw. kombinierte radiale und Umfangstragwirkung, Einfluss von Reibung, etc.).

Die Auswertungen zeigen, dass im Seilendbereich nur geringe Kontaktkräfte zwischen den Lagen eines Seils (d.h. in radialer Richtung) wirken, da sich diese erst mit zunehmender Einschnürwirkung in der freien Seillänge aufbauen. Dieses Tragverhalten in Verbindung mit den Untersuchungen von Olivella-Roche (2000) bestätigt die gewählte Kontaktfedermodellierung mittels des elastischen Ansatzes nach Hertz.

Rechnerische Untersuchungen am Drahtmodell im Seilendbereich zeigen, dass am Seilaustritt zusätzliche Drahtbeanspruchungen aus der Seilzugkraft und aus Biegung entstehen. Durch das unsymmetrische Querschnittsprofil der Z-Drähte sind die auftretenden Beanspruchungen an den beiden Seilenden unterschiedlich ausgeprägt.

Die Auswertung des Drahtmodells unter wechselnder Biegung deckte ebenfalls Unsymmetrien auf. So werden an den beiden Seilenden jeweils verschiedene Stellen im Z-Profilquerschnitt maßgebend beansprucht, wobei jedoch die auftretenden Biegeschwingbreiten an beiden Seilaustritten in einer ähnlichen Größenordnung liegen.

Abschließende Vergleichsrechnungen zu Beispielen aus der Literatur in Bezug auf Biegung in der freien Seillänge und auf das Steifigkeitsverhalten von Seilen unter Biegung bestätigen ebenfalls die Einsetzbarkeit des entwickelten Drahtmodells. Es ergeben sich daraus erste Hinweise auf eine kombinierte radiale und Umfangstragwirkung von VVS unter Biegung.

# 6 Experimentelle Untersuchungen an vollverschlossenen Seilen

## 6.1 Vorbemerkungen

Im Hinblick auf das Verhalten von VVS unter ermüdungsrelevanter Biegung im Seilendbereich finden sich in der Literatur nur wenige abgesicherte und unmittelbar auf die vorliegende Fragestellung übertragbare Angaben (siehe Kapitel 3). Gleichzeitig zeigen die Recherchen, dass gerade in den Seilendbereichen von der Wirkung einer Vielzahl an unterschiedlichen Einflüssen auszugehen ist. Exemplarisch sind dabei zu nennen:

- Einzelner (Z-) Draht: Verteilung und Höhe von Eigenspannungen aus der Herstellung, der Verseilung, dem Verguss und dem Seilrecken sowie deren (überlagerter) Einfluss auf das Material- bzw. Ermüdungsverhalten unter Normalkraft- und Biegewechseln;
- Verseilter (Z-) Draht: Auswirkung von Kontakt- und Reibbedingungen auf das Materialverhalten des Einzeldrahtes (bei linien- und punktförmiger Berührung, bei Kontakt Stahl - Stahl und Stahl - Verguss, mit und ohne Wirkung eines Seilverfüllmittels, etc.);
- Übergang in den Verguss: Wirkung der (elastischen) Einspannung und der Verankerung von Seildrähten.

Eine umfassende Klärung dieser Fragestellungen wäre aus wissenschaftlicher Sicht zwar erstrebenswert. Der dabei entstehende Untersuchungsaufwand wird jedoch als äußerst umfangreich und wirtschaftlich nicht darstellbar angesehen.

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wurde deshalb bewusst eine davon abweichende Herangehensweise gewählt. Der maßgebende Grund hierfür war, dass die Untersuchungen zur Klärung praxisrelevanter Fragestellungen aus dem Brückenbau beitragen sollen, für die derzeit konkrete (normative) Vorgaben fehlen. Die Planung und Durchführung der Versuchsreihen konzentrierte sich dem entsprechend bewusst auf eine ingenieurmäßige Herangehensweise an die Problematik. Soweit möglich, sollten die zuvor aufgeführten Einflüsse zwar herausgearbeitet und eingegrenzt werden, insgesamt wurde jedoch eine summarische Bewertung mit dem Ziel einer globalen Erfassung des Ermüdungsverhaltens von VVS als Gesamtbauteil angestrebt.

Im vorliegenden Kapitel werden zunächst die Konzeption und die technische Umsetzung der beiden Versuchsreihen erläutert (Abschnitte 6.2 und 6.3). Anschließend werden die Ergebnisse von begleitenden rechnerischen Untersuchungen dargestellt, die zur Kalibrierung des Drahtmodells führten (Abschnitt 6.4). Die zentralen Resultate der Bauteilversuche werden danach in Abschnitt 6.5 zusammengefasst. Den lebensdauerbestimmenden Schädigungsmechanismus und dessen rechnerische Beschreibung behandelt abschließend Abschnitt 6.6.

## 6.2 Versuchsreihe 1 an der Technischen Universität München

### 6.2.1 Konzeption des Versuchsaufbaus

Generelles Ziel der Versuchsdurchführung war, die maßgebenden Beanspruchungen von Hängern in Stabbogenbrücken realitätsnah abzubilden. Dies führte dazu, die Seile durch eine Überlagerung von zwei sinusförmig schwingenden Bewegungsabläufen mit einem Frequenzverhältnis von Biege- zur Normalkraftschwingung von $f_M / f_N = 2$ zu beanspruchen.

Abbildung 6-1 zeigt im oberen Teilbild sowohl die einzelnen als auch die überlagerten Beanspruchungsverläufe für einen Normalkraftzyklus (bzw. zwei Winkelzyklen) aus Vorberechnungen an einem Seilstabmodell. Die beiden schwingenden Spannungsanteile (aus Normalkraft $\Delta N$: grüne Linie; aus Verdrehung $\Delta\varphi$: blaue Linie) sind gleich groß gewählt. Die durchgezogene rote Linie stellt den überlagerten Spannungsverlauf am Querschnittspunkt 1 dar, die gestrichelte rote Linie entspricht der Summenlinie am gegenüber liegenden Punkt 3.

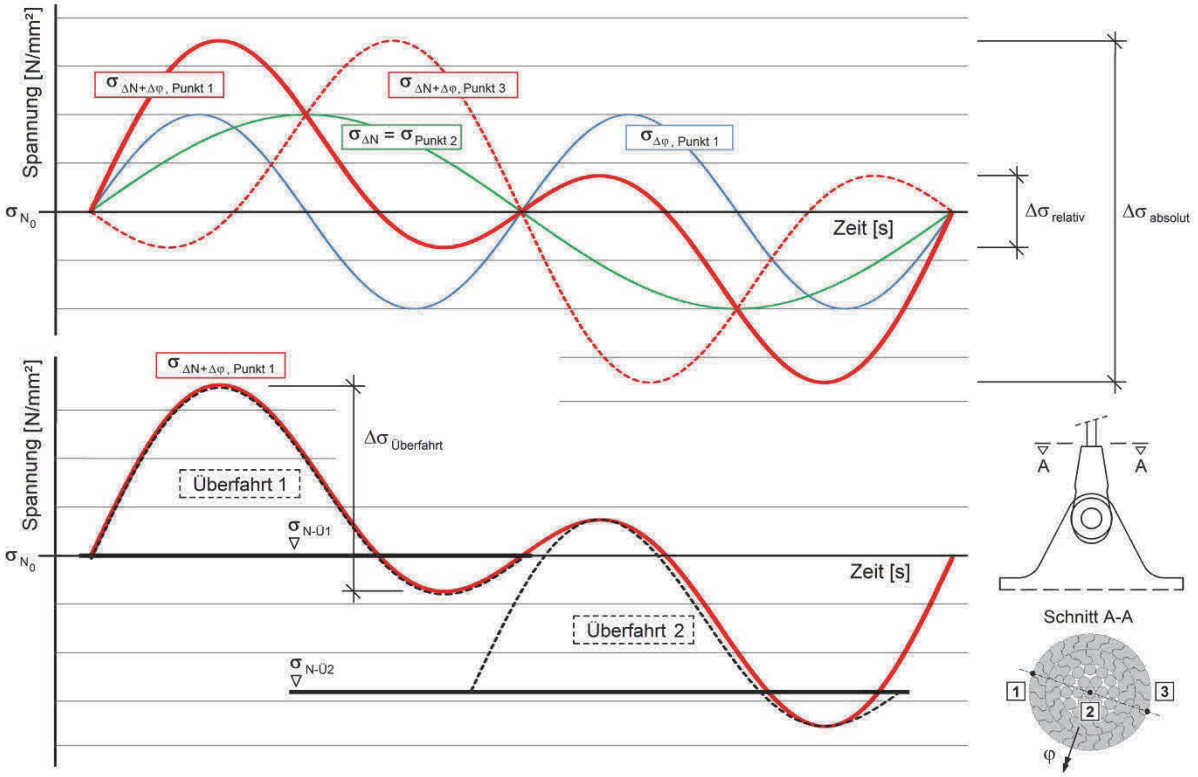



Abbildung 6-1: Beanspruchungsverläufe im Versuchsstand München

Aus mechanischer Sicht ermöglicht diese Vorgehensweise eine gute Annäherung der tatsächlichen Beanspruchungsabläufe aus der Überfahrt eines Fahrzeugs (z.B. des Ermüdungslastmodells LM 3). Dies ist im unteren Teil der Abbildung 6-1 für den Querschnittspunkt 1 anhand von zwei schwarz strichliert eingetragenen Überfahrtsverläufen dargestellt, deren Verlauf qualitativ und quantitativ dem Berechnungsbeispiel aus Abschnitt 4.6.3 entspricht. Bedingt durch den schwingenden Normalkraftverlauf entspricht die zweite Zyklushälfte rechnerisch einer Überfahrt auf dem niedrigeren Normalkraftniveau $\sigma_{N\text{-}Ü2}$. Die Auswirkung dieser Verschiebung (Verringerung der Überfahrtsschwingbreite $\Delta\sigma_{Überfahrt}$ durch die niedrigere Nor-

malkraft und die damit einher gehende geringere Wirkung der Theorie II. Ordnung) bleibt insgesamt gering.

Mit abnehmender Normalkraftschwingung nähern sich die Normalkraftniveaus einander an und gehen in zwei gleiche Überfahrtsverläufe aus alleiniger Biegebeanspruchung über.

Im Hinblick auf die Ermüdungsbewertung werden innerhalb eines Normalkraftzyklus' eine absolute und eine relative Schwingbreite durchfahren. Bedingt durch den Normalkraftanteil ist die erste größer, die zweite kleiner als die sich aus einer Überfahrt ergebende Schwingbreite $\Delta\sigma_{\text{Überfahrt}}$. Je nach Beanspruchungskonstellation ist dies ggfs. im Rahmen einer Bewertung mittels Schadensakkumulationshypothese (z.B. nach Palmgren-Miner) zu beachten.

Die mit dem Versuchsaufbau erzeugten Spannungsschwingbreiten sind an den beiden Querschnittspunkten 1 und 3 identisch.

### 6.2.2 Technische Umsetzung der Versuchsreihe

Mit der Umsetzung und Durchführung der ersten Versuchsreihe beauftragte die BAW die Materialprüfanstalt (MPA BAU, Abteilung Massivbau) der Technischen Universität München. Zum Einsatz kam dabei eine servohydraulische Universalprüfmaschine des Typs PCCC der Fa. Schenck-Trebel. Auf dieser wurde zur Lagerung des oberen Seilendes zusätzlich eine gelenkige Kippplatte aufgesetzt, die wiederum über einen vertikal angeordneten doppelt wirkenden Hydraulikzylinder weggesteuert verdreht werden konnte. Abbildung 6-2 zeigt den Versuchsaufbau in schematischer Form sowie die Kipplagerung im Detail.

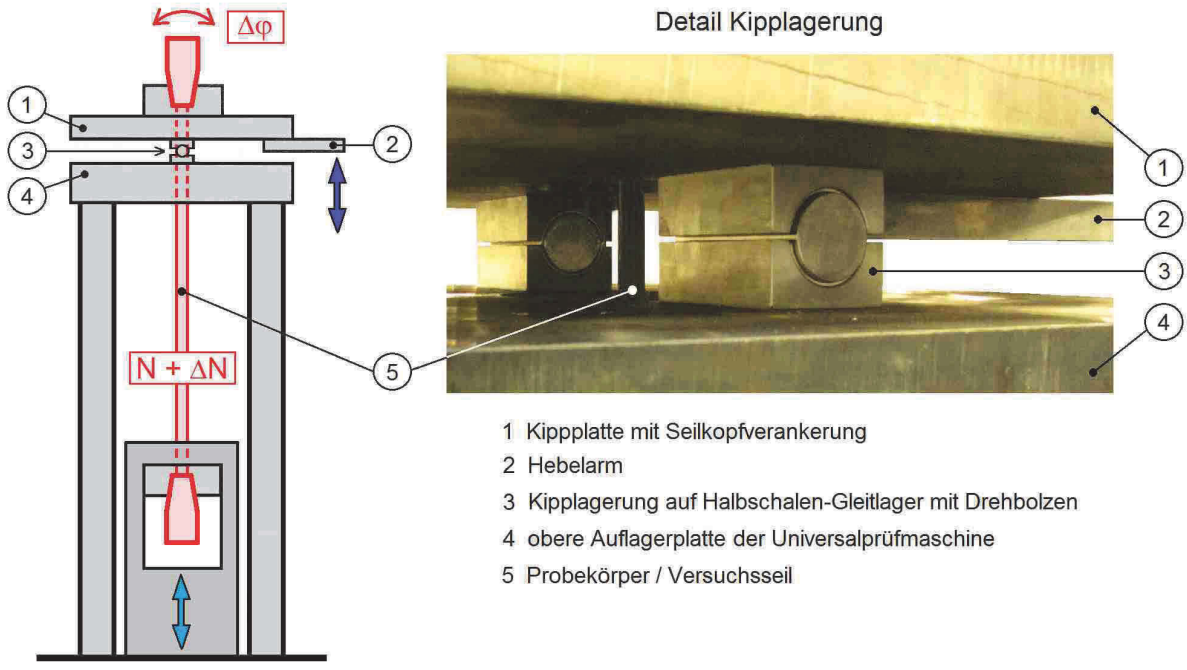



Abbildung 6-2: Versuchsaufbau der ersten Versuchsreihe

Die Normalkraft und die Normalkraftschwankungen konnten damit über den Primärzylinder der Universalprüfmaschine (hellblauer Pfeil), die Kippbewegungen über den Sekundärzylinder (dunkelblauer Pfeil) generiert werden. Die Wirkung dynamischer Effekte blieb insgesamt

vernachlässigbar (Vergleichsauswertungen von statisch und dynamisch aufgebrachten Beanspruchungen).

Die Seilköpfe waren beidseitig in konusförmig ausgesparten Stahlbauteilen eingespannt.

Zur Kopplung der beiden Belastungsanteile wurden die Regelsignale der Universalprüfmaschine auf einen Messrechner übertragen, der daraus wiederum nach den Vorgaben zum Frequenzverhältnis und zur Phasenverschiebung Steuersignale für den Sekundärzylinder erzeugte und diesen steuerte. Zur Brucherkennung kamen akustische Sensoren (Kondensatormikrofone) zum Einsatz, die bei entsprechender Signalauslösung eine Triggermessung starteten. Es erfolgte keine permanente Datenaufzeichnung über die Dauer der Ermüdungsversuche.

### 6.2.3 Versuchsumfang und Zielstellung

Der Umfang der Münchner Versuchsreihe betrug insgesamt acht Bauteilversuche an VVS mit Durchmessern von 21 mm, 31 mm und 45 mm von zwei verschiedenen Herstellern. Die freie Seillänge variierte zwischen 4,93 m und 5,04 m. Detailangaben zu den eingesetzten Seilen finden sich in Anlage 1.

Im Rahmen dieser Versuchsreihe wurden die Grenzbeanspruchungen von VVS durch Biegung im Seilendbereich auf Bemessungslastniveau untersucht. Die Versuchsvorgaben wurden in Anlehnung an den normativ geregelten Ermüdungsversuch (Standardversuch) nach TL Seile (1994) bzw. der TL/TP-ING (2013a) entwickelt.

Einer der Versuche (M-06) bezog sich unmittelbar auf den Nachweis der Einsetzbarkeit dieses Seiltyps als Hänger in einer Stabbogen-Straßenbrücke. Die Versuchsauswertung und -dokumentation erfolgte getrennt im Rahmen eines Verfahrens zur Erlangung einer Zustimmung im Einzelfall durch das Bundesverkehrsministerium. Über die hierfür durchgeführten Untersuchungen wird im Kapitel 7 dieser Arbeit berichtet.

Sämtliche Vorgaben für die Durchführung der Versuche sowie die maßgebenden Resultate der ersten Versuchsreihe sind in Anlage 2 zusammengestellt. Weitere Detailauswertungen sowie die Bewertung der Ergebnisse folgen in den Abschnitten 6.5 und 6.6. Die seitens der Materialprüfanstalt erstellten Versuchsberichte beinhaltet MPA-TUM (2013).

## 6.3 Versuchsreihe 2 an der Technischen Universität Braunschweig

### 6.3.1 Konzeption des Versuchsaufbaus

Das primäre Ziel einer zweiten Versuchsreihe war es, die bereits gewonnenen Erkenntnisse konkret für die Einsatzmöglichkeiten von Seilen in Stabbogenbrücken weiter zuzuschärfen.

Hierzu wurde sowohl auf das tatsächlich in diesen Bauwerken vorliegende Normalkraftniveau in den Seilen gewechselt als auch angestrebt, die Variablen bei der Versuchsdurchführung und -auswertung zu minimieren (z.B. Anzahl unterschiedlicher Seildurchmesser und Hersteller).

Ein weiteres Anliegen war es, die insgesamt aufwändige versuchstechnische Steuerung aus der ersten Versuchsreihe zu vereinfachen, den Versuchsablauf zu beschleunigen und eine Auswertung von zwei Seilendbereichen je Versuch anzustreben.

Die Überlegungen führten letztlich zur Konzeption eines Versuchsaufbaus, in dem die Beanspruchungen im Seilendbereich durch Querauslenkung des Prüfkörpers in der Seilmitte erzeugt werden.

Die Seilzugkraft wurde im unausgelenkten Zustand eingestellt und über die Versuchsdauer nicht variiert. Durch die dynamischen Querauslenkungen werden schwingende Normalkrafterhöhungen im Seil mit hervorgerufen. Eine unabhängige Steuerung der Normalkrafterhöhung war nicht mehr möglich.

In Analogie zur obigen Vorgehensweise ist der Beanspruchungsverlauf im konzipierten Versuchsstand wieder in Anlehnung an das Berechnungsbeispiel aus Abschnitt 4.6.3 aufbereitet und in Abbildung 6-3 dargestellt. Die Punkte 1 und 3 entsprechen wiederum den zwei maßgeblich durch Biegung beanspruchten Stellen im (Seil-) Querschnitt nach Abbildung 6-1.

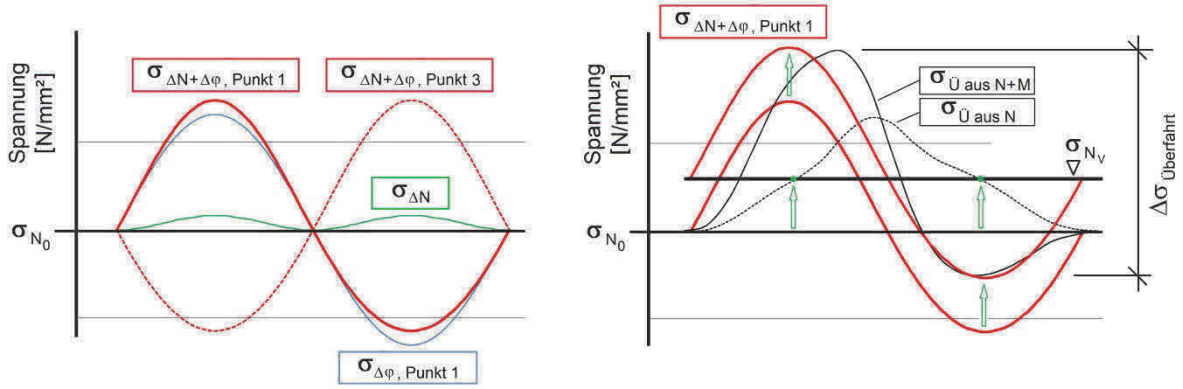



Abbildung 6-3: Beanspruchungsverläufe im Versuchsstand Braunschweig

Das linke Teilbild zeigt die beim Versuchsablauf während eines Auslenkungszyklus' hervorgerufenen Spannungen aus Vorberechnungen am Seilstabmodell. Die schwingenden Anteile aus Normalkraft und Biegung verlaufen synchron mit einem Nulldurchgang beim Wechsel der Auslenkungsrichtung. Versuchstechnisch wird nun zwar ein Anstieg der Normalkraft in beiden Zyklushälften erreicht, allerdings wird deren reale Höhe im Versuch unterbewertet (Vergleich grüne Kurve links mit gestrichelter schwarzer Kurve rechts).

Eine Annäherung der Verläufe sowohl in Bezug auf die Spannungs-Absoluthöhe als auch die Schwingbreite gelingt dennoch, wenn die sich während der Überfahrt einstellende Normalkraftzunahme durch eine Erhöhung der Mittelspannung $\sigma_{N0}$ auf das Niveau $\sigma_{NV}$ im Versuchsstand simuliert wird. Die gute Übereinstimmung zeigt der Vergleich der nach oben verschobenen roten Kurve und der durchgezogenen schwarzen Linie im rechten Teilbild für den Querschnittspunkt 1.

Die Normalkrafterhöhung entspricht der zusätzlichen Hängerkraft aus einer ermüdungsrelevanten Fahrzeugüberfahrt im Moment der maximalen Biegeverdrehung. Bezogen auf die maßgebenden mittleren Hänger in Stabbogenbrücken bedeutet dies, dass sich das Fahrzeug jeweils etwa im Viertelspunkt des Bauwerks befindet (also nicht unmittelbar neben dem untersuchten Hänger). Im vorigen Beispiel wurde die gute Übereinstimmung durch ein Anhe-

ben um etwa die Hälfte der maximalen Normalkraftzunahme erreicht (siehe grüne Pfeile im rechten Teilbild).

Auf Grundlage der Untersuchungen in Abschnitt 4.4 erfolgte letztlich eine Festlegung auf 40 mm dicke VVS eines Herstellers. Als Seilzugkraft im unausgelenkten Zustand wurde bei allen Ermüdungsversuchen $S_0$ = 350 kN gewählt. Wie in Abschnitt 4.3 gezeigt, wirkt sich die Seilzugkraft ungünstig auf die im Seilendbereich unter Biegung entstehenden Beanspruchungen aus. Deshalb wurde das Normalkraftniveau der Versuche ingenieurmäßig so festgelegt, dass es etwa den größten festgestellten Eigengewichtsanteil aus den Verbundbrücken (ca. 21 % von $F_{uk}$ nach Abschnitt 4.5 bzw. ca. 320 kN für den gewählten Seildurchmesser) inklusive eines zusätzlichen Anteils aus den ermüdungsrelevanten Verkehrslasten (hier ca. 30 kN) abdeckt.

### 6.3.2 Technische Umsetzung der Versuchsreihe

Mit der Umsetzung und Durchführung der zweiten Versuchsreihe beauftragte die BAW die Materialprüfanstalt (MPA) für das Bauwesen in Braunschweig. Die Untersuchungen erfolgten in einer kalibrierten 10-MN-Zugprüfmaschine. Abbildung 6-4 zeigt den gewählten Versuchsaufbau in schematischer Form sowie die Ausbildung der unteren Seilkopfeinspannung.

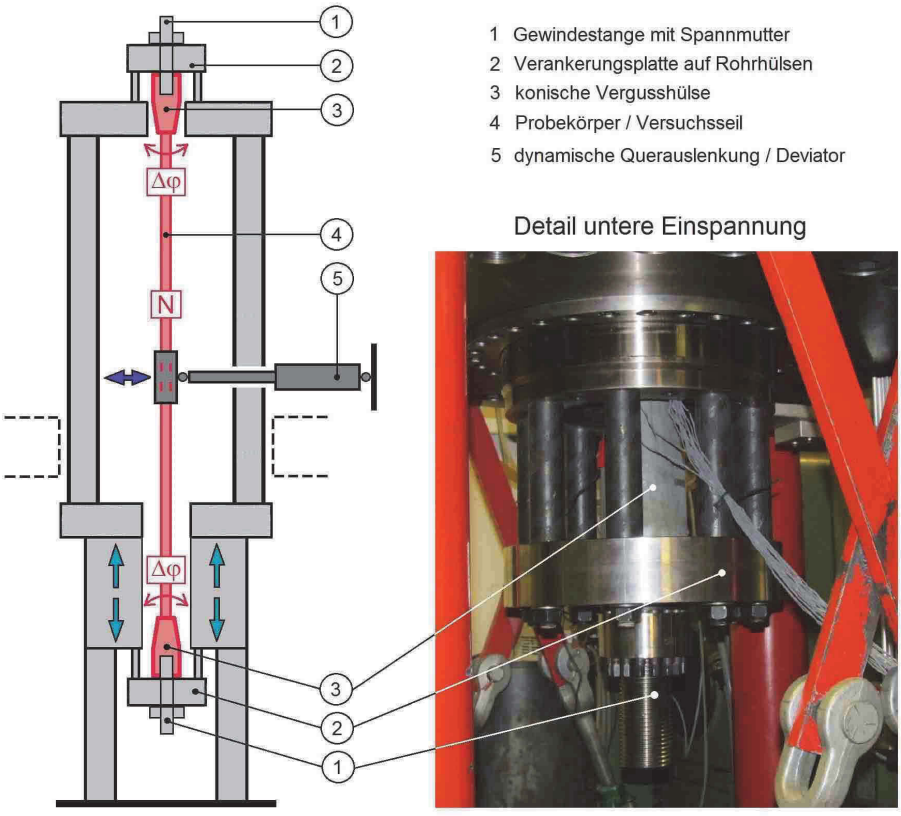



Abbildung 6-4: Versuchsaufbau der zweiten Versuchsreihe

Die Seilzugkraft wurde im unausgelenkten Zustand über die Zugprüfmaschine aufgebracht und während des Versuchs nicht gesteuert (hellblaue Pfeile).

Die Querauslenkung wurde in Seilmitte über einen horizontal arbeitenden Prüfzylinder der Fa. Storz aufgebracht, der über zwei gegenläufige Pulsatoren der Fa. Amsler (Typ 960) betrieben wurde und dadurch im Zug- und Druckbereich arbeiten konnte (dunkelblaue Pfeile). Die Lastübertragung auf das Prüfseil erfolgte über einen gelenkig angeschlossenen Deviator, bestehend aus zwei miteinander verschraubten Stahl-Halbschalen mit innenseitigen Teflon- und Kautschukmanschetten. Die Abmessungen, der Aufbau und die Steifigkeiten des Deviators wurden über rechnerische Untersuchungen im Vorfeld ermittelt, um das Risiko eines vorzeitigen Versagens des Seils in diesem Bereich während der Ermüdungsversuche zu minimieren.

Zum biegesteifen Einbau der Seilköpfe im Versuchsstand wurden beidseitig konische Vergusshülsen mit Innengewinde als Endverankerung gewählt. Die Seilenden konnten dadurch über eine Gewindestange (M 76) gefasst und mittels Spannmutter an die Verankerungsplatten angeschlossen werden. Die Vorspannung wurde so hoch gewählt, dass ein Öffnen der Kontaktfuge sowohl unter den Beanspruchungen des Dauerschwingversuchs als auch beim Zerreißversuch ausgeschlossen werden konnte.

Der Versuchsstand war ursprünglich so konstruiert, dass eine visuelle Inspektion beider Seilendbereiche möglich war. Durch die Kombination verschiedener Einflüsse trat bei dieser Anordnung jedoch eine dynamische Anregung des über zwei Geschosse reichenden und schwimmend gelagerten Versuchsstands auf. Über die hierzu gehörigen Untersuchungen wird im Abschnitt 6.3.3 berichtet. In der Folge musste unter anderem eine geringere Versuchsfrequenz gewählt und auf eine symmetrische Lagerung der Seilenden mit einer sich daraus ergebenden eingeschränkten Inspizierbarkeit am unteren Seilende (entsprechend Abbildung 6-4) umgerüstet werden.

Die Brucherkennung erfolgte auf Basis von Schocksensoren (Beschleunigungsmessung), deren Aufzeichnungen jedoch nicht direkt mit der Messanlage kombiniert waren. Die zeitliche Zuordnung der Bruchsignale konnte erst im Nachgang erfolgen. Die permanent aufgezeichneten Daten der Messanlage konnten dadurch gezielt ausgewertet und reduziert werden.

### 6.3.3 Modifikationen bei der Versuchsdurchführung

Die Durchführung der Versuche erfolgte anfangs mit einer Prüffrequenz von 4,4 Hz. Bei den beiden ersten Versuchen traten Drahtbrüche jedoch praktisch nur am oberen Seilaustritt auf.

In einem ersten Schritt wurde die Kühlung der kritischen Bereiche verbessert. An beiden Seilaustritten wurde dazu eine umseitige Zufuhr von gekühlter Luft installiert. Da es auch zu einer Überhitzung am Deviator kam, wurden die ursprünglichen, allein aus Kautschuk bestehenden Manschetten um eine zusätzliche Tefloneinlage mit integrierter Luftkühlung ergänzt. Die Entstehung von Reibungswärme konnte dadurch erheblich reduziert werden.

Da allerdings auch die Auswertung der Datenaufzeichnungen deutlich voneinander abweichende Beanspruchungen an den Seilaustritten oben und unten ergab, wurden während des zweiten Versuchs umfangreiche Verformungs- und Schwingungsmessungen am Versuchsstand durchgeführt.

Letztlich konnte herausgearbeitet werden, dass die gewählte Frequenz der Querauslenkung von 4,4 Hz eine Eigenfrequenz des Versuchsstands (von 8,8 Hz) maßgeblich mit anregte. Dies führte sowohl zu unterschiedlichen Bewegungen der beiden Seilenden als auch zu un-

symmetrischen Beanspruchungen innerhalb der Seilquerschnitte. Beispielhaft sind in Abbildung 6-5 die Ergebnisse von Schwingungsmessungen zusammengefasst, bei denen die Horizontalbewegungen an den Vergusshülsen untersucht wurden.

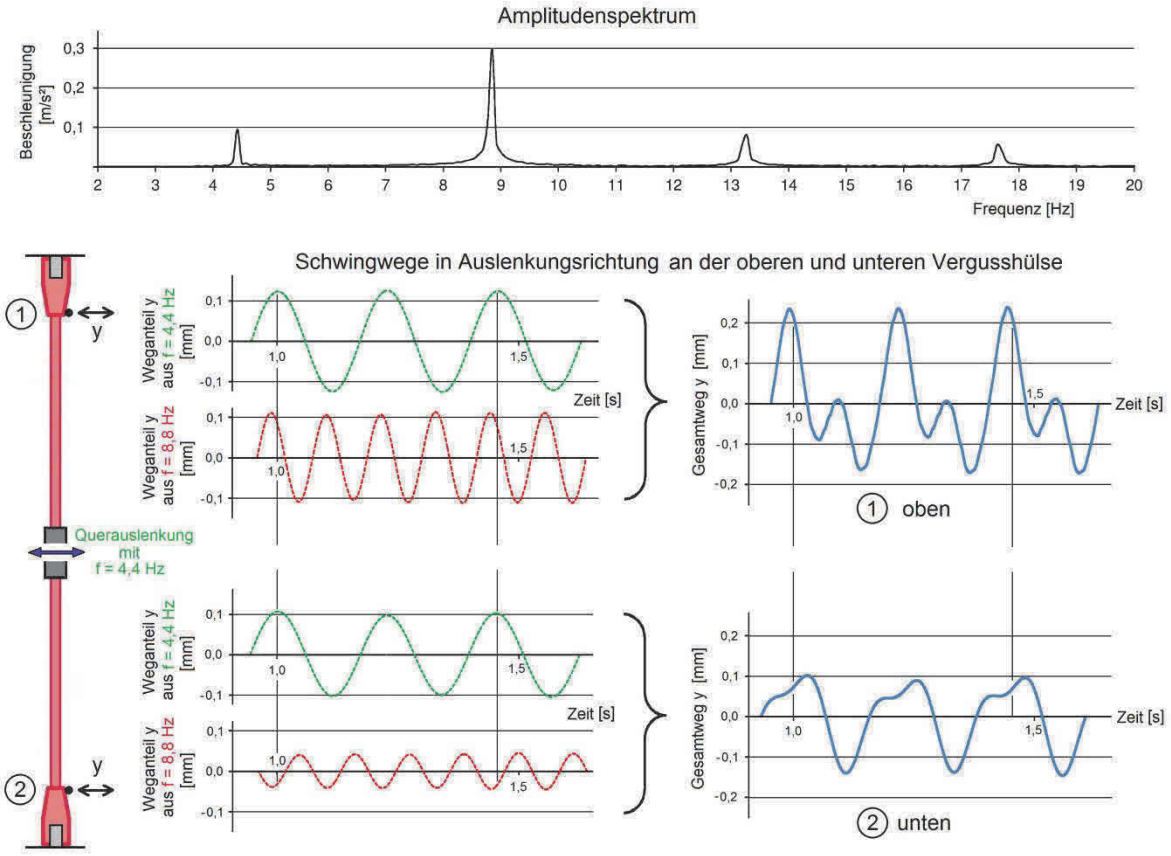



Abbildung 6-5: Ursprüngliches Schwingungsverhalten im Versuchsstand Braunschweig

Die (planmäßigen) Weganteile aus der Anregung mit 4,4 Hz sind über die Dauer von etwa drei Schwingzyklen im eingeschwungenen Zustand grün dargestellt. Sie verlaufen an beiden Seilenden synchron. Die etwas größeren Bewegungen am oberen Ende wurden auf eine globale Verformung des Versuchsstands durch Biegung oder Kippung zurückgeführt, dessen Einfluss auf die lokalen Beanspruchungen im Prüfkörper gering blieb.

Diesen Bewegungen überlagern sich allerdings Bewegungsanteile aus der Anregung des Versuchsstands bei etwa 8,8 Hz (rote Verläufe). Diese treten phasenversetzt zur Hauptanregung und mit unterschiedlich großen sowie gegenversetzten Amplituden oben und unten auf. Die Überlagerung der Verläufe (blau) zeigt die unterschiedlichen Gesamtbewegungen an den beiden Seilaustritten. Am oberen Ende überlagern sich die Bewegungsanteile ungünstiger als am unteren Ende und führen in der einen Richtung zur näherungsweisen Verdoppelung der planmäßigen Auslenkung bzw. zu einer Bewegungsumkehr in der anderen Auslenkungsrichtung.

Um dynamische Einflüsse auf die Prüfbedingungen auszuschließen, wurde der Versuchsstand umgebaut und dabei eine oben und unten identische Verankerungskonstruktion hergestellt (die Lagerung erfolgte zunächst oben direkt auf einer ringförmigen Kraftmessdose

und nur unten über Rohrhülsen). Zudem wurde die Frequenz der Querauslenkung auf 2,55 Hz gesenkt.

Weitere Untersuchungen und Messungen während der folgenden Versuche bestätigten den ausreichenden Abstand von der nun gewählten Anregungsgeschwindigkeit zur Eigenfrequenz des Versuchsstands und damit die Eignung des Versuchsstands für die weiteren Prüfungen. Die Oberflächentemperaturen in den Seilendbereichen und am Deviator konnten über die Dauer aller weiteren Versuche auf maximal 35° C begrenzt werden.

### 6.3.4 Versuchsumfang und Zielstellung

Die zweite Versuchsreihe sollte die Prüfung von insgesamt acht VVS mit einem Durchmesser von 40 mm eines Herstellers umfassen. Da die beiden ersten Versuche wegen den zuvor beschriebenen Modifikationen im Versuchsaufbau für die weiteren Auswertungen nicht herangezogen und ausgewertet wurden, erfolgte eine Erweiterung des Versuchsreihenumfangs auf insgesamt zehn Prüfseile. Die freie Seillänge betrug bei allen Seilen rund 4,64 m. Detailangaben zum eingesetzten Seiltyp finden sich in Tabelle A1-3 in Anlage 1.

Im Rahmen der zweiten Versuchsreihe erfolgte die Prüfung der Seile auf Gebrauchslastniveau. Ziel war eine Untersuchung unter möglich praxisnahen Randbedingungen. Zudem wurde durch die Festlegung auf einen einzigen Seildurchmesser und ein Normalkraftniveau eine Zuschärfung der Ergebnisse angestrebt.

Sämtliche Vorgaben für die Durchführung der Versuche sowie die maßgebenden Resultate sind in Anlage 3 zusammengestellt. Eine Ergebnisbewertung sowie weitere Detailauswertungen folgen in den Abschnitten 6.5 und 6.6. Die seitens der Materialprüfanstalt erstellten Versuchsberichte beinhaltet MPA-BS (2014).

## 6.4 Begleitende rechnerische Untersuchungen

### 6.4.1 Instrumentierung, Vorbereitung, Vor- und Nachversuche

Vor ihrem Einbau in die Versuchsstände wurden die Seile messtechnisch ausgestattet. Hierzu wurden in den Seilendbereichen insbesondere bei der zweiten Versuchsreihe eine Vielzahl von DMS (Typ FLA-1-11 der Fa. TML, Tokyo Sokki Kenkyujo Co., Ltd.) auf der Seiloberfläche angebracht. Die Messgitterabmessungen dieser DMS betragen L / B = 1,0 mm / 1,3 mm. Die DMS-Gesamtbreite von 2,5 mm war auf allen Z-Drahtoberflächen bei mittiger Anordnung zuverlässig applizierbar (siehe Abbildungen A3-1 und A3-5 in Anlage 3).

Sämtliche Versuchsseile wurden vor ihrer Untersuchung gereckt. Dazu wurden die Prüfkörper mehrfach Seilzugkräften zwischen etwa 10 % und 45 % der charakteristischen Bruchkraft unterworfen. Im Anschluss daran wurden im Rahmen von Vorversuchen die auftretenden Spannungen in den Seilendbereichen unter Biegung gemessen. Dazu wurden unter verschiedenen Seilzugkräften schwingende Winkelverdrehungen bzw. Querauslenkungen aufgebracht und stufenweise verändert. Zum Teil wurden analoge Untersuchungen auch während bzw. nach Abschluss der Ermüdungsversuche durchgeführt.

### 6.4.2 Kalibrierung des Drahtmodells

Die Messungen an den Prüfseilen wurden im Hinblick auf eine Kalibrierung des Drahtmodells ausgewertet und aufbereitet. Von besonderem Interesse war dabei eine Nachrechnung der Beanspruchungen, die über die Dauer der Ermüdungsversuche auftraten (siehe hierzu auch Abschnitt 6.5.3).

Abbildung 6-6 zeigt exemplarisch eine Gegenüberstellung von Mess- und Rechenergebnissen für ein VVS 40 der zweiten Versuchsreihe am oberen Seilende unter einer Seilzugkraft $S_0$ = 350 kN (im unausgelenkten Zustand) und Winkelverdrehungen von $\varphi$ = +/- 5 mrad und $\varphi$ = +/- 15 mrad. Im Drahtmodell wurde dabei der mittig auf der Z-Drahtoberfläche liegende Spannungspunkt „DMS“ ausgewertet. Die Berechnung erfolgte sowohl mit kombinierter Tragwirkung (radial und in Umfangsrichtung wirkende Federkontakte) als auch mit allein radialer Tragwirkung.

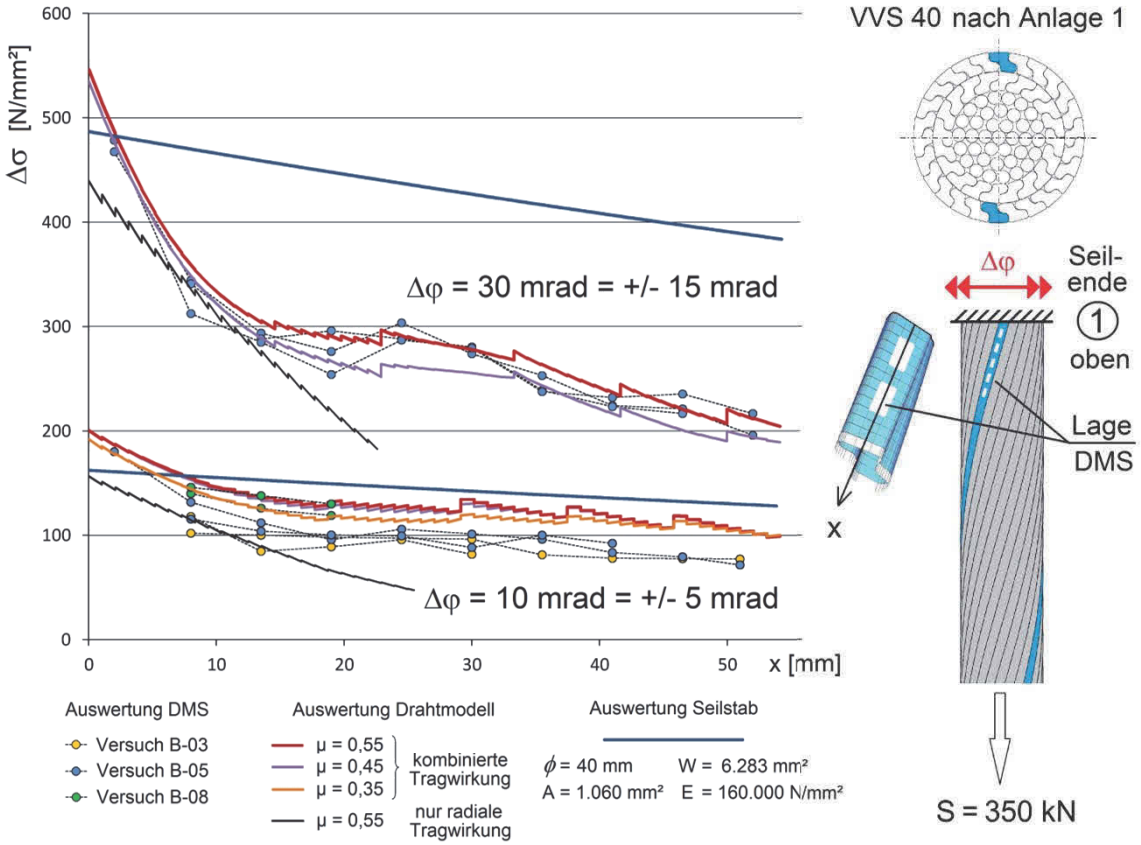



Abbildung 6-6: Vergleich von gemessenen und berechneten Spannungsschwingbreiten

Die kleineren Stufen in den berechneten Verläufen resultieren aus der Wirkung der Lagenfedern, die größeren Stufen entstehen durch die Wirkung der Punktkontakte zwischen den Lagen (Radialfedern im Modell). Mit steigenden Winkelamplituden erhöhen sich die Schwingbreiten unmittelbar am Seilaustritt überproportional.

Es zeigt sich eine gute Übereinstimmung der gemessenen und berechneten Verläufe, wenn im Drahtmodell eine kombinierte Tragwirkung in Verbindung mit hohen Reibungswerten im Bereich zwischen μ = 0,45 und μ = 0,55 angesetzt werden. Das Auftreten derart hoher Werte wird unter Bezug auf die in Abschnitt 3.6 dargestellten Untersuchungsergebnisse als durchaus möglich angesehen. Eine allein radiale Tragwirkung liegt im hier untersuchten Fall offen-

sichtlich nicht vor, da sich bei dieser Annahme ein deutlich von den Messungen abweichender Spannungsverlauf zeigt (schwarze Linien).

Der nicht-lineare Einfluss des Reibbeiwertes auf die Berechnungsergebnisse geht mit sinkenden Auslenkungen zurück. Eine erkennbare Variation der rechnerischen Schwingbreiten tritt bei $\varphi$ = +/- 5 mrad erst bei einem Absenken des Reibbeiwertes auf $\mu$ = 0,35 auf.

In Bezug auf die Maximalspannung am Seilaustritt bleibt der Einfluss des Reibbeiwertes gering. Für die weiteren Untersuchungen wird deshalb eine kombinierte Seiltragwirkung sowie ein einheitlicher mittlerer Reibbeiwert von $\mu$ = 0,50 angesetzt.

Ebenfalls in Abbildung 6-6 eingetragen sind die Ergebnisse von Berechnungen am Seilstab mit einer über die Länge konstanten Biegesteifigkeit (blaue Linien). Die Seilstabnäherung unterschätzt die Schwingbreiten nur unmittelbar am Seilaustritt (vgl. hierzu auch Abbildung 5-8). Bereits in einem Abstand von wenigen Millimetern fallen die Drahtspannungen durch die Abnahme der Seilbiegesteifigkeit jedoch unter die Seilstabwerte ab. Wie zu erwarten war, erlaubt das einfache Seilstabmodell keine detaillierten Aussagen über die Beanspruchungen im Seilendbereich.

Insbesondere bei großen Drehwinkeln (ab ca. $\varphi$ = +/- 15 mrad) deuteten die Messergebnisse zum Teil auf noch höhere Reibbeiwerte im Seil hin. Auf eine Optimierung des Drahtmodells für diese Beanspruchungen (z.B. durch Ansatz unterschiedlicher Reibbeiwerte an den Lagen- und Radialfedern oder durch Variation dieser Werte über die Seillänge) wurde bewusst verzichtet, da die insgesamt erreichte Genauigkeit des Drahtmodells im hier relevanten Beanspruchungsbereich als ausreichend angesehen wurde.

### 6.4.3 Extrapolation auf den Seilaustritt

Die vorigen Auswertungen erlaubten eine experimentelle Kalibrierung des Drahtmodells am rechnerischen Spannungspunkt „DMS“ im Bereich der maximalen Schwingbreiten in der Biegedruck- bzw. Biegezugzone im Seilendbereich.

Wie bereits in Abschnitt 5 gezeigt, werden die höchsten Beanspruchungen unmittelbar am Seilaustritt und zudem nicht am Spannungspunkt „DMS“ erwartet. Allerdings konnten dort keine DMS angeordnet werden. Im Folgenden wird deshalb mittels des kalibrierten Modells auf die rechnerisch maßgebenden Werte am Seilaustritt extrapoliert.

Die dabei auftretenden Schwingbreiten aus überwiegender Seilbiegung zeigt Abbildung 6-7 am Beispiel der Versuche B-06 und M-04 / M-05, bei denen über die Dauer von fünf Millionen Lastwechseln nur ein bzw. kein Drahtbruch festgestellt wurde.

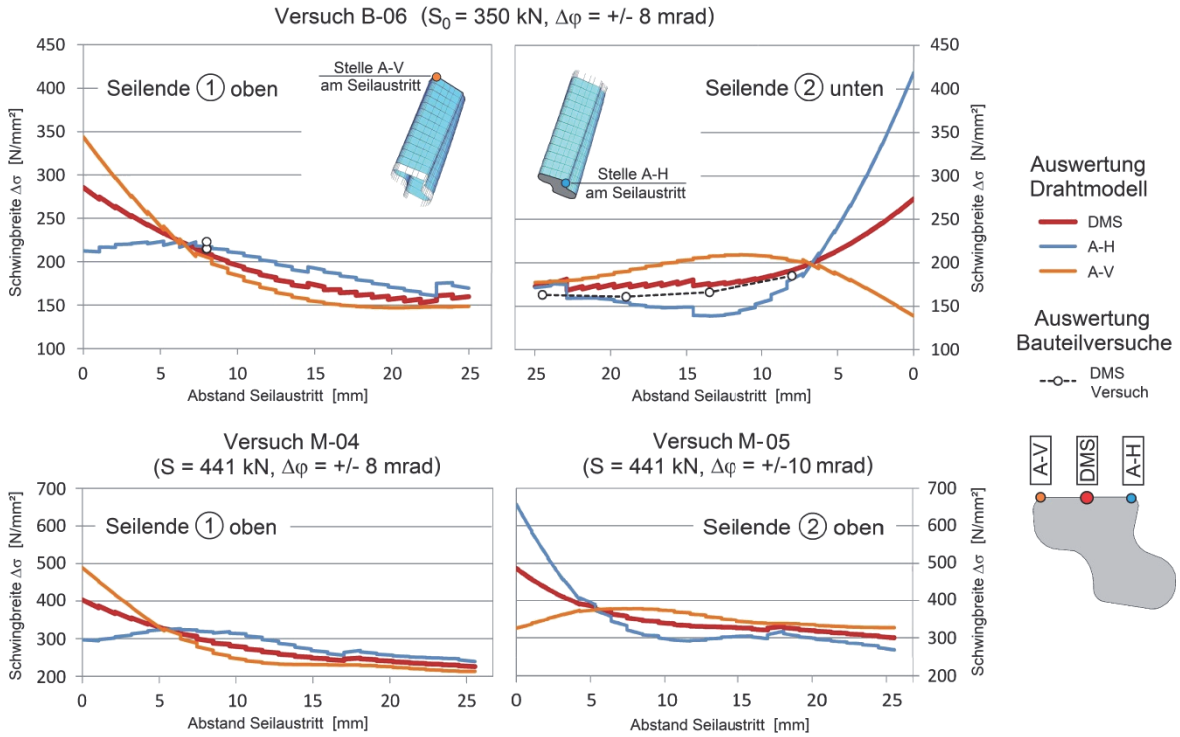



Abbildung 6-7: Extrapolation von Versuchsbeanspruchungen auf den Seilaustritt

In analoger Weise wurde auch der Versuch M-07 mit einer kombinierten Beanspruchung aus Normalkraft und Biegung rechnerisch nachvollzogen. Für die folgende Betrachtung in Abbildung 6-8 werden allerdings nicht mehr die Schwingbreiten über die Drahtlänge sondern (bezogen auf das Niveau der Mittelspannung $\sigma_{N0}$) der Verlauf der zusätzlichen Spannungen während eines Schwingzyklus' in einem Draht ausgewertet.

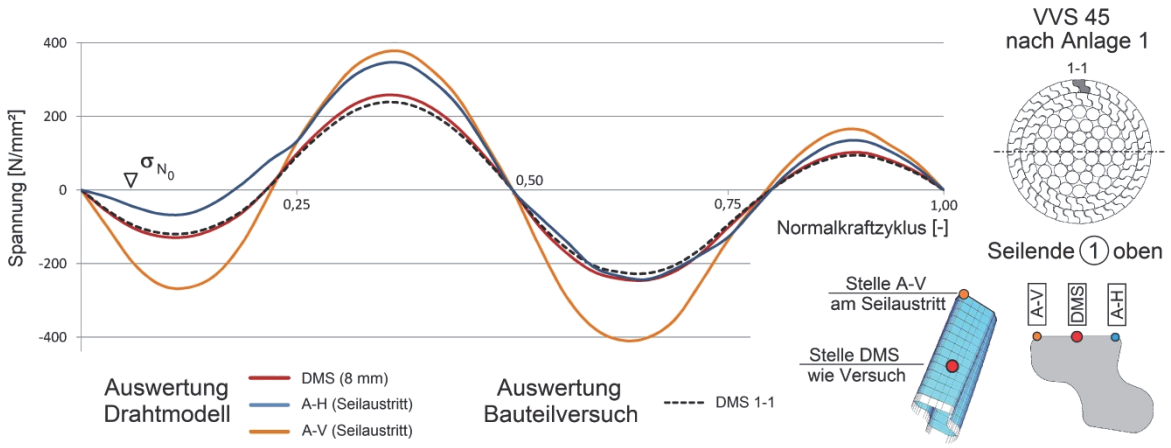



Abbildung 6-8: Nachrechnung Versuch M-07 oben und Extrapolation auf Seilaustritt

Die rote Linie stellt den rechnerischen Spannungsverlauf am DMS in einem Abstand von 8 mm vor dem Seilaustritt dar, der einen direkten Vergleich mit der Messung (schwarz gestrichelte Linie) erlaubt. Es zeigt sich eine gute Übereinstimmung. Die orange und blaue Linie zeigt hingegen jeweils die auf den Seilaustritt extrapolierte Beanspruchung an der Z-Draht-Außenseite. Maßgebend wird der Spannungspunkt A-V (Seilende ① oben) mit einer

Schwingbreite $\Delta\sigma_{absolut}$ von ca. 780 N/mm² (vgl. hierzu auch Abbildung 6-1 mit den entsprechenden Verläufen am dortigen Querschnittspunkt 3).

Abschließend wurden die Beanspruchungsverläufe am unteren Seilende des Versuchs M-07 und M-08 mit einer unveränderlichen Schiefstellung von 40 mrad aufbereitet. Die schwingend aufgebrachte Normalkraft erzeugte in Bezug auf den Nennquerschnitt des Seils eine Schwingbreite von 1,25 · 150 N/mm² = 188 N/mm². Durch die Schiefstellung werden an zwei gegenüberliegenden Querschnittspunkten (Draht 1 und Draht 2) unterschiedliche Beanspruchungen erzeugt. Abbildung 6-9 zeigt die gemessenen und rechnerischen Verläufe.

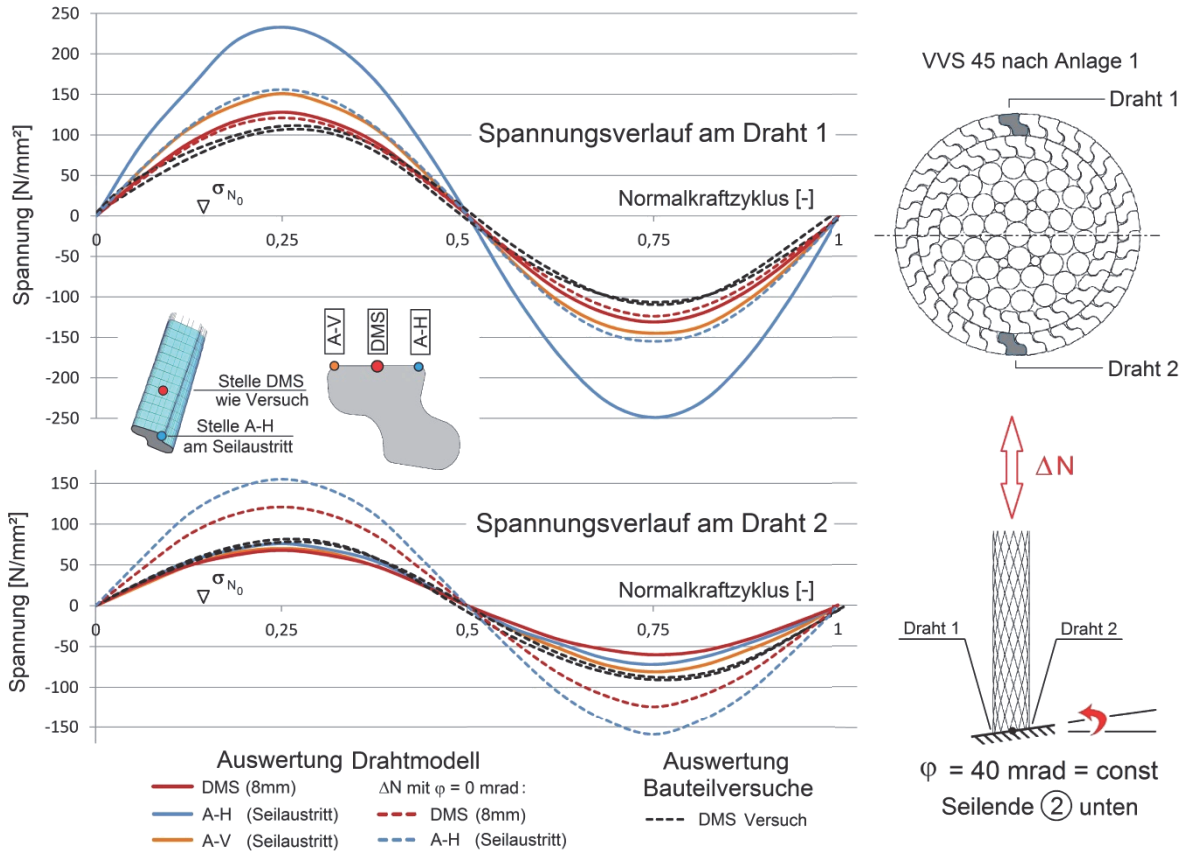



Abbildung 6-9: Nachrechnung Versuch M-07 unten und Extrapolation auf Seilaustritt

Auf der Seilseite, aus der durch die Schiefstellung Biegezugspannungen erzeugt werden (Draht 1) erhöht eine schwingend aufgebrachte Seilkraft die Spannungsdoppelamplitude. Gemessen wurden hier ca. 220 N/mm² (schwarz gestrichelte Linien aus M-07 und M-08). Am Draht 2 wirkt die Schiefstellung hingegen schwingbreitenreduzierend, da hier eine Erhöhung der Seilkraft Druckspannungen aus der Schiefstellung erzeugt. Die gemessenen Schwingbreiten sinken auf rund 170 N/mm² ab.

Rechnerisch können die gemessenen Werte nachvollzogen werden (rote durchgezogene Linien), wobei sich im Vergleich zur Messung offenbar eine Umlagerung von der höher beanspruchten Seite (Draht 1) auf die niedriger beanspruchte Seite (Draht 2) eingestellt hat. Als Grund hierfür werden dabei plastische Verformungen des Vergusses vermutet.

Um die Veränderungen durch die unveränderliche Seilkopfschiefstellung herauszuarbeiten, wurden ergänzend die Spannungsverläufe eingetragen, die sich rechnerisch alleine aus der Normalkraftveränderung ohne Schiefstellung ergeben (rot und blau gestrichelte Linien). Die Unterschiede am DMS sind an Draht 1 kaum erkennbar, sie zeigen sich insbesondere auf der Seite von Draht 2 (Vergleich der roten Linien). Die rechnerisch maßgebenden Profil-Eckspannungen (Punkt A-H) steigen hingegen auf der Zugseite (Draht 1) deutlich an, während sie auf der Druckseite (Draht 2) deutlich sinken (Vergleich der blauen Linien).

Es zeigt sich, dass durch eine unveränderliche Schiefstellung lediglich eine Querschnittsseite ungünstig beansprucht wird. Der dort durch Biegung erzeugte Schwingbreitenzuwachs bleibt mit etwa 380 N/mm² (Unterschied zwischen blauen Linien von Draht 1) in Anbetracht des großen Verdrehwinkels eher gering (siehe vorige Auswertungen). Eine weitere Bewertung dieser Verläufe erfolgt in Abschnitt 6.5.8.

## 6.5 Generelle Erkenntnisse aus den Versuchsreihen

### 6.5.1 Zusammenstellung der Ergebnisse

Die Ergebnisse der beiden Versuchsreihen wurden tabellarisch und grafisch aufbereitet. Die zugehörige Dokumentation findet sich in

- Anlage 2 – Versuchsreihe an der MPA der TU München (erste Versuchsreihe) bzw.
- Anlage 3 – Versuchsreihe an der MPA der TU Braunschweig (zweite Versuchsreihe).

Darin wurden die gewählten Versuchsparameter sowie zentrale Versuchsergebnisse zusammengefasst. Alle weiteren Auswertungen nehmen jeweils Bezug auf diese beiden Anlagen.

Eine detaillierte Auswertung der Ergebnisse im Hinblick auf die untersuchten Fragestellungen zur Ermüdungssicherheit erfolgt im Abschnitt 6.6. Im vorliegenden Abschnitt werden zunächst generelle Erkenntnisse aus den beiden Versuchsreihen dargestellt und bewertet.

### 6.5.2 Einfluss des Seilverfüllmittels

Durch die dynamisch aufgebrachten Beanspruchungen kam es in den Seilendbereichen zu einem Anstieg der Oberflächentemperatur, die bei allen ausgewerteten Versuchen jedoch auf maximal 35° C begrenzt werden konnte.

Im Seilinneren führte bereits diese Erwärmung zu einer weitgehenden Verflüssigung des Verfüllmittels und damit zu dessen „Ablaufen“ innerhalb der vertikal angeordneten Prüfseile. Die oberen Seilendbereiche zeigten sich dadurch (bei Brüchen bzw. bei den Seilöffnungen) weitgehend trocken und ungeschmiert. An den unteren Seilendbereichen kam es hingegen zu einem Austritt dieses Mittels durch die Z-Drähte hindurch und im Seilinneren erhielt sich über die Versuchsdauer ein gut geschmierter Zustand. Exemplarisch ist dies in Abbildung A3-1 in Anlage 3 dokumentiert.

Bei der ersten Versuchsreihe (mit insgesamt geringerer Erwärmung der Seilendbereiche) kam es nur beim Versuch M-08 zu einem Austritt von Seilverfüllmittel am oberen Vergusskopf. Zurückgeführt wurde dies auf die Erwärmung und Verflüssigung von herstellerseitig

nachinjiziertem Seilverfüllmittel. Obwohl der Prüfkörper M-07 hierzu identisch war und zudem durch größere Auslenkwinkel tendenziell einer höheren Erwärmung ausgesetzt war, kam es dabei zu keinem vergleichbaren Austritt (siehe Abbildungen A2-5 und A2-7 in Anlage 2).

Qualitativ konnte der Einfluss des Seilverfüllmittels beim Versuch B-08 nachgewiesen werden. Hierzu wurde über eine Bohrung im oberen Vergusskopf eine Zinkpaste während der gesamten Versuchsdauer nachinjiziert. Bis 5 Mio. Lastwechsel traten keine Brüche auf (im Gegensatz zum identischen Versuch B-09 mit zwei Brüchen am oberen Seilende).

Die Nachinjektion führte jedoch zu einer Schwächung des Verbundes zwischen der äußeren Z-Drahtlage und dem Verguss. Dies zeigte sich beim Zerreißversuch, bei dem es zu einem Herausziehen von 16 Drähten aus dem Verguss und zu einem schlagartigen (vorzeitigen) Bruch des Seils bereits bei rund 75 % von $F_{uk}$ kam (siehe Abbildungen A3-8 und A3-9 in Anlage 3).

Ohne weitergehende Untersuchungen muss somit von der Überlegung, eine Verbesserung von Ermüdungseigenschaften gegebenenfalls durch das Nachinjizieren von Seilverfüllmittel während der Einsatzdauer zu erreichen, Abstand genommen werden.

Mit einer unterschiedlichen Wirkung von Seilverfüllmittel am oberen und unteren Ende eines Seils ist auch im realen Einsatz zu rechnen. Der Grund hierfür liegt darin, dass eine starke Erwärmung der Seile (ggfs. in Verbindung mit Seilschwingungen) und das Ablaufen des Seilverfüllmittels auch bei Hängerseilen in Anbetracht der geforderten Einsatz- und Lebensdauer als möglich anzusehen sind. Ein sich daraus ergebendes (einseitig) ungünstigeres Verhalten zeigt somit die maßgebende Stelle im Bauteil auf, die auch als Bewertungsgrundlage herangezogen werden muss.

Die gewählten Prüfbedingungen ermöglichten dadurch eine realitätsnahe Untersuchung der oberen Seilendbereiche. Der Einfluss des Seilverfüllmittels hatte jedoch zur Folge, dass damit die interessierenden Aussagen im Wesentlichen wieder nur für ein Seilende erhalten werden konnten.

### 6.5.3 Veränderungen zu Beginn der Ermüdungsversuche

Bei den Versuchsdurchführungen zeigten sich zu Beginn der Ermüdungsversuche Veränderungen in den gemessenen Spannungs-Zeit-Verläufen. Dabei wurde systematisch festgestellt, dass sich die bei den Vorversuchen ermittelten Spannungsschwingbreiten zu Beginn des Ermüdungsversuchs deutlich vergrößerten (im Bereich der Seilaustritte zwischen rund 10 % und 20 %). Nach einer Dauer von etwa 15.000 bis 20.000 Lastwechseln pendelten sich die Beanspruchungen auf einem konstant bleibenden Niveau ein. In der Regel wurden in dieser Phase auch Nachkorrekturen bei der Seilkraft erforderlich.

Die Veränderungen in dieser ersten Belastungsphase werden ingenieurmäßig als „Setzen“ des Seilverbands interpretiert, bei dem sich das Drahtgefüge unter der Wirkung der Wechselbeanspruchung zunächst weiter verdichtet. Es wird vermutet, dass dabei insbesondere an den Drahtkontaktstellen die Reibwirkung zunimmt, da hier unter anderem das Seilverfüllmittel durch die oszillierenden Bewegungen unter Druckkontakt erwärmt und verdrängt wird. Der Biegewiderstand bzw. die Steifigkeit des Seilendbereichs steigt dadurch an, die auftretenden Beanspruchungen werden bei konstanter (Zwangs-) Beanspruchung größer. Unab-

hängig von der Erwärmung und dem Ablaufen des Seilverfüllmittels wurden die Veränderungen an beiden Seilenden festgestellt.

In Bezug auf das hier untersuchte Ermüdungsverhalten von Seilen wurde insbesondere der sich an diese Phase anschließende stabilisierte Beanspruchungszustand als relevant eingestuft. Dieser wird auch immer bei den weiteren Bewertungen und Vergleichsrechnungen als Grundlage herangezogen.

### 6.5.4 Drahtbruchverhalten

Mehrfach konnte das Versagen von Seildrähten während der Ermüdungsversuche durch die versuchsparallelen Messaufzeichnungen detailliert dokumentiert werden.

Der Bruch eines Einzeldrahtes wird am Beispiel des Versuchs B-05 aufgezeigt. Untersucht wird der Erstbruch von Draht 24 am oberen Seilende nach ca. 126.000 Lastwechseln. In Abbildung 6-10 sind dazu Spannungs-Zeit-Verläufe aus verschiedenen Versuchsabschnitten dokumentiert. Während des Ermüdungsversuchs zeigen sich zunächst konstante Verläufe am DMS. Der Beginn einer Veränderung zeichnet sich erst bei etwa 123.000 Lastwechseln ab. Innerhalb der folgenden nur etwa 3.000 Lastwechsel entwickelt sich dann der vollständige Bruch des Drahtes (rote Linien).

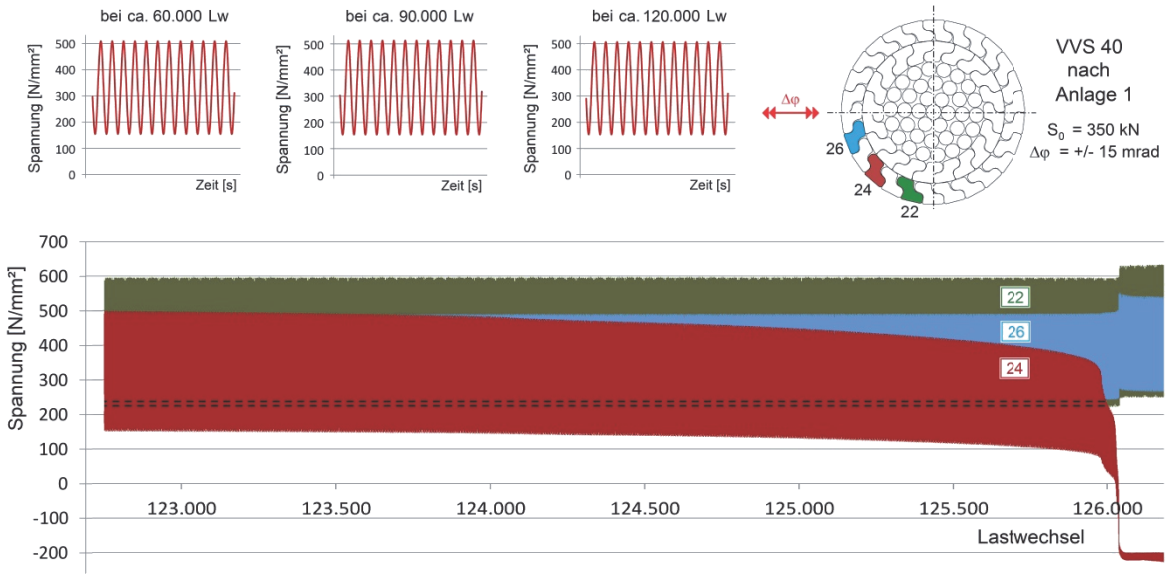



Abbildung 6-10: Beanspruchungsverläufe im Versuch B-05 beim Erstbruch von Draht 24

Der Nachweis, dass es sich tatsächlich um einen Drahtbruch (und nicht um einen DMS-Ausfall) handelt, wurde über die Auswertung benachbarter DMS-Verläufe erbracht. Im obigen Fall waren weitere DMS beidseitig auf dem jeweils übernächsten Draht angeordnet. Umlagerungen vor dem unmittelbaren Bruch sind nicht zu erkennen. Allerdings zeigen sich deutliche Spannungsanstiege ab dem Moment des Bruches, die die Übernahme zusätzlicher Beanspruchungen und damit einen tatsächlichen Ausfall von Draht 24 belegen.

Die Auswertung weiterer Bruchverläufe zeigte, dass die Ausprägung der ersten Bruchphase (mit einem kontinuierlichen Absinken der Spannungswerte) tendenziell von der Höhe der

aufgebrachten Schwingbreite abhängt und sich mit abnehmender Biegebeanspruchung verlängert. So wurde beispielsweise beim Versuch B-06 mit der niedrigsten Winkelverdrehung von φ = +/- 8 mrad eine analoge (kontinuierliche) Veränderung der Schwingbreiten über etwa 45.000 Lastwechsel beobachtet (bis zum einzigen Ermüdungsbruch des Versuchs an Draht 8). Weitere Überlegungen hierzu folgen im Abschnitt 6.5.6.

Als weiterer Versagensmechanismus wurde das Herausziehen einzelner Drähte aus dem Verguss beobachtet („Vergussversagen“). Die Drähte entzogen sich dabei ihrer Mitwirkung bei der Seilkraftabtragung. Während die Mittelspannung in diesen Drähten absank, kam es durch Umlagerungen zu einem Anstieg in den Nachbardrähten.

Exemplarisch sind dazu in Abbildung 6-11 verschiedene Spannungs-Zeit-Verläufe aus dem Versuch B-05 nach etwa 360.000 Lastwechseln dargestellt. Nach dem Bruch eines Drahtes am oberen Seilende (schwarze Linie) fällt die Seilkraft um etwa 10 kN ab. Hierdurch kommt es zu einer Reduktion der Spannungen an allen DMS. Kurz danach beginnen sich am unteren Seilende die Drähte 20 bis 22 aus dem Verguss zu lösen (wobei kein zwingender Zusammenhang zum Bruch am oberen Seilende gesehen wird). Die Spannungen von Draht 21 sind rot dargestellt, analoge Verläufe zeigten auch die beiden Nachbardrähte. An den nächstliegenden DMS wurde ein leichter Anstieg der Mittelspannung und damit eine Normalkraftzunahme erkennbar. Dokumentiert ist hierzu der Verlauf am Draht 24 (blaue Linie), der Verlauf an Draht 18 war analog.

Weitere Veränderungen an den Drähten 20 bis 22 wurden bis zum Versuchsende bei ca. 400.000 Lastwechseln nicht mehr beobachtet.

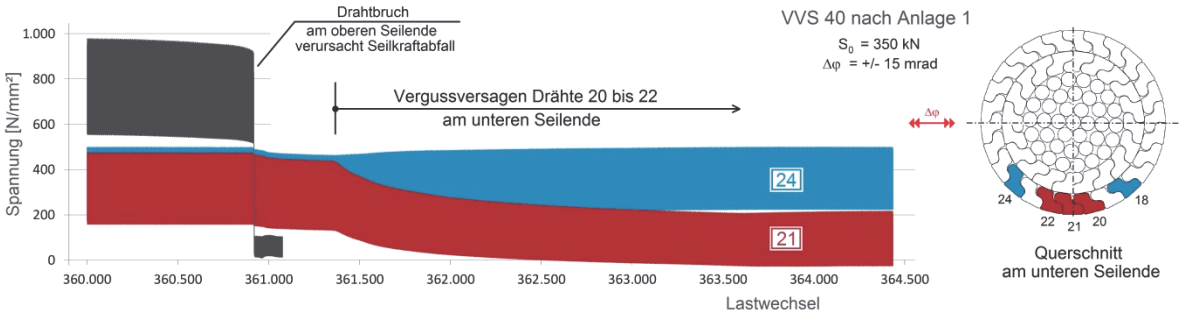



Abbildung 6-11: Beanspruchungsverläufe im Versuch B-05 beim Vergussversagen

Ein Versagen des Vergusses an einem oberen Seilende wurde nur bei sehr großen Drehwinkeln beobachtet (φ = +/- 25 mrad, B-03). Ansonsten zeigte sich immer ein Zusammenhang mit der Wirkung von Seilverfüllmittel (am unteren Ende). Im Vergleich zu den Drahtbrüchen am oberen Seilende trat das Vergussversagen jedoch systematisch erst bei weitaus höheren Lastwechselzahlen auf.

Zur Bestätigung des Mechanismus‘ des Vergussversagens wurden mehrere Seilköpfe geöffnet. Drahtbrüche im Verguss, die gegebenenfalls ursächlich für analoge Beanspruchungsveränderungen hätten sein können, wurden dabei nicht entdeckt.

Als mögliche Ursache für das Entstehen von Vergussversagen wird zum einen eine Überbeanspruchung des Vergusses gesehen (bei großen Drehwinkeln, ggfs. in Kombination mit einer ungünstigen, d.h. ungleichmäßigen Kraftverteilung in den Drähten). Hinsichtlich des

Versagens an unteren Seilenden könnte zum anderen ursächlich sein, dass durch die wechselseitigen Auslenkungen erwärmtes Seilverfüllmittel in die Ablösungsbereiche zwischen Drähten und Verguss eindringt und dadurch Verbundstörungen verursacht. Gegebenenfalls läuft dieser Vorgang sogar durch das Entstehen einer „Pumpenwirkung“ beim Öffnen und Schließen von Spalten unter Druck ab. Eine analog einzustufende Schwächung der Verbundwirkung wurde auch beim Versuch B-08 im Zusammenhang mit Nachinjektionen am oberen Seilkopf festgestellt (siehe Abschnitt 6.5.2). Zur detaillierten Klärung des hierzu gehörigen Mechanismus’ werden weitere Untersuchungen als erforderlich angesehen.

Zusammenfassend wird das Vergussversagen im Hinblick auf den hier untersuchten Anwendungsbereich und das Ziel einer dauerfesten Auslegung der Seile zwar als ein prinzipiell möglicher, jedoch nicht als der lebensdauerbestimmende Schädigungsmechanismus eingestuft.

### 6.5.5 Lage der Drahtbrüche im Seil

Die maßgebenden Erstbrüche bei VVS unter Biegung traten ausnahmslos in der äußeren Z-Drahtlage auf. Das Auftreten innerer Brüche (aus den Ermüdungsversuchen) wurde nur im Zusammenhang mit dem Einfluss von Seilverfüllmittel beobachtet (d.h. an den unteren Seilenden, siehe Versuche B-04, B-10).

Zudem zeigte sich, dass die Brüche tendenziell auch im Bereich der extremal beanspruchten Querschnittsstellen (Biegezug- / Biegedruckzone) liegen. Dies deutete zunächst auf eine direkte Korrelation zu den Auswertungen am Drahtmodell hin.

Die genaueren Auswertungen zur Lage der Brüche im Seil (d.h. in Bezug auf die Seillängsrichtung) ließ die vorigen Bewertungen jedoch fraglich erscheinen. Eine Vielzahl an Brüchen trat zwar erwartungsgemäß unmittelbar am Seilaustritt auf, allerdings zeigte sich insbesondere bei den als maßgebend anzusehenden Erstbrüchen eine eindeutige Tendenz zur Verlagerung in den Verguss hinein.

Bis zu einem gewissen Grad wäre eine solche Verlagerung mit der Annahme einer elastischen Nachgiebigkeit des Vergussmaterials am Seilaustritt erklärbar (Verschiebung des Beanspruchungsmaximums in den Verguss). Allerdings könnte die gute Übereinstimmung zwischen gemessenen und berechneten Beanspruchungen im Seil (letztere mit Ansatz einer starren Einspannung der Drähte am Seilaustritt) auch so interpretiert werden, dass nur eine geringe elastische Wirkung vorliegt.

Weitere Auswertungen ließen zudem erkennen, dass weniger die Gesamtgröße der aufgebrachten Schwingbreite (aus Normalkraft- und Biegung), als vielmehr die Seilkraftschwingbreite bestimmend für die Tiefe der Drahtbrüche im Verguss zu sein scheint.

Die festgestellte Korrelation zeigt Abbildung 6-12 für die ermüdungsbedingten Erst- und Zweitbrüche der beiden Versuchsreihen. Die Ordinate zeigt die Tiefe der Brüche innerhalb des Vergusses. Der Spannungsanteil auf der Abszisse ist für diese Auswertung als Nennspannung aufgetragen, die aus der Seilkraftveränderung während eines Normalkraftzyklus’ bezogen auf den metallischen Seilquerschnitt berechnet wurde. Die Wirkung von Biegung ist dabei zunächst nicht berücksichtigt.

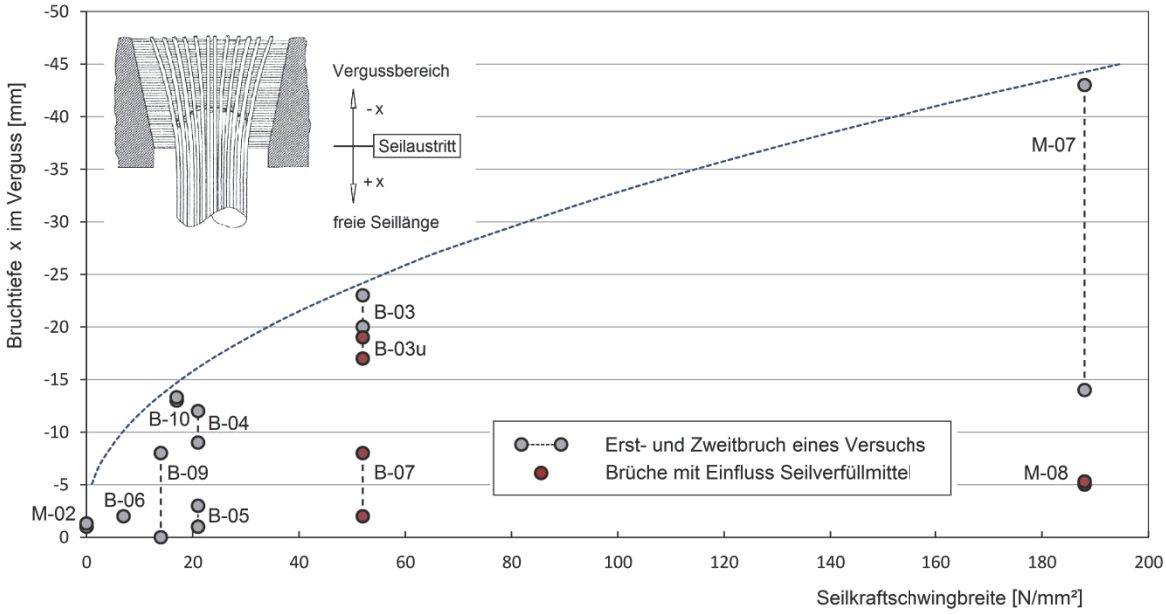



Abbildung 6-12: Bruchtiefe im Verguss in Abhängigkeit zur Seilkraft-Schwingbreite

Die Verlagerung der ersten Brüche in das Innere des Vergusses mit steigender Seilkraft-Schwingbreite wird offensichtlich. Praktisch unmittelbar am Seilaustritt traten Brüche bei den Versuchen M-02 und B-06 auf, bei denen eine überwiegende Biegebeanspruchung untersucht wurde. Mit zunehmendem Seilkraftanteil kommt es zu einer Verlagerung der Brüche in das Vergussinnere, wie z.B. bei den Versuchen der zweiten Versuchsreihe mit größeren Auslenkungen und damit einhergehenden, zwängungsbedingten Seilkrafterhöhungen oder - ganz rechts in der Abbildung - bei den Versuchen M-07 und M-08.

Die Auswertungen zeigen überdies einen Einfluss des Seilverfüllmittels bzw. des Nachinjektionsmittels auf die Bruchtiefe. Um dies zu verdeutlichen, wurde zusätzlich (mit roten Datenpunkten) die Lage der Brüche aus Versuch B-03 (unteres Ende) bzw. aus Versuch B-07 (versuchsbegleitende, jedoch in ihrer Wirkung unsichere Nachinjektion oben) eingetragen. Es zeigen sich tendenziell geringere Drahtbruchtiefen. Unklar bleibt allerdings die unterschiedliche Wirkung der an sich identischen Seilkopfausbildung bei den Versuchen M-07 und M-08 (mit herstellerseitiger Nachinjektion). Während beim Versuch M-08 ein Austritt von Verfüll- bzw. Nachinjektionsmittel beobachtet wurde (und dem entsprechend näher am Seilaustritt liegende Brüche), zeigten sich bei der Seilöffnung von M-07 ungeschmierte Zwischenräume und deutlich tiefer im Verguss liegende Brüche (weswegen in voriger Grafik bei M-07 auch keine Wirkung von Seilverfüll- bzw. Nachinjektionsmittel unterstellt wurde).

In der Summe können aus den Auswertungen zur Lage der Drahtbrüche somit unter anderem folgende Schlüsse gezogen werden:

- Da mit zunehmender Tiefe im Verguss ein Abklingen von Biegebeanspruchungen in den (eingebetteten) Drähten zu erwarten ist, erscheint eine alleine auf rechnerischen Spannungen am Seilaustritt aufbauende Bewertung der Drähte von VVS (z.B. mittels des Drahtmodells) fraglich. Vielmehr scheinen kontaktbedingte Einflüsse (Reibkorrosion) für das Entstehen von Brüchen innerhalb des Vergusses maßgebend zu werden. Weitere Überlegungen hierzu folgen in den Abschnitten 6.5.6 und 6.6.

- Das von verschiedenen Autoren an offenen Spiralseilen unter Biegung im Seilendbereich beobachtete Versagen von Runddrähten durch reibkorrosionsbedingte Brüche deutlich vor dem Seilaustritt (d.h. in der freien Seillänge) sowie systematisch außerhalb der Biegeebene liegende Bruchorte konnte bei VVS nicht festgestellt werden (vgl. Abschnitt 3.5.1). Eine Erklärung hierfür wird zum einen in der bei VVS ausgeprägt vorliegenden kombinierten Umfangs- und Radialtragwirkung (und den damit einhergehenden geringeren Kontaktkräften im Seilendbereich) sowie zum anderen in den günstigeren Kontaktpunktgeometrien zwischen den Z-Drähten der äußeren Lagen gesehen.

### 6.5.6 Auswertungen zur Drahtbruchflächenausbildung

Um präzisierende Aussagen zur Bruchflächenausbildung sowie zur Lage der rechnerisch erwarteten im Vergleich zu den tatsächlichen Bruchausgangsstellen zu erhalten, erfolgte eine Untersuchung von Drahtbruchflächen mittels Fotografie und Raster-Elektronen-Mikroskop (REM). Letztere wurden am Karlsruher Institut für Technologie (KIT) am Institut für Angewandte Materialien (IAM) durchgeführt.

Exemplarisch werden dazu die Untersuchungen an zwei Erstdrahtbrüchen mit deutlich voneinander abweichender Bruchlage dokumentiert:

- Versuch M-07: Erstbruch Draht 10 in einer Tiefe von 43 mm im Verguss,
- Versuch B-05: Erstbruch Draht 24 in einer Tiefe von nur 1 mm im Verguss.

Abbildung 6-13 zeigt die Auswertungen zu Draht 10 (M-07). Beim Versuch M-07 aus der ersten Versuchsreihe wurde eine hohe Normalkraftschwingbreite in Kombination mit einem Winkel von $\varphi$ = +/- 10 mrad aufgebracht (siehe Anlage 2).

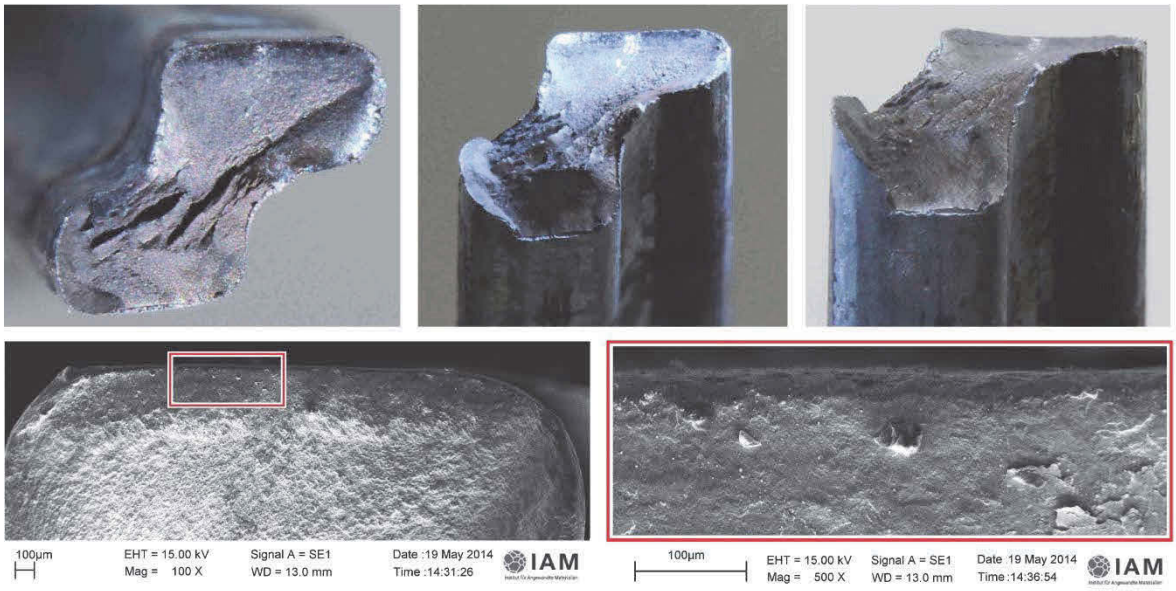



Abbildung 6-13: Drahtbruchfläche von Draht 10 aus Versuch M-07

In Abbildung 6-14 sind die Auswertungen zu Draht 24 (B-05) dokumentiert. Bei diesem Versuch wurde unter einer mittleren Normalkraftausnutzung über Querauslenkungen des Seils ein Verdrehwinkel von $\varphi$ = +/- 15 mrad aufgebracht (siehe Anlage 3).

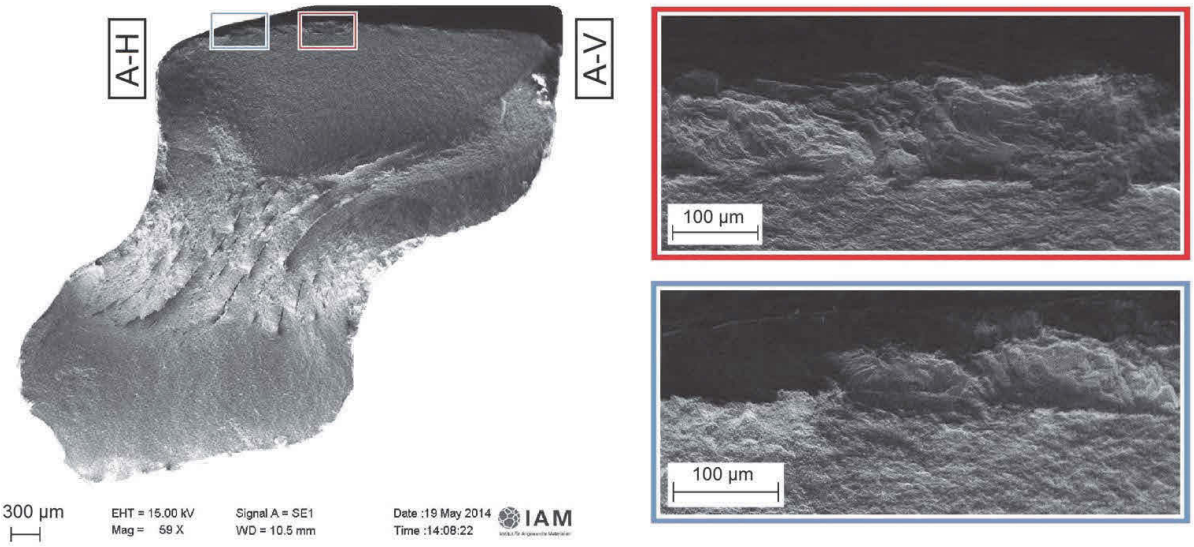



Abbildung 6-14: Drahtbruchfläche von Draht 24 aus Versuch B-05

Die exakten Bruchausgangsstellen konnten bei den Untersuchungen nicht zweifelsfrei lokalisiert werden. Als hierfür mitursächlich werden insbesondere nachträgliche Bruchflächenveränderungen durch die mechanischen Einwirkungen aus der weiteren Versuchsdurchführung angesehen.

Allerdings erlaubten kleinste Materialeinschlüsse oder stufenförmige Trennflächenausbildungen im unmittelbaren Oberflächenbereich den Rückschluss auf ein systematisches Entstehen der Brüche an der Z-Draht-Außenseite (siehe Detailbilder in vorigen Abbildungen). Die Zuordnung der vermuteten Bruchausgangsstellen zu den rechnerisch maßgebenden Querschnittsbereichen war damit in der Summe nicht eindeutig. Dies zeigt sich insbesondere am dargestellten Draht 24, der nahe am Seilaustritt brach und bei dem sich die rechnerisch maßgebende Beanspruchung am Querschnittspunkt A-V ergab.

Diese Erkenntnis sowie die bereits festgestellte Ähnlichkeit der Bruchbilder (am Seilaustritt und tief im Verguss) bestätigten erneut die Vermutung, dass in beiden Fällen weniger die rechnerischen Querschnittsbeanspruchungen (Spannungen) als vielmehr kontaktbedingte Einflüsse zum Entstehen der ersten Drahtbrüche in VVS geführt haben. Als maßgebend zeigt sich dabei der Kontaktbereich der Seiloberfläche mit dem Verguss.

Die Drahtbruchflächen zeigen ungeachtet ihrer unterschiedlichen Lage im Seil und ihren unterschiedlichen Beanspruchungen ein qualitativ recht ähnliches Erscheinungsbild. Über die Z-Profilhöhe werden drei unterschiedliche Zonen erkennbar, die sich wie folgt beschreiben lassen:

- Eine etwa senkrecht zur Drahtachse liegende Fläche an der Profildrahtaußenseite mit optisch glatt erscheinender Oberflächenstruktur, in der sich der oder die entstandenen Risse zunächst kontrolliert ausdehnen,

- ein stärker strukturierter Bereich mit Riefen und Graten, schräg über den Profilkernbereich laufend, in dem ein offenbar beschleunigtes Risswachstum auftritt, und
- eine stärker zur Profildrahtachse geneigte Fläche, wiederum mit optisch glatt erscheinender Oberflächenstruktur, in der abschließend der Gewalt- bzw. Scherbruch des Profils erfolgt.

Die Untersuchung von Bruchflächen in VVS unter geringeren Beanspruchungen lieferte zudem weitere Hinweise auf die Ausprägung der zuvor beschriebenen drei Zonen über den Profilquerschnitt. Hierzu sind in Abbildung 6-15 die REM-Aufnahmen von zwei Drähten mit mittleren bzw. geringeren Winkelverdrehungen dargestellt (Draht 22 aus Versuch B-09 mit $\varphi$ = +/- 12 mrad und Draht 08 aus Versuch B-06 mit $\varphi$ = +/- 8 mrad).

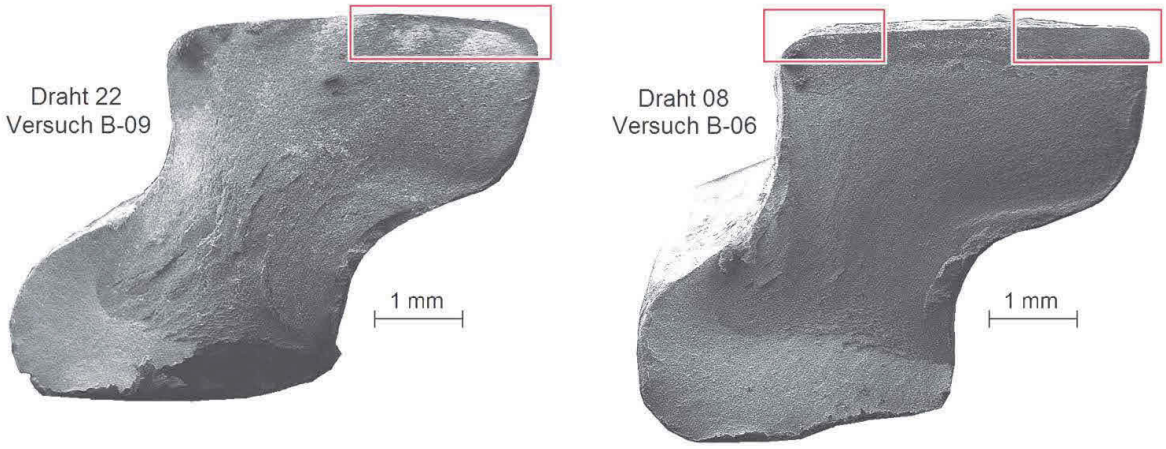



Abbildung 6-15: Drahtbruchflächen mit vermuteten Bruchausgangsbereichen

Die Suche nach den Bruchausgangsstellen deutete hier zwar eher auf den rechnerisch erwarteten Bereich (Seite A-V). Allerdings zeigten sich auch hier überwiegend linienhaft ausgeprägte Entstehungsbereiche entlang der Z-Draht-Außenseite, die wiederum auf einen maßgebenden Kontakteinfluss schließen lassen.

Erkennbar wird jedoch, dass sich mit abnehmenden (Biege-) Beanspruchungen die optisch glatte Bruchflächenzone an der Profil-Außenseite weiter in den Profilkernbereich ausdehnen kann. Die stärker strukturierte Zone (mit vermutetem beschleunigtem Risswachstum) ist weniger ausgeprägt (B-09) bzw. praktisch vollständig entfallen (B-06). Der abschließende Gewalt- / Scherbruch auf der Profilinnenseite zeigt sich hingegen ähnlich wie zuvor unter höherer Beanspruchung.

Aus dieser Beobachtung wird der Rückschluss gezogen, dass das an den DMS im Vorfeld zu einem Drahtbruch beobachtete kontinuierliche Absinken der Spannungen die Phase des kontrollierten Risswachstums im außenseitigen Profilbereich widerspiegelt. Diese Phase dauerte beim Draht 08 (B-06) mit ca. 45.000 Lastwechseln deutlich länger als beim vorigen Draht 24 (B-05) mit ca. 3.000 Lastwechseln (vgl. Abschnitt 6.5.4).

Auf eine detaillierte Untersuchung dieses Verhaltens (z.B. mittels Bruchmechanik) wird im Rahmen dieser Arbeit aus den folgenden Gründen bewusst verzichtet.

Zum einen stellt die Entwicklung der Drahtbrüche in Bezug auf eine Verwendung von Seilen in Stabbogenbrücken lediglich eine theoretische Fragestellung dar. Bei Berücksichtigung des

geforderten Sicherheitsniveaus im hier untersuchten Seildurchmesserbereich wird die normative Begrenzung auf maximal 2 % Drahtbrüche bereits nach einem bzw. zwei Drahtbrüchen maßgebend. Aus praktischer Sicht sollte deshalb immer eine dauerfeste Auslegung der Seile im Vordergrund stehen.

Zum anderen zeigen die Untersuchungen die Präsenz verschiedener Versagensmechanismen (Drahtbruch, Vergussversagen) sowie einen Einfluss des Seilverfüllmittels. Überdies wurde bereits dargelegt, dass die Wirkung (rechnerischer) Materialbeanspruchungen im Seilendbereich offenbar von reibkorrosionsbedingten Einflüssen übertroffen wird. Um eine aussagekräftige Berechnung und Bewertung dieser unterschiedlichen Einflüsse (und deren Kombination) am Einzeldraht durchführen zu können, wären zunächst umfangreiche Untersuchungen zum Material-, Verguss- und Reibungsverhalten erforderlich.

Abschließend kann festgehalten werden, dass die festgestellten Bruchbilder qualitativ gut den in der Literatur dokumentierten Angaben entsprechen (vgl. Abschnitt 3.3.5). Auch deckt sich die systematische Lage der Bruchausgangsstellen an der Profildrahtaußenseite mit den dortigen Angaben.

Die Abgrenzung von Ermüdungsbrüchen zu Gewaltbrüchen war in der Regel eindeutig möglich. Abbildung 6-16 zeigt zwei aus dem Zerreißversuch resultierende Drahtbrüche des Versuchs M-08 jeweils in Querschnitt und Ansicht. Die zuvor auf den Profilkernbereich begrenzte strukturierte Zone zieht sich dabei systematisch über die gesamte Querschnittsfläche. Deutlich erkennbar ist zudem die damit einher gehende Brucheinschnürung der Drähte.



Abbildung 6-16: Ausbildung von Gewaltbrüchen in zwei Profildrähten aus Versuch M-08

Eine Dokumentation weiterer Gewaltbrüche findet sich in Abbildung A2-2 in Anlage 2 bei der Auswertung des Versuchs M-03.

### 6.5.7 Zeitliche Drahtbruchentwicklung

Auf Basis der Messaufzeichnungen wurde die zeitliche Drahtbruchentwicklung nachvollzogen (siehe Anlagen 2 und 3).

Dabei zeigte sich tendenziell eine von der Beanspruchungsart abhängige Entwicklung. So wurde bei überwiegend aus Biegung herrührenden Beanspruchungen eine näherungsweise lineare Schädigungszunahme beobachtet (Versuche M-02 und B-05). Im Gegensatz dazu

wurde bei Versuchen mit überlagerter Normalkraft- und Biegebeanspruchung eine eher exponentiell verlaufende Entwicklung dokumentiert (Versuche M-07 und M-08).

Dieser Unterschied ist plausibel, da sich unter (Zwangs-) Biegung bei Drahtbrüchen eine geringere Seilsteifigkeit und damit auch geringere Beanspruchungen in den Drähten einstellen. Im Gegensatz dazu resultieren aus einer kraftgesteuerten Normalkraftbelastung beim Entfall einzelner Drähte höhere Schwingbreiten in den verbleibenden Drähten. In der Literatur wurde bereits über analoge Erfahrungen berichtet (siehe Abschnitte 3.4.1 und 3.5.1).

Auf eine weitere Untersuchung dieser Thematik wurde - unter Verweis auf die vorigen Ausführungen zur Bruchmechanik in Abschnitt 6.5.6 - verzichtet.

### 6.5.8 Unveränderliche Schiefstellung eines Seilkopfs

In insgesamt vier Versuchen der ersten Versuchsreihe wurde an der unteren Verankerung eine unveränderliche Seilkopfschiefstellung eingebaut (Versuche M-03, M-06, M-07 und M-08). Die gewählte Umsetzung mittels Keilplatte ist in Abbildung A2-5 in Anlage 2 dokumentiert. Ermüdungsrelevante Beanspruchungen wurden durch die zeitlich veränderliche Seilzugkraft erzeugt. Drahtbrüche an dieser Stelle wurden in keinem der Versuche festgestellt.

Die gemessenen und rechnerischen Beanspruchungen am unteren Seilende der Versuche M-07 und M-08 sind in Abbildung 6-9 dokumentiert (Abschnitt 6.4.3). Ungeachtet der großen Schiefstellung (40 mrad) und der hoch gewählten Normalkraftschwingbreite bleiben die maximalen rechnerischen Schwingbreiten mit rund 480 N/mm² (am Spannungspunkt A-H, extrapoliert auf den Seilaustritt) insgesamt moderat (z.B. im Vergleich zur rechnerischen Schwingbreite von 780 N/mm² am oberen Seilende des gleichen Versuchs M-07 mit Seilkopfverdrehungen von $\varphi$ = +/- 10 mrad, siehe Abbildung 6-8). Die maßgebenden Beanspruchungen treten zudem nur auf einer Querschnittsseite des Seils auf.

Ein entscheidender Unterschied zur Seilprüfung mit Wechselbiegung besteht auch darin, dass die im Seil auftretenden Umlagerungen und Relativbewegungen durch eine unveränderliche Schiefstellung nicht vergleichbar hervorgerufen werden können. Dies gilt - im Vorgriff auf die Ausführungen in Abschnitt 6.6 zum maßgebenden Schädigungsmechanismus - insbesondere für die deutlich geringer beanspruchte Seilseite mit Kontakt zum Verguss.

Die erzeugten Beanspruchungen weichen damit prinzipiell von denen aus einer wechselnden Biegung im Seilendbereich ab (z.B. aus Fahrzeugüberfahrten oder aus Seilschwingungen). Da selbst bei den unter extremen Randbedingungen durchgeführten Versuche M-07 und M-08 keine Drahtbrüche detektiert werden konnten, wird keine Vergleichbarkeit der beiden Prüfverfahren bzw. keine mögliche Übertragbarkeit von Versuchsergebnissen untereinander für VVS gesehen. Ein nennenswerter Einfluss von Seilverfüllmittel auf die an unteren Seilenden gewonnenen Erkenntnisse wird aufgrund der niedrigen Belastungsfrequenzen nicht gesehen (Versuch M-07 mit Normalkraftfrequenz $f_N$ = 0,65 Hz, siehe Anlage 2).

Die im Rahmen der beiden Versuchsreihen gewählte Vorgehensweise mit dynamisch aufgebrachten Seilkopfverdrehungen bzw. Seilquerauslenkungen wird dadurch voll bestätigt. Erst die realitätsnahe, insgesamt allerdings aufwändigere Prüfmethodik ermöglichte letztlich die Ermittlung zuverlässiger Aussagen über die Ermüdungssicherheit von VVS unter Biegung im Seilendbereich. Eine vereinfachte Prüfung in Anlehnung an die bei Litzenbündelseilen emp-

fohlene Vorgehensweise (Normalkraftveränderung mit unveränderlichen Seilkopfschiefstellungen, siehe Abschnitt 3.2.2) ist zusammenfassend nicht auf VVS übertragbar.

## 6.6 Bewertung der Ermüdungssicherheit

### 6.6.1 Spannungsschwingbreiten in den Drähten

Experimentell konnte das Auftreten (und dauerhafte Ertragen) hoher Spannungsschwingbreiten im Seilendbereich unter wechselnden Seilbeanspruchungen mittels DMS nachgewiesen werden. Rechnerische Auswertungen am Drahtmodell, das an den Messergebnissen kalibriert werden konnte, lassen nochmals höhere Beanspruchungen erwarten: zum einen innerhalb des Z-Drahtquerschnitts (Spannungspunkte A-V und A-H), zum anderen bei der Extrapolation der Beanspruchungen auf den als maßgebend angesehenen Seilaustritt (siehe Abschnitt 6.4.3).

Aus den Versuchen kann damit als zentrale Aussage abgeleitet werden, dass eine Bewertung dieser Beanspruchungen auf Basis von (normativen) Grenzwerten für das Gesamtseil unter Normalkraftveränderung (z.B. $\Delta\sigma$ = 150 N/mm² nach DIN EN 1993-1-11 (2010)) nicht zutreffend ist.

Es wird vermutet, dass der im vorigen Wert berücksichtigte Einfluss von Reibkorrosion im Seilendbereich (d.h. im Seil vor dem Seilaustritt) in den Hintergrund tritt. Unter Verweis auf die Untersuchungen der Kapitel 3 und 5 wird dies v.a. auf die vergussbedingten geringeren Relativbewegungen und Kontaktkräfte zwischen den Drähten zurückgeführt.

Im Seilbereich werden somit eher die Beanspruchungen der Einzeldrähte und deren hierauf bezogene Ermüdungsfestigkeiten (ohne den Einfluss von Reibkorrosion) maßgebend. Die im Abschnitt 3.3.1 abgeleitete mittelspannungsabhängige Näherung nach Unterberg liefert erste Hinweise auf die dabei zu erwartenden Dauerfestigkeiten. Demnach dürften je nach Mittelspannungsniveau Schwingbreiten zwischen etwa 380 und 565 N/mm² erreichbar sein.

Eine qualitative Erklärung für die zum Teil noch darüber liegenden (rechnerischen) Spannungen wird darin gesehen, dass die Ermittlung auf Basis der Angaben von Unterberg nach den Formeln (15) bzw. (20) nicht die zwischenzeitlichen technischen Weiterentwicklungen bei der Drahtherstellung, -beschichtung und -verarbeitung berücksichtigt. Auch fertigungsbedingte Besonderheiten im Bereich des Seilaustritts gehen darin nicht ein (plastische Verformung der Drähte, Anlassen der Drähte durch die Vergussherstellung, etc.).

Zuschärfende Aussagen über das Ermüdungsverhalten der Profildrähte würden zunächst ergänzende Materialuntersuchungen an den Einzeldrähten erfordern (siehe Abschnitt 6.1). Diese werden jedoch im Vorgriff auf die folgenden Ausführungen als nicht erforderlich zur Beschreibung des Ermüdungsverhaltens von VVS unter Biegung im Seilendbereich angesehen.

### 6.6.2 Maßgebender Schädigungsmechanismus

Die bisherigen Beobachtungen zeigen, dass die Wirkung von Reibkorrosion im Kontaktbereich von Verguss und der Seiloberfläche als maßgebende Ursache für das Entstehen von

Drahtbrüchen in VVS unter Biegung im Seilendbereich anzusehen ist. Dies wird aus den systematisch innerhalb des Vergusses liegenden Erstdrahtbrüchen sowie den Drahtbruchflächenuntersuchungen abgeleitet. Zum Verständnis der dabei ablaufenden Vorgänge sowie als Grundlage für die weiteren Bewertungen wird der vermutete Schädigungsmechanismus anhand eines Ingenieurmodells beschrieben. Dieses Modell wird im Folgenden erläutert.

Im unmittelbaren Eintrittsbereich eines Seils in den Verguss treten unter zeitlich veränderlichen (axialen) Seilkräften unterschiedliche Dehnungen zwischen den Außendrähten und dem Verguss auf. Dabei kommt es tendenziell zu lokalen Ablösungen der Seiloberfläche vom Verguss. Es kann unterstellt werden, dass dieser Vorgang bereits durch das Recken des Seils bzw. durch das Aufbringen eines konstanten Seilkraftanteils mitausgelöst wird (Einschnürung des Seils). Durch wechselnde Normalkräfte treten in dem abgelösten Bereich zwar Relativbewegungen zwischen den Außendrähten und dem Verguss auf. Ein direkter Kontakt bzw. Querpressungen liegen in diesem Seilbereich jedoch nicht vor.

Erst tiefer im Verguss, beim Übergang in den für die Endverankerung erforderlichen Seilbesen entstehen durch die Zugkräfte in den Drähten radial nach außen gerichtete Umlenkkräfte, die entgegengesetzte, auf die Drahtoberfläche wirkende Pressungen hervorrufen. Weiterer Querdruck entsteht zudem durch den sich aufbauenden räumlichen Druckspannungszustand im Vergusskonus. Bei zeitlich veränderlichen Drahtkräften entstehen dadurch Relativdehnungen und –bewegungen zwischen der Drahtoberfläche und dem Verguss unter gleichzeitig wirkenden radialen Druckspannungen. Wie zuvor beschrieben, kann eine solche Konstellation ursächlich für das Entstehen von Reibkorrosion sein. Es wird zudem deutlich, dass in diesem Fall eher im Inneren des Vergusses liegende (Kontakt-) Bereiche als kritisch anzusehen sind. Deren Lage zeigen die roten Linien im linken Teilbild der Abbildung 6-17. Blau angedeutet sind dagegen die zuvor beschriebenen Bereiche mit möglichen Ablösungen. Der Ort, an dem die oszillierenden Reibbewegungen unter Querpressung auftreten, verändert sich während eines Schwingzyklus' nur wenig. Hinweise auf ein tatsächlich gehäuftes Auftreten von Drahtbrüchen innerhalb des Vergusses bei Normalkraft-Dauerschwingversuchen finden sich auch in der Literatur (siehe Abschnitt 3.4.2).

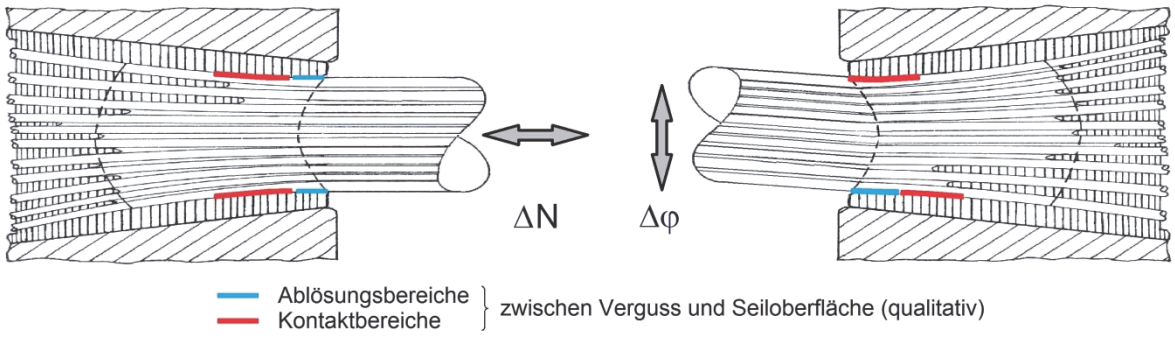



Abbildung 6-17: Ablösungs- und Kontaktbereiche unter Wechselbeanspruchung

Wird das Seilende einer zeitlich veränderlichen Biegebeanspruchung unterworfen, zeigen sich andere Verhältnisse. Bei einer Querauslenkung des Seils bzw. einer Seilkopfverdrehung kommt es einseitig zu einem konzentrierten Druckkontakt zwischen Seil und Verguss im Bereich des Seilaustritts (rechtes Teilbild in Abbildung 6-17). In Verbindung mit der unverschieblichen Lagerung der Drähte im Verguss entstehen auf dieser Seite durch die Seilkrümmung

sekundäre Draht-Druckspannungen $\sigma_{zs}$ und Draht-Biegespannungen $\sigma_b$ (vgl. Abbildung 2-6, nicht verschobener Zustand). Durch die damit verbundenen Dehnungen entstehen Relativbewegungen zwischen Drahtoberfläche und Verguss unter Querdruck. Die Relativbewegungen werden durch die biegebedingten Dehnungsanteile verstärkt. Die reibkorrosionsbegünstigenden Randbedingungen treten während dieser Phase somit näher am Seilaustritt auf.

Auf der gegenüberliegenden Seite vergrößert sich hingegen der Ablösungsbereich durch die Auslenkung. Die auf dieser Seite zusätzlich entstehenden Drahtbeanspruchungen treten dadurch am Seilaustritt ohne Kontakt zum Verguss auf. Die Wirkung von Reibkorrosion kann sich erst im Verguss bei der Abtragung der Drahtbeanspruchungen in Kombination mit radialen Pressungen entfalten.

Bei entgegengerichteter Auslenkung wechseln die Verhältnisse entsprechend. Tendenziell liegt dadurch bei Biegung eine räumlich größere Ausdehnung des Bereichs mit Reibkorrosionsbeanspruchung vor. Die Lage und Größe der ungünstig beanspruchten Kontaktbereiche verändert sich überdies auch in Abhängigkeit von der Belastungskombination aus veränderlicher Normalkraft und Biegung.

Aus der Feststellung, dass unter überwiegender Biegung die Brüche eher am Seilaustritt auftreten, wird geschlossen, dass sich die konzentriert auftretende Reibkorrosionsbeanspruchung auf der Biegedruckseite insgesamt maßgeblich auswirkt. Dies wird auch darauf zurückgeführt, dass am Seilaustritt die Draht-Normal- und Drahtbiegespannungen lokal überlagerte Dehnungen erzeugen. Auf der gegenüberliegenden Seite dürfte hingegen der Biegespannungsanteil mit zunehmender Tiefe im Verguss abklingen, so dass hier im Grenzfall lediglich der Draht-Normalspannungsanteil $\sigma_{zs}$ reibkorrosionsbegünstigende Dehnungen hervorruft.

### 6.6.3 Vorgehensweise bei der rechnerischen Bewertung

Die vorigen Überlegungen zeigen, dass die maßgebenden Beanspruchungen im Vergussbereich auftreten. Aufgrund der Vielzahl an Einflussfaktoren wird jedoch eine zuverlässige und als repräsentativ anzusehende rechnerische Beschreibung dieses Bereichs als kaum möglich angesehen. Dies wird mit den Unsicherheiten begründet, die sich ergeben unter anderem in Bezug auf die Seilbesentiefe und -geometrie, auf die Verankerungslängen der Drähte, auf die Größe der Ablösungsbereiche, auf die Festlegung von Reibungsbedingungen, auf die Entstehung des räumlichen Druckspannungszustands, etc.

Es wird deshalb eine Annäherung über die Bewertung der beiden folgenden Grenzfälle vorgeschlagen:

Bei überwiegender axialer Seilkraftveränderung treten die bruchauslösenden Beanspruchungen tendenziell tiefer im Verguss auf. Zusätzliche Biegewirkungen am Seilaustritt werden nicht maßgebend. Letztere klingen vermutlich durch die beginnende Einbettung der Drähte im Verguss schnell wieder ab. Eine Bewertung kann damit näherungsweise über die alleinige Normalkraft-Schwingbreite in den Drähten aus der Änderung der Seilkraft erfolgen. Dieser Ansatz entspricht weitgehend der normativen Vorgehensweise zur (Nennspannungs-) Bewertung von axial-veränderlich beanspruchten Seilen (siehe Abschnitt 3.2.1).

Bei überwiegender Wechselbiegung entstehen die maßgebenden Beanspruchungen näher am Seilaustritt. Dabei kommt es in den Drähten zur Überlagerung von Sekundär- und Biegespannungen. Die Sekundärspannungen $\Delta\sigma_{zs}$ bewirken zeitlich veränderliche Draht-Normalkräf-

te $\Delta F$, die im Verguss abgetragen werden müssen und dabei reibkorrosionsfördernde Relativdehnungen zwischen Draht und Verguss erzeugen.

Die zusätzlichen Biegespannungen $\Delta\sigma_b$ tragen hingegen nur in einer Auslenkungsrichtung (mit Druckkontakt am Verguss) zu einer ungünstigen, d.h. die Wirkung von Reibkorrosion verstärkenden Beanspruchung in der Kontaktfuge zwischen den Drähten und dem Verguss bei. Die in der entgegengesetzten Auslenkungsrichtung entstehenden Biegezugspannungen liefern keinen Beitrag zum Entstehen von Reibkorrosion, da sie am Seilaustritt ohne Kontakt zum Verguss auftreten.

Zur Bewertung des maßgebenden Schädigungsmechanismus' wird deshalb vorgeschlagen, nur die Spannungskomponenten rechnerisch zu berücksichtigen, die einen Beitrag zur Entstehung der als maßgebend erkannten Reibkorrosion liefern. Eine tendenziell veränderliche Lage der jeweils beanspruchten Stelle an der Drahtoberfläche wird dabei vernachlässigt. Das Prinzip der vorgeschlagenen Spannungsermittlung verdeutlicht Abbildung 6-18.

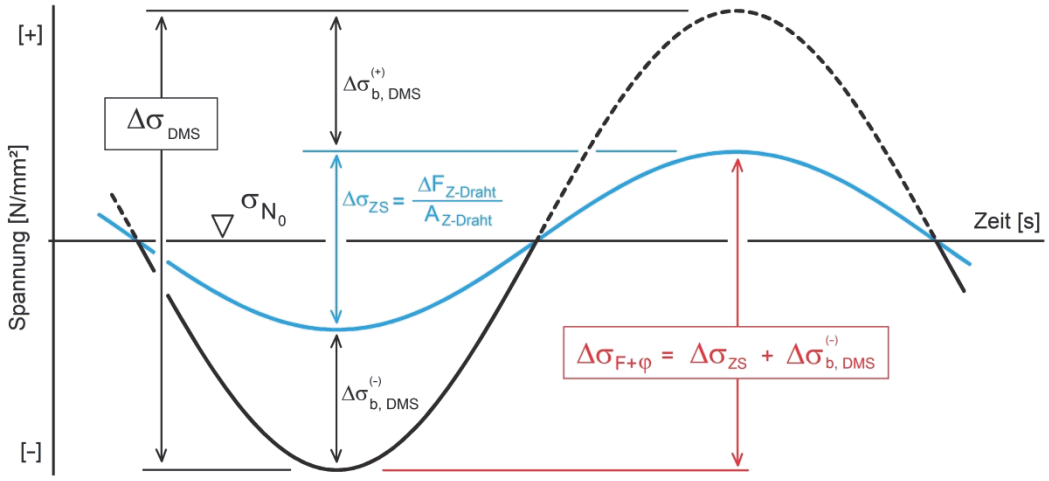



Abbildung 6-18: Ermittlung der maßgebenden Schwingbreite $\Delta\sigma_{F+\varphi}$

Die Berechnung der reibkorrosionserzeugenden Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma_{F+\varphi}$ berücksichtigt demnach die sekundären Drahtspannungen $\Delta\sigma_{zs}$ mit ihrer vollen Schwingbreite (blaue Linie) sowie den bei einseitiger Auslenkung auftretenden zusätzlichen Biegedruck-Spannungsanteil $\Delta\sigma_{b,DMS}^{(-)}$, aus dem weitere Dehnungen an der Z-Draht-Oberfläche im Kontakt mit dem Verguss resultieren.

Die am Seilaustritt auftretenden Beanspruchungen können mittels Drahtmodell berechnet werden. Für die Ermittlung der Biegespannung wird der Spannungspunkt „DMS" (mittig auf der Z-Drahtprofil-Außenseite) gewählt. Diese Festlegung wurde getroffen, da die an diesem Querschnittspunkt auftretenden Spannungen experimentell ermittelt und mit guter Übereinstimmung vergleichsgerechnet werden konnten. Auf eine Berücksichtigung von Querbiegeeffekten wurde bewusst verzichtet, da diese im Rahmen der Drahtbruchflächenuntersuchungen nicht zuverlässig bestätigt werden konnten.

Die Anwendbarkeit des Verfahrens setzt eine Lage der Brüche im Bereich des Seilaustritts voraus, da Aussagen über die Verteilung der Beanspruchungen und den räumlichen Abstand zwischen den beiden zuvor erläuterten Grenzfällen insgesamt spekulativ bleiben. Diese Ein-

schränkung wird allerdings durch bereits existierende Nachweisverfahren für die Normalkraftveränderlichkeit und den in dieser Arbeit auf die Biegewirkungen gesetzten Schwerpunkt relativiert.

### 6.6.4 Aufbereitung der Versuchsergebnisse

Auf Basis der vorigen Ausführungen wurden abschließend die Ergebnisse der beiden Versuchsreihen aufbereitet.

Wie ausgeführt, sind zuschärfende Aussagen über die Ermüdungssicherheit der Drähte von VVS unter Biegung insbesondere für Brüche im Bereich des Seilaustritts möglich. Auf eine Bewertung der zum Teil über 40 mm im Inneren des Vergusses liegenden Brüche aus dem Versuch M-07 wird deshalb verzichtet. Gleiches gilt für den Versuch M-08, bei dem zusätzliche Einflüsse durch austretendes Nachinjektionsmittel vermutet werden.

Zunächst wird allerdings näherungsweise angenommen, dass die bis zu 23 mm tiefen Brüche der Versuche B-03 und B-07 als noch im Bereich des Seilaustritts liegend gelten können.

Die Ergebnisse der beiden Versuchsreihen sind in Abbildung 6-19 zusammengestellt. Berücksichtigt wurden nur die an oberen Seilenden gewonnenen Ergebnisse (d.h. möglichst ohne Einfluss von Seilverfüllmittel). Die Ermittlung der Schwingbreiten erfolgte bezogen auf die Drahtlängsachsen.

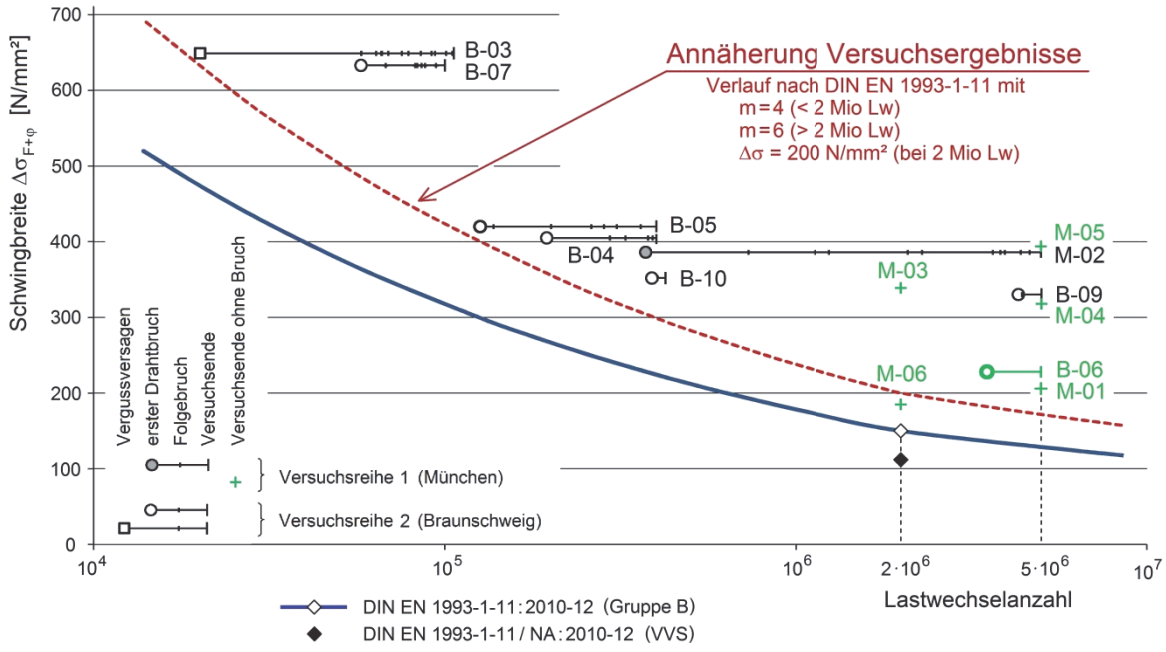



Abbildung 6-19: Ergebnisse aus beiden Versuchsreihen in einem Wöhlerdiagramm

In das Diagramm eingetragen ist überdies der in DIN EN 1993-1-11 (2010) angegebene Verlauf für die Ermüdungsfestigkeit von VVS unter Normalkraftveränderlichkeit (blaue Linie). Dem Verlauf liegen zwei unterschiedliche Neigungen zugrunde (m = 4 bis zwei Millionen bzw. m = 6 für darüber liegende Lastwechselzahlen). Die Ermüdungsfestigkeit bei zwei Milli-

onen Lastwechseln beträgt $\Delta\sigma_c$ = 150 N/mm². Ebenfalls dargestellt ist der in Deutschland anzusetzende Wert von $\Delta\sigma$ = 112 N/mm² (schwarzer Punkt, vgl. Abschnitt 3.2.1).

Grün hervorgehoben sind die nach DIN EN 1993-1-11 als insgesamt bestanden einzustufenden Versuche (d.h. ohne bzw. mit weniger als 2 % Drahtbrüchen aus dem Ermüdungsversuch und (zum Teil) mit einer ausreichenden Bruchkraft im Zerreißversuch).

Der aus den Versuchsergebnissen abgeleitete Näherungsverlauf ist rot gestrichelt eingetragen. Er setzt sich analog zur Ermüdungsfestigkeitskurve nach DIN EN 1993-1-11 zusammen. Für die Ermüdungsfestigkeit bei zwei Millionen Lastwechseln ergibt sich damit für die Z-Drähte in VVS ein Wert von $\Delta\sigma_{F+\varphi}$ = 200 N/mm². Eine Einordnung der Höhe dieses Wertes folgt in Abschnitt 6.6.5.

Im Zeitfestigkeitsbereich beschreibt der gewählte Näherungsverlauf die Versuchsergebnisse als untere Einhüllende. Es zeigt sich, dass dabei auch die zwei verschiedenen Versagensmechanismen summarisch mit der normativen Wöhlerlinienneigung von m = 6 erfasst werden können (jeweils erstes Vergussversagen bzw. erster Drahtbruch). Auf die Grenzen im Hinblick auf die Genauigkeit des vorgestellten Verfahrens zur Berechnung der Schwingbreiten wurde bereits hingewiesen (Auswertungen am Seilaustritt ungeachtet der bis zu 23 mm tiefen Brüche beim Versuch B-03 bzw. des 9 mm tiefen Erstbruchs beim Versuch B-04). Zu beachten ist auch die geringe Anzahl an Versuchsergebnissen, über die der Kurvenverlauf letztlich definiert wurde. Eine statistische Auswertung in Anlehnung an DIN EN 1990 (2002), Anhang D, wurde deshalb als nicht zielführend angesehen. In der Summe sollte somit ohne weitergehende Untersuchungen auf eine Anwendung des Näherungsverlaufs im Zeitfestigkeitsbereich verzichtet werden.

Die Auswertungen im Zeitfestigkeitsbereich ermöglichen jedoch die Ableitung von Aussagen über den Ermüdungs- bzw. Dauerfestigkeitsbereich. Dabei zeigt sich, dass der gewählte Näherungsverlauf im Bereich über zwei Millionen Lastwechseln für alle Versuche auf der sicheren Seite liegende Ergebniswerte liefert.

Dies wird unter anderem erkennbar, wenn man den sich aus den Versuchen ergebenden Übergang vom Zeit- in den Dauerfestigkeitsbereich betrachtet. Dieser deutet sich beim Vergleich der Versuche B-09 und B-10 (VVS 40) auf einem Niveau deutlich oberhalb von 200 N/mm² an. So trat beim Versuch B-10 ($\varphi$ = +/- 13,5 mrad) der Erstbruch bei 388.500 Lastwechseln auf. Diese Lastwechselzahl lag damit in Bezug zu den Versuchsergebnissen von B-04 und B-05 ($\varphi$ = +/- 15 mrad, ebenfalls VVS 40) im erwarteten Bereich. Der auf einem geringfügig niedrigeren Niveau gefahrene Versuch B-09 ($\varphi$ = +/- 12 mrad) hingegen erreichte bis zum Erstbruch 4.350.000 Lastwechsel. Mit nur insgesamt zwei Drahtbrüchen bis 5 Millionen Lastwechsel könnte er deshalb auch als bestanden im Sinne von DIN EN 1993-1-11 eingestuft werden. Auf Grund der unterschrittenen Bruchlast im Zerreißversuch (nach fünf Millionen Lastwechseln mit ca. 90 % statt der erforderlichen 95 % von $F_{uk}$) wurde er jedoch als insgesamt nicht bestanden eingestuft. Der Versuch B-06 mit einer nochmals darunter liegenden Biegebeanspruchung ($\varphi$ = +/- 8 mrad) erfüllte dann jedoch auch nach fünf Millionen Lastwechseln (mit einem Drahtbruch) die Kriterien nach DIN EN 1993-1-11 uneingeschränkt. Beide Beanspruchungsniveaus (Versuche B-09 und B-06) lagen jeweils oberhalb des ermittelten Näherungsverlaufs.

Auch der Vergleich der Versuchsergebnisse von M-02 und M-03 (VVS 21) deutet auf den Übergangsbereich auf etwa gleichem Beanspruchungsniveau hin. Dies bestätigen auch die

Ergebnisse von M-04 (VVS 31) und M-01 (VVS 21), die beide mit Schwingbreiten über 200 N/mm² geprüft und ohne Drahtbrüche bis fünf Millionen Lastwechsel gefahren werden konnten. Analog kann auch der Versuch M-06 (VVS 31) eingestuft werden, der die Prüfung ohne Drahtbruch und mit voller Resttragfähigkeit überstand.

Abhängigkeiten in Bezug auf die Mittelspannung können aus den Versuchsergebnissen nicht abgeleitet werden. Das höhere Seilkraftniveau der ersten Versuchsreihe wirkt sich demnach auf Basis der wenigen unmittelbar vergleichbaren Versuchswerte offenbar zumindest nicht negativ aus (Vergleich M-02 mit Versuchen B-04, B-05 und B-10 bzw. auch Durchläufer-Versuche M-04 und M-05). Gleiches gilt für den ohne Einschränkungen bestandenen Versuch M-06 mit der insgesamt niedrigsten Mittelspannung. Aufgrund dieser Feststellungen wurde die obige Darstellung von unterschiedlichen Versuchsbedingungen in einem Diagramm als vertretbar angesehen.

Ebenfalls aus den Versuchsergebnissen nicht ableitbar ist ein prägnanter Unterschied aus der Seilorientierung im Versuchsstand. Dies zeigt der Vergleich von identischen, jedoch zueinander verdreht eingebauten Seiltypen mit ähnlicher Beanspruchungshöhe (Versuche B-04 bzw. B-05 zu B-10 oder M-04 zu M-05). Angaben zur Orientierung der Seile in den Versuchsständen finden sich in den Anlagen 2 und 3.

### 6.6.5 Bewertung der ermittelten Ermüdungsfestigkeit

Die ermittelte Ermüdungsfestigkeit von VVS unter Biegung im Seilendbereich liegt über dem vergleichbaren (jedoch auf axiale Nennspannungen im Seil bezogenen) Wert für die Normalkraftveränderlichkeit von 150 N/mm² nach DIN EN 1993-1-11. Da - wie zuvor erläutert - eine statistisch begründete Beurteilung der Ergebnisse auf Basis der insgesamt wenigen Versuchsergebnisse, z.B. in Anlehnung an DIN EN 1990, als nicht zielführend angesehen wird, erfolgt nachfolgend eine Plausibilitätskontrolle auf Basis von übertragbaren Angaben aus der Literatur.

Der zuvor genannte Wert von 150 N/mm² beschreibt die Ermüdungssicherheit im Zusammenhang mit der Wirkung von Reibkorrosion im Seil unter zeitlich veränderlichen Seilnormalkräften. Dabei entstehen unter anderem durch die Seileinschnürung in der freien Seillänge punkt- und linienförmige Druck- und Reibkontakte zwischen den Drähten (Stahldraht auf Stahldraht).

Bei Biegung von VVS im Seilendbereich entsteht die lebensdauerbestimmende Reibkorrosionswirkung hingegen systematisch zwischen dem Verguss und den Außendrähten. Somit liegt hier immer ein weicherer Reibpartner (Vergussmetall) vor. Einen daraus resultierenden günstigen Einfluss hat bereits Patzak bei seinen Untersuchungen an Runddrähten entdeckt und empirisch beschrieben (siehe Formel (21) in Abschnitt 3.3.2). Durch das weichere Vergussmetall erhöht sich die dauerfest ertragbare Schwingbreite der von ihm untersuchten Drähte unter Reibkorrosion von 125 N/mm² (Stahldraht auf Stahldraht) auf 182 N/mm² (Stahldraht auf Vergussmetall).

Neben der Materialhärte beeinflusst unter anderem auch die Höhe der Querpressungen das Auftreten von Reibkorrosion (siehe Abbildung 3-8). Es ist zu vermuten, dass an den abgeflachten Z-Draht-Außenseiten eine großflächigere und gleichmäßigere Pressungsverteilung als an Runddrähten entsteht und sich dies ebenfalls vorteilhaft auf die Dauerhaftigkeit aus-

wirkt. Um diesen Effekt zu bewerten, wurden die bei einseitiger Auslenkung auf die äußeren Z-Drähte entstehenden Querpressungen über das Drahtmodell abgeschätzt. Ausgewertet wurden die im hier besonders interessierenden Ermüdungs- bzw. Dauerfestigkeitsbereich liegenden Versuchsergebnisse.

Die Abschätzung erfolgte mit verschiedenen, im Hinblick auf die Größe der Pressungen auf der sicheren Seite liegenden Annahmen:

- angenommener Abtrag der gesamten Seilquerkraft nur über rund ein Viertel der äußeren Z-Draht-Oberflächen (d.h. kein Querkraftabtrag über innere Drähte),
- Ansatz einer reduzierten Pressungsoberfläche (etwa Abstand zwischen den Spannungspunkten A-V und A-H, d.h. kein Ansatz der Profilausrundungsbereiche),
- Annahme einer quadratischen, d.h. eher kleinen Pressungsfläche (Tiefe = Breite b‘).

Die Pressungen selbst wurden als vollflächig konstant unterstellt. Tabelle 6-1 fasst die Auswertungen zusammen.

| | Außenlage Z-Drähte | Auslenkungs-amplitude | Querkraft | Pressung |
|---|---|---|---|---|
| Versuch M-01 (VVS 21) | 21 Stück b‘ ≈ 2,4 mm | 5,5 mrad | 940 N | 940 N / (5 Stück · 2,4²) = **33 N/mm²** |
| Versuch M-04 (VVS 31) | 23 Stück b‘ ≈ 3,3 mm | 8,0 mrad | 3.560 N | 3.560 N / (6 Stück · 3,3²) = **55 N/mm²** |
| Versuch B-06 (VVS 40) | 26 Stück b‘ ≈ 3,8 mm | 8,0 mrad | 3.230 N | 3.230 N / (6 Stück · 3,8²) = **37 N/mm²** |

Tabelle 6-1: Abschätzung der auftretenden Querpressungen am Seilaustritt

Die rechnerischen Pressungen dürften insgesamt die realen Werte überschätzen. Dennoch liegen die bei VVS unter Biegung im Seilendbereich vorliegenden Kontaktverhältnisse offenbar deutlich günstiger als dies von Patzak in Abbildung 3-8 bzw. Formel (21) unterstellt wurde (Reibkorrosionswerte auf Basis einer Pressung von 100 N/mm²). In Bezug auf die dokumentierten Auswertungen von Patzak für den Kontakt von Stahl auf Stahl ergibt sich damit eine Verbesserung von rund 20 % (Anstieg von $\Delta\sigma_R$ = 125 N/mm² unter einer Pressung von 100 N/mm² auf einen Dauerfestigkeitswert von $\Delta\sigma_R$ = 150 N/mm² bei einer angenommenen mittleren Pressung von 50 N/mm² nach Abbildung 3-8).

Wird ein analoges Verhalten auch bei Anwesenheit eines weicheren Reibpartners unterstellt (ist von Patzak im Detail nicht dokumentiert), so würde dies einen Anstieg der Dauerfestigkeit von 182 N/mm² (bei 100 N/mm² Pressung) auf rund

$$1{,}20 \cdot 182 \text{ N/mm}^2 = 218 \text{ N/mm}^2$$

erwarten lassen. Da für diese Betrachtung insgesamt auf der sicheren Seite liegende Annahmen verwendet wurden, bestätigt sich, dass der zuvor abgeleitete Grenzwert von 200 N/mm² (bei zwei Millionen Lastwechseln) insgesamt eine eher konservative Beschreibung des hier untersuchten Ermüdungsverhaltens darstellt.

Aus den dargestellten Überlegungen wird geschlossen, dass das vorgestellte Berechnungsverfahren in Verbindung mit der Festlegung auf eine mittelspannungsunabhängige Ermüdungssicherheit bei zwei Millionen Lastwechseln von

$$\Delta\sigma_{F+\varphi} = 200 \text{ N/mm}^2$$

eine insgesamt ermüdungssichere Auslegung der äußeren Z-Drähte in VVS unter Biegung im Seilendbereich erlaubt.

## 6.7 Zusammenfassung

Im Kapitel 6 wurde die Konzeption, die Durchführung und die Auswertung von zwei Versuchsreihen mit VVS beschrieben.

Die Untersuchungen resultierten aus praxisnahen Fragestellungen zum Einsatz von Seilen im Brückenbau. Primäres Ziel war es, über die Versuche Aussagen zur Beanspruchbarkeit von VVS unter ermüdungsrelevanten Biegewechseln im Seilendbereich zu gewinnen. Gewählt wurde dazu eine globale Herangehensweise, in deren Mittelpunkt eine Beurteilung der Seile als Gesamtbauteile stand. Die Vorgaben zur Prüfung der Seile wurden aus dem Anforderungsprofil von Hängern in Stabbogenbrücken abgeleitet und möglichst realitätsnah technisch umgesetzt.

Die experimentellen Versuchsabläufe wurden mit dem entwickelten Drahtmodell vergleichsgerechnet. Dabei zeigten sich insgesamt gute Übereinstimmungen. Darauf aufbauend konnte eine Kalibrierung des Drahtmodells erfolgen und damit wiederum weitere Aussagen zu den Beanspruchungen in den einzelnen Drahtprofilen am Seilaustritt abgeleitet werden. Es zeigte sich, dass hohe Reibbeiwerte zwischen den Drähten vorliegen und dass sich im Seilendbereich zudem eine kombinierte, d.h. radiale und umfangsorientierte, Tragwirkung einstellt.

Die Auswertungen bestätigten insgesamt die gewählte Vorgehensweise, sich bei der Durchführung von Bauteilversuchen möglichst nahe an den tatsächlich erwarteten Beanspruchungsverläufen zu orientieren. Hierfür wurde in den vorliegenden Untersuchungen zwar das versuchstechnisch aufwändige Aufbringen von veränderlichen Normalkräften in Kombination mit wechselnder Biegung erforderlich. Es konnte allerdings eindeutig belegt werden, dass mittels einer einfacheren, bei der Prüfung von Litzenbündelseilen angewandten Methode (mit unveränderlicher Seilkopfschiefstellung) keine vergleichbaren Aussagen über die Ermüdungssicherheit von VVS ableitbar gewesen wären.

Zentrales Ergebnis der Untersuchungen ist, dass weniger die in den Drähten auftretenden hohen Spannungsdoppelamplituden sondern vielmehr der Einfluss von Reibkorrosion zwischen der Seiloberfläche und dem Verguss als hauptursächlich für das Versagen von Drähten in VVS unter ermüdungsrelevanter Biegung anzusehen ist.

Basierend auf einem anschaulichen Ingenieurmodell wurde der hierbei vermutete Schädigungsmechanismus beschrieben und eine zugehörige rechnerische Herangehensweise auf Basis der in den äußeren Z-Drähten auftretenden Normalkraft- und Biegeschwingbreiten abgeleitet.

Unter prinzipieller Beibehaltung des normativen Wöhlerlinienverlaufs für Zugglieder im Bauwesen wurde abschließend daraus eine Ermüdungsfestigkeit bei zwei Millionen Lastwechseln für die Drähte von VVS unter Biegewirkung im Seilendbereich in Höhe von

$$\Delta\sigma_{F+\varphi} = 200 \text{ N/mm}^2$$

abgeleitet. Insbesondere im hier interessierenden Ermüdungs- bzw. Dauerfestigkeitsbereich können damit alle Versuchsergebnisse auf der sicheren Seite liegend erfasst werden.

# 7 Einsatz von vollverschlossenen Seilen in der Gelmer Brücke

## 7.1 Vorbemerkungen

An der Gelmer Brücke erfolgte im Jahr 2016 der Austausch der geschädigten Rundstahlhänger gegen Seile. Da es sich bei diesem Bauwerk um eine Straßenbrücke handelt, wurde zur Vorbereitung dieser Maßnahme der Weg über eine versuchsgestützte Zustimmung im Einzelfall erforderlich (siehe Abschnitt 1.2).

Nachfolgend wird zunächst das Bauwerk sowie dessen hier interessierende Besonderheiten beschrieben (Abschnitt 7.2). Im Anschluss daran werden die experimentellen und rechnerischen Untersuchungen dargestellt, die zum Nachweis der Einsetzbarkeit von Seilen an der Gelmer Brücke durchgeführt wurden (Abschnitt 7.3). Hierzu werden zum einen die rechnerischen Vorüberlegungen und die Ergebnisse des zugehörigen Bauteilversuchs zusammengefasst. Auf Basis der bisherigen Erkenntnisse aus den vorigen Kapiteln 5 und 6 werden zudem die ermüdungsrelevanten Beanspruchungen am Seilaustritt während einer Überfahrt des Lastmodells LM3 rechnerisch detailliert nachvollzogen und bewertet.

## 7.2 Allgemeines zum Bauwerk und zur Vorgeschichte

Die Gelmer Brücke wurde im Jahr 1991 errichtet. Sie überführt einspurig eine Kreisstraße über den Dortmund-Ems-Kanal. Ihre Nutzbreite im Querschnitt beträgt 6,70 m, bestehend aus beidseitigen Geh- und Radwegen mit je 1,85 m und einer Fahrbahn mit 3,00 m Breite.

Bei dem Bauwerk handelt es sich um eine Stabbogenbrücke in Ganzstahlbauweise mit 73,66 m Stützweite. Die ursprüngliche Bemessung erfolgte für die Brückenklasse 30 nach DIN 1072. Die Fahrbahnebene ist mit dem Bogentragwerk über insgesamt 2 x 10 Rundstahlhänger aus S 235 mit einem Durchmesser von 60 mm verbunden. Abbildung 7-1 zeigt das Bauwerk im Überblick.



Abbildung 7-1: Ansichten der Gelmer Brücke (während Schwingungsmessungen)

Bereits im Jahr 2007 wurden an mehreren Hängeranschlussbereichen Anrisse entdeckt. Die Schäden traten systematisch an den Schweißnahtenden im Freischnittbereich der Knotenbleche auf. Als ursächlich hierfür wird das mutwillige Handaufschaukeln von Hängern ange-

sehen (Eigenfrequenzen der sechs längeren Hänger je Bogenebene im Bereich teilweise unter vier Hertz).

Die Instandsetzungsplanung sah zunächst vor, die vorhandenen durch dünnere, ebenfalls verschweißte Rundstahlhänger zu ersetzen und die Hängeranschlussbereiche im Hinblick auf die Ermüdungssicherheit zu optimieren. Hierzu wurden zunächst Varianten mit Hängern aus S 355 (∅ 45 mm), dann mit Hängern aus S 460 (∅ 40 mm) untersucht. Ausreichend hohe Hänger-Eigenfrequenzen von deutlich über 6 Hz, die als erforderlich angesehen wurden, um zukünftig ein mutwilliges Aufschaukeln der Hänger zu unterbinden, konnten damit jedoch nicht sichergestellt werden. Vom ursprünglichen Planer wurde deshalb vorgeschlagen, die neu eingebauten Hänger nach ihrem Einbau messtechnisch zu überwachen und gegebenenfalls mit Schwingungsdämpfern nachzurüsten.

Nebenuntersuchungen zeigten, dass erst der Einsatz von Seilen eine weitere Durchmesserreduzierung auf 31 mm Durchmesser sowie in Verbindung damit ein Anheben der kritischen Eigenfrequenzen auf über 6,5 Hz ermöglichen würde.

Zur Begutachtung und Klärung der Problematik schaltete die zuständige Wasserstraßen- und Schifffahrtsverwaltung ihre übergeordnete Behörde, die Bundesanstalt für Wasserbau in Karlsruhe, ein. Mit Blick auf ähnlich gelagerte Schadensfälle erkannte letztere das Potential einer alternativen Instandsetzungsvariante mit Seilhängern (siehe hierzu Abschnitt 4.1). Sie veranlasste daraufhin die im Rahmen der vorliegenden Arbeit beschriebenen Untersuchungen, die auch den konkreten Nachweis der Einsatzbarkeit von Seilen in der Gelmer Brücke mit umfassen sollten.

## 7.3 Experimentelle und rechnerische Untersuchungen

### 7.3.1 Voruntersuchungen

Über verschiedene Ergebnisse der rechnerischen Untersuchungen an der Gelmer Brücke wurde bereits im Abschnitt 4.6.3 berichtet. Bei den dortigen Betrachtungen wurden die Seilhänger zunächst vereinfachend als Seilstäbe abgebildet und berechnet (Schütz und Schmidmeier, 2012).

Mit Blick auf die gewünschte Eigenfrequenzanhebung der Hänger wurden bei den Tragsicherheitsnachweisen hohe Ausnutzungsgrade angestrebt. In der Summe konnte die Einsetzbarkeit von vollverschlossenen Seilen mit 30 mm bzw. 31 mm Durchmesser bestätigt werden. Die Ausführungsplanung berücksichtigte dabei auch den planmäßigen Austausch einzelner Seile.

Der Ermüdungsnachweis wurde nach DIN EN 1993-2 in Verbindung mit DIN EN 1991-1-9 für die Überfahrt des Lastmodells LM3 geführt. Exemplarisch sind dazu die auftretenden Verdrehwinkel am maßgebend gewordenen unteren Anschlussbereich eines langen Hängers in Tabelle 7-1 zusammengestellt. Die Werte beziehen sich bereits auf die Stelle des Seilaustritts. Der Index „x“ kennzeichnet die Brückenlängs-, „y“ die Brückenquerrichtung. Für die Umrechnung der Verschiebungen $u_x$ und $u_y$ in Tangentendrehwinkel wurde eine freie Seillänge von 9,26 m verwendet.

| | maximaler Gesamtdrehwinkel | | minimaler Gesamtdrehwinkel | |
|---|---|---|---|---|
| | max $\varphi_y$ [mrad] | zug. $\varphi_x$ [mrad] | min $\varphi_y$ [mrad] | zug. $\varphi_x$ [mrad] |
| $\varphi_{unten}$ | 3,65 | 0,40 | -3,45 | -0,22 |
| zug. $u_{unten}$ | $u_x$ = -0,4 mm | $u_y$ = -0,7 mm | $u_x$ = -1,2 mm | $u_y$ = +0,7 mm |
| zug. $u_{oben}$ | $u_x$ = +21,6 mm | $u_y$ = -6,4 mm | $u_x$ = -23,0 mm | $u_y$ = +8,7 mm |
| zug. $\varphi_{Tangente}$ | 2,38 | 0,62 | -2,35 | -0,86 |
| Summe | **6,03** | **1,02** | **-5,80** | **-1,08** |
| **Überlagerung** | **6,12 mrad** | | **5,90 mrad** | |
| zugehörig $S_{LM3}$ | 23 kN | | 20 kN | |
| maximal $S_{LM3}$ | 40 kN | | | |
| zugehörig $S_{g,k}$ | 87 kN | | | |

Tabelle 7-1: Maßgebende Beanspruchungen unter LM 3 an der Gelmer Brücke

Der maßgebende Verformungsanteil ($\varphi_y$) resultiert aus der Durchbiegung des Überbaus in vertikaler Richtung. Die durch Querbewegungen des Bogens bzw. durch seitliches Ausweichen / Verdrehen des Versteifungsträgers entstehenden Anteile bleiben hingegen gering. Die Ermittlung der Gesamtdrehwinkel erfolgte als vektorielle Überlagerung.

Wie bereits in Abschnitt 4.6.3 festgestellt, erhöht sich die Hängernormalkraft durch LM 3 um maximal 40 kN. Zu den Zeitpunkten der maximalen Verdrehwinkel liegt ein Anstieg von bis zu 23 kN vor.

Den weiteren Berechnungen liegt ein $\lambda$-Wert von 0,98 zugrunde, der sich unter anderem durch das geringe Verkehrsaufkommen an der Gelmer Brücke ergibt (Ansatz von $N_{Obs}$ = 50.000 Lkw).

Rechnerisch resultiert hieraus in der Summe eine schadensäquivalente Doppelspannungsamplitude von $\Delta\sigma_{E2}$ = 121 N/mm². Beanspruchungen aus winderregten Schwingungen blieben insgesamt vernachlässigbar gering.

Da keine weitergehenden Angaben vorlagen, wurde für den Nachweis der Ermüdungssicherheit die in DIN EN 1993-1-11 angebebene Kerbkategorie für VVS unter veränderlicher axialer Beanspruchung von $\Delta\sigma_C$ = 112 N/mm² herangezogen.

Ergebnis der Untersuchungen war somit, dass selbst unter Ansatz eines Teilsicherheitsbeiwertes von $\gamma_{Mf}$ = 1,0 (begründet durch den planmäßig möglichen Seiltausch) der Ermüdungsnachweis unter Berücksichtigung der Biegewirkungen für das Seil nicht geführt werden konnte:

$$\Delta\sigma_{E2} = \mathbf{121\ N/mm^2} > \mathbf{112\ N/mm^2} = \Delta\sigma_C / \gamma_{Mf} \qquad (\eta = 108\ \%).$$

Generell unsicher bei der rechnerischen Nachweisführung blieb jedoch insbesondere, ob auf Basis des normativen Grenzwerts für veränderliche axiale Beanspruchungen überhaupt eine Bewertung von Biegung im Seilendbereich erfolgen konnte.

### 7.3.2 Konzeption und Durchführung eines Bauteilversuchs

Im Rahmen des weiteren Genehmigungsweges (Zustimmung im Einzelfall) wurde deshalb ein Bauteilversuch auf Basis der Anforderungen des maßgebenden Seilhängers in der Gelmer Brücke konzipiert (Schütz und Schmidmeier, 2012). Grundlage war dabei ein VVS mit einem Durchmesser von 31 mm nach DIN EN 12385-10, Tabelle B.2, mit einem charakteristischen Wert der rechnerischen Bruchfestigkeit von $F_{uk}$ = 916 kN und einer metallischen Querschnittsfläche von $A_m$ = 634 mm².

Zur experimentellen Prüfung wurden die Anforderungen an die Seilhänger aus den rechnerischen Untersuchungen in eine versuchstechnisch umsetzbare Beanspruchungskonstellation übertragen. Dabei wurden insgesamt auf der sicheren Seite liegende Annahmen getroffen sowie in Anlehnung an die DIN EN 1993-1-9, Anhang A, eine Erhöhung der Eingangswerte um 25 % angesetzt. Es wurde festgelegt:

- konstanter Seilkraftanteil
  Die Seilkraft aus Eigengewicht beträgt 87 kN (bzw. 9,5 % von $F_{uk}$). Zum Zeitpunkt der maßgebenden Biegewirkung steigt sie um bis zu 23 kN an. Die größte Normalkraftzunahme während der LM3-Überfahrt beträgt 40 kN. Um ein Auftreten der Biegewechsel immer mindestens auf dem 1,25-fach erhöhten rechnerischen Normalkraftniveau sicherzustellen, wurde gewählt:

  $$S_m = (87\ \text{kN} + 40\ \text{kN}) \cdot 1{,}25 = 159\ \text{kN}$$

- zeitlich veränderlicher Seilkraftanteil (Schwingfrequenz 0,7 Hz)
  Der Versuch wurde als Ermüdungsversuch über zwei Millionen (Normalkraft-) Wechsel konzipiert. Je Zyklus sollte die maximale Erhöhung der Seilkraft abgedeckt werden, damit:

  $$S_{var} = +/- 40\ \text{kN} \cdot 1{,}25 = +/- 50\ \text{kN}$$

- zeitlich veränderlicher Drehwinkel am Seilkopf (Schwingfrequenz 1,4 Hz)
  Die zuvor rechnerisch ermittelten Verdrehwinkel (siehe Tabelle 7-1) wurden gemittelt angesetzt, damit:

  $$\varphi_{oben} = +/- 6\ \text{mrad} \cdot 1{,}25 = +/- 7{,}5\ \text{mrad}$$

Mit dem Bauteilversuch wurde so die Überfahrt von insgesamt vier Millionen Überfahrten simuliert (je zwei Millionen Überfahrten auf zwei unterschiedlichen Normalkraftniveaus). Die tatsächlichen Anforderungen wurden dadurch auf der sicheren Seite liegend abgedeckt.

Der Versuch wurde im Rahmen der ersten Versuchsreihe unter der Bezeichnung M-06 durchgeführt. Während des Ermüdungsversuchs wurden keine Drahtbrüche festgestellt. Die normativ geforderte Seiltragfähigkeit wurde nach Abschluss des Ermüdungsversuchs mittels Zerreißversuch nachgewiesen. Die zugehörige Dokumentation findet sich in Anlage 2.

Experimentell konnte damit die Einsetzbarkeit der VVS mit einem Durchmesser von 31 mm als Seilhänger in der Gelmer Brücke nachgewiesen werden.

### 7.3.3 Rechnerische Untersuchung mittels Drahtmodell

Die im Seil während der Überfahrt des Ermüdungslastmodells LM3 auftretenden Beanspruchungen wurden mit dem in Abschnitt 5 entwickelten Drahtmodell rechnerisch nachvollzogen.

Hierzu wurde ein System modelliert, das einen langen Hänger inklusive eines ca. 400 mm langen aufgelösten Seilabschnitts beinhaltet. Am oberen und unteren Ende dieses Hänger-Teilsystems wurden die räumlichen Verformungen und Verschiebungen aus einer Berechnung des Gesamtmodells (nach Theorie I. Ordnung) aufgebracht. Die Berechnungen am Teilsystem erfolgten nach Theorie II. Ordnung unter Ansatz der jeweils wirkenden Normalkräfte.

Die gewählte Modellierung im unteren Anschlussbereich sowie die sich aus der Überfahrt ergebenden Spannungsveränderungen am maßgeblich beanspruchten Seildraht sind in Abbildung 7-2 dargestellt. Das Nullspannungsniveau entspricht dem Ausgangszustand des Hängers unter Eigengewichtsbeanspruchung. Die Drahtspannungen wurden am Seilaustritt im Spannungspunkt „DMS“ auf der Oberfläche des äußeren Z-Drahtprofils ausgewertet. Blau strichliert eingetragen ist der Verlauf der Drahtspannungen aus der Normalkrafterhöhung im Seil ($\Delta F_{Z\text{-Draht, LM3}} / A_{Z\text{-Draht}}$), deren Ermittlung nach Formel (2) erfolgte.

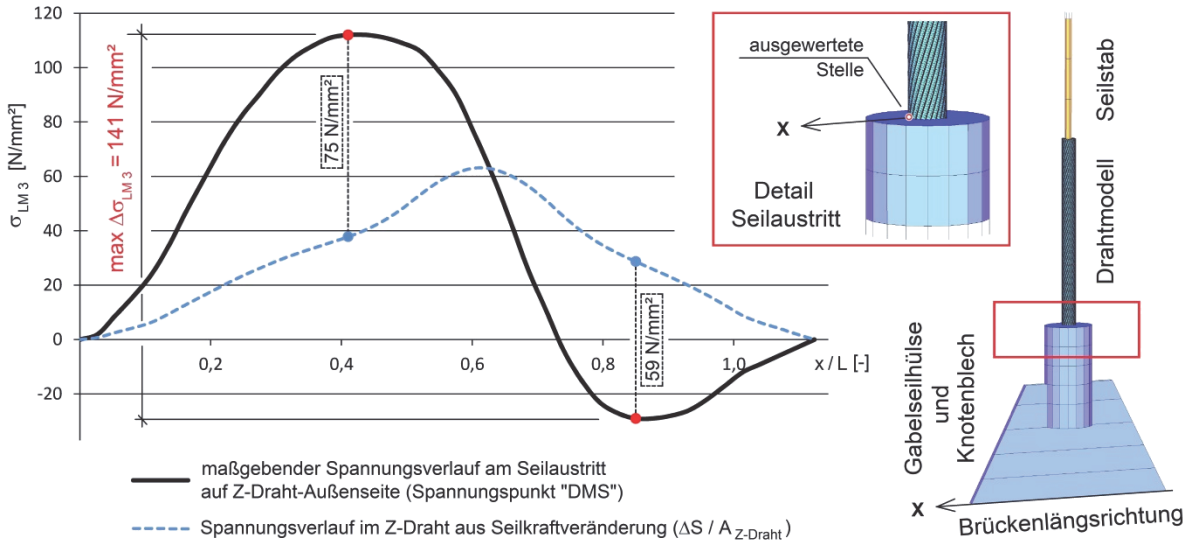



Abbildung 7-2: Spannungsverlauf im Z-Draht aus Überfahrt LM3 und Modellierung

Der Spannungsverlauf zeigt sich weitgehend analog zur Abbildung 4-9 (dort Berechnung mit einem durchgängigen Seilstab konstanter Biegesteifigkeit, Spannungsermittlung am Vollquerschnitt in Seilachsrichtung). Die maßgebende Gesamtschwingbreite (Drahtspannungen) ermittelt sich nunmehr zu 141 N/mm².

Die Differenz der beiden zuvor dargestellten Spannungsverläufe entspricht den im untersuchten Z-Draht auftretenden Biegeanteilen. Deren Schwingbreite berechnet sich zu

$$75 \text{ N/mm}^2 + 59 \text{ N/mm}^2 = 134 \text{ N/mm}^2.$$

Es zeigt sich, dass der Einfluss der Normalkraftveränderung auf die Biegeschwingbreiten insgesamt gering bleibt (mit 7 N/mm² = 141 N/mm² - 134 N/mm²). Die genauere Berechnung

liefert hier somit nochmals einen geringeren Wert als die in Abschnitt 4.6.3 dokumentierten Untersuchungen (dort betrug der Spannungsanteil aus Normalkraftdifferenz rund 15 N/mm²).

Die Biegeanteile im Seildraht setzen sich aus sekundären Drahtspannungen und Biegespannungen zusammen. Mit Blick auf das in Abschnitt 6.6.3 abgeleitete Nachweisverfahren wurde die Zusammensetzung der Biegeanteile ermittelt und in Abbildung 7-3 aufgetragen.

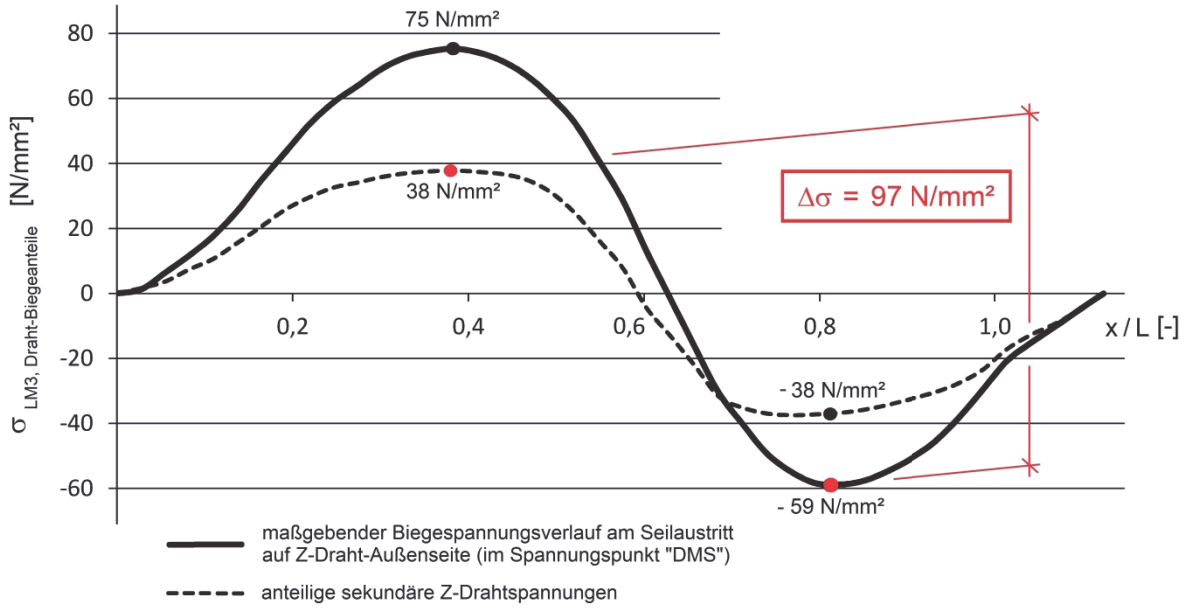



Abbildung 7-3: Zusammensetzung der Biegeanteile im untersuchten Z-Draht

Die Sekundärspannungen treten im Zug- und Druckbereich in gleicher Größenordnung auf (+/- 38 N/mm²). Bei den Biegespannungen treten hingegen größere Biegezuganteile auf (+ 37 N/mm² bzw. - 21 N/mm²).

Die für den Nachweis der Ermüdungssicherheit der Z-Drähte von VVS unter Biegung maßgebende Biegeschwingbreite ist ebenfalls in das Diagramm eingetragen. Es ergibt sich ein Wert von 97 N/mm². Zu diesem Wert sind die vorigen 7 N/mm² aus der Normalkraftveränderung zu addieren. In der Summe ergibt sich damit eine ermüdungsrelevante Gesamtschwingbreite aus Normalkraft und Biegung von 97 N/mm² + 7 N/mm² = 104 N/mm².

Der Nachweis unter Bezug auf die in Abschnitt 6 abgeleitete Grenzbeanspruchung von 200 N/mm² ermittelt sich unter Berücksichtigung des $\lambda$-Wertes von 0,98 (bei Vernachlässigung gegebenenfalls vorhandener Nichtlinearitäten) zu:

$$\Delta\sigma_{E2,\varphi} = 104 \text{ N/mm}^2 \cdot 0{,}98 = \mathbf{102 \text{ N/mm}^2 < 200 \text{ N/mm}^2} = \Delta\sigma_{F+\varphi} .$$

Die Biegebeanspruchungen können demnach vom untersuchten VVS ermüdungssicher aufgenommen werden (Ausnutzung ca. 51 %).

Wie bereits im Abschnitt 4.6.2 ausgeführt, unterstellt der rechnerische Ansatz eine Übertragung der auftretenden Biegemomente über den Seilanschlussbereich (und damit über den Bolzen der Gabelseilhülse) hinweg. Die entsprechenden Auswertungen für die längsten Hänger der Gelmer Brücke zeigen, dass diese Annahme einen Reibbeiwert von $\mu \geq 0{,}09$ erfordern würde. Das Erreichen eines solchen Wertes wird im hier untersuchten Anwendungsgebiet als durchaus möglich angesehen (ungünstige Randbedingungen im Hinblick auf das

Entstehen von Korrosion in Verbindung mit einer langfristigen Einsatzdauer). Die getroffene Annahme eines biegesteifen Anschlusses für die Bewertung ermüdungsrelevanter Einwirkungen wird dadurch bestätigt.

Gemäß den derzeitigen normativen Regelungen ist zusätzlich der Nachweis der axialen Seilkraftveränderung zu führen. Mit der maximal durch LM3 hervorgerufenen Seilnormalkraft ergibt sich der Nachweis zu:

$\Delta\sigma_{LM3,N}$ = 40 kN / 634 mm² · 1.000 = 63 N/mm²

$\Delta\sigma_{E2,N}$ = 63 N/mm² · 0,98 = **62 N/mm² < 112 N/mm²** = $\Delta\sigma_c$ / 1,00.

Der Nachweis ist mit einer Ausnutzung von rund 55 % ebenfalls erbracht, wobei mit Blick auf die Annahme eines planmäßig möglichen Seilaustauschs ein Teilsicherheitsbeiwert auf der Materialseite von 1,00 unterstellt wurde.

Auch die rechnerischen Untersuchungen bestätigen somit die Einsetzbarkeit von Seilen in der Gelmer Brücke. Insgesamt maßgebend wird der Nachweis der axial veränderlichen Normalkraft im Seil.

## 7.4 Zusammenfassung

Die Untersuchungen im Zusammenhang mit dem vorgesehenen Einsatz von Seilhängern an der Gelmer Brücke wurden zusammenfassend dargestellt. Es konnte damit sowohl experimentell als auch rechnerisch eine ausreichende Ermüdungssicherheit der Seile belegt werden. Dies gilt sowohl für die ermüdungsrelevant durch Biegung beanspruchten Seilendbereiche als auch für die axiale Normalkraftveränderlichkeit der Seile insgesamt.

Die Ergebnisse bestätigen damit abschließend die gewählte Vorgehensweise, zur dauerhaften Instandsetzung der durch mutwilliges Aufschaukeln geschädigten Rundstahlhänger den Einsatz von vollverschlossenen Seilen vorzusehen.

# 8 Nachweisverfahren für Seilhänger in Stabbogenbrücken

## 8.1 Vorbemerkungen

Die durchgeführten Bauteilversuche stellen keine Standardversuche dar. Die Konzipierung der Versuchsreihen sowie deren technische Umsetzung erwiesen sich bei beiden Versuchsreihen als komplex und erforderten insgesamt lange Vorbereitungs-, Durchführungs- und Auswertezeiten.

Es wird somit verständlich, dass der Rückgriff auf versuchsgestützte Untersuchungen insbesondere dann, wenn die Ergebnisse im Rahmen eines konkret terminierten Projektes verwendet werden sollen, mit Unsicherheiten für alle Beteiligten verbunden ist.

Aus der Motivation, die damit verbundenen Risiken im Hinblick auf einen zukünftigen Einsatz von Seilen in Stabbogenbrücken zu minimieren, sollten die im Rahmen der Versuchsreihen und der parallelen wissenschaftlichen Aufbereitung gewonnenen Erkenntnisse praxisnah zusammengefasst werden. Dabei sollte insbesondere der erforderliche Berechnungs- und Nachweisumfang im Hinblick auf das konkret vorgegebene Einsatzgebiet minimiert werden.

Die hierfür angestellten Überlegungen und Berechnungen werden zunächst in den Abschnitten 8.2 und 8.3 erläutert. Auf ihrer Grundlage wird im Anschluss eine vereinfachte Nachweisführung für Hänger in Stabbogenbrücken abgeleitet (Abschnitt 8.4). Die Anwendung des Verfahrens wird abschließend anhand von drei Beispielbauwerken in Abschnitt 8.5 aufgezeigt.

## 8.2 Vorüberlegungen

Im Kapitel 4 dieser Arbeit wurden die ermüdungsrelevanten Beanspruchungen an Hängern in Stabbogenbrücken analysiert. Dabei zeigte sich, dass für Straßenbrücken im Wesentlichen die Einwirkungen aus dem Ermüdungslastmodell LM 3 zu berücksichtigen sind. Ihre maßgebende Höhe in Bezug auf die Biegewirkung in den Hänger- bzw. Seilanschlussbereichen erreichen die auftretenden Beanspruchungen an den mittleren Hängern.

Die auftretenden Biegewirkungen sind dabei an eine Normalkraftveränderung im Seil gekoppelt. Näherungsweise beträgt das Frequenzverhältnis dieser beiden Einwirkungen an den maßgebenden Hängern 2 : 1, wobei während einer Überfahrt des Ermüdungslastmodells ein voller Biege-, jedoch nur ein halber Normalkraftzyklus (mit Seilkrafterhöhung) durchlaufen werden.

Es konnte herausgearbeitet werden, dass die extremalen Biebebeanspruchungen jeweils etwa auf ähnlichen Normalkraftniveaus auftreten (siehe Abbildungen 4-9 und 7-2). Der Einfluss der Seilkraftänderung bleibt damit insgesamt gering (bei der Gelmer Brücke: 7 N/mm² von 104 N/mm², d.h. weniger als 7 %). Für das hier interessierende Anwendungsgebiet (Seilhänger in Stabbogenbrücken) wird deshalb insbesondere der aus Biegung entstehende Schwingbreitenanteil als nachweisrelevant angesehen. Die Berücksichtigung des seilkraftbedingten Spannungsanteils kann in vereinfachender Form erfolgen.

Die Ermittlung der maßgebenden Beanspruchungen im Verguss setzt eine aufwändige Berechnung der in den Seildrähten auftretenden Beanspruchungen voraus (z.B. mittels Draht-

modell). Um eine hiervon unabhängige Nachweisführung zu ermöglichen, wird für das vereinfachte Nachweisverfahren ein Bezug auf die auftretende Winkelschwingbreite als maßgebende Kenngröße gewählt.

Die Auswertungen am Drahtmodell in Kapitel 5 zeigen, dass in Abhängigkeit der Seilorientierung rechnerisch unterschiedliche Beanspruchungen an den Seilenden entstehen. Allerdings ist die tatsächliche Drahtausrichtung im Seil von außen nicht ohne Weiteres erkennbar - dem entsprechend wurden auch Vorgaben zur Einbaurichtung als nicht zielführend angesehen. Da überdies aus den Versuchsauswertungen keine Hinweise auf einen signifikanten Einfluss der Seilorientierung abgeleitet werden konnten, wurde im Folgenden auf eine dem entsprechende Differenzierung verzichtet. Die Ermittlung der Beanspruchungen erfolgt deshalb am Spannungspunkt DMS des rechnerisch ungünstigeren Seilendes (Seilende ①, vgl. Abbildung 5-8).

## 8.3 Parameteruntersuchungen

Im Rahmen dieses Abschnitts wird über die Durchführung von Parameteruntersuchungen berichtet. Ziel davon war es, die von VVS unter Biegung im Seilendbereich ermüdungssicher ertragbaren Winkelverdrehungen von verschiedenen Seildurchmessern und unter variierenden Seilkräften herauszuarbeiten.

Dabei kam die rechnerische Vorgehensweise gemäß Abschnitt 6.6.3 zur Anwendung, die sich auf eine Ermüdungsfestigkeit der Z-Drähte in VVS von $\Delta\sigma_{F+\varphi}$ = 200 N/mm² bei zwei Millionen Lastwechseln bezieht.

Die Berechnungen erfolgten an kombinierten Stabtragwerken, bestehend aus dem Drahtmodell und einem Seilstab (analog Abbildung 5-8). Das Ende des Drahtmodells war einseitig biegesteif eingespannt. Die Biegebeanspruchungen wurden an diesem Ende durch eine Winkelverdrehung erzeugt. Das Aufbringen der Seilkraft erfolgte am anderen Systemende mit axial verschieblicher Lagerung durch eine Einzellast. Durch die gewählte Lagerung bzw. Seilkraftaufbringung entsteht aus der Verdrehung keine Normalkraftänderung im Seil.

Um in vereinfachter Form den insgesamt geringen Einfluss der Seilkraftänderung zu berücksichtigen, wurde bei den folgenden Untersuchungen eine pauschale Reduzierung der vorigen Ermüdungsfestigkeit um 20 N/mm² vorgenommen. Die folgenden Untersuchungen für die Ableitung eines vereinfachten Nachweisverfahrens beziehen sich somit systematisch auf eine reduzierte Schwingbreite von

$$\Delta\sigma_{F+\varphi,\,red} = 200\ \text{N/mm}^2 - 20\ \text{N/mm}^2 = 180\ \text{N/mm}^2.$$

Die Nachrechnungen umfassten alle in Anlage 2 aufgeführten Seile, die auch Gegenstand der experimentellen Untersuchungen im Rahmen dieser Arbeit waren. Darüber hinaus wurden auf Basis von herstellerseitigen Angaben ein weiterer Seiltyp generiert und in die Auswertungen mit aufgenommen (sechslagig aufgebautes VVS mit zwei Z-Drahtlagen und einem Nenndurchmesser von 50 mm). Da zum letzteren Seil keine genaueren Angaben zur Verseilung vorlagen, wurde ein Schlagwinkel von 12° in der ersten und von 16,8° in allen weiteren Lagen sowie eine links geschlagene Außenlage angenommen.

Die Auswertungen zeigen ein insgesamt gleichwertiges Tragverhalten dieses Seils. Hieraus wird abgeleitet, dass der Anwendungsbereich des vorgestellten Verfahrens durchaus begründet bis auf den in Abschnitt 3.2.3 beschriebenen Bereich von zweilagig mit Z-Drähten verseilten Seilen bis 55 mm Durchmesser ausgedehnt werden kann. Nach herstellerseitigen Angaben erfolgt in der Regel ab diesem Durchmesser ein Wechsel auf dreilagig mit Z-Drähten verseilte VVS (die im Rahmen der hier vorgestellten Versuchsreihen nicht untersucht wurden).

Die Parameteruntersuchungen beziehen sich auf die charakteristische Bruchfestigkeit des Seils $F_{uk}$, deren Werte DIN EN 12385-10 (2008) entnommen werden können. Die Ordinate zeigt die Winkelschwingbreite $\Delta\varphi$. Abbildung 8-1 fasst die Ergebnisse der Berechnungen im hier interessierenden Seilkraftbereich zusammen.

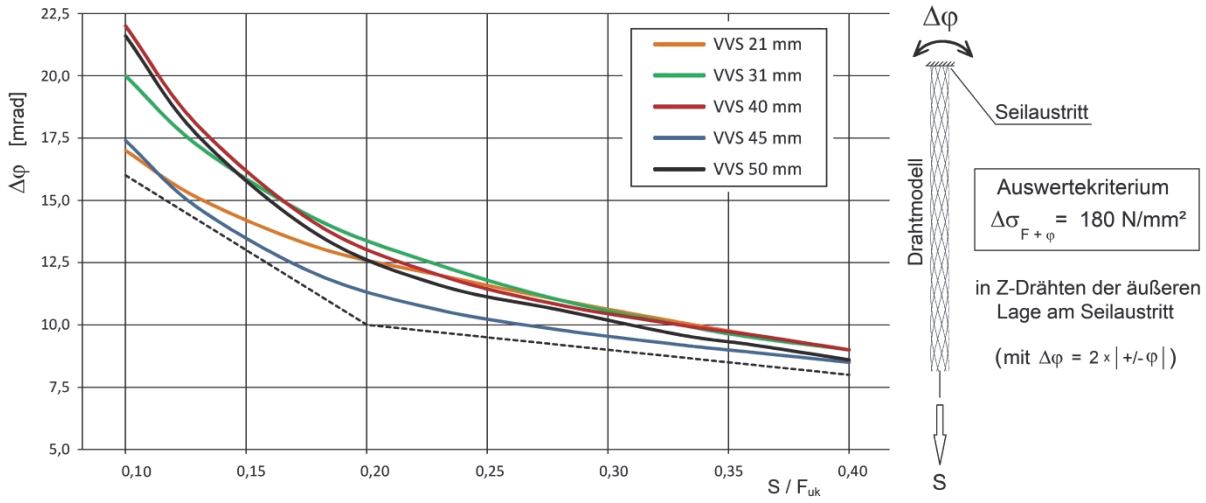



Abbildung 8-1: Ermüdungssicher aufnehmbare Seilendverdrehungen von VVS

Die Berechnungen ergeben eine mit abnehmender Seilkraft überproportional zunehmende Winkelschwingbreite. Ergänzend in das Diagramm eingetragen wurde eine auf der sicheren Seite liegende, linearisierte Beschreibung der Berechnungsergebnisse, auf die nachfolgend nochmals Bezug genommen wird.

Unter hoher Seilkraftausnutzung ($0{,}4 \cdot F_{uk}$) können VVS demnach eine Winkelschwingbreite von rund $\Delta\varphi$ = 8 mrad bis 9 mrad ermüdungssicher ertragen (bei rechnerisch abgeminderter Spannungsschwingbreite).

## 8.4 Vorschlag eines Nachweiskonzeptes

Auf Basis der vorliegenden Untersuchungen wird ein ergänzender Nachweis vorgeschlagen, mit dem eine planmäßig zu berücksichtigende Biegewirkung im Seilendbereich aus ermüdungsrelevanten Verkehrseinwirkungen (Ermüdungslastmodell LM 3) berücksichtigt werden kann.

Bereits existierende Nachweisformate für Seile unter zeitlich veränderlicher Axialbeanspruchung bleiben hiervon unberührt. Gleiches gilt für den Nachweis weiterer ermüdungsrelevanter Beanspruchungen im Anschlussbereich (z.B. am geschweißten Anschluss zwischen Kno-

tenblech und Haupttragwerk), die gegebenenfalls weitere Untersuchungen erfordern. Auf entsprechende Literatur und Erlätuterungen zu bereits vorhandenen Nachweisformaten wird verwiesen (Schütz et al., 2008; Leitfaden NA.F, 2013).

Die Besonderheiten des Beanspruchungsverlaufs in den Hängern der hier behandelten Stabbogenbrücken werden im nachfolgenden Verfahren berücksichtigt. Liegen in anderen Anwendungsbereichen davon abweichende Überlagerungen von Biege- und Normalkraftbeanspruchungen vor, sind diese gegebenenfalls gesondert zu untersuchen.

## 1 - Anforderungen an das Tragwerksmodell

Die Grundlage der folgenden rechnerischen Untersuchungen bildet ein geeignetes räumliches Tragwerksmodell des Gesamtbauwerks. Die Steifigkeiten der realen Konstruktion sind möglichst realitätsnah zu diskretisieren, um das Trag- und Verformungsverhalten ausreichend genau beschreiben zu können (z.B. durch Berücksichtigung von Materialabstufungen, Versatzeffekten, Fahrbahnplattenmitwirkung, etc.).

Es wird empfohlen, die Hängeranschlussbereiche in Anlehnung an die Vorgaben und Empfehlungen in Schütz et al. (2008) und im Leitfaden NA.F (2013) mit den tatsächlichen Steifigkeiten abzubilden. Sämtliche Stabverbindungen sind biegesteif zu wählen (d.h. keine Gelenkwirkung bei Bolzenanschlüssen).

Wegen des geringen Steifigkeitseinflusses der Seile im Vergleich zur Gesamtkonstruktion kann deren Modellierung vereinfachend als Seilstäbe mit Nenn-Querschnittswerten erfolgen (d.h. Ansatz eines mittleren Seil-Elastizitätsmoduls nach Herstellerangaben, metallische Querschnittsfläche nach Formel (1) bzw. DIN EN 12385-10, Trägheitsmomente über Seil-Nenndurchmesser, konstante Steifigkeitsverteilung über die Seillänge). Über die Hängerlänge (d.h. in der freien Seillänge) ist eine ausreichende Anzahl von Zwischenknoten anzuordnen.

Die Modellierung der Seilendverankerung (Gabelseilhülse) kann mit einer vereinfachten Geometrie über die gesamte Hülsenlänge erfolgen (z.B. Vollkreisquerschnitt mit gemitteltem Durchmesser zwischen Seilaustritt und Hülsenende, siehe Abbildung 7-2).

## 2 - Überfahrt des Ermüdungslastmodells LM 3

Gemäß den Vorgaben in DIN EN 1991-2 wird die Überfahrt des Ermüdungslastmodells LM 3 rechnerisch nachvollzogen. Der Ansatz erfolgt mittig in den tatsächlichen Fahrspuren. Die Berechnungen können nach Theorie I. Ordnung erfolgen.

## 3 - Bestimmung der Verdrehwinkel-Schwingbreite

Für den hier interessierenden Biegenachweis in VVS sind die bei der LM 3 - Überfahrt auftretenden Winkelverdrehungen und Verschiebungen an den Seilaustritten zu bestimmen. Die Verdrehwinkel sind dabei um den Anteil aus der zugehörigen Tangentenverdrehung des Seilstabs zu vergrößern, wobei für die Umrechnung die freie Seillänge anzusetzen ist.

Zur Ermittlung der Gesamt-Drehwinkelschwingbreite $\Delta\varphi_{LM3}$ sind gegebenenfalls in Längs- und Querrichtung bestimmte Winkelanteile vektoriell zu überlagern.

4 - Bestimmung der maßgebenden Hänger-Normalkräfte

Es ist die Seilnormalkraft aus ständigen Einwirkungen $S_{g,k}$ ist zu bestimmen (Eigengewicht der Konstruktion). Zudem sind die zum Zeitpunkt der maximalen bzw. minimalen Biegedrehwinkel zugehörigen Normalkraftanteile aus LM 3 zu ermitteln.

5 - Überprüfung der Anwendungsbedingungen

Das vereinfachte Nachweisverfahren wurde für eine Anwendung bei Stabbogenbrücken unter Straßenverkehr konzipiert (siehe hierzu Abschnitt 4.6.1 mit Präzisierungen zum Konstruktionstyp). Es beschränkt sich auf den Einsatz von Seilhängern aus VVS im Durchmesserbereich zwischen 20 mm und 55 mm mit ein oder zwei Z-Drahtlagen. Die Verwendung normativ geregelter Seile mit metallisch vergossenen Seilendverankerungen wird vorausgesetzt.

Um die Annahmen des vorigen Abschnitts 8.3 einzuhalten, ist rechnerisch nachzuweisen, dass die $\lambda$-fache Schwingbreite, die durch unterschiedliche Normalkraftniveaus im Seil zu den Zeitpunkten der extremalen Biegedrehwinkel auftritt, einen Wert von 20 N/mm² nicht übersteigt. Dieser Nachweis kann vereinfachend über Seilnennspannungen erfolgen:

$$\Delta\sigma_{\Delta N \text{ aus } \Delta\varphi} = \lambda \cdot | N_{LM3\text{-}max\varphi} - N_{LM3\text{-}min\varphi} | / A_m \qquad (26)$$

mit: $\Delta\sigma_{\Delta N \text{ aus } \Delta\varphi}$: Schwingbreite aus der Normalkraftschwankung zu den Zeitpunkten der extremalen Biegedrehwinkel während der Überfahrt des Ermüdungslastmodells LM 3

$\lambda$: Schadensäquivalenzfaktor für den Ermüdungsnachweis nach DIN EN 1993-2

$N_{LM3\text{-}max\varphi}$: Normalkraft im Seil zum Zeitpunkt des maximalen Biegedrehwinkels

$N_{LM3\text{-}min\varphi}$: Normalkraft im Seil zum Zeitpunkt des minimalen Biegedrehwinkels

$A_m$: metallische Querschnittsfläche des Seils nach Formel (1)

6 - Nachweis der Ermüdungssicherheit

Zur Ermittlung der Eingangswerte ist in Anlehnung an die DIN EN 1993-2 die maßgebende Seilkraft $S_{E2}$ und die maßgebenden Winkelschwingbreite $\Delta\varphi_{E2}$ zu ermitteln (mit Erhöhung der LM 3 - Anteile um den $\lambda$-Wert):

$$S_{E2} = S_{g,k} + \lambda \cdot \max (S_{LM3\,\varphi+} ; S_{LM3\,\varphi-})$$

$$\Delta\varphi_{E2} = \lambda \cdot \Delta\varphi_{LM3,k}$$

Über den Bezug zur charakteristischen Seilbruchkraft ($S_{E2}$ / $F_{uk}$) kann zusammenfassend nach Abbildung 8-2 die ermüdungssicher aufnehmbare Beanspruchbarkeit in Form der Winkelschwingbreite $\Delta\varphi_{VVS}$ bestimmt werden. Die Anwendungsbedingungen sind in das Diagramm eingetragen.

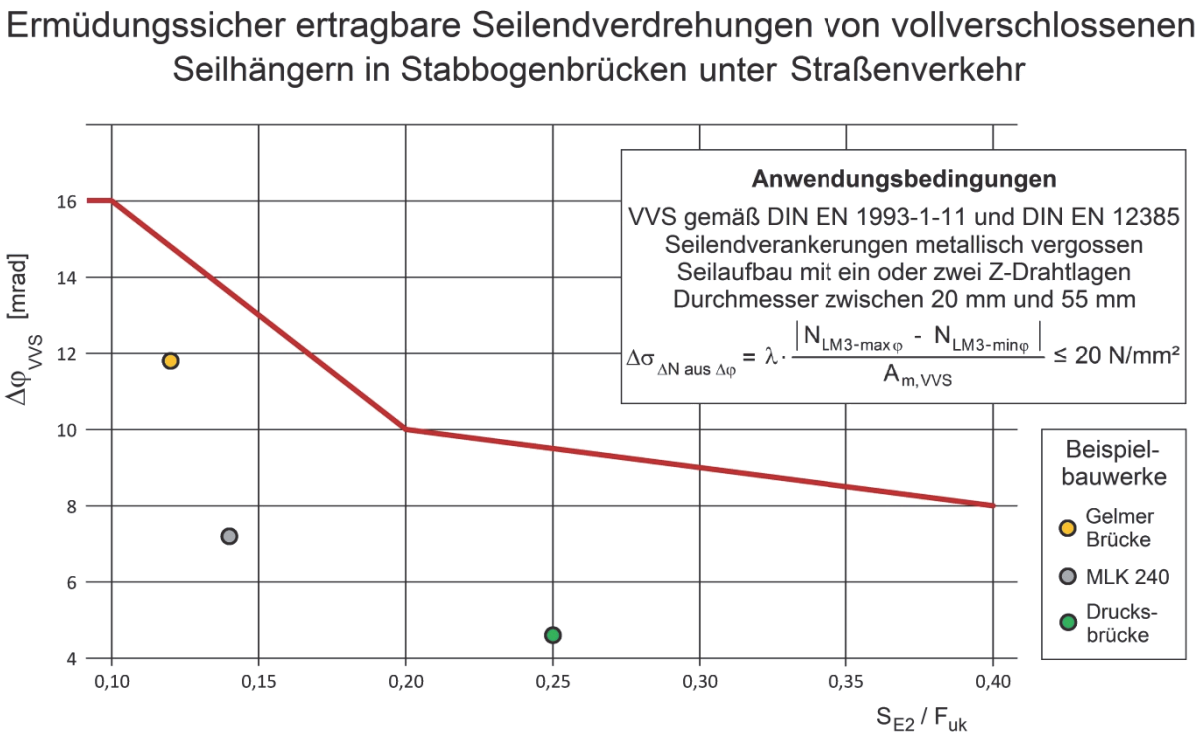



Abbildung 8-2: Vorschlag eines Grenzverlaufs für Seilendverdrehungen an Hängern

Der angegebene Grenzverlauf lässt sich bereichsweise auch analytisch beschreiben:

$$\Delta\varphi_{VVS} = 16 \quad [\text{mrad}] \quad \text{für} \quad S_{E2} / F_{uk} \leq 0{,}10 \tag{27}$$

$$\Delta\varphi_{VVS} = 22 - 60 \cdot (S_{E2} / F_{uk}) \quad [\text{mrad}] \quad \text{für } 0{,}10 \leq S_{E2} / F_{uk} \leq 0{,}20 \tag{28}$$

$$\Delta\varphi_{VVS} = 12 - 10 \cdot (S_{E2} / F_{uk}) \quad [\text{mrad}] \quad \text{für } 0{,}20 < S_{E2} / F_{uk} \leq 0{,}40 \tag{29}$$

Auf die im Diagramm eingetragenen Einzelpunkte von Beispielbauwerken wird im folgenden Abschnitt noch eingegangen.

Als Nachweisformat wird damit in Anlehnung an DIN EN 1993-2, Abschnitt 9, vorgeschlagen:

$$\gamma_{Ff} \cdot \Delta\varphi_{E2} \leq \frac{\Delta\varphi_{VVS}}{\gamma_{Mf}} \tag{30}$$

mit: $\Delta\varphi_{E2}$ : schädigungsäquivalente Winkelschwingbreite bezogen auf 2 Mio Lw

$\Delta\varphi_{VVS}$ : ermüdungssicher ertragbare Winkelschwingbreite von Drähten in VVS (bezogen auf 2 Mio Lw) nach Abbildung 8-2

$\gamma_{Ff}$ : Teilsicherheitsbeiwert für Ermüdungslasten auf der Einwirkungsseite mit $\gamma_{Ff} = 1{,}0$ gemäß DIN EN 1993-2 in Verbindung mit Nationalem Anhang

$\gamma_{Mf}$ : Teilsicherheitsbeiwert für Ermüdungslasten auf der Materialseite mit $\gamma_{Mf} = 1{,}0$ entsprechend DIN EN 1993-1-9, Tabelle 3.1

Der Teilsicherheitsbeiwert der Einwirkungsseite wird gemäß den aktuellen normativen Vorgaben angesetzt (mit $\gamma_{Ff} = 1{,}0$). Der Grund hierfür liegt darin, dass er sich auch im Biegenachweis für VVS ohne inhaltliche Änderung auf die ermüdungsrelevanten Einwirkungen des Ermüdungslastmodells LM 3 bezieht.

Im Hinblick auf den Teilsicherheitsbeiwert auf der Materialseite $\gamma_{Mf}$ wird eine nachweisbezogene Modifikation vorgeschlagen, die eine Anwendung des Bemessungskonzepts der Schadenstoleranz nach DIN EN 1993-1-9 vorsieht. Dieses Vorgehen wird unter Verweis auf die Ausführungen im Abschnitt 3.2.1 wie folgt begründet:

- Bei Brücken kann von einer regelmäßigen und intensiven Prüfung bzw. Wartung ausgegangen werden. Deren Umfang und Häufigkeit ist derzeit in DIN 1076 geregelt (Einfache Bauwerksprüfungen alle drei Jahre, im Wechsel mit Hauptprüfungen alle sechs Jahre). Die Zugänglichkeit und Prüfbarkeit der maßgeblich beanspruchten Seilaustritte ist bei den hier vorgeschlagenen Anordnungen (z. B. mittels Gabelseilhülsen und Knotenblechen) ohne Einschränkungen gewährleistet.
- Ermüdungsschäden an VVS aus Biegung im Seilendbereich treten nach den Erkenntnissen der hier durchgeführten Versuchsreihen systematisch in den äußeren Z-Drahtlagen und im unmittelbaren Bereich des Seilaustritts auf. Ihre Erkennung ist dadurch visuell einfach möglich (gebrochene Drähte bzw. durch Relativbewegungen der Drähte zerstörter Korrosionsschutz).
- Der Bruch von Einzeldrähten aus überwiegender Biegebeanspruchung führt zu keiner beschleunigten Schädigung des Seils. Zudem treten Folgebrüche tendenziell als so genannte Infektionsbrüche in unmittelbarer Nähe zum Erstbruch auf. Dadurch wird die Erkennbarkeit von Schäden (z.B. durch das mögliche Austreten von mehreren gebrochenen Drähten aus dem Seilverband) nochmals vereinfacht.
- Im Extremfall eines Seilbruchs bleibt die Standsicherheit des Gesamtbauwerks durch mögliche Lastumlagerungen auf die Nachbar-Seilhänger erhalten. In diesem Fall auftretende Beanspruchungszustände sind dazu sowohl für einen plötzlichen Hängerausfall (außergewöhnliche Bemessungssituation) als auch für einen planmäßigen Hängeraustausch (vorübergehende Bemessungssituation) rechnerisch im Vorfeld zu berücksichtigen.
- Der Austausch eines geschädigten Seilhängers kann abschließend ohne aufwändige Instandsetzungsplanung durchgeführt werden. Erforderlich werden lediglich Montagebehelfe zum planmäßigen Entlasten bzw. Anspannen der Seile. Vereinfacht wird das Vorgehen, wenn in den Seilen Möglichkeiten zur Längenanpassung vorgesehen werden.

In der Summe werden somit zusammenfassend die möglichen Folgen von Ermüdungsschäden in Anlehnung an die Tabelle 3.1 in DIN EN 1993-1-9 als „niedrig“ angesehen. Als hierzu gehöriger Teilsicherheitsbeiwert wird deshalb für die Materialseite ein Wert von $\gamma_{Mf} = 1{,}0$ vorgeschlagen.

## 8.5 Anwendung des Nachweisverfahrens

Abschließend wird die Anwendung des vorgeschlagenen Nachweisverfahrens an insgesamt drei Beispielbauwerken vorgeführt.

1 - Gelmer Brücke über den DEK

Für das bereits in Abschnitt 7 vorgestellte Bauwerk wird der Nachweis am maßgebenden langen Hänger mit dem vereinfachten Verfahren geführt. Grundlage ist dabei der Einsatz von normativ geregelten, zweilagig mit Z-Drähten verseilten VVS mit einem Durchmesser von 31 mm.

Die sich aus der Berechnung der LM 3 - Überfahrt am Gesamtragwerk nach Theorie I. Ordnung ergebenden Gesamtverdrehungen sind bereits in Tabelle 7-1 zusammengestellt. Die maßgebende Normalkrafterhöhung beträgt 23 kN. Für den $\lambda$-Wert wurde am vorliegenden Bauwerk ein Wert von 0,98 ermittelt.

Die Normalkraftschwingbreite zwischen den Zeitpunkten der Drehwinkelextrema beträgt:

$$\Delta\sigma = 0{,}98 \cdot (23\ \text{kN} - 20\ \text{kN}) / 634\ \text{mm}^2 \cdot 1.000 = \mathbf{4{,}6\ N/mm^2 < 20\ N/mm^2}$$

Die Anwendbarkeit des vereinfachten Verfahrens ist damit insgesamt gegeben. Für den Ermüdungsnachweis sind desweiteren zu berücksichtigen ($\lambda$-fach erhöht):

$$\Delta\varphi_{E2} = 0{,}98 \cdot (6{,}12 + 5{,}90) \approx 11{,}8\ \text{mrad.}$$

$$S_{E2} = S_{g,k} + \lambda \cdot \max (S_{LM3\,\varphi+}\ ;\ S_{LM3\,\varphi-}) = 87\ \text{kN} + 0{,}98 \cdot 23\ \text{kN} \approx 110\ \text{kN.}$$

Der charakteristische Wert der Seilbruchkraft für VVS mit einem Durchmesser von 31 mm beträgt nach Tabelle B.2 in DIN EN 12385-10:

$$F_{uk} = 916\ \text{kN.}$$

Damit erhält man den Bezugswert:

$$S_{E2} / F_{uk} = 110\ \text{kN} / 916\ \text{kN} = 0{,}12$$

Aus Abbildung 8-2 bzw. nach Formel (27) ermittelt sich für $0{,}10 \le S_{E2} / F_{uk} = 0{,}12 \le 0{,}20$:

$$\Delta\varphi_{VVS} = 22 - 60 \cdot 0{,}12 = 14{,}8\ \text{mrad.}$$

Der abschließende Ermüdungsnachweis nach Gleichung (29) lautet damit:

$$\gamma_{Ff} \cdot \Delta\varphi_{E2} = 1{,}0 \cdot 11{,}8\ \text{mrad} = \mathbf{11{,}8\ mrad < 14{,}8\ mrad} = \Delta\varphi_{VVS} / 1{,}0$$

Der Biegenachweis für die VVS ist damit erbracht. Gleiches gilt für den Nachweis der Normalkraftveränderlichkeit im Seil, der bereits in Abschnitt 7.3 geführt wurde.

Im Ergebnis ist somit auch auf Basis des vereinfachten Verfahrens ein Einsatz von Seilhängern aus VVS in der Gelmer Brücke im Hinblick auf deren Ermüdungssicherheit zulässig. Das Ergebnis dieses Nachweises ist zur Veranschaulichung in Abbildung 8-2 eingetragen (gelber Datenpunkt). Entscheidend für die Einsetzbarkeit von Seilen in dem Bauwerk ist die Berücksichtigung der tatsächlichen Verkehrsverhältnisse (einspuriger Verkehr mit geringem Lkw-Anteil).

2 - Bauwerk 240 über den MLK

Das Bauwerk MLK 240 überführt als Ganzstahlkonstruktion eine zweispurige Straße im Stadtgebiet von Hannover über den Mittellandkanal. Die Spannweite beträgt ca. 67 m. In den Bogenebenen sind jeweils 10 Rundstahlhänger aus S 355 mit einem Durchmesser von 80 mm lotrecht angeordnet. Die Fahrbahn mit einer Nutzbreite von 6,50 m befindet sich innerhalb, zwei breite Geh- und Radwegbereiche liegen jeweils außerhalb der beiden Bogenebenen. Die Bögen bestehen aus räumlichen Fachwerken (bestehend aus drei Gurtrohren, die nur in den Endbereichen flächig verbunden sind). Die Versteifungsträger bilden eine bauliche Barriere zwischen dem Straßen- und Fußgängerbereich. Abbildung 8-3 zeigt eine räumliche Ansicht des ausgewerteten Tragwerksmodells.

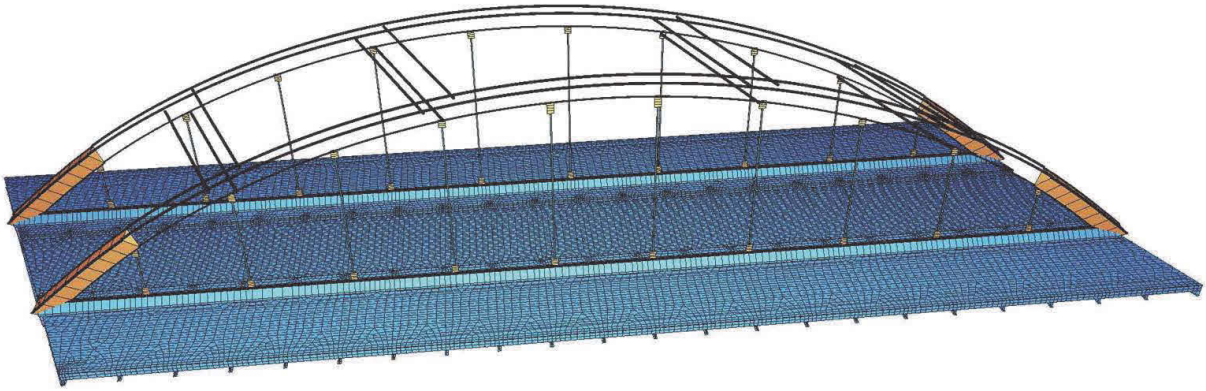


Abbildung 8-3: Ansicht des räumlichen Tragwerksmodells von MLK 240

Es erfolgte eine Vorbemessung im Hinblick auf den fiktiven Einsatz von Seilen unter der Annahme, dass diese im Rahmen einer Bestandsertüchtigung für das Lastmodell LM 1 nach DIN-Fachbericht 101 (2009) auszulegen wären. Hieraus wurde unter Berücksichtigung eines planmäßigen Seiltauschs ein erforderlicher Durchmesser von 45 mm abgeleitet.

Die Auswertungen hinsichtlich der unter dem Ermüdungslastmodell LM 3 auftretenden Verformungen an den Seilaustritten fasst Tabelle 8-1 zusammen. Die rechnerische Überfahrt erfolgte in der tatsächlichen Fahrspurlage (unmittelbar neben den Bogenebenen). Zur Berechnung der Tangentendrehwinkel an den langen Hängern wurde eine freie Seillänge von 10,50 m angenommen.

| | maximaler Gesamtdrehwinkel | | minimaler Gesamtdrehwinkel | |
|---|---|---|---|---|
| | max $\varphi_y$ [mrad] | zug. $\varphi_x$ [mrad] | min $\varphi_y$ [mrad] | zug. $\varphi_x$ [mrad] |
| $\varphi_{unten}$ | 1,07 | 0,07 | -1,09 | -0,29 |
| zug. u unten | $u_x$ = -0,7 mm | $u_y$ = -0,2 mm | $u_x$ = +0,4 mm | $u_y$ = -0,1 mm |
| zug. u oben | $u_x$ = +7,7 mm | $u_y$ = -4,0 mm | $u_x$ = -8,5 mm | $u_y$ = +3,7 mm |
| zug. $\varphi$ Tangente | 0,80 | 0,36 | -0,85 | -0,36 |
| Summe | **1,87** | **0,43** | **-1,94** | **-0,65** |
| **Überlagerung** | 1,92 mrad | | 2,05 mrad | |
| zugehörig $S_{LM3\,\varphi}$ | 19 kN | | 11 kN | |
| maximal $S_{LM3}$ | 81 kN | | | |
| zugehörig $S_{g,k}$ | 230 kN | | | |

Tabelle 8-1: Maßgebende Beanspruchungen unter LM 3 am Bauwerk MLK 240

Der charakteristische Wert der Seilbruchkraft beträgt für ein zweilagig mit Z-Drähten verseiltes, normativ geregeltes VVS nach Tabelle B.2 in DIN EN 12385-10 $F_{uk}$ = 1.930 kN. Die metallische Querschnittsfläche ist mit $A_m$ = 1.340 mm² angegeben. Die Höhe der vorhandenen Normalkraft-Schwingbreite zu den Zeitpunkten der Drehwinkelmaxima berechnet unter der Annahme eines maximalen Schadensäquivalenzfaktors von $\lambda = \lambda_{max}$ = 1,80 zu:

$$\Delta\sigma = 1{,}8 \cdot (19\ \text{kN} - 11\ \text{kN}) / 1.340\ \text{mm}^2 \cdot 1.000 = 10{,}8\ \text{N/mm}^2 < 20\ \text{N/mm}^2$$

Die Anwendbarkeit des vereinfachten Verfahrens ist damit gegeben.

Die Eingangswerte für das vereinfachte Verfahren berechnen sich nun wie folgt:

$$\Delta\varphi_{E2} = 1{,}80 \cdot (1{,}92 + 2{,}05) \approx 7{,}2\ \text{mrad}.$$
$$S_{E2} = S_{g,k} + \lambda \cdot \max(S_{LM3\,\varphi+}\,;\, S_{LM3\,\varphi-}) = 230\ \text{kN} + 1{,}80 \cdot 19\ \text{kN} \approx 264\ \text{kN}.$$

Der Bezugswert lautet damit:

$$S_{E2} / F_{uk} = 264\ \text{kN} / 1.930\ \text{kN} = 0{,}14.$$

Aus Abbildung 8-2 bzw. nach Formel (27) ermittelt sich für $0{,}10 \le S_{E2} / F_{uk} = 0{,}14 \le 0{,}20$:

$$\Delta\varphi_{VVS} = 22 - 60 \cdot 0{,}14 = 13{,}6\ \text{mrad}.$$

Der Ermüdungsnachweis für Seilbiegung nach Gleichung (29) ist somit erbracht:

$$\gamma_{Ff} \cdot \Delta\varphi_{E2} = 1{,}0 \cdot 7{,}2\ \text{mrad} = \mathbf{7{,}2\ mrad < 13{,}6\ mrad} = \Delta\varphi_{VVS} / 1{,}0.$$

Abschließend wird auch der (bereits normativ geregelte) Nachweis für die maximale Normalkraftveränderung unter LM 3 geführt. Dieser Wert beträgt im vorliegenden Fall max $S_{LM3}$ = 81 kN. Der Nachweis kann knapp erbracht werden:

$$\gamma_{Ff} \cdot \Delta\sigma_{E2} = 1{,}0 \cdot 1{,}8 \cdot 81\ \text{kN} / 1.340\ \text{mm}^2 \cdot 1.000 =$$
$$= \mathbf{108{,}8\ N/mm^2 < 112{,}0\ N/mm^2} = 112\ \text{N/mm}^2 / 1{,}00 = \Delta\sigma_{c,\,NA} / 1{,}00$$

Der ermüdungssichere Einsatz von Seilen in diesem Bauwerk wäre somit mit Blick auf die Biegewirkungen nachweisbar. Der Nachweis der Normalkraftveränderung wird maßgebend (unter Ansatz des maximalen λ-Wertes von 1,80 für eine innerstädtische Brücke). Der Grund für die hohe Nachweisausnutzung unter Normalkraftveränderlichkeit wird in der Nähe der Fahrbahn zu den Bogenebenen gesehen (geringere Lastverteilung). Das Ergebnis dieses Nachweises ist grafisch in Abbildung 8-2 eingetragen (grauer Datenpunkt).

3 - Drucksbrücke über den DEK

Die Drucksbrücke überführt eine stark befahrene zweispurige Straße südlich von Waltrop über den Dortmund-Ems-Kanal. Das schiefwinklig ausgebildete Bauwerk (Stabbogenbrücke) besitzt eine Spannweite von rund 57 m. Die stählernen Bögen und Versteifungsträger sind über je acht Rundstahlhänger mit einem Durchmesser von 75 mm aus S 355 verbunden. Die Fahrbahnplatte besteht aus Spannbeton, allerdings wurde durch konstruktive Maßnahmen ihre Mitwirkung am Haupttragwerk (als Zugband) ausgeschlossen.

Abbildung 8-4 zeigt den Querschnitt des Bauwerks. Es wird erkennbar, dass die tatsächliche (markierte) Lage der Fahrbahn durch die Anordnung von breiteren Randstreifen und den Kappen einen größeren Abstand zur Bogenebene besitzt.

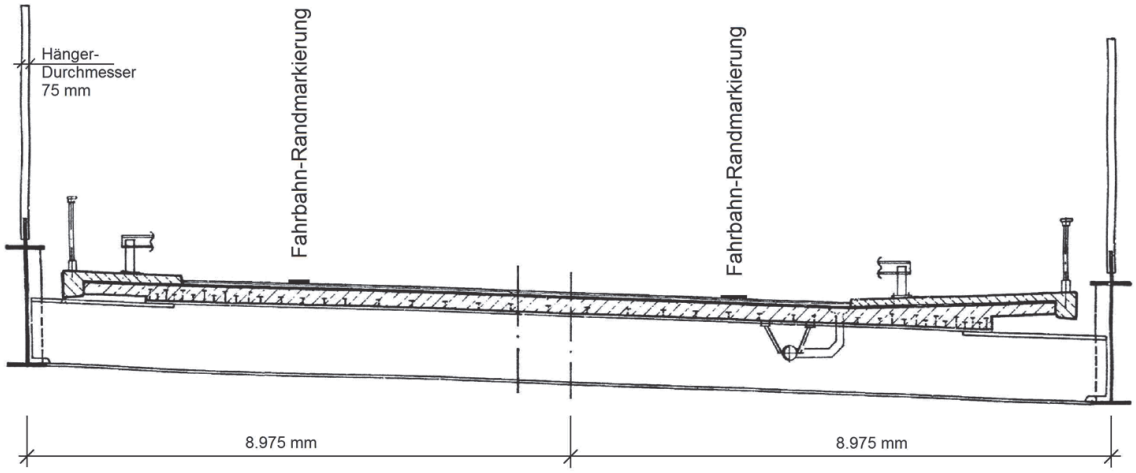



Abbildung 8-4: Querschnitt der Drucksbrücke

Es erfolgte eine Vorbemessung im Hinblick auf den fiktiven Einsatz von Seilen unter der Annahme, dass diese im Rahmen einer Bestandsertüchtigung für das Lastmodell LM 1 nach DIN-Fachbericht 101 (2009) auszulegen wären. Unter Berücksichtigung eines planmäßigen Seiltauschs wurde ein erforderlicher Durchmesser von 50 mm ermittelt.

Die Auswertungen hinsichtlich der unter dem Ermüdungslastmodell LM 3 auftretenden Verformungen an den Seilaustritten fasst Tabelle 8-2 zusammen. Die rechnerische Überfahrt erfolgte in der tatsächlichen Fahrspurlage. Zur Berechnung der Tangentendrehwinkel wurde eine freie Seillänge von 7,50 m angenommen.

| | maximaler Gesamtdrehwinkel | | minimaler Gesamtdrehwinkel | |
|---|---|---|---|---|
| | max $\varphi_y$ [mrad] | zug. $\varphi_x$ [mrad] | min $\varphi_y$ [mrad] | zug. $\varphi_x$ [mrad] |
| $\varphi_{unten}$ | 0,60 | 0,21 | -0,52 | -0,11 |
| zug. u unten | $u_x$ = -0,4 mm | $u_y$ = -0,7 mm | $u_x$ = -0,9 mm | $u_y$ = +0,3 mm |
| zug. u oben | $u_x$ = -3,9 mm | $u_y$ = -3,7 mm | $u_x$ = +3,0 mm | $u_y$ = +4,8 mm |
| zug. $\varphi$ Tangente | 0,50 | 0,40 | -0,52 | -0,60 |
| Summe | **1,10** | **0,61** | **-1,04** | **-0,71** |
| **Überlagerung** | 1,30 mrad | | 1,26 mrad | |
| zugehörig $N_{LM3}$ | 31 kN | | 32 kN | |
| maximal $N_{LM3}$ | 48 kN | | | |
| zugehörig $S_{g,k}$ | 525 kN | | | |

Tabelle 8-2: Maßgebende Beanspruchungen unter LM 3 an der Drucksbrücke

Der charakteristische Wert der Seilbruchkraft für ein zweilagig mit Z-Drähten verseiltes, normativ geregeltes VVS nach Tabelle B.2 in DIN EN 12385-10 beträgt $F_{uk}$ = 2.380 kN. Die metallische Querschnittsfläche ist mit $A_m$ = 1.650 mm² angegeben. Die Höhe der vorhandenen Normalkraft-Schwingbreite zu den Zeitpunkten der Drehwinkelmaxima berechnet unter der Annahme eines maximalen Schadensäquivalenzfaktors von $\lambda = \lambda_{max}$ = 1,80 zu:

$$\Delta\sigma = 1{,}8 \cdot (32\ \text{kN} - 31\ \text{kN}) / 1.340\ \text{mm}^2 \cdot 1.000 = \mathbf{1{,}3\ N/mm^2 < 20\ N/mm^2}$$

Die Anwendbarkeit des vereinfachten Verfahrens ist auch hier gegeben. Die Eingangswerte für das vereinfachte Verfahren berechnen sich zu:

$$\Delta\varphi_{E2} = 1{,}80 \cdot (1{,}30 + 1{,}26) \approx 4{,}6\ \text{mrad}.$$

$$S_{E2} = S_{g,k} + \lambda \cdot \max(S_{LM3\,\varphi+}\,;\, S_{LM3\,\varphi-}) = 525\ \text{kN} + 1{,}80 \cdot 32\ \text{kN} \approx 583\ \text{kN}.$$

Der Bezugswert lautet damit:

$$S_{E2} / F_{uk} = 583\ \text{kN} / 2.380\ \text{kN} \approx 0{,}25$$

Aus Abbildung 8-2 bzw. nach Formel (28) ermittelt sich für $0{,}20 < S_{E2} / F_{uk} = 0{,}25 \leq 0{,}40$:

$$\Delta\varphi_{VVS} = 12 - 10 \cdot 0{,}25 = 9{,}5\ \text{mrad}.$$

Der Ermüdungsnachweis für Seilbiegung nach Gleichung (29) ist somit erbracht:

$$\gamma_{Ff} \cdot \Delta\varphi_{E2} = 1{,}0 \cdot 4{,}6\ \text{mrad} = \mathbf{4{,}6\ mrad < 9{,}5\ mrad} = \Delta\varphi_{VVS} / 1{,}0$$

Abschließend wird auch für dieses Bauwerk der (bereits normativ geregelte) Nachweis der Normalkraftveränderlichkeit geführt. Durch die größere Lastverteilung kann der Nachweis ohne Einschränkung erbracht werden:

$$\gamma_{Ff} \cdot \Delta\sigma_{E2} = 1{,}0 \cdot 1{,}8 \cdot 48.000\ \text{N} / 1.650\ \text{mm}^2 =$$
$$= \mathbf{52{,}4\ N/mm^2 < 112\ N/mm^2} = \Delta\sigma_{c,\,NA} / 1{,}00$$

Der ermüdungssichere Einsatz von Seilen in der Drucksbrücke wäre somit ebenfalls ohne Einschränkungen nachweisbar. Das Ergebnis dieses Nachweises ist grafisch in Abbildung 8-2 eingetragen (grüner Datenpunkt).

Günstig wirkt sich bei diesem Bauwerk der größere Abstand der Fahrspuren zur Bogenebene sowie auch die höhere Steifigkeit und lastverteilende Wirkung der massiven Fahrbahnplatte aus.

## 8.6 Zusammenfassung

Es wurde ein praxistaugliches Nachweisverfahren für Seilhänger in Stabbogenbrücken unter Straßenverkehr vorgestellt. Es ermöglicht eine Bewertung der in den Seilendbereichen auftretenden Beanspruchungen auf Basis der während einer Überfahrt des Ermüdungslastmodells LM 3 auftretenden Winkelschwingbreiten.

Durch die vorgeschlagene Vorgehensweise kann auf aufwändige Berechnungen zur Bestimmung und Bewertung von Drahtspannungen im Seil verzichtet werden.

Um die Anwendung des Verfahrens zu illustrieren, wurden die seilrelevanten Nachweise für drei existierende Stabbogenbrücken geführt. Dabei zeigte sich, dass der ermüdungssichere Einsatz von Seilhängern aus VVS in allen Beispielbauwerken ohne Einschränkungen möglich wäre.

## 9 Ergebnis und Ausblick

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wurden die Einsatzmöglichkeiten von vollverschlossenen Seilen als Hänger in Stabbogenbrücken untersucht. Die zentrale Fragestellung war dabei, wie deren Ermüdungssicherheit unter planmäßig durch Wind bzw. Straßenverkehr auftretender Biegung im Seilendbereich bewertet werden kann.

Die Grundlage der vorgestellten Untersuchungen bilden zwei Versuchsreihen, in denen Seile mit ihren Endverankerungen zeitlich veränderlichen Beanspruchungen aus Normalkraft und Biegung unterworfen wurden. Die Konzeption und Durchführung der Versuche orientierte sich dabei eng an den Anforderungen des zuvor genannten Anwendungsbereichs.

Um den Mechanismus des Trag- und Ermüdungsverhaltens der Seile rechnerisch abzubilden, wurde ein räumliches Stabwerksmodell entwickelt, dessen Eignung über Vergleichsrechnungen bestätigt werden konnte. Über die Kombination experimenteller und rechnerischer Untersuchungen gelang es damit, den unter Biegung im Seilendbereich entstehenden Versagensmechanismus zu identifizieren und in einem anschaulichen Ingenieurmodell zu beschreiben. Als maßgebend für das Entstehen von Drahtbrüchen ist demnach die Wirkung von Reibkorrosion zwischen der äußeren Z-Drahtlage des Seils und dem metallischen Verguss der Endverankerungen anzusehen.

Abschließend wurde aus den Untersuchungen ein praxistaugliches Verfahren zur Bewertung von Biegung im Seilendbereich für Seile mit ein bzw. zwei Z-Drahtlagen bis zu Durchmessern von 55 mm abgeleitet. In Ergänzung zu den bislang bereits normativ geregelten Tragsicherheits- und Ermüdungsnachweisen könnte dieser Vorschlag dazu beitragen, derzeit bestehende planerische Unsicherheiten zu beseitigen und Seilen dadurch künftig weitere Einsatzmöglichkeiten im Brückenbau zu eröffnen.

Das zentrale Anliegen dieser Arbeit bestand darin, in der Ingenieurpraxis auftretende Fragestellungen im Zusammenhang mit dem Einsatz von Seilen im Brückenbau zu klären. Hierzu wurde eine Herangehensweise gewählt, die eine globale Betrachtung des Seils als Gesamtbauteil in den Vordergrund stellte. Die vorliegende Arbeit versteht sich deshalb als ein erster Schritt auf dem Weg zu einem vertieften wissenschaftlichen Verständnis des komplexen Zusammenspiels von verschiedenen Einflüssen im Seilendbereich vollverschlossener Seile. Insbesondere in Bezug auf die Beschreibung der Material- und Ermüdungseigenschaften der Z-förmigen Seildrähte wird noch weitergehender Forschungsbedarf gesehen. Gleiches gilt für die Seilverfüll- und Nachinjektionsmittel, über deren Einfluss auf die Reibungsverhältnisse im Seil und auf das Auftreten von Verbundstörungen im Verguss noch Fragen offen blieben.

Mit Blick auf den Einsatz von vollverschlossenen Seilen in Stabbogenbrücken in der Praxis deuten die Ergebnisse der durchgeführten Beispielrechnungen an, dass verkehrsinduzierte Biegebeanspruchungen im Bereich der Seilendverankerungen keinen lebensdauerbestimmenden Einfluss besitzen. Eine Erweiterung der vorgestellten Untersuchungen wird somit aus ingenieurpraktischer Sicht als äußerst empfehlenswert angesehen (Ausweitung auf andere Konstruktionstypen, Berücksichtigung größerer Seildurchmesser, Verallgemeinerung des Nachweiskonzeptes im Hinblick auf beliebige Beanspruchungskombinationen, etc.).

## Anlagenverzeichnis

Anlage 1: Angaben zu den untersuchten Seilen 171

Anlage 2: Versuchsreihe an der MPA der TU München 173

Anlage 3: Versuchsreihe an der MPA der TU Braunschweig 183

## Abbildungsverzeichnis

Abbildung 1-1: Beispiele biegesteif eingespannter Seilendverankerungen 1

Abbildung 1-2: Beispiele von Seilendverankerungen mit Bolzenanschluss 2

Abbildung 2-1: Verschiedene Querschnitte vollverschlossener Seile 7

Abbildung 2-2: Eigenspannungsverteilung durch Walzen und Ziehen von Drähten 8

Die Grafik entspricht Bild 1.3 aus Feyrer et al. (1990) bzw. Bild 1 aus dem Artikel „Vorbehandlung und Eigenschaften von Drahtwerkstoffen - Hochfester Stahldraht für Seile und Bündel in der Bautechnik“ in Gabriel und Dillmann (1983).

Abbildung 2-3: Seilendbereich in Ansicht und Schnitt 9

Das linke Foto stammt von Schmidmeier. Der schematische Schnitt wurde aus Arend (1997), Bild 4.3.2-1, entnommen und ist neu beschriftet.

Abbildung 2-4: Entstehung von sekundären Biegespannungen durch eine Querlast V 13

Die Grafik entspricht Bild 3.11 aus Feyrer (2000), die Querlastbezeichnung wurde geändert („V“ statt „N“).

Abbildung 2-5: Geometriebedingte Veränderung der Lastabtragung im Seil 15

Abbildung 2-6: Spannungsverteilungen im Seilquerschnitt 18

Die Grafik wurde aus den Bildern 39 und 40 in Wang (1990) zusammengestellt, die Beschriftung wurde modifiziert.

Abbildung 2-7: Drahtverschiebung bei gleichmäßiger Krümmung 19

Grafik entspricht Bild 3.6 aus Feyrer (2000) und wurde unverändert übernommen.

Abbildung 2-8: Geometrische Verhältnisse beim Aufbringen einer Querlast 20

Die Grafik entspricht Bild 38 in Wang (1990), die Beschriftung wurde teilweise modifiziert.

Abbildung 2-9: Begrenztes Formfüllungsvermögen des Vergusses im Seilwurzelbereich 22

Der links dargestellte Schnitt wurde aus Patzak (1978), Bild 65, entnommen. Die Beschriftung wurde entfernt. Das Foto rechts ist von Schmidmeier.

Abbildung 3-1: Ermüdungsfestigkeitskurve nach Bild 9.1 in DIN EN 1993-1-11 28

Abbildung 3-2: Teilsicherheitsbeiwerte nach DIN EN 1993-1-9, Tabelle 3.1 29

Abbildung 3-3: Dauerfestigkeitswerte von Runddrähten nach Unterberg (1967) 32

Die Versuchsergebnisse von Unterberg sind in seiner Dissertation in zwei Diagrammen (auf Millimeterpapier) dokumentiert (Bilder 12 und 13). Die Daten wurden in eine Grafik zusammengefasst, die Bezeichnungen angepasst.

Abbildung 3-4: Dauerfestigkeitsschaubild nach Dillmann und Gabriel 34

Die Grafik entspricht Bild 10 im Artikel „Das freigespannte Zugglied - Hochfester Stahldraht für Seile und Bündel in der Bautechnik“ in Gabriel und Dillmann (1983). Die roten Eintragungen wurden ergänzt.

Abbildung 3-5: Zugschwellfestigkeiten von Stahldrähten nach Gabriel 35

Abbildung 3-6: Vergleich der Dauerfestigkeiten von Rund- und Z-Drähten 36

Abbildung 3-7: Versuche zur Reibkorrosion nach Patzak und Nürnberger 37

Die Grafik wurde aus zwei Bildern in Patzak und Nürnberger (1978) zusammengestellt: linkes Diagramm entspricht Bild 46 und der Versuchsaufbau Bild 45.

Abbildung 3-8: Einflussfaktoren auf das Ermüdungsverhalten nach Patzak 38

Die Grafik wurde aus zwei Bildern in Patzak (1985) zusammengestellt: linkes Diagramm wurde Bild 12, das rechte Diagramm Bild 13 entnommen.

Abbildung 3-9: Versuchsergebnisse von Nishioka et al. 39

Die Grafik wurde aus zwei Bildern in Nishioka et al. (1969) zusammengestellt: linkes Diagramm entspricht fig. 17 und der Versuchsaufbau ist ein Teil von fig. 1 im Teil 2 (part 2) der Veröffentlichungen. Die Grafiken wurden überarbeitet (u.a. grau hinterlegter Bereich ergänzt), die Bezeichnungen übersetzt.

Abbildung 3-10: Runddrähte mit Gewalt-, Reibkorrosions- und Ermüdungsbrüchen 43

Erläuterungen zur Herkunft der Bilder finden sich im Text.

Abbildung 3-11: Drahtbruchflächen aus Ermüdungsversuchen 43

Erläuterungen zur Herkunft der Bilder finden sich im Text.

Abbildung 3-12: Bruchflächen von Z-Drähten mit Bruchausgangsstellen nach Patzak 44

Die Grafik wurde auf Basis von Bild 28 in Patzak und Nürnberger (1978) erstellt. Die Lage der Bruchausgangsstellen wurde gemäß Bild 66 aus Patzak (1978) mit roten Kreisen eingetragen. Die Beschriftung wurde ergänzt.

Abbildung 3-13: Versuchsergebnisse nach Tilly 47

Die Grafik entstammt Tilly (1988a), fig. 12. Die Gruppierung der Elemente wurde verändert, die Beschriftungen wurden angepasst und übersetzt.

Abbildung 3-14: Versuchsergebnisse an VVS unter Biegung nach Oplatka und Roth 48

Die Grafik fasst Angaben aus Oplatka und Roth (1991) zusammen. Die Versuchsergebnisse entsprechen der dortigen fig. 9, die Beschriftungen wurden übersetzt. Die Tabelle („table“) wurde neu erstellt und dabei auf die hier interessierenden Inhalte reduziert. Die Bezeichnungen wurden angepasst.

Abbildung 3-15: Versuchsergebnisse an VVS unter Biegung nach Harre bzw. Gabriel 48

Die Grafik fasst Angaben verschiedener Veröffentlichungen zusammen. Der Versuchsaufbau entstammt Harre (1992), Bild 9, und wurde neu beschriftet. Die Lage der Drahtbrüche wurde entsprechend den Angaben in Gabriel (1993) grafisch vollständig neu aufbereitet.

Abbildung 3-16: Wöhlerlinien für Spiralseile nach Hobbs 50

Die Grafik entspricht fig. 8 in Hobbs und Smith (1983). Die roten Eintragungen wurden ergänzt, die Beschriftungen übersetzt. Die Bezeichnung der Winkel wurde angepasst ($\varphi$) und um die Angaben in [mrad] erweitert.

Abbildung 3-17: Schadensbild und Untersuchungen zur Reibkorrosion nach Siegert 52

Die Grafik fasst verschiedene Angaben aus Siegert und Brevet (2003a) zusammen. Das Foto entspricht fig. 1. Der Seilquerschnitt nach fig. 2 wurde überarbeitet (gebrochene Drähte schwarz angelegt). Das Ergebnisdiagramm entspricht fig. 8. Die Beschriftungen wurden übersetzt.

Abbildung 3-18: Schäden an Seilhängern einer Bogenbrücke nach Martin und Blabac 52

Abbildung 3-19: Kontaktflächenabmessungen gekreuzter Drähte nach Olivella / Delclos 54

Die Grafik wurde neu erstellt. Sie fasst jeweils etwa analoge Angaben aus Olivella-Roche (2000) (dort fig. 9.6) und aus Delclos (2000) (dort figure 27 mit weiteren Datenpunkten) zusammen.

Abbildung 3-20: Untersuchungen an VVS unter Querlast nach Wang 56

Die Grafik fasst verschiedene Diagramme aus Wang (1990) zusammen. Die Spannungsverläufe entsprechen Bild 60, der Versuchsaufbau Bild 46, der Seilquerschnitt Bild 45 und die Spannungsverteilung den Angaben in Bild 89. Die erläuternden Beschriftungen (DMS, Querlast, Seiltyp) wurden ergänzt.

Abbildung 3-21: Momenten-Krümmungs-Beziehungen im Seil nach Papailiou 57

Die Grafik entspricht Abb. 3.7 aus Papailiou (1995). Die roten Eintragungen wurden ergänzt.

Abbildung 3-22: Wöhlerlinien für offene Spiralseile und VVS nach Raoof 58

Die Grafik fasst Angaben aus Raoof (1995) zusammen. Das linke Diagramm entspricht der dortigen Abbildung fig. 2, es wurde jedoch mehrfach von Raoof in identischer Form veröffentlicht. Aufgrund der schlechten Vorlagequalität wurde das rechte Diagramm (fig. 5 bzw. fig. 8 in Raoof (1995)) neu erstellt. Die Beschriftungen wurden zum Teil übersetzt bzw. ergänzt.

Abbildung 4-1: Spreebrücke Fürstenwalde mit Seilhängern 63

Der Brückenquerschnitt entspricht Bild 19a in Fiedler (2005), wurde jedoch wegen der schlechten Qualität nachbearbeitet und ergänzt. Die Beschriftung wurde reduziert. Die Fotos stammen von Schmidmeier.

Abbildung 4-2: Svinesundbrücke mit Seilhängern 64

Die schematische Skizze links und das Foto des Gabelseilhülsenanschlusses entstammen Steiner und Wagner (2005), Bilder 7 und 8. Die beiden Fotos entstammen einer Internetrecherche (oben rechts: www.stahlbau-kaiser.de/referenzen/; Mitte unten: http://cs.advisor.travel/poi/Svinesundsky-most-4559#photo_ex_43294).

Abbildung 4-3: Beanspruchungsverhältnisse an Zuggliedern unter Biegung 66

Abbildung 4-4: Veränderung der Biegelänge in Abhängigkeit von der Seilzugkraft 67

Abbildung 4-5: Häufigkeitsverteilung der Seildurchmesser aus der Bestandsauswertung 69

Abbildung 4-6: Häufigkeitsverteilung der Seil-Ausnutzungsgrade unter Eigengewicht 70

Abbildung 4-7: Kraftübertragung beim Anschluss von Seilen mittels Bolzen 72

Abbildung 4-8: Zwangsverformungen an unteren Hängerenden durch Lkw-Überfahrt 74

Abbildung 4-9: Spannungsverlauf am Seilaustritt des Hängers 5 unter LM3-Überfahrt 76
Abbildung 5-1: Lagenweiser Aufbau eines VVS 21 mit dem Drahtmodell 80
Abbildung 5-2: Querschnitt und Kontaktverhältnisse im Drahtmodell eines VVS 40 81
Abbildung 5-3: Verteilung der Draht- und Kontaktkräfte im Drahtmodell unter Zugkraft 84
Abbildung 5-4: Beanspruchungen im Drahtmodell unter Querlast 86
Abbildung 5-5: Spannungsverteilung an den Seilaustritten unter einer Zugkraft 87
Abbildung 5-6: Spannungen entlang von Seildrähten im Seilendbereich unter Zugkraft 88
Abbildung 5-7: Tragverhalten der Radialfedern im Seilendbereich 90
Abbildung 5-8: Schwingbreiten in äußerer Z-Drahtlage am Seilaustritt unter Biegung 91
Abbildung 5-9: Entwicklung von Relativbewegungen an den Radialfedern unter Biegung 92
Abbildung 5-10: Vergleich von Messergebnissen nach Wang mit dem Drahtmodell 93
Der Spannungsverlauf nach Wang (1990) wurde in ein eigenes Diagramm übertragen und eigenen Berechnungsergebnissen gegenübergestellt. Die rechts angeordnete Grafik mit der Seilbelastung ist aus Wang (1990) entnommen (vgl. Abbildung 3-20).
Abbildung 5-11: Vergleich des Berechnungsmodells nach Wang mit dem Drahtmodell 94
Der Spannungsverlauf nach Wang (1990) wurde in ein eigenes Diagramm übertragen und eigenen Berechnungsergebnissen gegenübergestellt. Der Seilquerschnitt ist aus Wang (1990) entnommen (vgl. Abbildung 3-20).
Abbildung 5-12: Entwicklung des Einspannmomentes am Drahtmodell unter Biegung 95
Abbildung 6-1: Beanspruchungsverläufe im Versuchsstand München 98
Abbildung 6-2: Versuchsaufbau der ersten Versuchsreihe 99
Abbildung 6-3: Beanspruchungsverläufe im Versuchsstand Braunschweig 101
Abbildung 6-4: Versuchsaufbau der zweiten Versuchsreihe 102
Abbildung 6-5: Ursprüngliches Schwingungsverhalten im Versuchsstand Braunschweig 104
Abbildung 6-6: Vergleich von gemessenen und berechneten Spannungsschwingbreiten 106
Abbildung 6-7: Extrapolation von Versuchsbeanspruchungen auf den Seilaustritt 108
Abbildung 6-8: Nachrechnung Versuch M-07 oben und Extrapolation auf Seilaustritt 108
Abbildung 6-9: Nachrechnung Versuch M-07 unten und Extrapolation auf Seilaustritt 109
Abbildung 6-10: Beanspruchungsverläufe im Versuch B-05 beim Erstbruch von Draht 24 112
Abbildung 6-11: Beanspruchungsverläufe im Versuch B-05 beim Vergussversagen 113
Abbildung 6-12: Bruchtiefe im Verguss in Abhängigkeit zur Seilkraft-Schwingbreite 115
Abbildung 6-13: Drahtbruchfläche von Draht 10 aus Versuch M-07 116
Abbildung 6-14: Drahtbruchfläche von Draht 24 aus Versuch B-05 117

Abbildung 6-15: Drahtbruchflächen mit vermuteten Bruchausgangsbereichen 118

Abbildung 6-16: Ausbildung von Gewaltbrüchen in zwei Profildrähten aus Versuch M-08 119

Abbildung 6-17: Ablösungs- und Kontaktbereiche unter Wechselbeanspruchung 122

Die dargestellten Schnitte entstammen Patzak (1978), dort Bild 65. Die Darstellungen wurden um die farbigen Bereiche ergänzt und der Seilbereich im rechten Teilbild zur Verdeutlichung der Biegewirkung verzerrt.

Abbildung 6-18: Ermittlung der maßgebenden Schwingbreite $\Delta\sigma_{\varphi}$ 124

Abbildung 6-19: Ergebnisse aus beiden Versuchsreihen in einem Wöhlerdiagramm 125

Abbildung 7-1: Ansichten der Gelmer Brücke (während Schwingungsmessungen) 131

Abbildung 7-2: Spannungsverlauf im Z-Draht aus Überfahrt LM3 und Modellierung 135

Abbildung 7-3: Zusammensetzung der Biegeanteile im untersuchten Z-Draht 136

Abbildung 8-1: Ermüdungssicher aufnehmbare Seilendverdrehungen von VVS 141

Abbildung 8-2: Vorschlag eines Grenzverlaufs für Seilendverdrehungen an Hängern 144

Abbildung 8-3: Ansicht des räumlichen Tragwerksmodells von MLK 240 147

Abbildung 8-4: Querschnitt der Drucksbrücke 149

## Tabellenverzeichnis


| | | |
|---|---|---|
| Tabelle 2-1: | Analytische Beschreibung der Kontaktverhältnisse nach Hertz<br>Grafiken und Wertetabelle in Tabelle 2-1 aus Roark (1965), Tafel XIV, Seite 320, entnommen und Beschriftungen geringfügig modifiziert. | 16 |
| Tabelle 4-1: | Repräsentative Durchmesser von Seilhängern (aus Bestandserfassung WSV) | 69 |
| Tabelle 4-2: | Beanspruchungsverhältnisse beim Anschluss von Seilen mittels Bolzen | 73 |
| Tabelle 6-1: | Abschätzung der auftretenden Querpressungen am Seilaustritt | 128 |
| Tabelle 7-1: | Maßgebende Beanspruchungen unter LM 3 an der Gelmer Brücke | 133 |
| Tabelle 8-1: | Maßgebende Beanspruchungen unter LM 3 am Bauwerk MLK 240 | 148 |
| Tabelle 8-2: | Maßgebende Beanspruchungen unter LM 3 an der Drucksbrücke | 150 |

## Literaturverzeichnis


Arend, M. (1997): Seilverankerungen. Friedrich Vieweg & Sohn Verlag, Braunschweig, Wiesbaden.

Becker, K. (1968): Über die Verwendung und Herstellung von Profildrähten aus Stahl. Draht-Welt, Düsseldorf 54 (1968), Nr. 10, S. 663-669.

Becker, K., Nöller, H. (1975): Feindehnungsmessungen an Stahldrähten. Archiv des Eisenhüttenwesens 46 (1975), Nr. 7, S. 441-445.

Becker, K., Fuchs, D. (1976): Entwicklung von Zuggliedern im Brückenbau - Untersuchung an Runddrähten. Forschungsbericht F.A. 15.018 R 74 C, Westfälische Berggewerkschaftskasse (WBK).

Becker, K. (1993): Das vollverschlossene Seil als Bauelement. Draht 44 (1993) 1/2, S. 34-38.

Bögl (2013): Bogenmontage auf drei Hilfsstützen. Bauingenieur, Band 88, März 2013, S. A20-A21 (ohne Autorangabe).

Boué, P. (1990): Austausch der Tragseile der Köhlbrandbrücke in Hamburg. Bauingenieur, Jahrgang 65 (1990), S. 59-71.

Brevet, P., Siegert, D. (1996): Fretting fatigue of seven wire strands axially loaded in free bending tests. OIPEEC (71), S. 23-48.

Brockenbrough, R. L., Merrit, F.S. (Eds.) (1999): Structural Steel Designer's Handbook. 3. Edition, McGraw-Hill, New York.

Setra (2002): Cable Stays, Recommendations of French interministerial commission on Prestressing ("CIP Recommendations on Stay cables"). Service d'Etudes Techniques des Routes et Autoroutes (SETRA), Bagneux.

Costello, G. A. (1991): Theory of wire ropes. Springer Verlag, New York, Berlin.

Delclos, A. (2000): Comportement élastoplastique du contact entre fils d'un cable. Thèse de Doctorat, Université de Nantes.

Dietmann, H., Baier, F. (1971): Spannungszustand und Festigkeitsverhalten, 2. Teil: Schwingende Beanspruchung. Technisch-wissenschaftliche Berichte der Staatlichen Materialprüfungsanstalt an der Universität Stuttgart, Heft 71-02.

DIN 1072: Straßen- und Wegbrücken - Lastannahmen. Ausgabe 12/1985, Beuth Verlag, Berlin.

DIN EN 1990:2002-10: Eurocode: Grundlagen der Tragwerksplanung. Deutsche Fassung EN 1990:2002. Beuth Verlag, Berlin.

DIN EN 1991-2:2010-12: Eurocode 1: Einwirkungen auf Tragwerke - Teil 2: Verkehrslasten auf Brücken. Deutsche Fassung EN 1991-2:2003 + AC:2010. Beuth-Verlag, Berlin.

DIN EN 1993-1-9:2010-12: Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 1-9: Ermüdung. Deutsche Fassung EN 1993-1-9:2005 + AC:2009. Beuth-Verlag, Berlin.

DIN EN 1993-1-11:2010-12: Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 1-11: Bemessung und Konstruktion von Tragwerken mit Zuggliedern aus Stahl. Deutsche Fassung EN 1993-1-11:2006 + AC:2009. Beuth-Verlag, Berlin.

DIN EN 1993-1-11/NA:2010-12: Nationaler Anhang, National festgelegte Parameter, Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten, Teil 1-11: Bemessung und Konstruktion von Tragwerken mit Zuggliedern aus Stahl. Beuth-Verlag, Berlin.

DIN EN 1993-2:2010-12: Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten, Teil 2: Stahlbrücken, Deutsche Fassung EN 1993-2:2006 + AC:2009. Beuth-Verlag, Berlin.

DIN EN 1993-2/NA:2010-12: Nationaler Anhang - National festgelegte Parameter - Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten, Teil 2: Stahlbrücken. Beuth-Verlag, Berlin.

DIN EN 10264:2012-03: Stahldraht und Drahterzeugnisse - Stahldraht für Stahlseile, Teile 1 bis 4. Beuth Verlag, Berlin.

DIN EN 10244-2:2009-08: Stahldraht und Drahterzeugnisse - Überzüge aus Zink oder Zinklegierungen bzw. DIN EN 10244-3:2001-07. Beuth-Verlag, Berlin.

DIN EN 12385-10:2008-07: Drahtseile aus Stahldraht - Sicherheit - Teil 10: Spiralseile für den allgemeinen Baubereich. Deutsche Fassung EN 12385-10:2003 + A1:2008. Beuth Verlag, Berlin.

DIN EN 13411-4:2009-02: Endverbindungen für Drahtseile aus Stahldraht, Sicherheit, Teil 4: Vergießen mit Metall und Kunstharz. Deutsche Fassung EN 13411-4:2002 + A1:2008. Beuth-Verlag, Berlin.

DIN 15018: Krane. Ausgabe 11/1984, Beuth-Verlag, Berlin.

DIN EN ISO 16120:2011-10: Walzdraht aus unlegiertem Stahl zum Ziehen, Teile 1 bis 4 (Ersatz für DIN EN 10016:1995-04, Teile 1 bis 4). Beuth-Verlag, Berlin.

DIN 18800-1:1981-03: Stahlbauten, Bemessung und Konstruktion. Beuth-Verlag, Berlin.

DIN 18809:1987-09: Stählerne Straßen- und Wegbrücken, Bemessung, Konstruktion, Herstellung. Beuth-Verlag, Berlin.

DIN-Fachbericht 101: Einwirkungen auf Brücken. März 2009, Beuth-Verlag, Berlin.

EMPA (1978): Rheinbrücke Düsseldorf-Flehe, Versuchsbericht Nr. 38681 vom 05.06. 1978. Eidgenössische Materialprüfungs- und Versuchsanstalt für Industrie, Bauwesen und Gewerbe (EMPA), CH-8600 Dübendorf.

EMPA (1979): Rheinbrücke Düsseldorf-Flehe, Versuchsbericht Nr. 40896 vom 09.10. 1979. Eidgenössische Materialprüfungs- und Versuchsanstalt für Industrie, Bauwesen und Gewerbe (EMPA), CH-8600 Dübendorf.

fib (2005): Acceptance of stay cable systems using prestressing steels. Fédération internationale du béton, Bulletin 30. Ausgabe 2005, Sprint-Digital-Druck, Stuttgart.

Feyrer, K. et al. (1990): Stehende Drahtseile und Seilendverbindungen. Technische Akademie Esslingen, expert Verlag, Ehningen bei Böblingen.

Feyrer, K., Schiffner, G. (1987a): Spannungen in laufenden Drahtseilen. Draht 38 (1987), Heft 2, S. 103-106.

Feyrer, K., Schiffner, G. (1987b): Spannungen in laufenden Drahtseilen. Draht 38 (1987), Heft 3, S. 203-206.

Feyrer, K. (2000): Drahtseile - Bemessung, Betrieb, Sicherheit. 2. Auflage, Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg.

Fiedler, E. (2005): Der Stabbogen bei stählernen Straßenbrücken, Entwicklungstendenzen der letzten 50 Jahre, Teil I. Stahlbau 74 (2005), Heft 2, Ernst & Sohn Berlin, S. 96-107.

Friedrich, H., Hamme, M., Hemmert-Halswick, A., Saul, R. (2012): Brückenseile. Stahlbaukalender 2012, Ernst & Sohn Berlin, S. 635-666.

Gabriel, K., Dillmann, U. (1983): Hochfester Stahldraht für Seile und Bündel in der Bautechnik. SFB 64 „Weitgespannte Flächentragwerke“ der Universität Stuttgart, Mitteilungen 21 / 1982, Werner-Verlag, Düsseldorf, 1983.

Gabriel, K. (1992): Das axiale Verformungsverhalten von Spiralseilen in Abhängigkeit von Lastspielzahl und Standzeit. Bauingenieur, Jahrgang 67 (1992), S. 445-446.

Gabriel, K. (1993): Fatigue resistance of locked coil ropes. OIPEEC Round Table Conference, Delft, III-27-39.

Haibach, E. (2006): Betriebsfestigkeit. 3. Auflage, Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg.

Harre, W. (1991): Erkenntnisse aus der Prüfung baupraktisch vorbelasteter vollverschlossener Brückenseile der Fehmarnsundbrücke. Bauingenieur, Jahrgang 66 (1991), S. 301-309.

Harre, W. (1992): Erkenntnisse aus der Prüfung baupraktisch vorbelasteter vollverschlossener Brückenseile der Autobahnbrücke über die Norderelbe. Bauingenieur, Jahrgang 67 (1992), S. 91-99.

Heiland, U., Stihl, Th., Schütz, K.G., Pahl, G., Teickner, M., Kahl, M. (2000): Saalebrücke Beesedau, Teil III: Strombrücke - Ausführung. Stahlbau 69 (2000), Heft 11, Ernst & Sohn, S. 851-858,

Hempel, M. (1963): Beeinflussung der Dauerschwingfestigkeit metallischer Werkstoffe durch den Oberflächenzustand. Klepzig Fachberichte 71 (1963), S. 371-382.

Hertz, H. (1882): Über die Berührung fester elastischer Körper, Journal für die reine und angewandte Mathematik. Heft 92 1882, S. 156-171.

Hobbs, R. E., Ghavami, K. (1978): Fatigue of socketed cables: in-line and transverse tests on 38 mm specimens. Report SC 2, Engineering Structures Laboratories, Imperial College.

Hobbs, R. E., Ghavami, K. (1982): The fatigue of structural wire strands. International Journal of Fatigue 4, 1982, S. 69-72.

Hobbs, R. E., Smith, B. W. (1983): Fatigue performance of socketed terminations to structural strands. Proceedings of the institution of civil engineers, Part 2, Vol. 75, 1983.

Isaachsen, J. (1907): Die Beanspruchung der Drahtseile. Zeitschrift des Vereins deutscher Ingenieure, Band 51, Heft 17, 27.04.1907, S. 652-657.

Kahmann, R., Koger, E. (1979): Die neue Rheinbrücke Düsseldorf-Flehe/Neuss-Uedesheim. Bauingenieur, Band 54 (1979), S. 177-187.

Klöpfer, A. (2002): Untersuchungen zur Lebensdauer von zugschwellbeanspruchten Drahtseilen. Dissertation, Institut für Fördertechnik und Logistik, Universität Stuttgart.

Krautmacher, H. (1956): Das Kaltwalzen und Ziehen von hochfesten profilierten Seildrähten. Stahl und Eisen 76 (1956), S. 1085-1099.

Labrosse, M. (1998): Contribution à l'étude du rôle du frottement sur le comportement et la durée de vie des cables monocouches. Thèse de Doctorat, Université de Nantes.

Leider, M. (1975): Die Bestimmung der Zusatzspannungen bei der Biegung von Drahtseilen und ihr Einfluss auf die Seillebensdauer. Dissertation, Fakultät für Maschinenbau, Technische Hochschule Karlsruhe.

Leider, M. (1977): Krümmung und Biegespannungen von Drähten in gebogenen Drahtseilen. Draht 28 (1977), Heft 1, S. 1-8.

Leitfaden NA.F (2013): Leitfaden zum Anhang NA.F der DIN EN 1993-2/NA:2010-12 (Bemessung von Hängern an Stabbogenbrücken). Ausgabe 07/2013, Herausgeber und Bezug über Bundesanstalt für Wasserbau (www.baw.de) und Bundesanstalt für Straßenwesen (www.bast.de)

Lüesse, G., Ruscheweyh, H., Verwiebe, C., Günther, G. H. (1996): Regen-Wind-induzierte Schwingungserscheinungen an der Elbebrücke Dömitz. Stahlbau 65 (1996), Heft 3, S. 105-114, Ernst & Sohn.

Martin, M., Stromberg, H., Tins, J. (1983): Verhalten vollverschlossener Spiralseile bei Zugschwellbeanspruchung. Bautechnik, 11/1983, S. 369-372.

Martin, B. T., Blabac B. A. (2009): Replacing the suspender ropes of a tied arch bridge using suspension bridge methods. In: Proceedings of the 25th U.S. – Japan Bridge Engineering Workshop, Tsukuba, Japan, 19.-21.10.2009.

Marx, S., Hänsch, H. (1959): Stählerne Straßenbrücken in der Deutschen Demokratischen Republik seit 1952. Bauplanung - Bautechnik 13 (1959), Heft 6, S. 253-260.

Mayr, G. (1973): Seilkonstruktionen - Untersuchungen an verschlossenen Spiralseilen. SFB 64 „Weitgespannte Flächentragwerke" der Universität Stuttgart, Mitteilungen 6/1973, Werner-Verlag, Düsseldorf.

MPA-TUM (2013): Untersuchungsberichte MW-2213451 bis MW-2213458. Seilprüfungen an vollverschlossenen Seilen, erstellt im Auftrag der Bundesanstalt für Wasserbau, Materialprüfanstalt (MPA BAU, Abteilung Massivbau) der Technischen Universität München, 10.06.2013, unveröffentlicht.

MPA-BS (2014): Untersuchungsbericht 1584/536/12 (2014) über Ermüdungsversuche an vollverschlossenen Seilen unter Biegung, erstellt im Auftrag der Bundesanstalt für Wasserbau, Materialprüfanstalt (MPA) für das Bauwesen in Braunschweig, 24.09. 2014, unveröffentlicht.

Spiegel (1977): Der Spiegel, Nr. 26/1977, „Nicht geheuer". Seite 173, (ohne Autorangabe).

Nishioka, K., Nishimura, S., Hirakawa, K. (1969): Fundamental investigations of fretting fatigue. Bulletin of the Japan Society of Mechanical Engineers (JSME), 1968 und 1969, insgesamt 6 Beiträge.

Nünninghoff, R., Fischer, H. (1985): Korrosionsverhalten von Zink-Aluminium-Legierungen auf Stahldrähten. Stahl und Eisen 105 (1985), Heft 9, S. 517-522.

Nünninghoff, R., Sczepanski, K. (1987a): Galfan - ein neuartiger, verbesserter Korrosionsschutz für Stahldrähte. Teil 1, Draht 38 (1987), Heft 1, S. 42-45.

Nünninghoff, R., Sczepanski, K. (1987b): Galfan - ein neuartiger, verbesserter Korrosionsschutz für Stahldrähte. Teil 2, Draht 38 (1987), Heft 2, S. 125-129.

Olipitz, M., Eckerstorfer, P. (2005): Entwurf und Tragwerk einer Stahlbogenbrücke. Stahlbau 74 (2005), Heft 2, S. 87-95.

Olivella-Roche, S. (2000): Contribution à l'étude du comportement et de la fatigue des câbles métalliques. Thèse de Docorat, Université Joseph Fourier Grenoble.

Oplatka, G., Roth, M. (1974): Drahtbrüche in Zugseilen in der Nähe von Befestigungsstellen. Internationale Berg- und Seilbahnrundschau 17 (1974), 4, S. 189-196.

Oplatka, G., Siebenthaler, H. (1975): Ermüdungsprüfung von Seilendbefestigungen. Internationale Seilbahn-Rundschau, Band „Technik im Winter“, 1975, S. 239-242.

Oplatka, G., Roth, M. (1991): Bending fatigue of locked coil ropes in the neighbourhood of cast sockets. Teil 1, OIPEEC Technical meeting, Nantes, 1991.

Oplatka, G., Roth, M. (1993): Bending fatigue of locked coil ropes in the neighbourhood of cast sockets. Teil 2, OIPEEC Round table, Delft, 1993.

Oplatka, G., Roth, M. (1995): Beanspruchung von vollverschlossenen Seilen in der Nähe des Vergusskopfes. Draht 46 (1995), S. 102-106.

Papailiou, K. O. (1995): Die Seilbiegung mit einer durch die innere Reibung, die Zugkraft und die Seilkrümmung veränderlichen Biegesteifigkeit. Dissertation Nr. 11057, ETH Zürich.

Papsdorf, W. (1969): Einfluss der Wärmebehandlung auf die Drahteigenschaften. In: Herstellung von Stahldraht, Teil 2, Verein Deutscher Eisenhüttenleute, Verlag Stahleisen, Düsseldorf.

Patzak, M., Nürnberger, U. (1978): Grundlagenuntersuchungen zur statischen und dynamischen Belastbarkeit von metallischen Drahtseilvergüssen (Vergussverankerungen). SFB 64 „Weitgespannte Flächentragwerke“ der Universität Stuttgart, Mitteilungen 45/1978, Werner-Verlag, Düsseldorf.

Patzak, M. (1978): Die Bedeutung der Reibkorrosion für nicht ruhend belastete Verankerungen und Verbindungen metallischer Bauteile des konstruktiven Ingenieurbaus. SFB 64 "Weitgespannte Flächentragwerke" der Universität Stuttgart, Mitteilungen 53/1978.

Patzak, M. (1985): Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit von Seilen und Seilverbindungen des konstruktiven Ingenieurbaus. Bautechnik, 2/1985, S. 47-50.

Peil, U. (2000): Bauen mit Seilen. Stahlbaukalender 2000, Verlag Ernst & Sohn Berlin, S. 690-755.

Petersen, Ch. (2013): Stahlbau. Springer Vieweg Wiesbaden.

Raupp, D., Klöpfer, A. (2006): Stehende Seile unter ermüdender Zugbeanspruchung. Stahlbau, Jahrgang 75 (2006), S. 40-44.

Raoof, M. (1983): Interwire contact forces and the static, hysteretic and fatigue properties of multi-layer structural strands. University of London, PhD thesis.

Raoof, M. (1989): Free bending tests on large spiral strands. Proceedings of the Institution of Civil Engineers of Structures & Buildings, Part 2, 1989, Vol. 87, p. 605-626.

Raoof, M. (1993): Design of steel cables against free-bending fatigue at terminations. The Structural Engineer, Volume 71, No. 10, 18 May 1993, p. 171-17.

Raoof, M. (1995): Characteristics of locked coil strands under free bending. International Journal of Offshore and Polar Engineering, Vol. 5, No. 2, June, 1995, p. 153-160.

Rehm, G., Patzak, M., Nürnberger, U. (1977): Metallvergussverankerungen für Zugglieder aus hochfesten Drähten. Draht 1977/4, S. 134-141.

Rentmeister, F. E. (2002): Die Brücke hängt an 80 Seilen. In: Klaus, J.: Die Rheinquerung der Autobahn 44 zwischen Düsseldorf und dem linken Niederrhein, Landschaftsverband Rheinland, Köln.

Roark, R. J. (1965): Formulas for stress and strain. McGraw-Hill, Inc., 4. Auflage, New York.

Saul, R., Andrä, W. (1981): Zur Berücksichtigung dynamischer Beanspruchungen bei der Bemessung von verschlossenen Seilen stählerner Straßenbrücken. Bautechnik, 4/1981, S. 116-124.

Saul, R. (1992): Zuschrift zu Harre, W.: Erkenntnisse aus der Prüfung baupraktisch vorbelasteter vollverschlossener Brückenseile der Autobahnbrücke über die Norderelbe (in:. Bauingenieur, Jahrgang 67 (1992)), Bauingenieur 67 (1992), S. 403-404.

Schiffner, G. (1986): Spannungen in laufenden Drahtseilen. Dissertation, Institut für Fördertechnik und Logistik, Universität Stuttgart.

Schmidmeier, M., Schütz, K. G. (2013): Schwingungsberuhigung von Hängern einer Stabbogenbrücke durch Seilverspannungen. Bauingenieur (88) 2013, S. 256-260.

Schmidmeier, M., Schütz, K. G., Ehmann, R. (2014): Näherungsverfahren zur Beurteilung der Ermüdungsgefährdung von Hängern. Stahlbau 83 (2014), Heft 5, S. 316-324.

Schütz, K. G., Schmidmeier, M., Schubart, R., Frickel, J., Schumann, A. (2008): Schwingungsanfällige Zugglieder im Brückenbau. In: Stahlbaukalender 2008, Verlag Ernst & Sohn.

Schütz, K. G., Schmidmeier, M. (2009): Ermüdungssicherheit der Seile im Entwurfsstadium. Untersuchungen zum Einsatz von Seilen in der Mainbrücke Frankfurt-Ost, erstellt für das Amt für Straßenbau und Erschließung der Stadt Frankfurt, 10.03.2009, nicht veröffentlicht.

Schütz, K. G., Schmidmeier, M. (2011): Instandsetzung einer Geh- und Radwegbrücke durch Austausch der Hänger gegen Seile. Stahlbau 80 (2011), Heft 6, S. 442-448.

Schütz, K. G., Schmidmeier, M. (2012): Ermüdungsverhalten von Seilen im Brückenbau. Unterlagen zur Zustimmung im Einzelfall für die Gelmer Brücke, 03.07.2012, erstellt für die Bundesanstalt für Wasserbau, nicht veröffentlicht.

Siegert, D. (1997): Méchanismes de fatigue de contact dans les cables de haubanage du Génie Civil. Thèse de Doctorat, Université de Nantes.

Siegert, D., Brevet, P. Royer, J. (1997): Failure mechanisms in spiral strands under cyclic flexural loading close to terminations. OIPEEC Round table, Reading Sept. 1997, p. 111-119.

Siegert, D., Brevet, P. (2003a): Fatigue of stay cables inside end fittings: high frequencies of wind induced vibrations (von Karman Vortex). OIPEEC, Proceedings of Technical Meeting “Experiences with Ropes”, Lenzburg, 2003.

Siegert, D., Brevet, P. (2003b): Fatigue of stay cables inside end fittings under high frequencies of wind induced vibrations. OIPEEC Proceedings, Technical meeting, 2003.

Sines, G. (1955): Failure of Materials under combined repeated stresses with superimposed static stresses. National Advisory Committee for Aeronautics (NACA), Technical Note 3495.

Stein, P., Wild, H. (1965): Das Bogentragwerk der Fehmarnsundbrücke. Stahlbau 34 (1965), Heft 6, S. 171-186.

Steiner, G., Wagner, P. (2005): Die Svinesundbrücke - Besonderheiten bei Entwurf, Fertigung und Montage der Stahlkonstruktion. Stahlbau 74 (2005), Heft 2, S. 73-86.

TL Seile (1994): Technische Lieferbedingungen für vollverschlossene Seile. Verkehrsblatt-Dokument Nr. B 5229, Verkehrsblatt-Verlag, Dortmund.

TL/TP-ING (2013a): Technische Lieferbedingungen und Technische Prüfvorschriften für Ingenieurbauten. Teil 4, Abschnitt 4 - Technische Lieferbedingungen und Technische Prüfvorschriften für vollverschlossene Seile (TL/TP VVS) (vorläufiger Bearbeitungsstand 11-2013).

TL/TP-ING (2013b): Technische Lieferbedingungen und Technische Prüfvorschriften für Ingenieurbauten. Teil 4, Abschnitt 5 - Technische Prüfvorschriften für den äußeren Korrosionsschutz von vollverschlossenen Seilen (TP KOR-VVS) (vorläufiger Bearbeitungsstand 11-2013).

Tilly, G. P. (1988a): Performance of bridge cables. Proceedings of the 1st Oleg Kerensky Memorial Conference, Institution of Structural Engineers, London 1988, Vol. 1, Seiten 22/4 - 28/4.

Tilly, G. P. (1988b): Long term serviceability of bridge cables. Proceedings of 2nd symposium on strait crossings, Trondheim, Norwegen, 1988, ISBN 9061911184, Hrsg. J. Krokeborg.

Tilly, G. P., Chaplin, C. R., Raoof, M. (1998): Offshore Technology Report OTO 97 080. Health and Safety Executive (HSE), Transport Research Laboratory (TRL), UK.

Unterberg, H.-W. (1967): Die Dauerfestigkeit von Seildrähten bei Biegung und Zug. Dissertation, Fakultät für Maschinenbau und Verfahrenstechnik, TH Karlsruhe.

Wang, N. (1990): Spannungen in Spiralseilen mit erzwungener und freier Biegung. Dissertation, Institut für Fördertechnik und Logistik, Universität Stuttgart.

Westerhoff, D. (1988): Vollverschlossene Spiralseile für Brücken. Thyssen Technische Berichte, Heft 2/1988, Verkehrstechnik, Verlag Thyssen Duisburg.

Wolf, E. (1987): Seilbedingte Einflüsse auf die Lebensdauer laufender Seile. Dissertation, Institut für Fördertechnik und Logistik, Universität Stuttgart.

Woodtli-Folprecht, J., Fichter, R. (1975): Fraktographie von Brüchen an Seildrähten aus Stahl. Draht 1975/5, S. 211-215.

Wyss, Th. (1956): Die Stahldrahtseile der Transport- und Förderanlagen insbesondere der Standseil- und Schwebebahnen. Schweizer Druck- und Verlagshaus, Zürich.

Zellner, W., Saul, R. (1985): Über Erfahrungen beim Umbau und Sanieren von Brücken. Bautechnik, 2/1985, S. 51-65.

Ziegler, S. (2006): Einfluss der Drahtschwingfestigkeit auf die Lebensdauer von Seilen. Dissertation, Institut für Fördertechnik und Logistik, Universität Stuttgart.

ZTV-ING (2013a): Zusätzliche Technische Vertragsbedingungen und Richtlinien für Ingenieurbauten. Teil 4, Abschnitt 4 - Brückenseile (vorläufiger Bearbeitungsstand 11-2013).

ZTV-ING (2013b): Zusätzliche Technische Vertragsbedingungen und Richtlinien für Ingenieurbauten. Teil 4, Abschnitt 5 - Korrosionsschutz von Brückenseilen (vorläufiger Bearbeitungsstand 11-2013).

# Anlagen

Anlage 1: Angaben zu den untersuchten Seilen

Anlage 2: Versuchsreihe an der MPA der TU München

Anlage 3: Versuchsreihe an der MPA der TU Braunschweig

## Anlage 1

Angaben zu den untersuchten Seilen



**VVS Ø 21 mm**

| Seilendverankerungen: | Produkt- / Normenangaben: | Hersteller: |
|---|---|---|
| 1 x Gabelseilhülse<br>1 x konische Vergusshülse<br>Verguss mit Zamak ZnAl6Cu1 | metallischer Querschnitt $A_m$ = 281 mm²<br>charakt. Bruchfestigkeit $F_{uk}$ = 405 kN<br>Draht-Nennfestigkeit $f_{uk}$ = 1.570 N/mm² | A |

| Aufbau | Drahtanzahl | Drahtart | Ø bzw. Höhe | Schlagrichtung | Schlaglänge | Schlagwinkel | Korrosionsschutz |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| Kerndraht | 1 | Runddraht | 2,23 mm | - | - | - | Feuerverzinkung |
| 1. Lage | 6 | Runddraht | 2,14 mm | s | ca. 60 mm | ca. 12,5° | Feuerverzinkung |
| 2. Lage | 12 | Runddraht | 2,14 mm | z | ca. 110 mm | ca. 14,0° | Feuerverzinkung |
| 3. Lage | 18 | Runddraht | 2,14 mm | s | ca. 145 mm | ca. 15,5° | Feuerverzinkung |
| 4. Lage | 21 | Z-Draht | 3,00 mm | Z | ca. 205 mm | ca. 15,5° | Galfan-Beschichtung |
| Summe Drähte | **58** | | | | | | |

Tabelle A1-1: Seil VVS Ø 21 mm



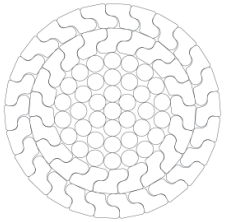
**VVS Ø 31 mm**

| Seilendverankerungen: | Produkt- / Normenangaben: | Hersteller: |
|---|---|---|
| 1 x Gabelseilhülse<br>1 x konische Vergusshülse<br>Verguss mit Zamak ZnAl6Cu1 | metallischer Querschnitt $A_m$ = 634 mm²<br>charakt. Bruchfestigkeit $F_{uk}$ = 916 kN<br>Draht-Nennfestigkeit $f_{uk}$ = 1.570 N/mm² | A |

| Aufbau | Drahtanzahl | Drahtart | Ø bzw. Höhe | Schlagrichtung | Schlaglänge | Schlagwinkel | Korrosionsschutz |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| Kerndraht | 1 | Runddraht | 3,11 mm | - | - | - | Feuerverzinkung |
| 1. Lage | 6 | Runddraht | 2,98 mm | s | ca. 105 mm | ca. 10,5° | Feuerverzinkung |
| 2. Lage | 12 | Runddraht | 2,98 mm | z | ca. 155 mm | ca. 13,5° | Feuerverzinkung |
| 3. Lage | 17 | Z-Draht | 4,00 mm | s | ca. 235 mm | ca. 14,5° | Galfan-Beschichtung |
| 4. Lage | 23 | Z-Draht | 4,00 mm | Z | ca. 325 mm | ca. 14,5° | Galfan-Beschichtung |
| Summe Drähte | **59** | | | | | | |

Tabelle A1-2: Seil VVS Ø 31 mm

Tabelle A1-3: Seil VVS Ø 40 mm

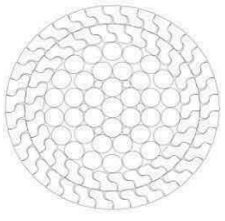


## VVS Ø 40 mm

| Seilendverankerungen: | Produkt- / Normenangaben: | Hersteller: |
|---|---|---|
| 1 x konische Vergusshülse<br>1 x konische Vergusshülse<br>Verguss mit Zamak ZnAl6Cu1 | metallischer Querschnitt $A_m$ = 1.060 mm²<br>charakt. Bruchfestigkeit $F_{uk}$ = 1.520 kN<br>Draht-Nennfestigkeit $f_{uk}$ = 1.570 N/mm² | A |

| Aufbau | Drahtanzahl | Drahtart | Ø bzw. Höhe | Schlagrichtung | Schlaglänge | Schlagwinkel | Korrosionsschutz |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| Kerndraht | 1 | Runddraht | 3,29 mm | - | - | - | Feuerverzinkung |
| 1. Lage | 6 | Runddraht | 3,10 mm | z | ca. 100 mm | ca. 11,4° | Feuerverzinkung |
| 2. Lage | 12 | Runddraht | 3,10 mm | s | ca. 155 mm | ca. 14,3° | Feuerverzinkung |
| 3. Lage | 18 | Runddraht | 3,10 mm | z | ca. 220 mm | ca. 15,0° | Feuerverzinkung |
| 4. Lage | 20 | Z-Draht | 4,60 mm | s | ca. 310 mm | ca. 15,0° | Galfan-Beschichtung |
| 5. Lage | 26 | Z-Draht | 4,60 mm | Z | ca. 390 mm | ca. 16,0° | Galfan-Beschichtung |
| Summe Drähte | **83** | | | | | | |

Tabelle A1-4: Seil VVS Ø 45 mm



## VVS Ø 45 mm

| Seilendverankerungen: | Produkt- / Normenangaben: | Hersteller: |
|---|---|---|
| 1 x Gabelseilhülse<br>1 x konische Vergusshülse<br>metallischer Verguss | metallischer Querschnitt $A_m$ = 1.367 mm²<br>charakt. Bruchfestigkeit $F_{uk}$ = 1.969 kN<br>Draht-Nennfestigkeit $f_{uk}$ = 1.570 N/mm² | B |

| Aufbau | Drahtanzahl | Drahtart | Ø bzw. Höhe | Schlagrichtung | Schlaglänge | Schlagwinkel | Korrosionsschutz |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| Kerndraht | 1 | Runddraht | 4,60 mm | - | - | - | Feuerverzinkung |
| 1. Lage | 6 | Runddraht | 4,30 mm | s | ca. 177 mm | ca. 9,0° | Feuerverzinkung |
| 2. Lage | 6 | Runddraht | 1,80 mm | s | ca. 177 mm | ca. 11,9° | Feuerverzinkung |
| 3. Lage | 12 | Runddraht | 4,10 mm | s | ca. 177 mm | ca. 16,5° | Feuerverzinkung |
| 4. Lage | 18 | Runddraht | 4,10 mm | z | ca. 264 mm | ca. 16,5° | Feuerverzinkung |
| 5. Lage | 30 | Z-Draht | 4,04 mm | s | ca. 350 mm | ca. 16,5° | Galfan-Beschichtung |
| 6. Lage | 37 | Z-Draht | 4,04 mm | Z | ca. 435 mm | ca. 16,5° | Galfan-Beschichtung |
| Summe Drähte | **110** | | | | | | |

## Anlage 2

Versuchsreihe an der MPA der TU München

| Bez. / Nr. | Ø VVS | aufgebrachte Lastanteile | | Resultat Ermüdungsversuch | | Anmerkungen |
|---|---|---|---|---|---|---|
| | | unveränderlich | schwingend | Brüche | bei Lastwechsel | |
| **M-01** | **21 mm** | $S_m$ = 170 kN | $\varphi_{oben}$ = +/- 5,5 mrad<br>mit<br>$f_\varphi$ = 1,0 Hz | 0 | 5.000.000 | **Anlehnung an TL Seile / ZTV-ING mit rechn. Ansatz von Δσ aus Δφ wie Δσ aus ΔN**<br>$\sigma_o = \sigma_m + \sigma_{phi}$ = 660 N/mm² = 0,42 · 1.570 N/mm²<br>$\Delta\sigma_{phi} \approx$ 150 N/mm² (an DMS)<br>$A_{met}$ = 291 mm² (Herstellerangabe)<br>Gabelseilhülse oben<br>(= Seilende 2 oben nach Abschnitt 5.3.3) |
| **M-02** | **21 mm** | $S_m$ = 192 kN | $\varphi_{oben}$ = +/- 10 mrad<br>mit<br>$f_\varphi$ = 1,0 / 2,5 Hz | 11 (oben)<br>1.<br>2.<br>3. | 5.002.000<br>373.000<br>732.000<br>1.140.000 | **Bemessungsnormalkraft mit Biegung**<br>$\sigma_m$ = 660 N/mm² = 0,42 · 1.570 N/mm²<br>Ansatz: $\sigma_o = \sigma_m$ aus Normalkraft (ohne Biegung)<br>$A_{met}$ = 291 mm² (Herstellerangabe)<br>konische Vergusshülse oben (Seil M-01 gedreht)<br>(= Seilende 1 oben nach Abschnitt 5.3.3)<br>**Ergebnisdokumentation: siehe Abbildung A2-1** |
| **M-03** | **21 mm** | $S_m$ = 170 kN<br>$\varphi_{unten}$ = 20 mrad | $S_{var}$ = +/- 23 kN<br>$\varphi_{oben}$ = +/- 5,5 mrad<br>mit<br>$f_N$ = 1,0 Hz<br>$f_\varphi$ = 2,0 Hz | 0 (oben)<br>0 (unten) | 2.040.000 | **Standardversuch nach TL Seile / ZTV-ING mit zusätzlicher Biegung**<br>$\sigma_o = \sigma_m + \sigma_{S\text{-}var}$ = 660 N/mm² = 0,42 · 1.570 N/mm²<br>$\Delta\sigma_{S\text{-}var}$ = 150 N/mm²<br>$A_{met}$ = 291 mm² (Herstellerangabe)<br>Gabelseilhülse oben<br>(= Seilende 2 oben nach Abschnitt 5.3.3)<br>Zerreißversuch bestanden mit wirklicher Bruchkraft von 439 kN (entspricht 108 % von $F_{uk}$); alle Brüche im Seil (Abstand > 36 cm vom oberem Seilaustritt)<br>**Ergebnisdokumentation: siehe Abbildung A2-2** |

Tabelle A2-1: Zusammenstellung der Versuchsbedingungen und Versuchsergebnisse

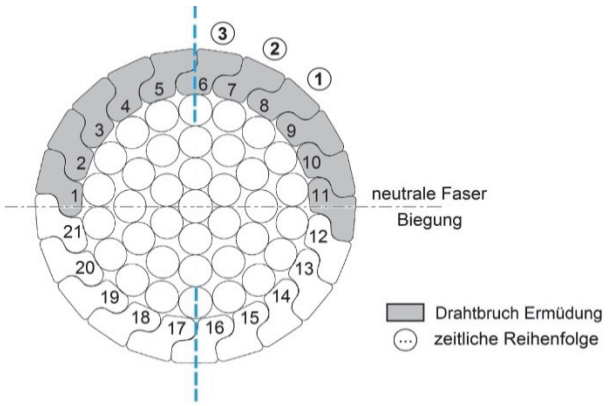
Tabelle A2-1 (Fortsetzung)

| Bez. / Nr. | Ø VVS | aufgebrachte Lastanteile | | Ergebnisse | | Anmerkungen |
|---|---|---|---|---|---|---|
| | | unveränderlich | schwingend | Brüche | bei Lastwechsel | |
| **M-04** | **31 mm** | $S_m$ = 441 kN | $\varphi_{oben}$ = +/- 8,0 mrad<br><br>mit<br>$f_\varphi$ = 1,0 / 2,0 Hz<br>(Erhöhung nach 2 Mio. Lw) | 0 | 5.053.000 | **Bemessungsnormalkraft mit Biegung**<br>$\sigma_m$ = 660 N/mm² = 0,42 · 1.570 N/mm²<br>Ansatz: $\sigma_o = \sigma_m$ aus Normalkraft (ohne Biegung)<br>$A_{met}$ = 670 mm² (Herstellerangabe)<br>Gabelseilhülse oben<br>(= Seilende 1 oben nach Abschnitt 5.3.3) |
| **M-05** | **31 mm** | $S_m$ = 441 kN | $\varphi_{oben}$ = +/- 10,0 mrad<br><br>mit<br>$f_\varphi$ = 1,0 / 2,0 Hz<br>(Erhöhung nach 0,5 Mio. Lw) | 0 | 5.069.000 | **Bemessungsnormalkraft mit Biegung**<br>$\sigma_m$ = 660 N/mm² = 0,42 · 1.570 N/mm²<br>Ansatz: $\sigma_o = \sigma_m$ aus Normalkraft (ohne Biegung)<br>$A_{met}$ = 670 mm² (Herstellerangabe)<br>konische Vergusshülse oben (Seil M-04 gedreht)<br>(= Seilende 2 oben nach Abschnitt 5.3.3) |
| **M-06** | **31 mm** | $S_m$ = 160 kN<br>$\varphi_{unten}$ = 20 mrad | $S_{var}$ = +/- 50 kN<br>$\varphi_{oben}$ = +/- 7,5 mrad<br><br>mit<br>$f_N$ = 0,7 Hz<br>$f_\varphi$ = 1,4 Hz | 0 (oben)<br>0 (unten) | 2.017.000 | **Versuch für Gelmer Brücke im Rahmen einer Zustimmung im Einzelfall (siehe Abschnitt 8)**<br>$\sigma_m$ = 240 N/mm² = 0,15 · 1.570 N/mm²<br>$\Delta\sigma_{S\text{-}var}$ = 150 N/mm²<br>mit 1,25-facher Erhöhung nach DIN EN 1993-1-11 auf Normalkraft- und Winkelschwingbreite<br>Gabelseilhülse oben<br>(= Seilende 1 oben nach Abschnitt 5.3.3)<br>Zerreißversuch bestanden mit wirklicher Bruchkraft von 1.029 kN (entspricht 112 % von $F_{uk}$) und allen Brüchen in der freien Seillänge (Abstand > 20 cm)<br>**Ergebnisdokumentation: siehe Abbildung A2-3** |

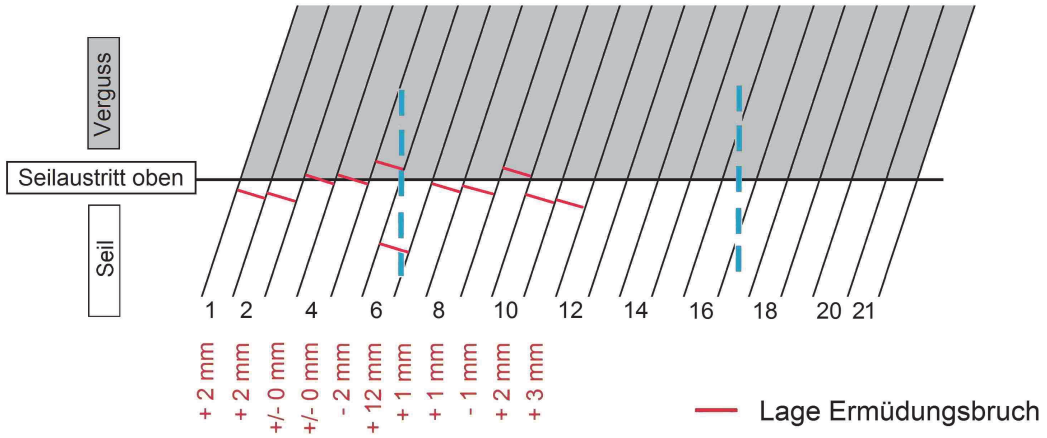
| Bez. / Nr. | Ø VVS | aufgebrachte Lastanteile | | Ergebnisse | | Anmerkungen |
|---|---|---|---|---|---|---|
| | | unveränderlich | schwingend | Brüche | bei Lastwechsel | |
| **M-07** | **45 mm** | $S_m$ = 790 kN<br>$\varphi_{unten}$ = 40 mrad | $S_{var}$ = +/- 130 kN<br>$\varphi_{oben}$ = +/- 10,0 mrad<br>mit<br>$f_N$ = 0,65 Hz<br>$f_\varphi$ = 1,3 Hz | 17 (oben) | 1.205.000 | **Versuch nach EC3 für $\Delta\sigma_{c,N}$ = 150 N/mm² mit zusätzlicher Biegung**<br>$\sigma_o = \sigma_m + \sigma_{S\text{-}var}$ = 660 N/mm² = 0,42 · 1.570 N/mm²<br>$\Delta\sigma_{S\text{-}var}$ = 1,25 · 150 N/mm²<br>$A_{met}$ = 1.390 mm² (Herstellerangabe)<br>Gabelseilhülse oben<br>(= Seilende 1 oben nach Abschnitt 5.3.3)<br>**Ergebnisdokumentation: siehe Abbildungen A2-4 und A2-5** |
| | | | | 1.<br>2.<br>3. | 237.000<br>430.000<br>500.000 | |
| | | | | 0 (unten) | | |
| **M-08** | **45 mm** | $S_m$ = 790 kN<br>$\varphi_{unten}$ = 40 mrad | $S_{var}$ = +/- 130 kN<br>$\varphi_{oben}$ = +/- 8,0 mrad<br>mit<br>$f_N$ = 0,65 Hz<br>$f_\varphi$ = 1,3 Hz | 3 (oben) | 2.000.000 | **Versuch nach EC3 für $\Delta\sigma_{c,N}$ = 150 N/mm² mit zusätzlicher Biegung**<br>$\sigma_o = \sigma_m + \sigma_{S\text{-}var}$ = 660 N/mm² = 0,42 · 1.570 N/mm²<br>$\Delta\sigma_{S\text{-}var}$ = 1,25 · 150 N/mm²<br>$A_{met}$ = 1.390 mm² (Herstellerangabe)<br>Gabelseilhülse oben<br>(= Seilende 1 oben nach Abschnitt 5.3.3)<br>Austritt von Seilverfüllmittel oben<br>Zerreißversuch ergab Bruchkraft von 2.034 kN (entspricht 103 % von $F_{uk}$), dabei schlagartiger Seilbruch in der freien Seillänge (Abstand > 80 cm von unten);<br>aus Seilöffnung: neun Drahtbrüche (Gewaltbrüche) im Bereich des oberen Seilaustritts<br>**Ergebnisdokumentation: siehe Abbildungen A2-6 und A2-7** |
| | | | | 1.<br>2.<br>3. | 688.000<br>1.401.000<br>1.753.000 | |
| | | | | 0 (unten) | | |

Tabelle A2-1 (Fortsetzung)

Lage der Drahtbrüche im Seilquerschnitt am oberen Seilaustritt




Lage der Drahtbrüche im oberen Seilendbereich (Abwicklung äußere Lage)




Zeitliche Entwicklung der Drahtbrüche über die Versuchsdauer

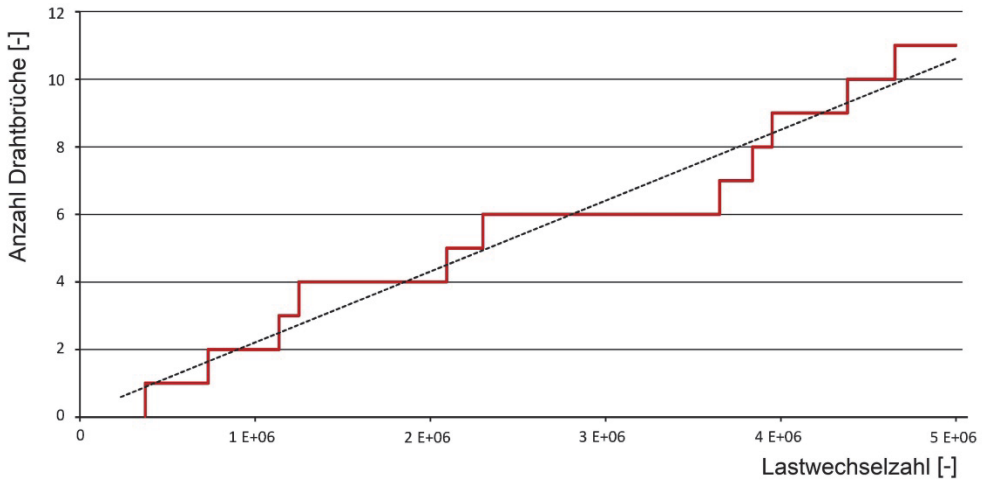
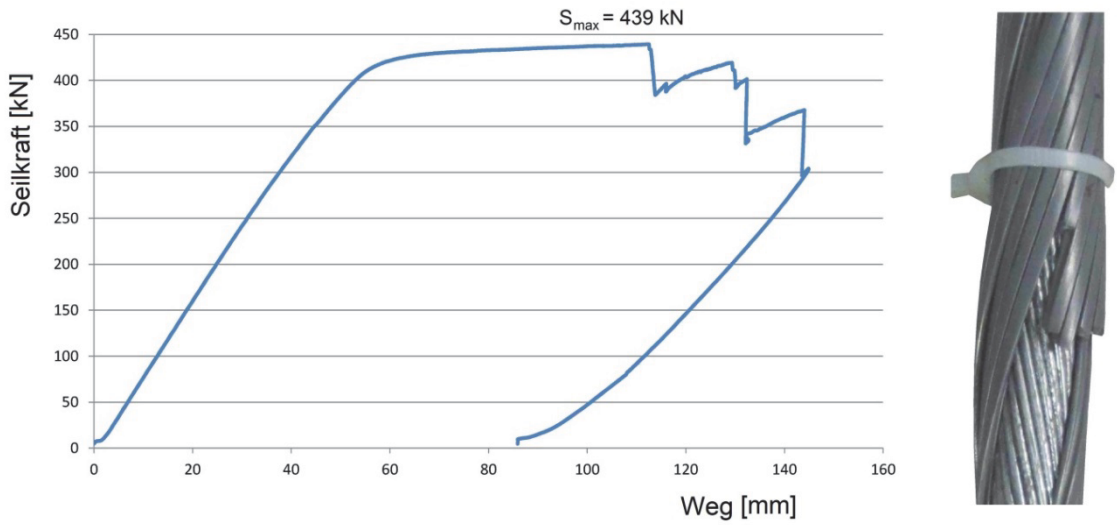



Abbildung A2-1: Auswertung Versuch M-02

Kraft-Weg-Verlauf beim Zerreißversuch (nach Ermüdungsversuch)




Untersuchung von Drahtbruchflächen (Gewaltbrüche)

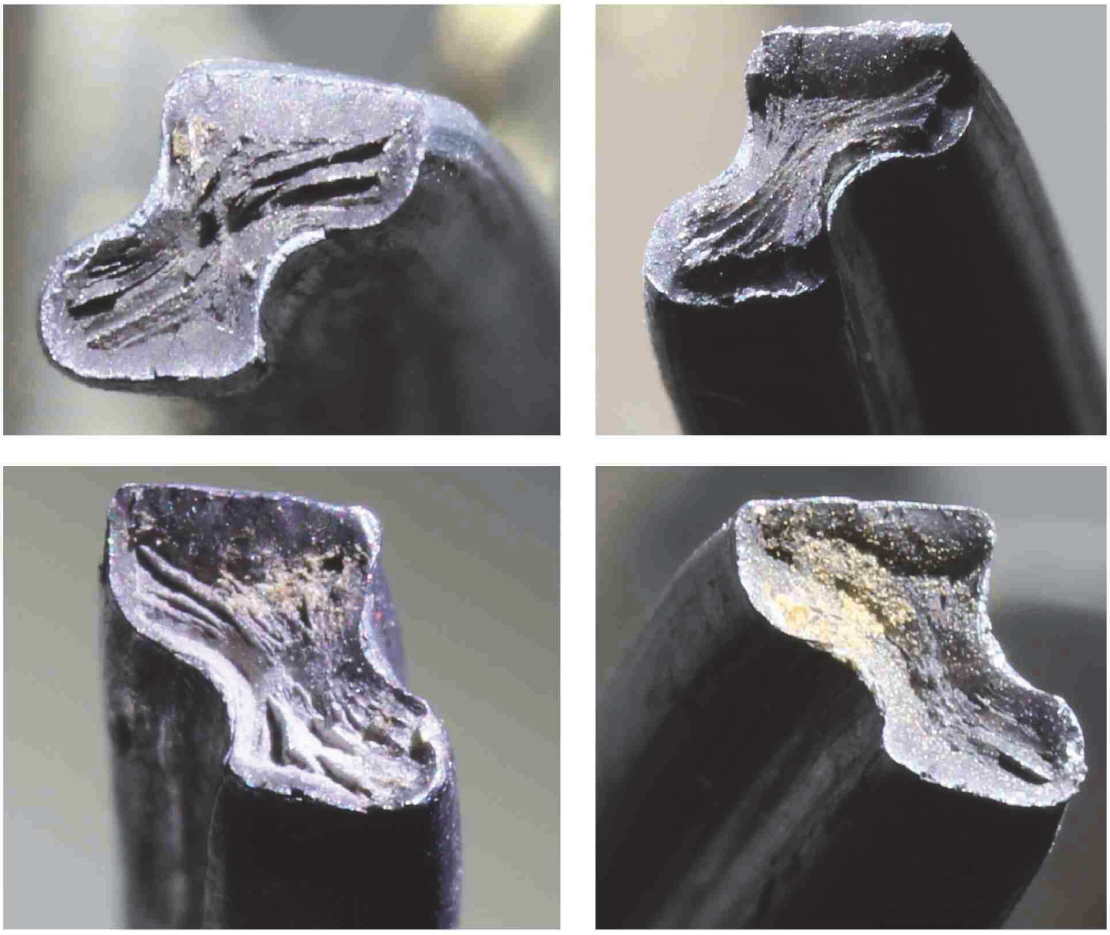
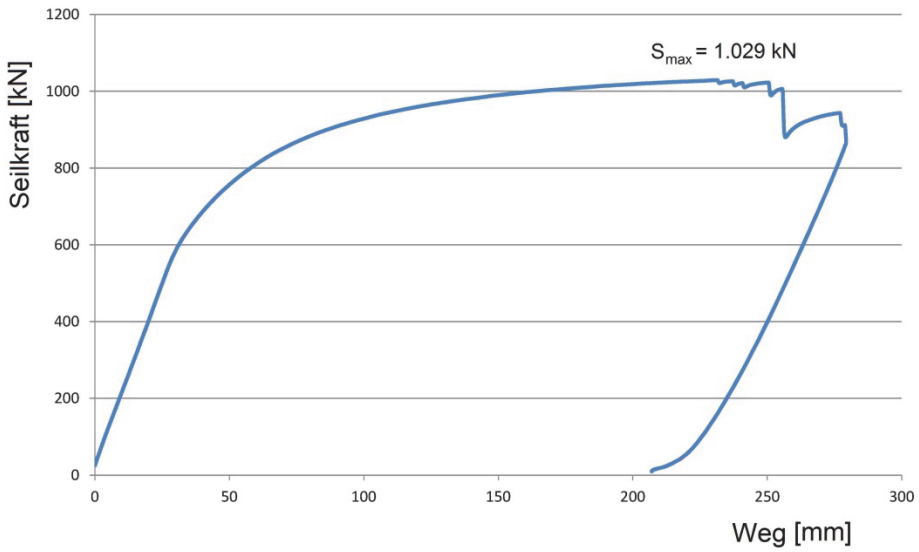


Abbildung A2-2: Auswertung Versuch M-03

Kraft-Weg-Verlauf beim Zerreißversuch (nach Ermüdungsversuch)




Lage der Drahtbrüche aus dem Zerreißversuch (ca. 20 cm vor oberem Seilkopf)

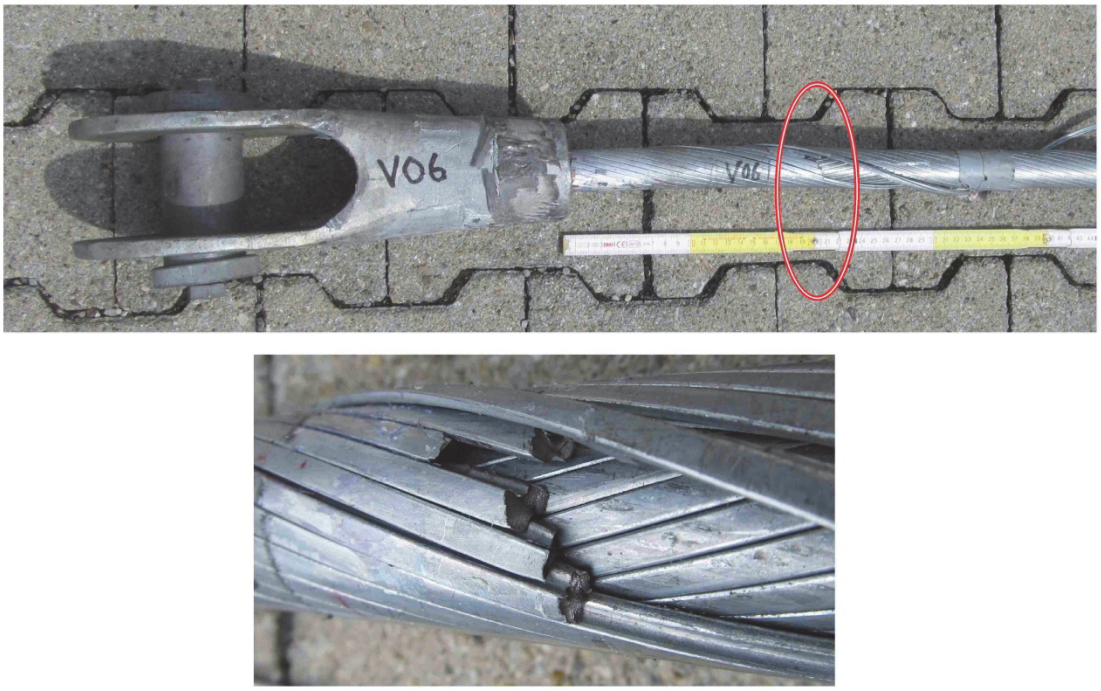
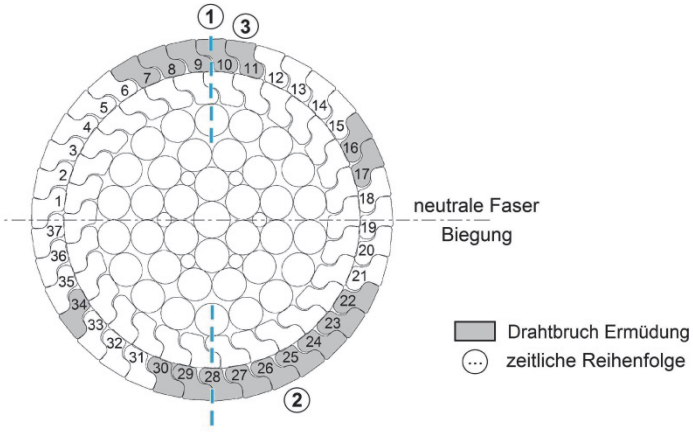
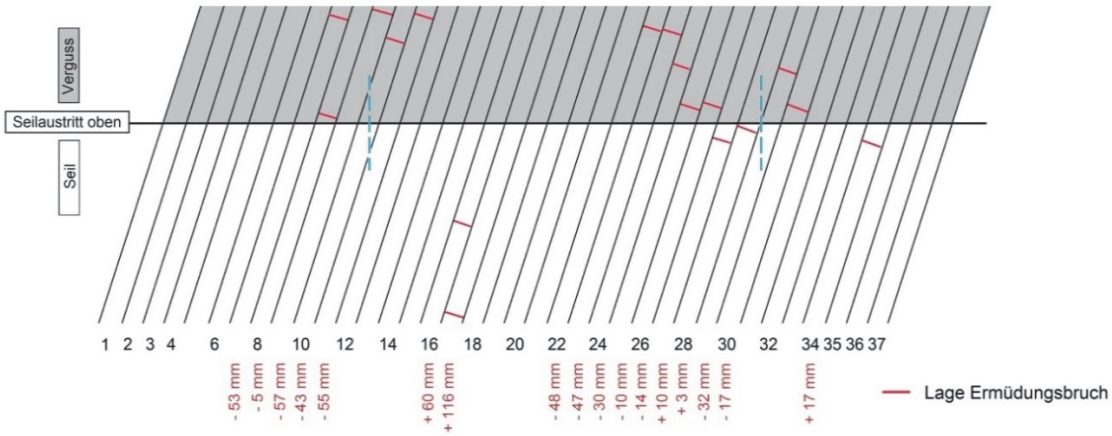



Abbildung A2-3: Auswertung Versuch M-06

Lage der Drahtbrüche im Seilquerschnitt am oberen Seilaustritt




Lage der Drahtbrüche im Seilendbereich (Abwicklung äußere Lage)




Zeitliche Entwicklung der Drahtbrüche über die Versuchsdauer

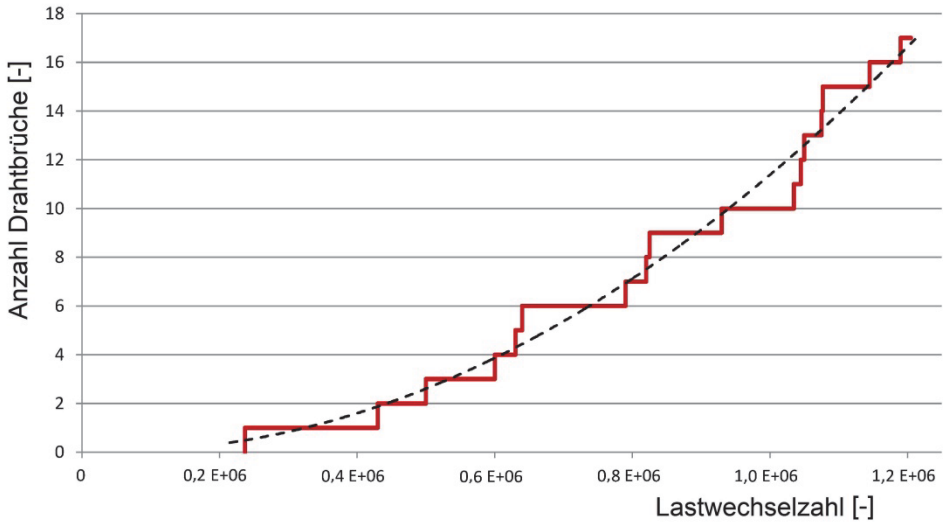



Abbildung A2-4: Auswertung Versuch M-07 (1)

Fotos von den Seilverankerungen M-07 / M-08 mit Injektionsröhrchen (Anlieferungszustand)

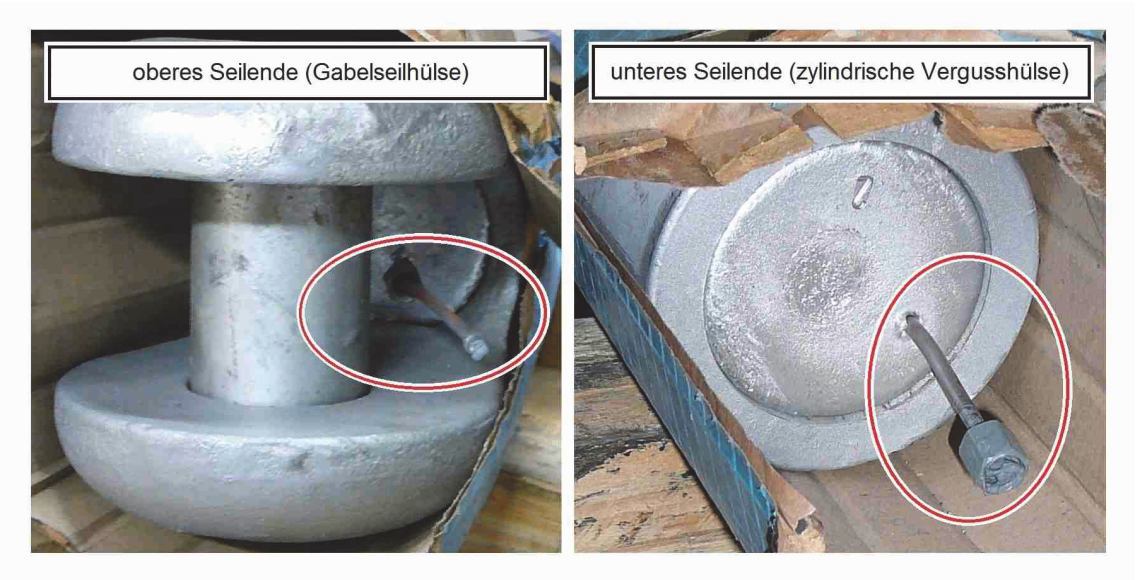
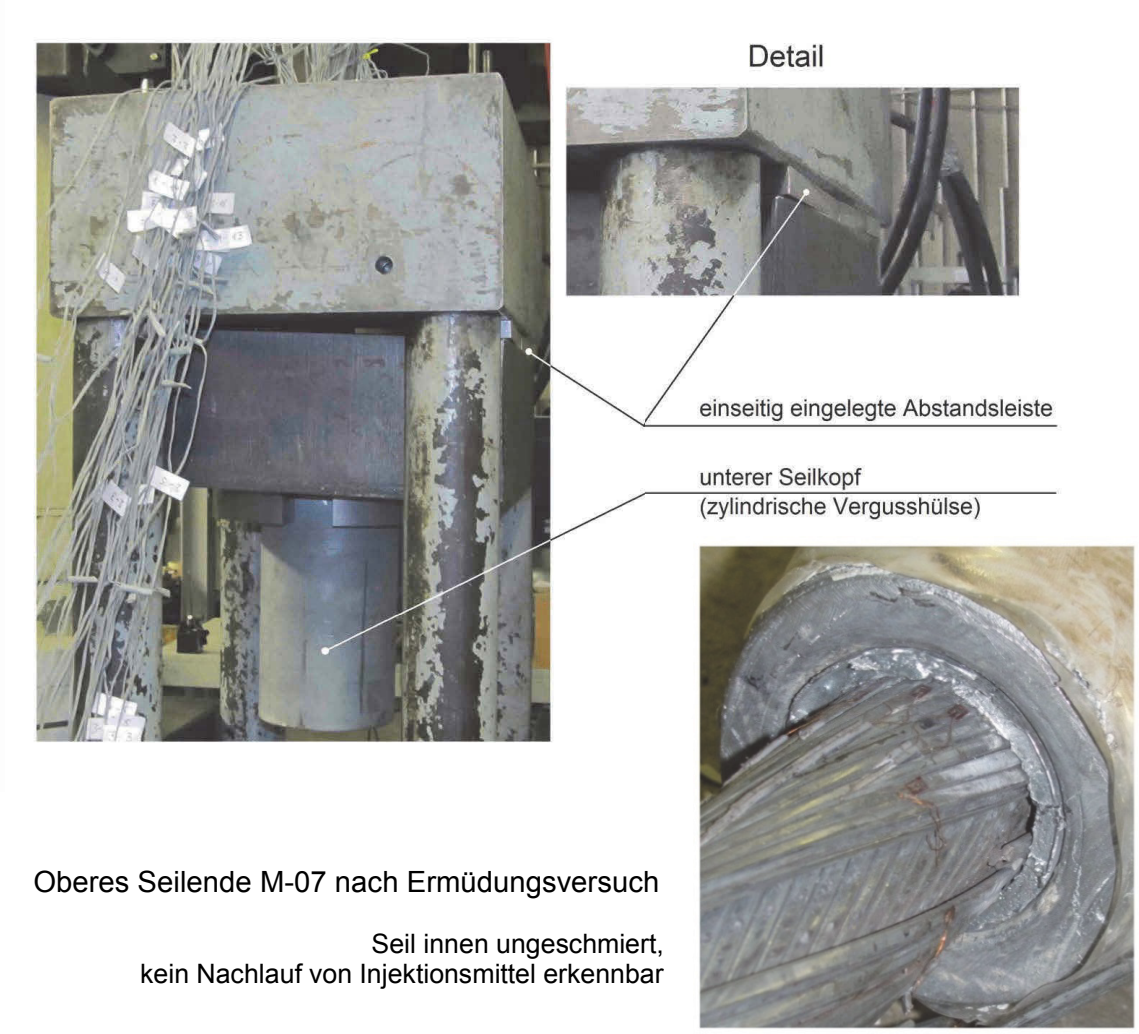



Foto von der Ausführung der unteren (unveränderlichen) Seilkopfschiefstellung

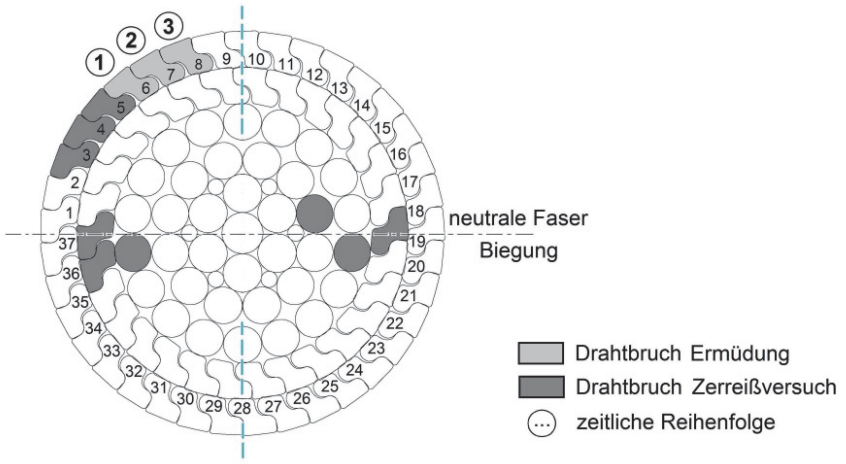



Oberes Seilende M-07 nach Ermüdungsversuch

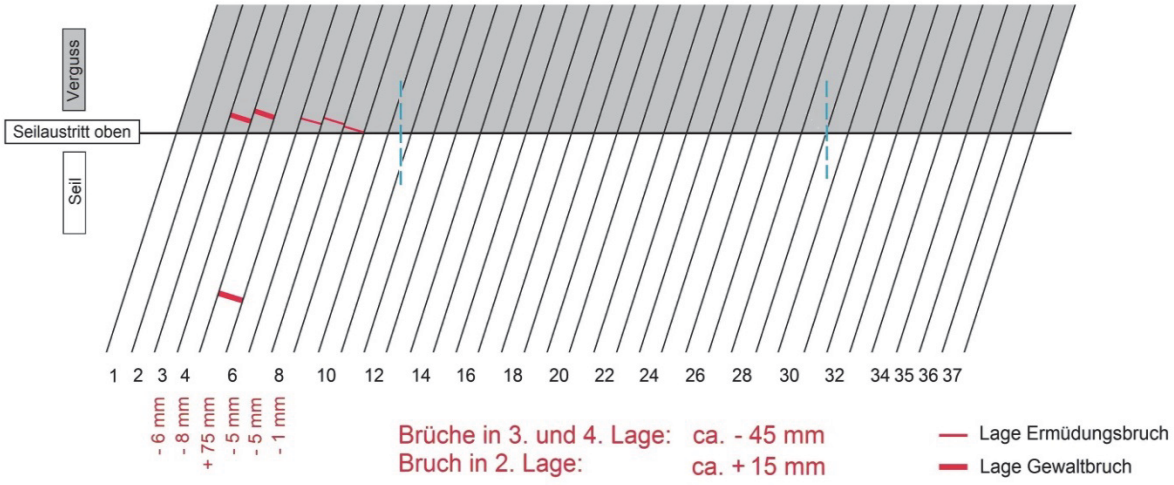
Seil innen ungeschmiert,
kein Nachlauf von Injektionsmittel erkennbar

Abbildung A2-5: Auswertung Versuch M-07 (2)

Lage der Drahtbrüche im Seilquerschnitt am oberen Seilaustritt




Lage der Drahtbrüche im Seilendbereich (Abwicklung äußere Lage)




Zeitliche Entwicklung der Drahtbrüche über die Versuchsdauer

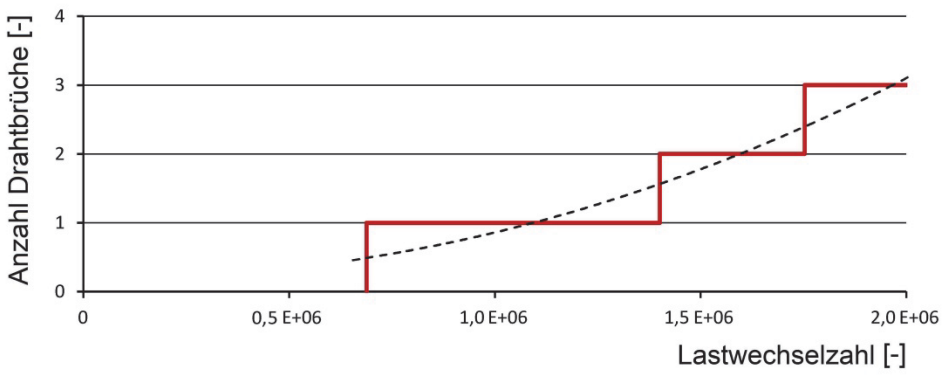



Abbildung A2-6: Auswertung Versuch M-08 (1)

Austritt von Seilverfüllmittel / Nachinjektionsmittel am oberen Seilende M-08



Zustand bei Sichtprüfung während Ermüdungsversuch (Foto: M. Wild)

Abbildung A2-7: Auswertung Versuch M-08 (2)

## Anlage 3

Versuchsreihe an der MPA der TU Braunschweig

| Bez. / Nr. | Ø VVS | aufgebrachte Lastanteile | | Resultat Ermüdungsversuch | | Anmerkungen |
|---|---|---|---|---|---|---|
| | | unveränderlich | schwingend | Brüche | bei Lastwechsel | |
| **B-01** | **40 mm** | $S_m$ = 350 kN | φ = +/- 40 mrad | > 30 (oben) | 103.200 | starke Hitzeentwicklung an Seilenden<br>Neukonstruktion und Wechsel der Konstruktion zur Querauslenkung nach Überhitzung |
| | | | | 0 (unten) | 103.200 | Ungleiche Beanspruchungsverläufe am oberen und unteren Seilende durch dynamische Anregung des Versuchsstands<br>Keine Aufzeichnung von DMS-Signalen während Ermüdungsversuch<br>**→ Versuchsergebnisse nicht gewertet** |
| | | | mit $f_φ$ = 4,4 Hz | | | |
| **B-02** | **40 mm** | $S_m$ = 350 kN | φ = +/- 25 mrad | > 50 (oben) | 191.900 | Kühlung oben, unten und in Seilmitte, dennoch weiterhin hohe Oberflächen-Temperaturen<br>Ungleiche Beanspruchungsverläufe am oberen und unteren Seilende durch dynamische Anregung des Versuchsstands<br>Zur Durchführung von versuchsbegleitenden Schwingungsmessungen und Verformungsuntersuchungen zur Ursachenforschung wurde bis zu weitgehenden Zerstörungen am oberen Seilaustritt gefahren<br>**→ Versuchsergebnisse nicht gewertet**<br>Seilende 1 oben nach Abschnitt 5.3.3<br>**Ergebnisdokumentation: siehe Abbildung A3-1** |
| | | | mit $f_φ$ = 4,4 Hz | 3 (unten) | 191.900 | |

Tabelle A3-1: Zusammenstellung der Versuchsbedingungen und Versuchsergebnisse

Tabelle A3-1 (Fortsetzung)

| Bez. / Nr. | Ø VVS | aufgebrachte Lastanteile | | Resultat Ermüdungsversuch | | Anmerkungen |
|---|---|---|---|---|---|---|
| | | unveränderlich | schwingend | Brüche | bei Lastwechsel | |
| **B-03** | **40 mm** | $S_m$ = 350 kN | $\varphi$ = +/- 25 mrad<br><br>mit<br>$f_\varphi$ = 2,55 Hz | 12<br>(oben)<br><br>1.<br>2.<br>3. | 104.000<br><br>20.100<br>57.800<br>63.800 | geänderter Versuchsaufbau (Einspannungen) und geringere Versuchsfrequenz<br><br>Versagen Verguss oben und unten festgestellt<br><br>Seilende 1 oben nach Abschnitt 5.3.3<br><br>**Ergebnisdokumentation: siehe Abbildung A3-2** |
| | | | | 11<br>(unten)<br><br>1.<br>2.<br>3. - 5. | 104.000<br><br>62.900<br>64.100<br>67.300 | |
| **B-04** | **40 mm** | $S_m$ = 350 kN | $\varphi$ = +/- 15 mrad<br><br>mit<br>$f_\varphi$ = 2,55 Hz | 5<br>(oben)<br><br>1.<br>2.<br>3. | 400.000<br><br>195.000<br>295.000<br>327.000 | Brüche unten in 4. Lage<br><br>Seilende 1 oben nach Abschnitt 5.3.3<br><br>**Ergebnisdokumentation: siehe Abbildung A3-3** |
| | | | | 1<br>(unten)<br><br>1. | 750.000<br><br>676.800 | |
| **B-05** | **40 mm** | $S_m$ = 350 kN | $\varphi$ = +/- 15 mrad<br><br>mit<br>$f_\varphi$ = 2,55 Hz | 7<br>(oben)<br><br>1.<br>2.<br>3. | 400.000<br><br>126.000<br>137.500<br>200.700 | Anordnung von DMS unmittelbar am Seilaustritt mit Abstand < 2 mm möglich (siehe Fotos)<br><br>Versagen des Vergusses am unteren Ende (Herausrutschen von drei Drähten, kein Bruch)<br><br>Seilende 1 oben nach Abschnitt 5.3.3<br><br>**Ergebnisdokumentation:**<br>**siehe Abbildungen A3-4 und A3-5** |
| | | | | 3<br>(unten)<br><br>1. – 3. | 400.000<br><br>361.500 | |

Tabelle A3-1 (Fortsetzung)

| Bez. / Nr. | Ø VVS | aufgebrachte Lastanteile | | Resultat Ermüdungsversuch | | Anmerkungen |
|---|---|---|---|---|---|---|
| | | unveränderlich | schwingend | Brüche | bei Lastwechsel | |
| **B-06** | **40 mm** | $S_m$ = 350 kN | $\varphi$ = +/- 8 mrad<br>mit<br>$f_\varphi$ = 2,55 Hz | 1 (oben)<br>1. | 5.000.000<br>3.512.800 | Zerreißversuch ergab Bruchkraft von 1.494 kN (entspricht 98,3 % von $F_{uk}$); alle Brüche in der freien Seillänge (Abstand > 135 mm vom oberen Seilaustritt)<br>Seilende 1 oben nach Abschnitt 5.3.3<br>**Ergebnisdokumentation: siehe Abbildung A3-6** |
| | | | | 0 (unten) | 5.000.000 | |
| **B-07** | **40 mm** | $S_m$ = 350 kN | $\varphi$ = +/- 25 mrad<br>mit<br>$f_\varphi$ = 2,55 Hz | 8 (oben)<br>1.<br>2.<br>3. | 100.000<br>57.700<br>67.900<br>82.300 | Ermüdungsversuch mit Nachinjektion von Sigma Zinc Paste SQ der Fa. Sigma Coatings im oberen Seilkopf (unsicherer Erfolg, da kein Austritt erkennbar)<br>am oberen Seilaustritt: Drahtbrüche<br>am unteren Seilaustritt: Vergussversagen<br>Seilende 1 oben nach Abschnitt 5.3.3<br>**Ergebnisdokumentation: siehe Abbildung A3-7** |
| | | | | 7 (unten)<br>1. – 4.<br>5.<br>6. – 7. | 100.000<br>87.800<br>95.000<br>99.800 | |
| **B-08** | **40 mm** | $S_m$ = 350 kN | $\varphi$ = +/- 12 mrad<br>mit<br>$f_\varphi$ = 2,55 Hz | 0 (oben) | 5.000.000 | Ermüdungsversuch mit Nachinjektion von Sigma Zinc Paste SQ der Fa. Sigma Coatings im oberen Seilkopf (Austritt erkennbar)<br>Zerreißversuch ergab Bruchkraft von 1.139 kN (entspricht 74,9 % von $F_{uk}$); vorzeitiger, schlagartiger Bruch des Seils, zum Teil mit Versagen des Vergusses<br>Seilende 1 oben nach Abschnitt 5.3.3<br>**Ergebnisdokumentation: siehe Abbildungen A3-8 und A3-9** |
| | | | | 0 (unten) | 5.000.000 | |

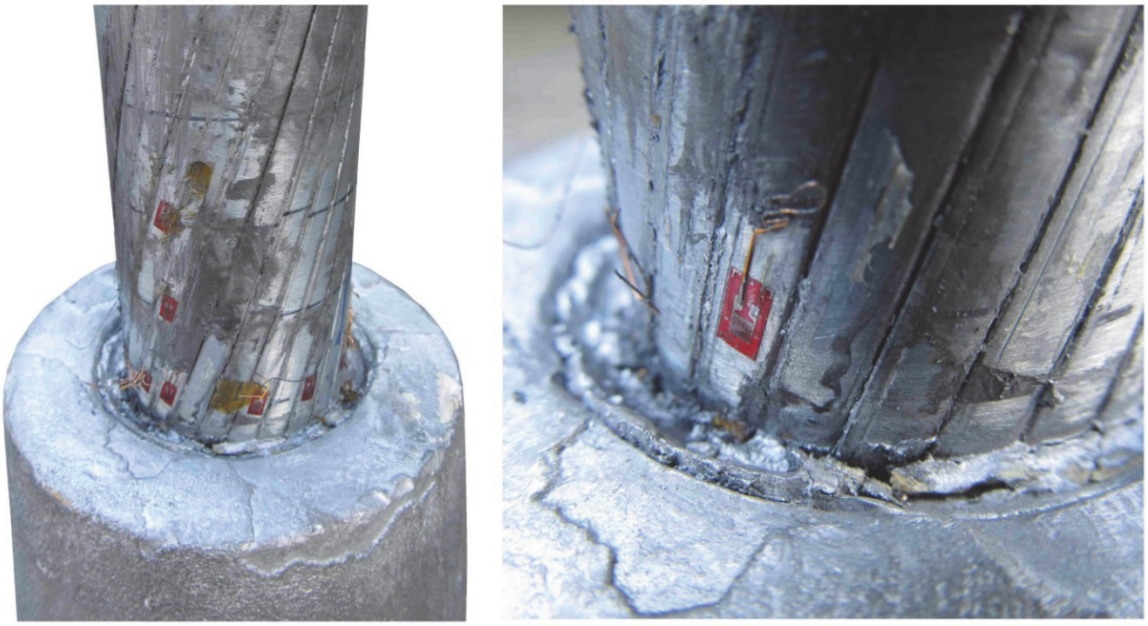
Tabelle A3-1 (Fortsetzung)

| Bez. / Nr. | Ø VVS | aufgebrachte Lastanteile | | Resultat Ermüdungsversuch | | Anmerkungen |
|---|---|---|---|---|---|---|
| | | unveränderlich | schwingend | Brüche | bei Lastwechsel | |
| **B-09** | **40 mm** | $S_m$ = 350 kN | φ = +/- 12 mrad<br><br>mit<br>$f_\varphi$ = 2,55 Hz | 2<br>(oben)<br><br>1.<br>2. | 5.000.000<br><br>4.350.000<br>4.350.000 | Ermüdungsversuch analog zu B-08 ohne Injektion von Seilverfüllmittel im oberen Seilendbereich<br><br>Brüche traten während einer Messanlagenunterbrechung zur Datenspeicherung auf (d.h. keine Rekonstruktion der Reihenfolge möglich)<br><br>Zerreißversuch ergab Bruchkraft von 1.368 kN (entspricht 90,0 % von $F_{uk}$); Brüche im Bereich des unteren Seilaustritts<br><br>Seilende 1 oben nach Abschnitt 5.3.3<br><br>**Ergebnisdokumentation:**<br>**siehe Abbildung A3-10** |
| | | | | 0<br>(unten) | 5.000.000 | |
| **B-10** | **40 mm** | $S_m$ = 350 kN | φ = +/- 13,5 mrad<br><br>mit<br>$f_\varphi$ = 2,55 Hz | 3<br>(oben)<br><br>1.<br>2.<br>3. | 415.000<br><br>388.500<br>403.000<br>409.000 | Erster Bruch unten in 4. Lage<br><br>Seilende 2 oben nach Abschnitt 5.3.3<br><br>**Ergebnisdokumentation:**<br>**siehe Abbildung A3-11** |
| | | | | 1<br>(unten)<br><br>1. | 415.000<br><br>394.500 | |

Oberer Seilendbereich innen ungeschmiert (Fotos nach Versuchsdurchführung)



Unterer Seilendbereich mit Austritt von Seilverfüllmittel (Fotos nach Versuchsdurchführung)

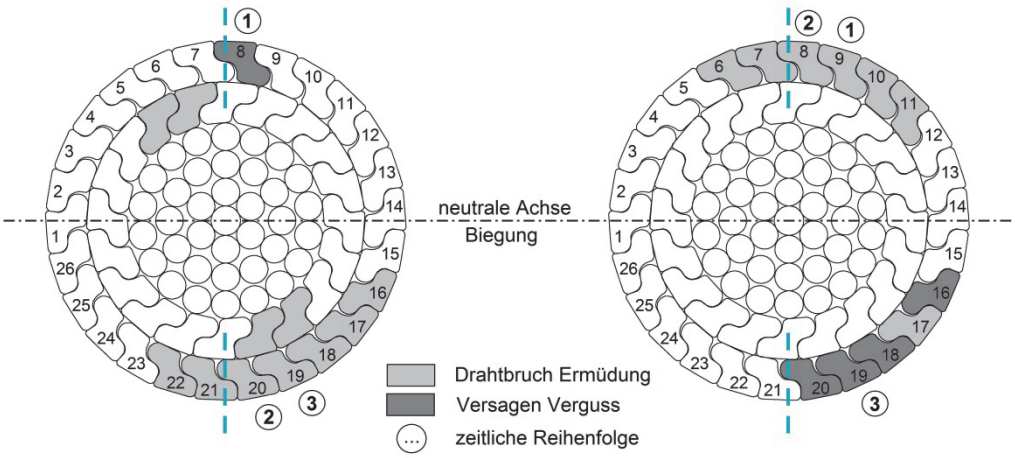


Seil-innenseitige (geschmierte) Flächen der äußersten Z-Drahtlage vom unteren Seilende

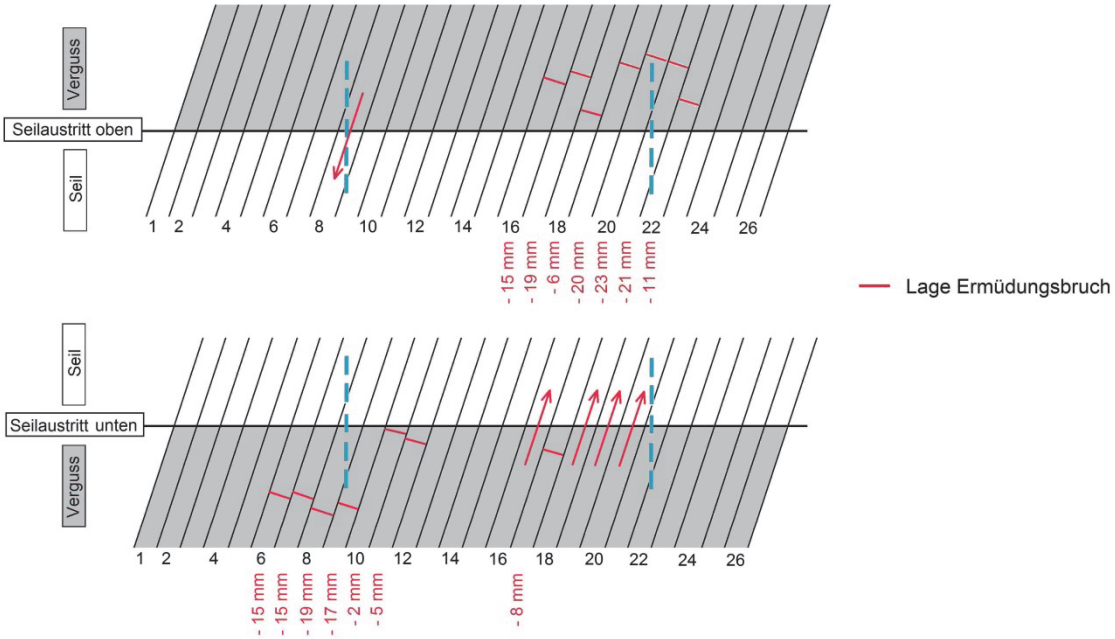


Abbildung A3-1: Einzelauswertungen zu Versuch B-02

Lage der Drahtbrüche im Seilquerschnitt am oberen und unteren Seilaustritt




Lage der Drahtbrüche in den Seilendbereichen (Abwicklung äußere Lage)




Zeitliche Entwicklung der Drahtbrüche über die Versuchsdauer

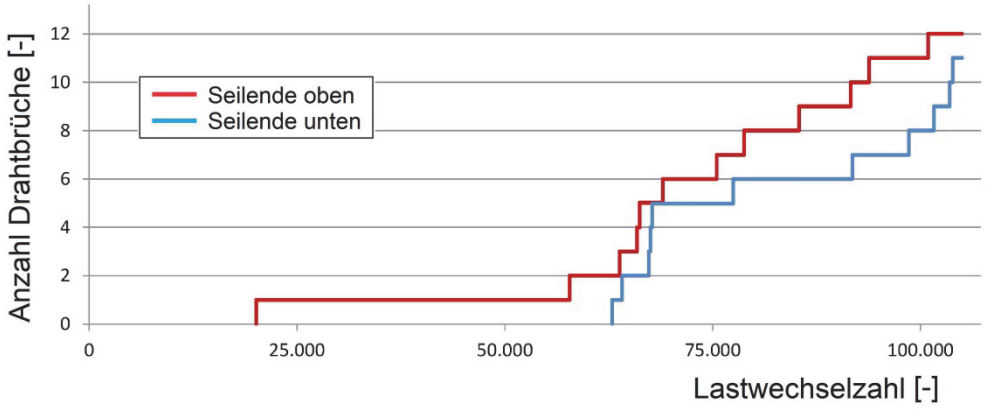
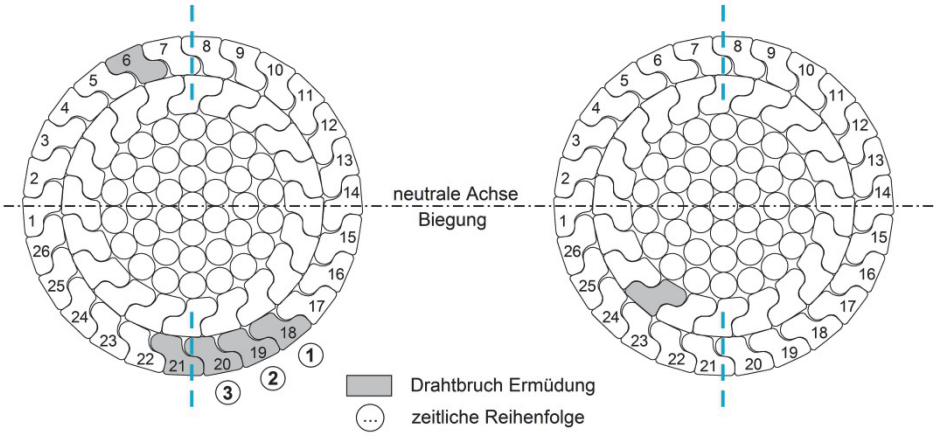
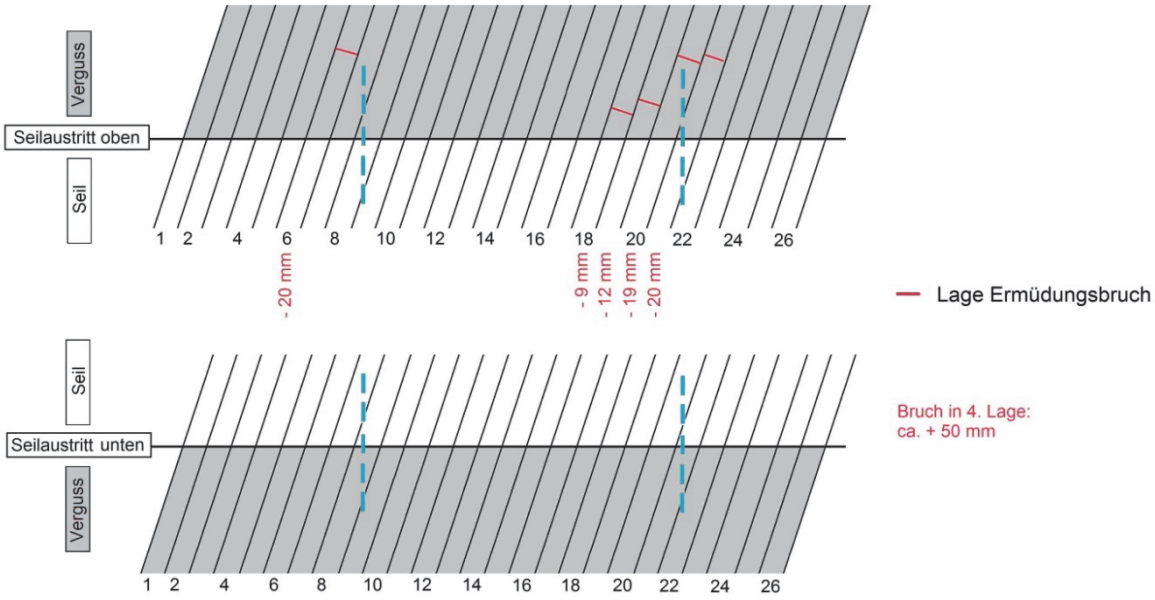



Abbildung A3-2: Einzelauswertungen zu Versuch B-03

Lage der Drahtbrüche im Seilquerschnitt am oberen und unteren Seilaustritt




Lage der Drahtbrüche in den Seilendbereichen (Abwicklung äußere Lage)




Zeitliche Entwicklung der Drahtbrüche über die Versuchsdauer

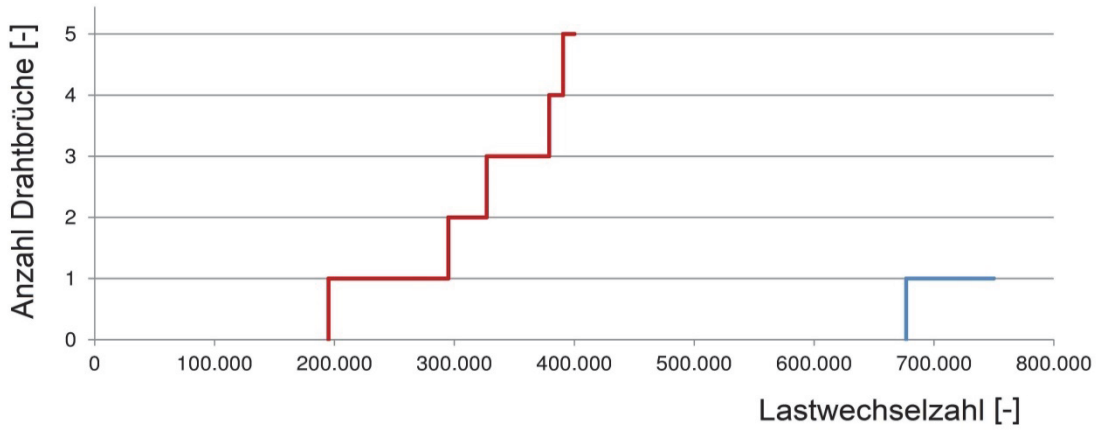
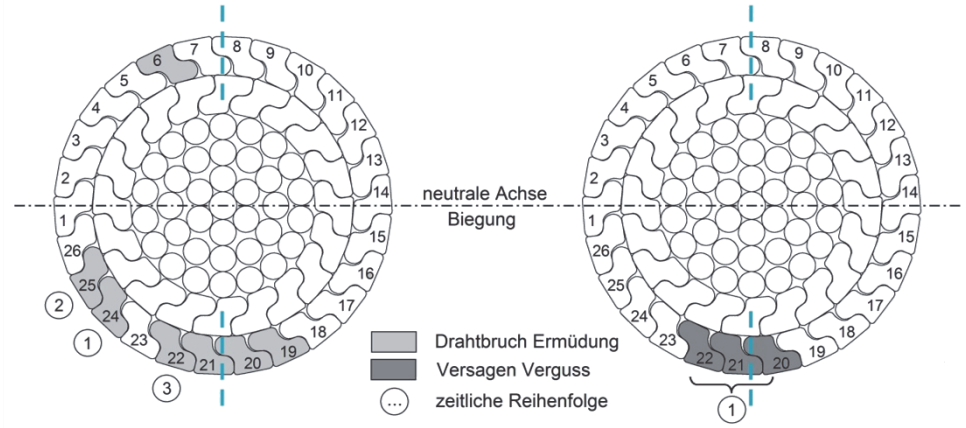
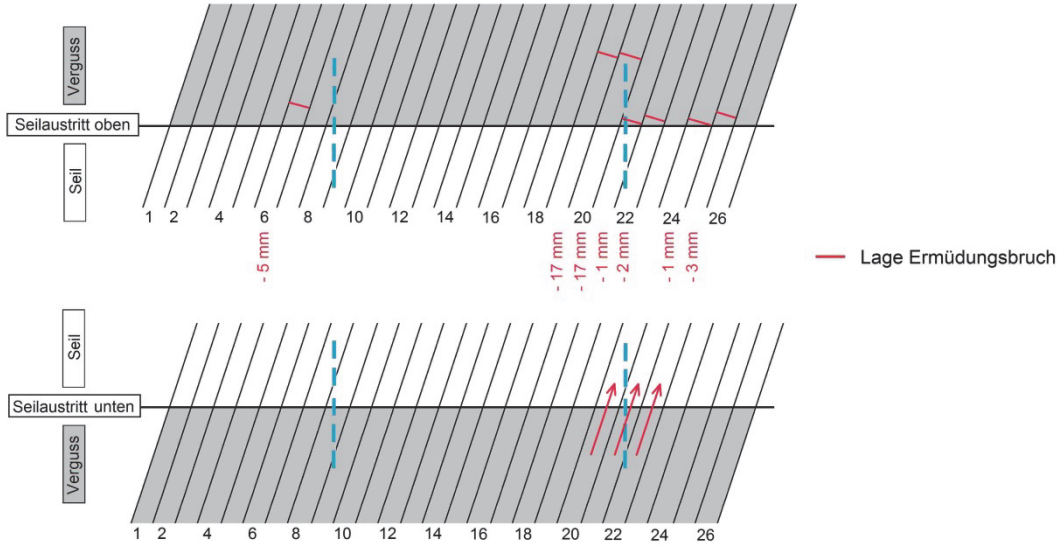



Abbildung A3-3: Einzelauswertungen zu Versuch B-04

Lage der Drahtbrüche im Seilquerschnitt am oberen und unteren Seilaustritt




Lage der Drahtbrüche in den Seilendbereichen (Abwicklung äußere Lage)




Zeitliche Entwicklung der Drahtbrüche bzw. des Vergussversagens über die Versuchsdauer

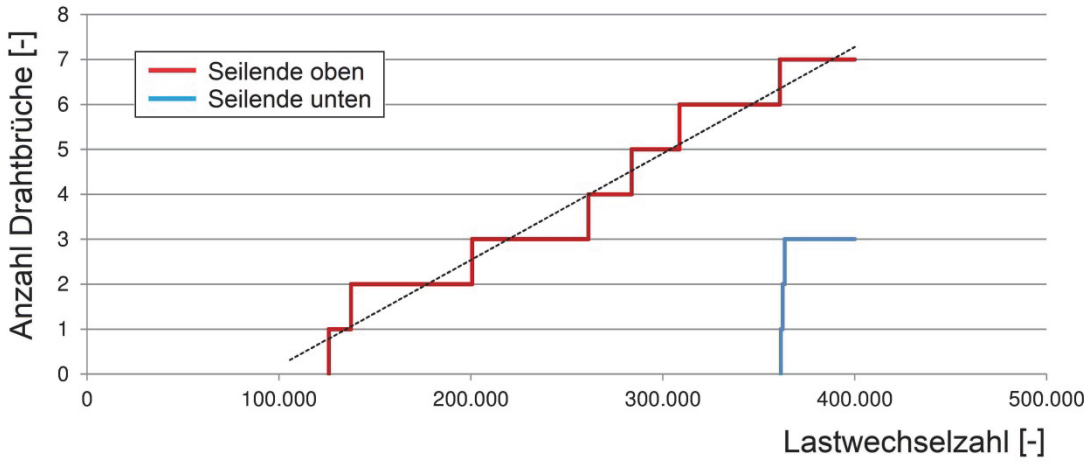



Abbildung A3-4: Einzelauswertungen zu Versuch B-05

Anordnung der DMS am Seilaustritt (Auswahl Seilkopf, DMS vor und nach Ermüdungsversuch)

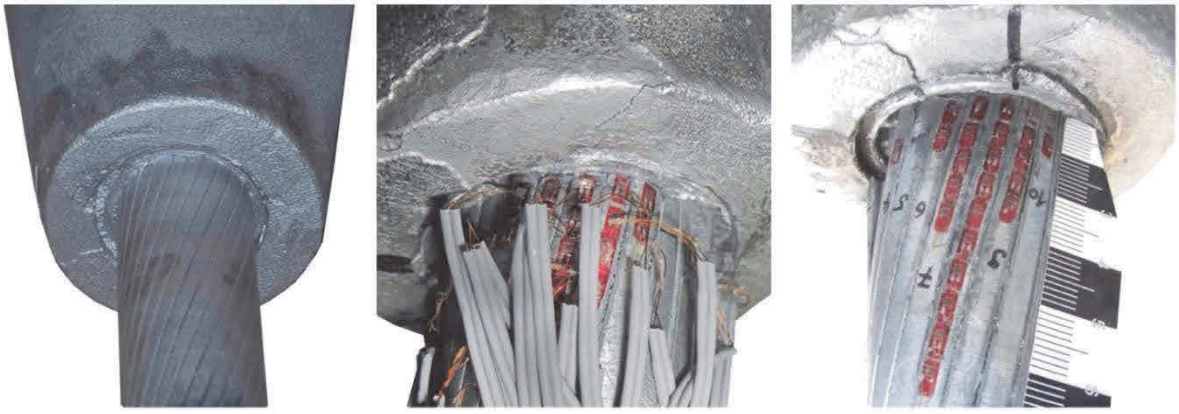
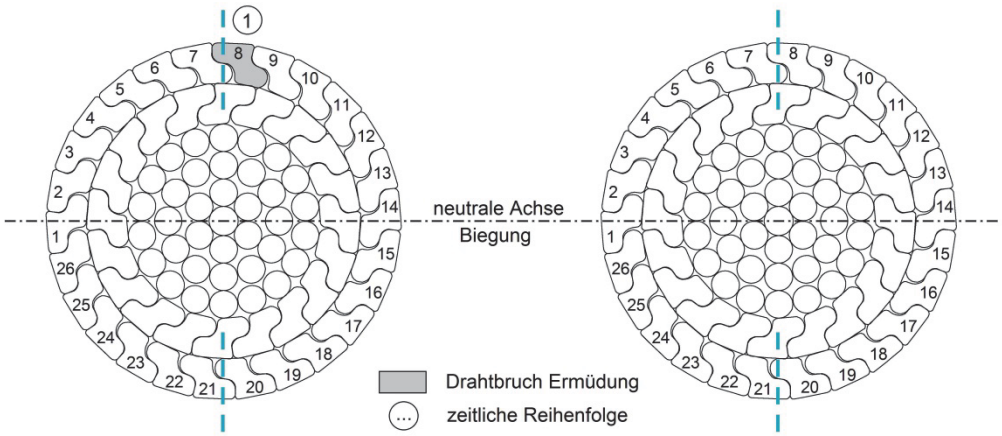
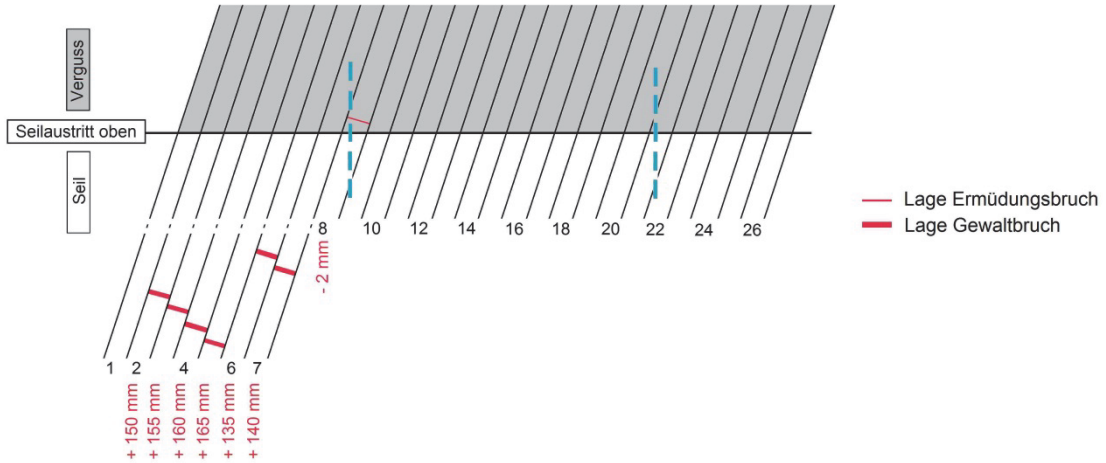


Abbildung A3-5: Einzelauswertungen zu Versuch B-05, Anordnung der DMS am Seilaustritt

Lage der Drahtbrüche im Seilquerschnitt am oberen und unteren Seilaustritt




Lage der Drahtbrüche im oberen Seilendbereich (Abwicklung äußere Lage)




Kraft-Weg-Verlauf beim Zerreißversuch (nach Ermüdungsversuch)

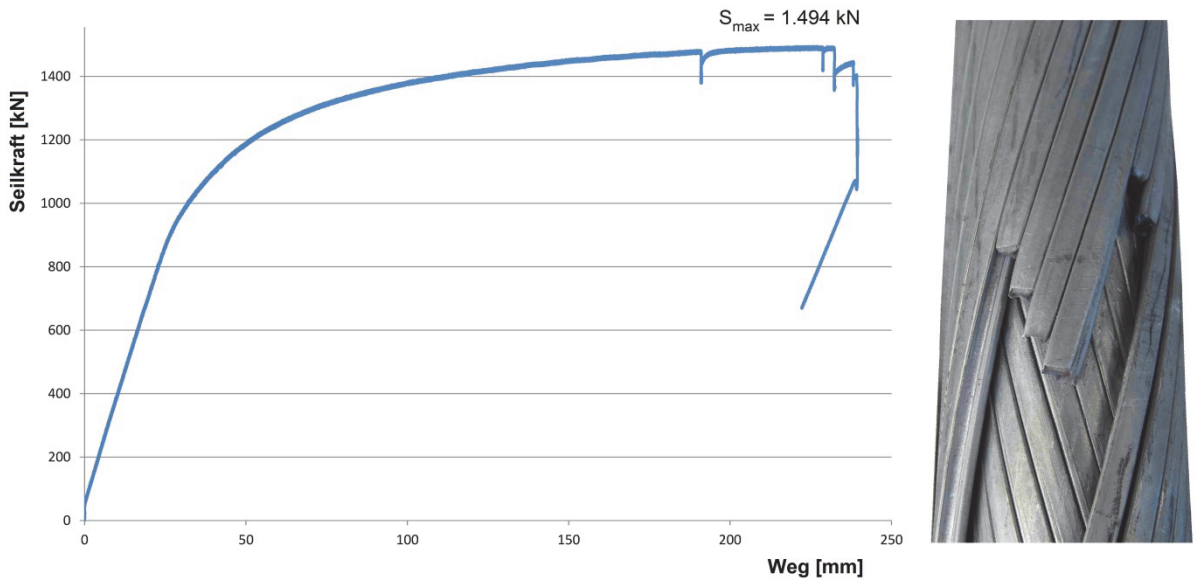
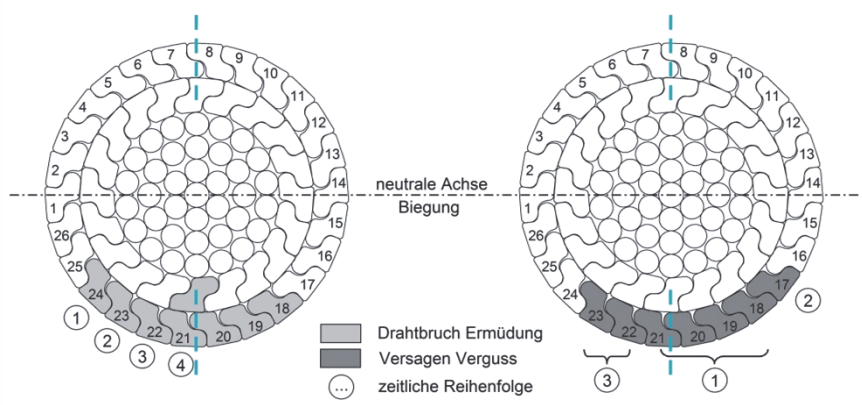
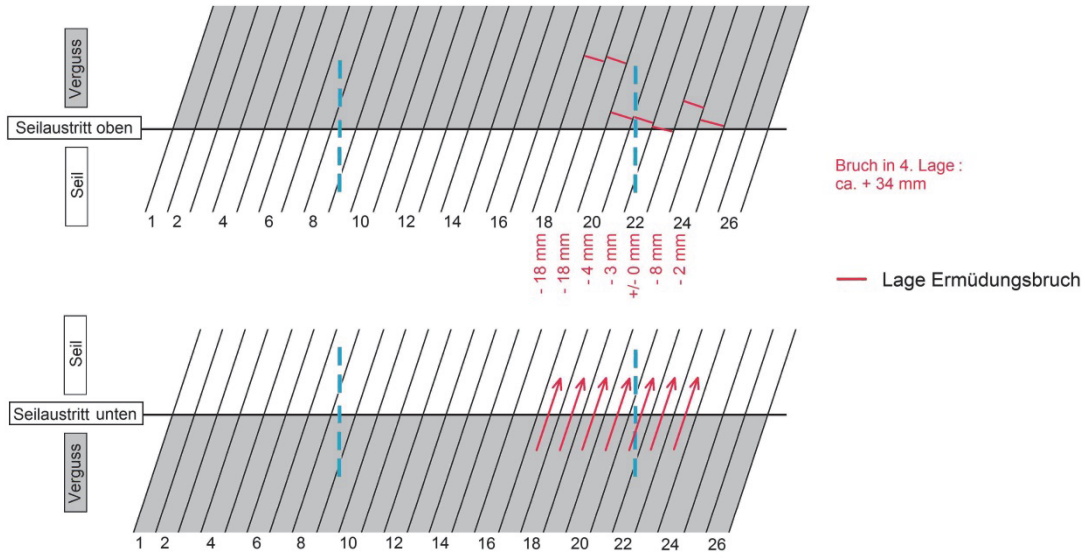



Abbildung A3-6: Einzelauswertungen zu Versuch B-06

Lage der Drahtbrüche im Seilquerschnitt am oberen und unteren Seilaustritt




Lage der Drahtbrüche in den Seilendbereichen (Abwicklung äußere Lage)




Zeitliche Entwicklung der Drahtbrüche bzw. des Vergussversagens über die Versuchsdauer

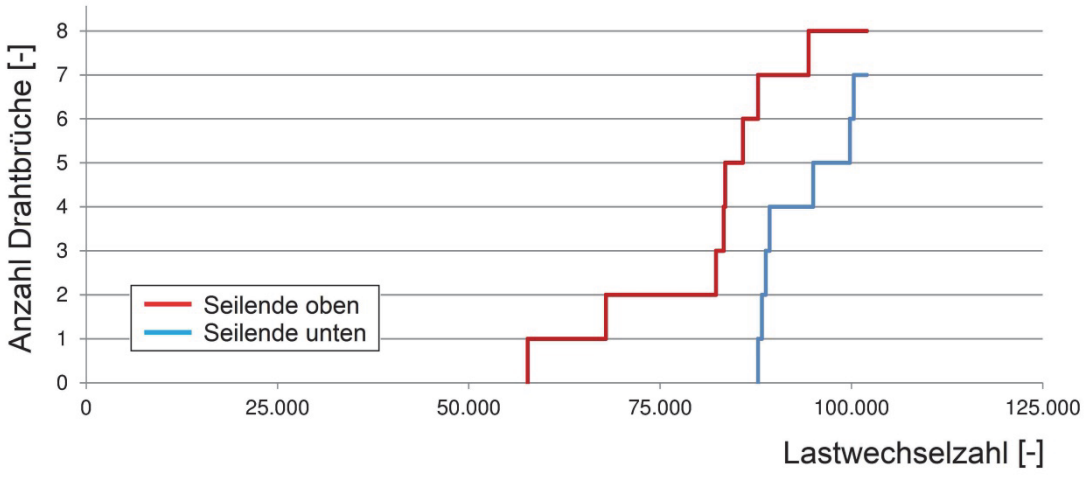
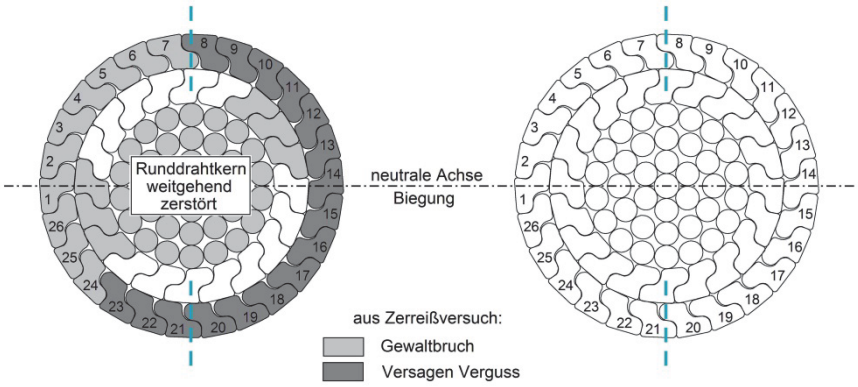
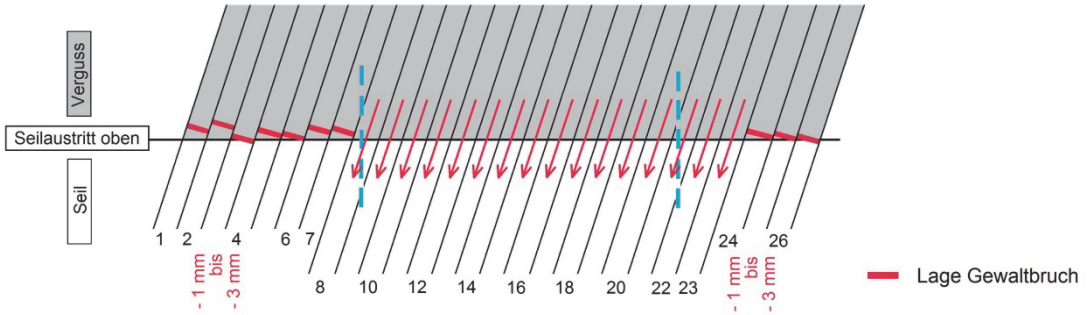



Abbildung A3-7: Einzelauswertungen zu Versuch B-07

Lage der Drahtbrüche im Seilquerschnitt am oberen und unteren Seilaustritt




Lage der Drahtbrüche im oberen Seilendbereich (Abwicklung äußere Lage)




Kraft-Weg-Verlauf beim Zerreißversuch (nach Ermüdungsversuch)

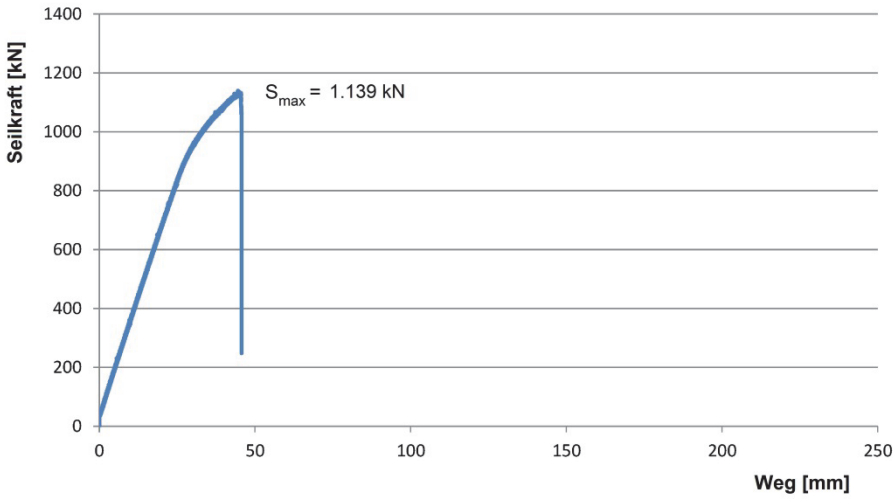



Abbildung A3-8: Einzelauswertungen zu Versuch B-08

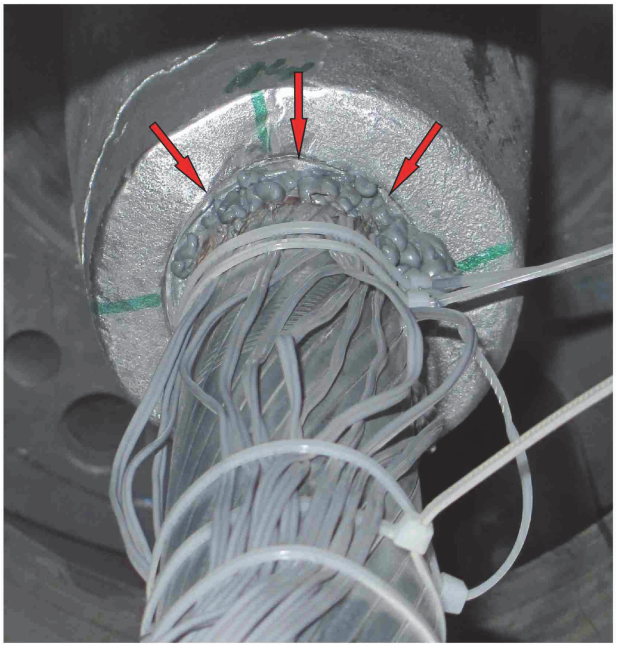
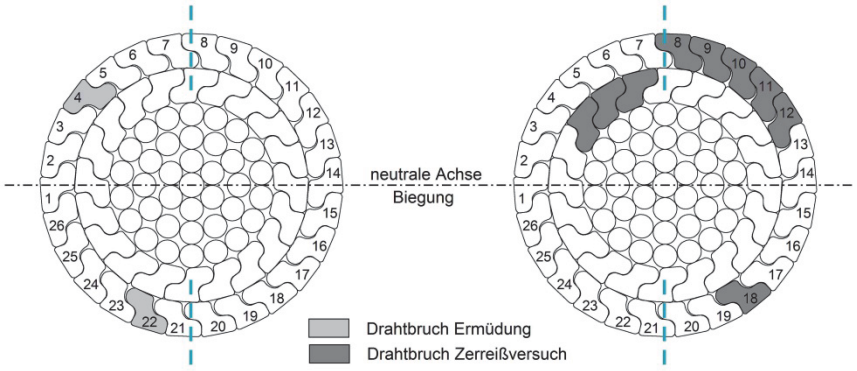
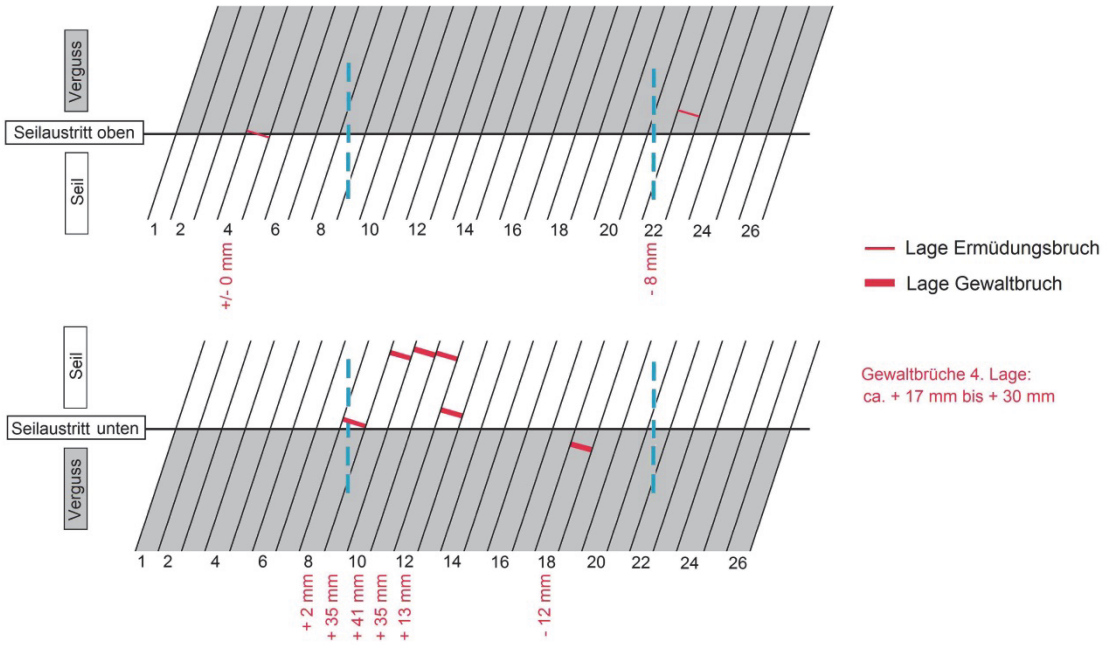
| Oberer Seilendbereich während des Ermüdungsversuchs und nach dem Zerreißversuch | |
|---|---|
|  |  |
| Austritt des nachinjizierten Schmiermittels erkennbar (Foto: M. Walther) | Herausziehen von Drähten der äußeren Z-Drahtlage beim Zerreißversuch (markierter DMS war ursprünglich am Seilaustritt) |

Abbildung A3-9: Einzelauswertungen zu Versuch B-08, Ansicht oberer Seilendbereich

Lage der Drahtbrüche im Seilquerschnitt am oberen und unteren Seilaustritt




Lage der Drahtbrüche in den Seilendbereichen (Abwicklung äußere Lage)




Kraft-Weg-Verlauf beim Zerreißversuch (nach Ermüdungsversuch)

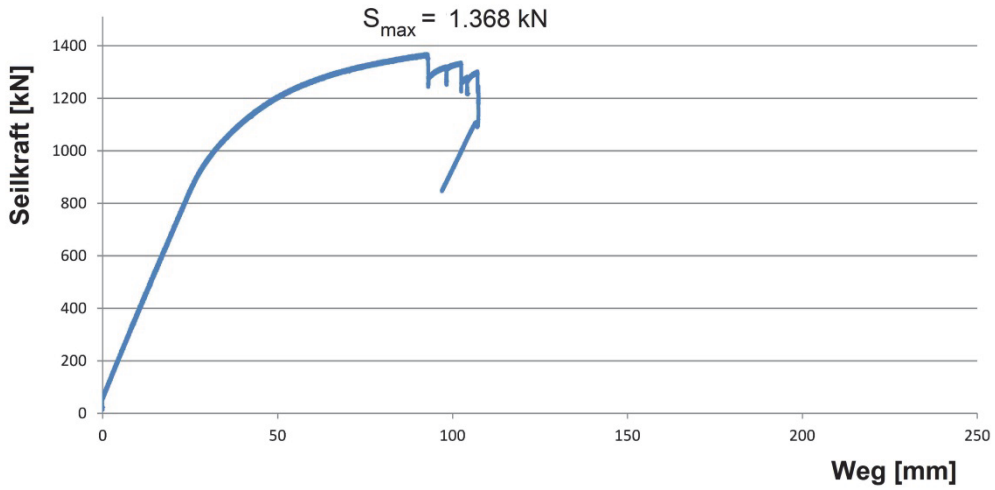
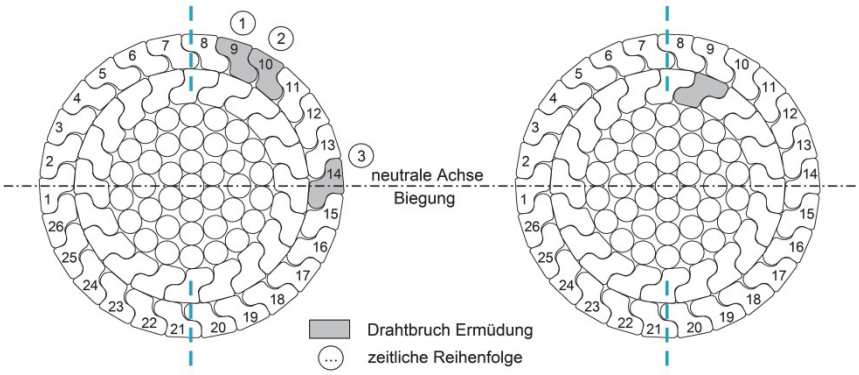
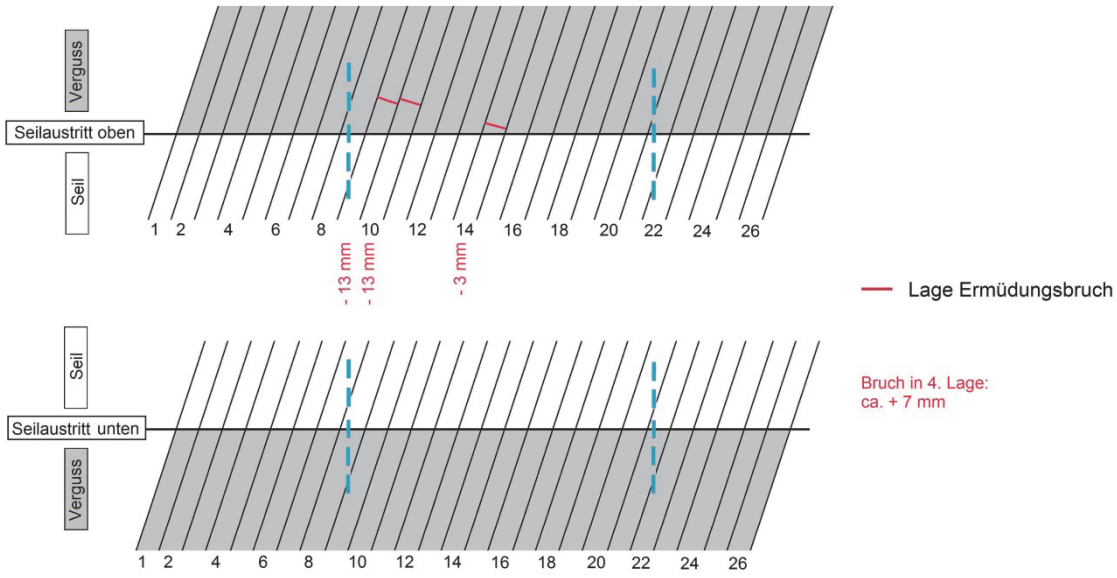



Abbildung A3-10: Einzelauswertungen zu Versuch B-09

Lage der Drahtbrüche im Seilquerschnitt am oberen und unteren Seilaustritt




Lage der Drahtbrüche in den Seilendbereichen (Abwicklung äußere Lage)




Zeitliche Entwicklung der Drahtbrüche über die Versuchsdauer

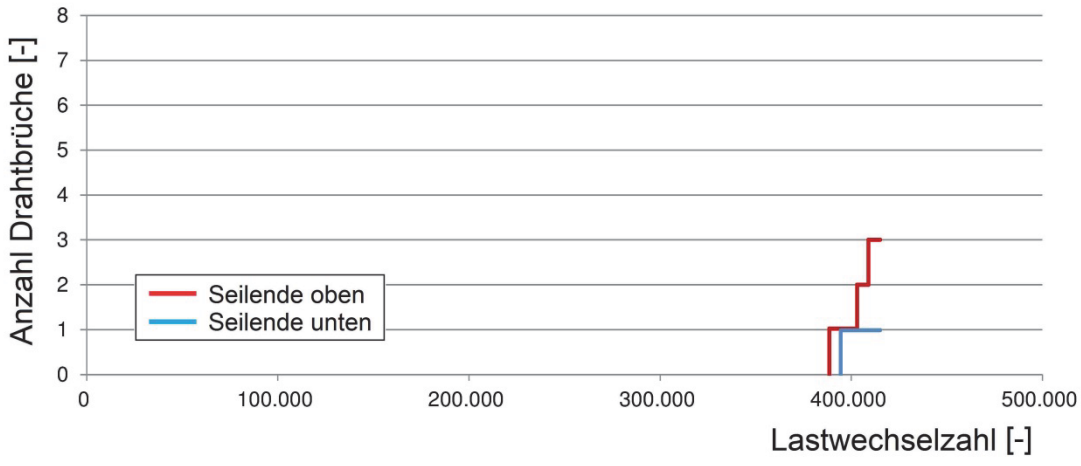



Abbildung A3-11: Einzelauswertungen zu Versuch B-10

# Gesamtinhaltsverzeichnis aller bisher erschienenen Ausgaben

**Hinweis:** **Die erste Zahl steht für die fortlaufende Nummerierung, die zweite Zahl für das Erscheinungsjahr, danach werden Autor und Titel des Beitrages aufgeführt.**


Mitteilungsblatt der Bundesanstalt für Wasserbau: ISSN 0572-5801

| | | |
|---|---|---|
| **1/53** | **Jambor** | Erhöhung der festen Wehrschwelle bei gleicher hydraulischer Leistung |
| | **Burghart** | Die Verteilung der Abflußmenge über den Querschnitt |
| | **Türk** | Untersuchung über die Geschiebebewegung in Flüssen und Stauanlagen. Das elektro-akustische Geschiebe-Abhörverfahren |
| | **Zweck** | Flach- und Pfahlgründungen in weichem tonigem Schluff |
| | **Canisius** | Aus der Arbeit der Bundesanstalt |
| | **Liebs** | Ausbau der Unteren Hunte |
| | **Schleiermacher** | Sicherung der Schiffahrtsrinne in der Donau im Bereich der Innmündung bei Passau |
| | **Boos** | Vom wasserbaulichen Versuchswesen in England |
| **2/53** | **Canisius** | Technische Entwicklung im Wasserbau |
| | **Pichl** | Der Ortungstachygraph und seine Anwendung |
| | **Burghart/Gehrig** | Beitrag zur Frage der Geschwindigkeitsverteilung in offenen Gerinnen |
| | **Davidenkoff** | Grundwasserzufluß zu Brunnen und Gräben |
| | **Sagawe** | Der Dehnungsmeßstreifen als Meßelement bei erd- und wasserbaulichen Modellversuchen |
| | **Zweck** | Zur Ermittlung der Tragfähigkeit von Pfählen (I) |
| **3/54** | **Canisius** | Die Bodenmechanik im Dienste des Wasserbaues |
| | **Wehrkamp** | Ein neues Flußprofilmeßgerät |
| | **Liebs** | Abzweigung einer verhältnisgleichen Teilwassermenge an einem Meßwehr |
| | **Schleiermacher** | Gestaltung schräg angeströmter Brückenpfeiler |
| | **Zweck** | Zur Ermittlung der Tragfähigkeit von Pfählen (II) |
| | **Meenen** | Reiseeindrücke von einem Einsatz der Bundesanstalt in Venezuela |
| **4/54** | **Jambor** | Die Gestaltung von Kanalabzweigungen unter besonderer Berücksichtigung von Schwingungen im Kanal |
| | **Herr** | Spülvermögen bei Verschlammung und Geschiebeablagerung in einem Wehrfeld mit höckerartig erhöhter Wehrschwelle |
| | **Wehrkamp** | Das Flußprofilzeichengerät von Dr. Fahrentholz |
| | **Davidenkoff** | Gefährdung der Stauwerke bei Unterströmung |
| | **Zweck** | Zur Ermittlung der Tragfähigkeit von Pfählen (III) |
| **5/55** | **Canisius** | Die Bundesanstalt für Wasserbau. Ein Rückblick auf ihre Entwicklung 1948 -1955 |
| | **Niebuhr** | Kritische Betrachtungen zur Frage der Modellrauhigkeit (I) |
| | **Schleiermacher** | Wasserspiegelaufnahmen in Flußkrümmungen und Wasserspiegelquergefälle |
| | **Gehrig** | Überprüfung hydrographischer Angaben durch den Modellversuch |
| | **Poggensee** | Die Grundformel zur Bestimmung der Schleusenleistung |

| | | |
|---|---|---|
| **5/55** | **Zweck/Davidenkoff** | Die versuchstechnischen Verfahren zur Berechnung des Netzes einer Grundwasserströmung |
| **6/56** | **Schleiermacher** | Geschwindigkeits-Verlagerung in Querschnitten mittels Buhnen oder Leitwerken |
| | **Gehrig** | Messung und Berechnung von Kräften an Schiffen im Modell |
| | **Wigand** | Verhinderung von Geschiebeablagerungen vor den unteren Schleusenvorhäfen und Staustufen |
| | **Zweck/Davidenkoff** | Über die Zusammensetzung von Filtern |
| | **Poggensee** | Anwendung und Kritik von Rammformeln |
| **7/56** | **Gehrig** | Strömungsmessung mit einem Kreiszylinder |
| | **Zweck/Davidenkoff** | Untersuchung von Sicherungsmaßnahmen an Flußdeichen durch Modellversuche |
| | **Schleiermacher** | Einfache Darstellung des zeitlichen Ablaufes von Anschwellungen in Wasserläufen |
| | **Niebuhr** | Beitrag zur Erfassung der Räumkraft einer ungleichförmigen Strömung unter besonderer Berücksichtigung der Verhältnisse im Tidegebiet |
| | **Davidenkoff** | Angenäherte Ermittlung des Grundwasserzuflusses zu einer in einem durchlässigen Boden ausgehobenen Grube |
| | **Liebs** | Abflußbeiwerte für grasbewachsene Deiche |
| | **Jambor** | Formgebung des Trennpfeilers in Flußkraftwerken |
| **8/57** | **Yalin** | Die theoretische Analyse der Mechanik der Geschiebebewegung |
| | **Davidenkoff** | Durchsickerung durch Deiche und Erddämme (I) |
| **9/57** | **Zweck/Davidenkoff** | Auftrieb unter Wehren auf durchlässigem Grund |
| | **Davidenkoff** | Wirkung der Sickerströmung auf die Standsicherheit eines Erddammes (II) |
| | **Schleiermacher** | Versuch einer morphologischen Begründung von Rauhigkeits-Beiwerten für die Berechnung des Wasserspiegel-Gefälles |
| | **Yalin** | Ermittlung des Querschnittes mit maximalem Geschiebetransportvermögen |
| **10/58** | **Magens** | Untersuchung der Ursachen und des Vorganges der Verschlickung der Schleusenvorhäfen zu Brunsbüttelkoog |
| **11/58** | **Rubbert** | Die Vertiefung der Tideflüsse und ihre Problematik |
| | **Gruhle** | Verformungsmessungen an den Spundwänden der Schleuse Friedrichsfeld |
| | **Gehrig** | Der Verbau von Übertiefen und die Erhaltung des Fahrwassers |
| | **Davidenkoff** | Durchsickerung durch Deiche und Erddämme (Schluß aus 8 und 9) |
| **12/59** | **Zweck/Dietrich** | Zur Ermittlung der Verteilung des Coulomb'schen Erddruckes |
| | **Zweck** | Versuchsergebnisse über die Zusammensetzung von Filtern |
| | **Rubbert** | Die Tiderechnung als Problem der Numerischen Analysis |
| **13/59** | **Zweck/Dietrich** | Die Berechnung verankerter Spundwände in nicht bindigen Böden nach ROWE |
| | **Felkel** | Der Schwellbetrieb der Flußkraftwerke |
| | **Steinfeld** | Über den Erddruck an Schacht- und Brunnenwandungen |
| **14/60** | **Felkel** | Walzenbucht und Ringgraben als Mittel zur Verminderung der Schwebstoffablagerungen in Flußhäfen |
| | **Davidenkoff** | Neue Forschungsarbeiten über die Konsolidierung wassergesättigter bindiger Böden |

| | | |
|---|---|---|
| **14/60** | **Gehrig/Herr** | Beitrag zur Ermittlung des Wasserdruckes auf gekrümmte Flächen |
| **15/60** | **Jambor** | Lage und Gestaltung der Schleusen und ihrer Zufahrten |
| | **Felkel** | Wasserspiegelmessungen an einer festen Wehrschwelle |
| | **Felkel** | Gemessene Abflüsse in Gerinnen mit Weidenbewuchs |
| **16/61** | **Felkel** | Die Modelluntersuchungen für zehn Moselstaustufen |
| | **Davidenkoff** | Sickerverluste bei Durch- und Unterströmung von Deichen |
| | **Dietrich** | Schnittgrößen und Randspannungen in der Sohlfuge einer Kaimauer oder Stützmauer von rechteckigem Querschnitt |
| **17/62** | **Kleinschmidt/Schröder** | Sonderheft Korrosionsversuche |
| **18/62** | **Felkel** | Der Einsatz frei fahrender Modellschiffe beim flußbaulichen Versuch |
| | **Vollmer** | Erfahrungen an einem Tidemodell mit beweglicher Sohle und Vergleich zwischen Modell- und Naturmessungen |
| | **Felkel** | Ein einfaches Rundbecken zum Mischen von Wasser und Koagulieren von Schmutzstoffen |
| | **Davidenkoff** | Über die Berechnung der Sickerverluste aus Kanälen |
| **19/63** | **Zweck/Dietrich** | Modellversuche mit steifen Dalben in bindigen Böden bei plötzlicher Belastung |
| | **Jansen** | Die Neukonstruktion von Fahrstühlen für Kraftmessungen an Modellschiffen |
| | **Felkel** | Die Neckartalplanung im Raume Heilbronn |
| | **Jänke** | Überprüfung der Brauchbarkeit von Pfahlformeln anhand von Probebelastungen und Messungen an Stahlpfählen |
| **20/64** | **Franke** | Die Strömungsvorgänge bei unvollkommenen Brunnen |
| **21/64** | **Naujoks** | Untersuchungen zum Nachweis eines spezifischen Sättigungsgrades |
| | **Dietrich** | Zur Berechnung der Tragfähigkeit starrer Dalben in homogenen Böden |
| | **Liebs** | Die Abschirmung von Seehäfen gegen Seegang |
| | **Franke** | Der Einfluß des Neigungswinkels der wasserführenden Schicht und einer partiellen Auskleidung des durchlässigen Brunnenschachtes auf die Zufluß-menge zu einem artesischen Brunnen |
| **22/65** | **Rubbert** | Tidewellenberechnungen nach dem Universalprogramm der BAW „Anwendung zur Berechnung der Tidebewegung der Oberelbe“ |
| | **Jambor** | Schutz der Sohle in Flüssen |
| | **Davidenkoff/Franke** | Untersuchung der räumlichen Sickerströmung in eine umspundete Baugrube in offenen Gewässern |
| **23/66** | **Dietrich** | Modellversuche mit biegsamen langen Dalben unter wiederholten Belastungen im Sand |
| | **Ruck** | Untersuchungen der Sandwandungsverhältnisse im Küstenbereich zwischen Stohl und Brauner Berg |
| | **Dietz** | Einfluß der Saugschlauchbeaufschlagung bei Kaplanturbinen auf die Schiffahrtsverhältnisse im Unterwasser von Staustufen |
| | **Felkel/Canisius** | Elektronische Berechnung von Wasserspiegellagen |
| **24/66** | **Völpel/Samu** | Reliefänderungen in der Tidestromrinne des Wangerooger Fahrwassers im Verlaufe einer Sturmperiode und in der darauf folgenden Periode mit ruhigeren Wetterlagen |
| | **Schnoor** | Über neue Verfahren zur Berechnung des Reflexionsdruckes von Wasserwellen auf senkrechte Wände |

| | | |
|---|---|---|
| **24/66** | **Zweck** | Baugrunduntersuchungen mit Sonden gem. DIN 4094 mit Auswertungsmöglichkeiten |
| | **Davidenkoff/Franke** | Räumliche Sickerströmung in eine umspundete Baugrube im Grundwasser |
| **25/67** | **Schnoor** | Über verschiedene Verfahren zur Berechnung der Wellenangriffskräfte nicht brechender Wellen auf senkrechte Pfähle und Wände |
| | **Davidenkoff** | Dimensionierung von Brunnenfiltern |
| | **Franke** | Die Wirkungen des Wassers auf die Standsicherheit von Böschungen |
| | **Schulz/Ruck** | Die Sandwanderungsverhältnisse an der Nordküste der Insel Fehmarn zwischen Westermarkelsdorf und Puttgarden |
| | **Lambert** | Die Erscheinung der Gezeiten und ihre Erklärung |
| **26/68** | **Schnoor** | Über verschiedene Verfahren zur Berechnung der Wellenangriffskräfte auf senkrechte Pfähle und Wände |
| | **Samu** | Ergebnisse der Sandwanderungsuntersuchungen in der südlichen Nordsee |
| | **Ruck** | Auswirkung der geologischen Verhältnisse im Küstengebiet auf Baumaßnahmen im Wasserbau |
| **27/68** | **Schäle/Kuhn/ Schröder/Hofmann** | Kanal- und Schiffahrtsversuche Bamberg 1967 |
| **28/69** | **Jänke** | Untersuchungen der Zusammendrückbarkeit und Scherfestigkeit von Sanden und Kiesen sowie der sie bestimmenden Einflüsse |
| | **Felkel** | Der Weg zum vollständigen mathematischen Flußmodell |
| **29/69** | **Dietz** | Kolksickerung durch Befestigungsstrecken für das Eidersiel |
| | **Dietz** | Kolksicherung am Elbewehr Geesthacht |
| **30/70** | **Franke/Manzke** | Zwei interessante Beispiele von den Erdbauaufgaben am Elbe-Seitenkanal |
| | **Franke** | Einige Beispiele zur Strömungsdruckwirkung des Grundwassers |
| | **Felkel** | Ideestudie über die Möglichkeiten der Verhütung von Sohlenerosionen durch Geschiebezufuhr aus der Talaue ins Flußbett, dargestellt am Beispiel des Oberrheins |
| | **Jurisch** | Beitrag zur Verwendung von Durchflußgleichung bei Dreieck-Überfällen |
| | **Sindern/Rohde** | Zur Vorgeschichte der Abdämmung der Eider in der Linie Hundeknöll-Vollerwiek |
| | **Harten** | Abdämmung der Eider; Modellversuche im Tidemodell |
| | **Dietz** | Abdämmung der Eider; Modellversuche für das Sielbauwerk |
| **31/72** | **Giese/Teichert/Vollmers** | Das Tideregime der Elbe - Hydraulisches Modell mit beweglicher Sohle |
| | **Dorer** | Berechnung der nichtstationären Abflüsse in nicht-prismatischen offenen Gerinnen |
| | **Dietz** | Ausbildung von langen Pfeilern bei Schräganströmung am Beispiel der BAB-Mainbrücke Eddersheim |
| | **Dietz** | Systematische Modellversuche über die Pfeilerkolkbildung |
| **32/72** | **Niebuhr** | Einfluß der Seitenwände bei hydraulischen Versuchen in einer rechteckigen Glasrinne |
| | **Ache** | Ergebnisse von Sondierungen neben einem eingespülten Gründungskörper einer Leuchtbake |
| | **Franke/Ache** | Ein Verfahren zur Berechnung eingespannter gedrungener Gründungskörper |
| | **Franke/Garbrecht/ Kiekbusch** | Meßfehler infolge unvollkommener Volumenkonstanz von Porenwasserdruckgebern beim Scherversuch |

| | | |
|---|---|---|
| **32/72** | **Franke/Bernhard** | Erddruckansatz bei trogförmigen Bauwerken und Wechselwirkung zwischen Erd- und Sohldruck am Beispiel des Schiffshebewerkes Lüneburg |
| | **Felkel** | Das Sohlenkorn des Rheins zwischen Straßburg und Bingen |
| | **Giese** | Fahrwasserumbildungen in der Unter- und Außenelbe |
| **33/72** | **Rohde/Meyn** | Untersuchungen über das hydrodynamische Verhalten oberflächenmarkierten Sandes und über die Einbringmethode bei Leitstoffuntersuchungen |
| | **Ruck** | Erfahrungen beim Präparieren von Sand für Leitstoffuntersuchungen |
| | **Dietz** | Kolksicherung am Störsperrwerk |
| | **Hein** | Verhalten von Rost unter nicht absolut dichten Beschichtungen bei Anlegen von kathodischem Schutz im Stahlwasserbau |
| **34/73** | **Hovers** | Der Einfluß von Strombauwerken auf die morphologische Entwicklung der Stromrinnen im Mündungsgebiet eines Tideflusses, untersucht am Beispiel der Außenweser |
| **35/73** | **Davidenkoff** | Anwendung von Bodenfiltern im Wasserbau |
| | **Tödten** | Beitrag zur Energiedissipation von Tosbecken im Modellversuch |
| | **Hein** | Sulfatangriff des Meerwassers auf Beton? Ein Beitrag zur Klärung der Frage, warum Meerwasser trotz hohen Sulfatgehaltes Beton nicht angreift |
| | **Jurisch** | Messung der Momentangeschwindigkeiten mit Hilfe der Laser-Doppler-Anemometrie |
| | **Pulina** | Geschwindigkeitsmessungen an einer Bootsgasse |
| | **Dietz** | Modelluntersuchung der Schleusenvorhäfen an der Rheinstaustufe Iffezheim |
| | **List** | Untersuchungen von instationär belasteten Kunststoff-Filtern für den Wasserbau |
| **36/74** | **Dietz** | Hydraulische Probleme bei der Planung von Staustufen |
| | **Felkel** | Modellversuche mit Grundschwellen und Schiffahrt |
| | **Dietz/Pulina** | Wahl der Wehrverschlüsse beim Ausbau der Saar zur Schiffahrtsstraße |
| **37/75** | **Tödten** | Untersuchung der Strömungsvorgänge an Buhnen |
| | **Schuppener** | Erddruckmessungen am Schiffshebewerk Lüneburg |
| | **Harten/Knieß** | Eiderdamm – Natur- und Modellmessungen |
| | **Dietz** | Wellenmessungen im Hafen Travemünde - Vergleich zwischen Natur und Modell |
| **38/75** | **Schuppener** | Der Erddruck einer rolligen Hinterfüllung auf eine unverschiebliche Stützwand infolge der Verdichtung |
| | **Felkel** | Untersuchungen der Veränderungen der Höhenlage der Sohle des Oberrheins |
| | **Samu** | Beitrag zur morphologischen Entwicklung der Außenjade |
| **39/76** | **Dietz/Pulina** | Modelluntersuchungen zur Gestaltung der Hauptbauwerke an der Rheinstaustufe Iffezheim |
| **40/76** | **Dietz/Pulina** | Zur Wahl des Zugsegmentes als Wehrverschluß bei Ausbau der Saar |
| | **Knieß** | Eiderdamm – Wiederauffüllung von Baggerlöchern im Watt |
| | **Annuß/Dehm/ Hein/Schröder** | Korrosion an Spundwänden – Wand-Dickenmessungen mit Ultraschall |
| | **Dietz/Pulina** | Zur Problematik der Querströmungen in Vorhafenzufahrten und ihre Untersuchung im Modell |
| | **Dietz** | Zur Frage der Nachbildung von Kolkvorgängen im Modell |
| **41/77** | **Armbruster** | Vergleich berechneter und gemessener Grundwasserstände am Beispiel Kehl |
| | **Döscher** | Die Suspensionswand |

| | | |
|---|---|---|
| **41/77** | **Feddersen** | Querbelastete Verankerungen |
| | **Franke/Garbrecht** | Drei Serien von Probebelastungen an Großbohrpfählen in Sand-Ziel-Methode -Ergebnisse |
| | **Franke/Schuppener** | Besonderheiten beim Gründungsgutachten für ein flachgegründetes off-shore-Bauwerk |
| | **Hauß** | Beispiele für die Anwendung statistischer Methoden in der Bodenmechanik |
| | **Kiekbusch** | Elektrisches Messen von Volumenänderungen beim Triaxialversuch |
| | **Ruck** | Sondierungen zur Erkundung unterhalb der Gewässersohle von schwimmender Arbeitsplattform |
| | **Sagawe** | Kraft- und Spannungsmessungen an der Containerkaje in Bremerhaven |
| | **Schulz** | Überlegungen zur Führung des Nachweises der Standsicherheit in der tiefen Gleitfuge |
| **42/77** | **Hein** | Untersuchung über den Korrosionsablauf an wetterfesten Stählen in Abhängigkeit von der Entfernung zum Meer |
| | **Knieß** | Bemessung von Schüttstein-Deckwerken im Verkehrswasserbau; Teil I: Lose Steinschüttungen |
| | **Hein** | Zum Korrosionsverhalten von Zink in salzhaltigen Wässern |
| **43/78** | **Dietz** | Strömungsabweiser und/oder durchbrochene Trennmole als Mittel zur Verminderung der Querströmung in oberen Vorhafenzufahrten am Beispiel der neuen Mainstaustufe Krotzenburg |
| | **Knieß** | Belastungen der Böschung des NOK durch Schiffsverkehr - Ergebnisse von Naturmessungen |
| **44/79** | **Pulina** | Modelluntersuchungen für die Saarstaustufe Rehlingen |
| | **Jurisch** | Untersuchungen über die Abflußverhältnisse im Bereich einer Grundschwelle |
| **45/79** | **Dietz/Pulina** | Zur Frage des Wehrschwellenprofils beim Zugsegment |
| | **Dorer/Siem Hou Lie** | Schwall- und Sunkberechnungen mit impliziten Differenzenverfahren |
| **46/80** | **Garbrecht** | Auswertung von Setzungsmessungen - zwei Beispiele - |
| | **Liebig** | Stabilitätsuntersuchungen von Mehrfachregelkreisen an hydraulischen Modellen im wasserbaulichen Versuchswesen |
| | **Franke** | Studie zur Frage des Einflusses von Meereswellen auf die Größe des Sohlwasserdruckes unter Offshore-Flachgründungen |
| | **Armbruster** | Die Sickerwasserströmung im Bereich der Stauanlage Kulturwehr Kehl - Teil I: Unterströmung und Standsicherheit im Endzustand |
| **47/80** | **Felkel** | Die Geschiebezugabe als flußbauliche Lösung des Erosionsproblems des Oberrheins |
| **48/80** | **Giese** | Das Tideregime der Elbe – Hydraulisches-Modell mit beweglicher Sohle |
| | **Schulz/Feddersen/ Weichert** | Zwängungskräfte infolge Sohlreibung |
| **49/81** | **Pulina/Voigt** | Hydrodynamische Belastung der Wehrverschlüsse an den Saarstufen Rehlingen, Mettlach und Schoden sowie Abflußleistungen bei spezifischen Betriebsfällen – Modelluntersuchungen |
| **50/81** | **Schulz** | Zur Festigkeit überverdichteter Tone |
| | **Gehrig** | Die Berechnung des Geschiebetriebanfanges |
| | **Knieß** | Schütten von Steinen unter Wasser |

| | | |
|---|---|---|
| **50/81** | **Wulzinger** | Sedimenttransport und Sohlausbildung im Tidemodell der Elbe mit beweglicher Sohle |
| **51/82** | **Pulina/Voigt** | Einfluß der Randbedingungen auf die Abflußleistung unterströmter Wehrverschlüsse |
| | **Kemnitz** | Beitrag zur Verringerung der Quergeschwindigkeiten im unteren Schleusenvorhafen einer Staustufe |
| | **Hein/Klein** | Untersuchung über den Temperatureinfluß auf das Korrosionsverhalten von ungeschütztem Stahl im Emder Hafenwasser |
| **52/83** | **Pulina/Voigt** | Neubau eines Wehres im Zitadellengraben Berlin-Spandau |
| | **Knieß** | Untersuchung zum Nachweis der Wirtschaftlichkeit von Uferdeckwerken an Wasserstraßen |
| **53/83** | **Knieß** | Kriterien und Ansätze für die technische und wirtschaftliche Bemessung von Auskleidungen in Binnenschiffahrtskanälen |
| **54/84** | **Dorer** | Ähnlichkeit bei flußbaulichen Modellen |
| **55/84** | **Knieß** | Untersuchung und Begutachtung alter Massivbauwerke an Wasserstraßen |
| | **Wagner** | Die Untersuchung von Stahlwasserbauten |
| | **Hein** | Korrosion über und unter dem Wasserspiegel |
| | **Hallauer** | Grundsätzliche Betrachtungen über den Schutz und die Instandsetzung von Betonbauwerken |
| | **Abromeit** | Anwendung von geotextilen Filtern bei Uferdeckwerken von Wasserstraßen in der BRD |
| | **Knieß/Köhler** | Untersuchung gebundener Steinschüttungen auf Flexibilität, Verbundfestgkeit und Wasserdurchlässigkeit |
| | **Kellner/Annuß/ Kretschmer** | Kurzberichte über Arbeiten des Referats „Meßtechnik“ |
| **56/85** | **Schulz** | Die Ermittlung des Seitendrucks in überkonsolidierten Tonen mit Hilfe von Laborversuchen |
| | **Schuppener** | Verformungsmessungen im Erd- und Grundbau |
| | **Köhler** | Modellversuche für die Dimensionierung von Deckwerken an Wasserstraßen – Stabilität loser Steinschüttungen |
| **57/85** | **Armbruster** | Messungen, Inspektion und Kontrolle an Dämmen |
| | **Pulina/Voigt** | Lastbeanspruchungen langgestreckter Bauwerke in der Wasserstraße |
| **58/86** | **Dorer** | Stabilitätsformeln für lose Deckschichten von Böschungs- und Sohlenbefestigungen |
| | **Schulz** | Kompressibilität und Porenwasserüberdruck - Bedeutung für Gewässersohlen |
| | **Hallauer** | Vergußstoffe für Uferdeckwerke |
| | **Eißfeldt** | Standsicherheitsbeurteilung alter Hafenanlagen am Beispiel der Woltmann Kaje Cuxhaven |
| | **Reiner/Schuppener** | Gründungsbeurteilung und Sicherung des Weserwehres in Bremen |
| | **Knieß** | Verfahren zur Untersuchung von Spanngliedern |
| **59/86** | **Samu** | Ein Beitrag zu den Sedimentationsverhältnissen im Emder Fahrwasser und Emder Hafen |
| | **Armbruster/Venetis** | Der Einfluß von zeitweilig überstauten Polderflächen auf das Grundwasser |
| | **Müller/Renz** | Erfahrungen bei der Untersuchung von Dükern und Durchlässen |

| | | |
|---|---|---|
| **59/86** | **Hein** | Über das Korrosionsverhalten von Stahlspundwänden im Mittellandkanal |
| **60/87** | **Rohde** | 25 Jahre Außenstelle Küste |
| | **Dietz** | Untersuchungen in den Tidemodellen der Außenstelle Küste |
| | **Kiekbusch** | Entwicklung des Hamburger Bodenmechanischen Labors der BAW |
| | **Schuppener** | Erfahrungen mit Bodenmechanischen Laborversuchen an Klei |
| | **Manzke** | Erd- und grundbauliche Beratung beim Bau des Elbeseitenkanals |
| | **Schuppener/Eißfeldt** | Standsicherheitsbeurteilung der Gründungen alter Wasserbauwerke |
| | **Alberts** | Wanddickenmessungen an Stahlspundwänden |
| | **Harten** | Das Staustufenmodell Weserwehr bei Bremen |
| | **Giese** | Aufbau eines hydraulischen Tidemodells für das Lagunengebiet von Abu Dhabi |
| | **Fahse** | Traceruntersuchungen in der Natur |
| | **Samu** | Geomorphologische Untersuchungen im Bereich der Brammerbank und des Krautsander Watts in der Unterelbe |
| | **Jensen** | Überlegung zur künftigen Entwicklung der Sturmflutwasserstände an der Nordseeküste |
| **61/87** | **Teil I: Beiträge zum Ehrenkolloquium für Herrn Prof. Gehrig am 27. März 1987** | |
| | **Lohrberg** | Prof. W. Gehrig und seine Bedeutung für die Entwicklung des Modellversuchswesens in der WSV |
| | **Garbrecht** | Erosion, Transport, Sedimentations-Probleme und Überlegungen im Altertum |
| | **Mosonyi** | Geschiebeprobleme bei Hochdruckwasserkraftwerken |
| | **Vollmers** | Probleme bei der praktischen Berechnung des Geschiebebetriebs |
| | **Nestmann/Bachmeier** | Anwendung von Luftmodellen im strömungsmechanischen Versuchswesen des Flußbaus |
| | **Teil II:** | |
| | **Haferburg/Müller** | Instandsetzung der Mittellandkanalbrücke 144 b über die Weser in Minden |
| **62/88** | **Weichert** | Kenngrößen von Bentonit-Zement-Suspensionen und ihre Bedeutung für die Eigenschaften von Dichtungswandmaterialien |
| **63/88** | **40-Jahre Bundesanstalt für Wasserbau** | |
| **64/88** | **Rohde-Kolloquium am 9. Mai 1988** | |
| | **Keil** | Zur Untersuchung von Naturvorgängen als Grundlage für Ausbau und Unterhaltung der Bundeswasserstraßen im Küstenbereich |
| | **Holz** | Moderne Konzepte für Tidemodelle |
| | **Vollmers** | Reflexionen über Modelle mit beweglicher Sohle |
| | **Festakt „40 Jahre Bundesanstalt für Wasserbau“ am 8. November 1988** | |
| | **Knieß** | Einführungsansprache beim Festakt zur 40 Jahr-Feier der BAW am 08.11.88 |
| | **Knittel** | Ansprache anläßlich des 40jährigen Jubiläums der BAW in Karlsruhe am 08.11.88 |
| | **Lenk** | Verantwortungsprobleme im Wasserbau |
| | **Vortragsveranstaltung „Umwelt und Wasserstraßen“ am 8. November 1988** | |
| | **Zimmermann/Nestmann** | Ströme und Kanäle als Ingenieurbauwerke oder gestaltete Natur |
| | **Schulz** | Standsicherheiten, Bemessungskriterien und Normen - Kontraindikationen eines naturnahen Flußbaus? |

| | | |
|---|---|---|
| **64/88** | **Lankenau** | Technische Zwänge, Entwicklungen und Notwendigkeiten bei modernen Wasserstraßen |
| | **Reinhardt** | Rechtliche Zwänge, Entwicklungen und Notwendigkeiten bei modernen Wasserstraßen |
| | **Kolb** | Grundsätze der Landschaftsplanung bei der Gestaltung von Wasserstraßen |
| | **Larsen** | Notwendiges Umdenken beim Ingenieur in Ausbildung und Praxis |
| | **Kennedy** | Sediment, flood-control and navigation aspects of the Three Gorges Project, Yangtse river, China |
| **65/89** | **Schröder** | Auswirkung der Harmonisierung des EG-Binnenmarktes auf das Bauwesen |
| | **Flach** | Normung für das Bauwesen im Rahmen eines europäischen Binnenmarktes |
| | **Litzner** | Welche Auswirkungen haben die vorgesehenen europäischen Regelungen auf die deutschen Stahlbeton-Bestimmungen |
| | **Hallauer** | Die Entwicklung der Zusammensetzung von Beton für Wasserbauten |
| | **Bayer** | Einsatz der Betonbauweise bei Offshore-Bauwerken |
| | **Lamprecht** | Verwendung von Beton bei Wasserbauten in der Antike |
| | **Rassmus** | Entwicklung des Stahlbrückenbaus am Nord-Ostsee-Kanal (NOK) |
| | **Roehle** | Der technische Fortschritt bei der Konstruktion und betrieblichen Ausbildung von Stahlwasserbauverschlüssen |
| | **Wagner** | Untersuchung von Stahlwasserbauverschlüssen, vergleichende Auswertung und Folgerungen |
| **66/89** | **Mühring** | Entwicklung und Stand der Deckwerksbauweisen im Bereich der Wasser- und Schiffahrtsdirektion Mitte |
| | **Bartnik** | Entwicklung und Stand der Deckwerksbauweisen im Bereich der Wasser- und Schiffahrtsdirektion West |
| | **Paul, W.** | Deckwerksbauweisen an Rhein, Neckar, Saar |
| | **Paul, H. J.** | Deckwerke unter ausführungstechnischen Gesichtspunkten |
| | **Möbius** | Abrollen von Geotextilien unter Wasser |
| | **Saggau** | Deichschlußmaßnahme Nordstrander Bucht |
| | **Laustrup** | Dünensicherungsmaßnahmen an der dänischen Nordseeküste |
| | **de Groot** | Allgemeine Grundlagen zur Standsicherheit des Untergrundes unter Deckwerken |
| | **Oumeraci** | Zur äußeren Beanspruchung von Deckschichten |
| | **Richwien** | Seegang und Bodenmechanik - Geotechnische Versagensmechanismen von Seedeichen |
| | **Köhler** | Messungen von Porenwasserüberdrücken im Untergrund |
| | **Bezuijen** | Wasserüberdruck bei Betonsteindeckwerken |
| | **Sparboom** | Naturmaßstäbliche Untersuchungen an einem Deckwerk im Großen Wellenkanal |
| | **Heerten** | Analogiebetrachtungen von Filtern |
| | **Hallauer** | Baustoffe für Deckwerke |
| | **Saathoff** | Prüfung an Geotextilien |
| | **Schulz** | Überblick über neue nationale und internationale Empfehlungen |
| **67/90** | **Hein** | Zur Korrosion von Stahlspundwänden in Wasser |
| | **Kunz** | Risikoorientierte Lastkonzeption für Schiffsstoß auf Bauwerke |
| | **Pulina/Voigt** | Untersuchungen beim Umbau und Neubau von Wehranlagen an Bundeswasserstraßen |
| | **Zimmermann** | Zur Frage zulässiger Querströmungen an Bundeswasserstraßen |

| | | |
|---|---|---|
| **67/90** | **Tsakiris** | Kombinierte Anwendung der Dezimalklassifikation und von Titelstichwörtern zur Inhaltserschließung von Dokumenten |
| **68/91** | **Knieß** | Erweiterte Bundesanstalt für Wasserbau |
| | **Alf/Theurer** | Prognose zur Entwicklung des Ladungspotentials für die Binnenschiffahrt in den neuen Bundesländern |
| | **Schulz** | Zur Mobilisierung von Bewehrungskräften in nichtbindigen Böden |
| | **Ehmann** | Bauwerksmessungen am Beispiel des Weserwehres |
| | **Hamfler** | Temperatur- und Dehnungsmessungen während der Erhärtungsphase des Betons |
| | **Hauß** | Verwendbarkeit von Waschbergen im Verkehrswasserbau |
| | **Köhler/Feddersen** | Porenwasserdruckmessungen in Böden, Mauerwerk und Beton |
| **69/92** | **Ohde** | Nachdruck seiner Veröffentlichungen zu „Bodenmechanischen Problemen“ |
| | **Themenkreise** | Bodenmechanische Kennwerte, Erddruck, Standsicherheit, Sonstige Probleme und Gesamtdarstellungen |
| **70/93** | **Knieß** | 90 Jahre Versuchsanstalt für Wasserbau |
| | **Pulina** | Bestimmung der zulässigen Strömungsgröße für seitliche Einleitungsbauwerke an Bundeswasserstraßen |
| | **Köhler u. a. m.** | Wellenamplitudenmessungen mittels videometrischer Bildverarbeitung |
| | **Kuhl** | Die Geschiebezugabe unterhalb der Staustufe Iffezheim von 1978 - 1992 |
| | **Siebert** | Simulation von Erosion und Deposition mit grobem Geschiebe unterhalb Iffezheim |
| | **Nestmann** | Oberrheinausbau, Unterwasser Iffezheim |
| **71/94** | **Nestmann/Theobald** | Numerisches Modell zur Steuerung und Regelung einer Staustufenkette am Beispiel von Rhein und Neckar |
| | **Dietz/Nestmann** | Strömungsuntersuchungen für das Eider-Sperrwerk |
| **72/95** | **Vorträge zum OHDE-Kolloquium „Prakische Probleme der Baugrunddynamik“ am 14. September 1995** | |
| | **Fritsche** | Modellversuche zur Bestimmung des dynamischen Verhaltens von Fundamenten |
| | **Huth** | Modellierung des zyklischen Materialverhaltens von Lockergestein |
| | **Holzlöhner** | Einfluß des Bodens beim Schiffsstoß auf Bauwerke |
| | **Schuppener** | Eine Proberammung vor einer Stützwand mit unzureichender Standsicherheit |
| | **Palloks/Zierach** | Zum Problem der Prognose von Schwingungen und Setzungen durch Pfahlrammungen mit Vibrationsrammbären |
| | **Haupt** | Sackungen im Boden durch Erschütterungseinwirkungen |
| | **Zerrenthin/Palloks** | Beiträge zur Prognose von Rammerschütterungen mit Hilfe von Fallversuchen |
| | **Palloks/Dietrich** | Erfahrungen mit Lockerungssprengungen für das Einbringen von Spundbohlen im Mergelgestein |
| | **Huber** | Ein Beitrag zur Erschütterungsausbreitung bei Zügen |
| | **Achilles/Hebener** | Untersuchungen der Erschütterungsemission für den Ausbau von Straßenbahnstrecken mit angrenzender historischer Bebauung |
| **73/95** | **Westendarp** | Untersuchungen und Instandsetzungsmaßnahmen an den Massivbauteilen des Eidersperrwerkes |
| | **Dietz** | Strömungsverhältnisse, Kolkbildung und Sohlensicherung am Eider-Sperrwerk |

| | | |
|---|---|---|
| **73/95** | **Heibaum** | Sanierung der Kolke am Eidersperrwerk - Geotechnische Stabilität von Deckwerk und Untergrund |
| **74/96** | **Vorträge zum BAW-Kolloquium „Flußbauliche Untersuchungen zur Stabilisierung der Erosionsstrecke der Elbe“ am 9. März 1995** | |
| | **Faist** | Langfristige Wasserspiegelsenkungen und Grundsätze der Strombaumaßnahmen in der Erosionsstrecke der Elbe |
| | **Glazik** | Flußmorphologische Bewertung der Erosionsstrecke der Elbe unterhalb von Mühlberg |
| | **Faulhaber** | Flußbauliche Analyse und Bewertung der Erosionsstrecke der Elbe |
| | **Schmidt** | Ergebnisse neuerer Untersuchungen zu Gewässersohle und Feststofftransport in der Erosionsstrecke |
| | **Alexy** | Hydronumerische Untersuchungen zur Felsabgrabung und zum Einbau von Grundschwellen in der Elbe bei Torgau |
| | **Fuehrer** | Untersuchungen der Einsinktiefe von Bergfahrern im Stromabschnitt Torgau |
| | **Schoßig** | Sohlenstabilisierung der Elbe km 154,62 - 155,70 im Bereich der Torgauer Brücken – praktische Durchführung - |
| | **Kühne** | Sohleninstandsetzung im Stromabschnitt Klöden (El-km 188,8 - km 192,2) |
| **75/97** | **Abromeit** | Ermittlung technisch gleichwertiger Deckwerke an Wasserstraßen und im Küstenbereich in Abhängigkeit von der Trockenrohdichte der verwendeten Wasserbausteine |
| | **Alberts/Heeling** | Wanddickenmessungen an korrodierten Stahlspundwänden - Statistische Datenauswertung zur Abschätzung der maximalen Abrostung - |
| | **Köhler** | Porenwasserdruckausbreitung im Boden, Messverfahren und Berechnungsansätze |
| **76/97** | **Vorträge zum BAW-Kolloquium zur Verabschiedung von LBDir a. D. Prof. Dr.-Ing. Schulz und zur Amtseinführung von LBDir Dr.-Ing. B. Schuppener am 18. Oktober 1996** | |
| | **Krause** | Ansprache anläßlich der Verabschiedung von Prof. Dr.-Ing. Schulz |
| | **Schwieger** | Monitoringsystem zur Überwachung der Fugendichtigkeit an der Schleuse Uelzen |
| | **Köhler** | Boden und Wasser - Druck und Strömung |
| | **Armbruster-Veneti** | Leckageortung an Bauwerken der WSV mittels thermischer Messungen |
| | **Schulz** | Rückblick auf 23 Jahre Geotechnik in der BAW |
| | **Schuppener** | Gedanken zu den zukünftigen Aufgaben der Geotechnik in der BAW |
| **77/98** | **Armbruster-Veneti et al.** | Das Schawan-Wehr in Karelien - Zustand und Lebensdauer |
| | **Fuehrer** | Untersuchungen zur hydraulischen Beanspruchung der Wasserstraßen durch die Schiffahrt |
| | **Jurisch** | Untersuchung der Genauigkeiten von Tachymeter- und DGPS-Ortungen zur Ermittlung hydraulischer und hydrologischer Daten in Flüssen |
| | **Lasar/Voigt** | Gestaltung des Allerentlastungsbauwerkes I am MLK |
| **78/98** | **50 Jahre Bundesanstalt für Wasserbau** | |
| **79/98** | **Vorträge zum gemeinsamen Kolloquium von BAW und BfG „Eisbildung und Eisaufbruch auf Binnenwasserstraßen“ am 26. Mai 1998** | |
| | **Heinz** | Konzeptionelle Überlegungen zur Nutzung der Wasserstraßen bei Eis |
| | **Barjenbruch** | Wärmehaushalt von Kanälen |

| | | |
|---|---|---|
| **79/98** | **Klüssendorf-Mediger** | Prognose von Eiserscheinungen auf ostdeutschen Wasserstraßen |
| | **Brydda** | Chancen eines garantierten Ganzjahresverkehrs auf mitteleuropäischen Kanälen |
| | **Busch** | Eissituation an den Wasserstraßen der WSD Süd |
| | **Voß** | Eisbildung und Eisaufbruch auf den Binnenwasserstraßen der WSD Ost |
| | **Rupp** | Eisbrechende Fahrzeuge und deren Einsatzmöglichkeiten bei Eisbedeckung |
| | **Kaschubowski** | Eisfreihaltung mit Luftsprudelanlagen |
| | **Sachs** | Tauchmotorpropellerpumpen zur Eisfreihaltung von Stemmtoren |
| | **Alexy** | Eisdruck auf Kanalbrücken |
| | **Alexy** | Optimierung der Eisabführung an Brücken |
| **80/99** | **Vorträge zum BAW-Kolloquium „Donauausbau Straubing-Vilshofen / vertiefte Untersuchungen“ am 14. Oktober 1999** | |
| | **Kirchdörfer** | Donauausbau Straubing - Vilshofen - vertiefte Untersuchungen - Ziele, Varianten, Organisationsstruktur |
| | **Hochschopf** | Donauausbau Straubing - Vilshofen - vertiefte Untersuchungen - Baumaßnahmen Naturversuch Sohlendeckwerk |
| | **Jurisch/Orlovius** | Durchführung und Rohdatenauswertung |
| | **Strobl** | Steinschlaguntersuchungen zur Ermittlung vertikaler Sicherheitsabstände in der Schifffahrt |
| | **Zöllner** | Fahrdynamische Untersuchungen der Versuchsanstalt für Binnenschiffbau e. V., Duisburg, zum Donauausbau Straubing - Vilshofen |
| | **Neuner** | Untersuchungen zu den horizontalen Sicherheitsabständen in einem mit Buhnen geregelten Flussabschnitt |
| | **Nestmann** | Luftmodelluntersuchungen zu Kolkverbaumaßnahmen |
| | **Kellermann** | Donauausbau Straubing - Vilshofen - vertiefte Untersuchungen - 1D-Modell-verfahren - Modelltechnik, 3D-Untersuchungen, Buhnen, flussmorphologische Änderungen |
| | **Söhngen** | Fahrdynamische Modelluntersuchungen |
| | **Roßbach/Kauppert** | Physikalischer Modellversuch Isarmündung |
| **81/00** | **Dienststelle Ilmenau** | |
| | **Beuke** | Festvortrag - Bauinformatik als Verbundstelle zwischen Bauingenieurwesen und Informatik |
| | **Siebels** | Wie kam es zum Standort Ilmenau |
| | **KSP Engel und Zimmermann Architekten** | Neubau der Dienststelle der Bundesanstalt für Wasserbau in Ilmenau |
| | **Siebels** | Kunstwettbewerb für den Neubau der Dienststelle der Bundesanstalt für Wasserbau in Ilmenau |
| | **Paul** | Erwartungen der WSV an die BAW-Dienststelle in Ilmenau |
| | **Bruns** | Informations- und Kommunikationstechnik - Perspektiven und Visionen - |
| | **Bruns** | Zur Geschichte der Datenverarbeitung in der BAW |
| | **Fleischer** | Zur Begutachtung der Standsicherheit alter, massiver Verkehrswasserbauten |
| | **Palloks** | Die Entwicklung der Aufgaben des Referats Baugrunddynamik (BD) |
| | **Palloks** | Bericht über das BAW - Kolloquium „Setzungen durch Bodenschwingungen“ in der Außenstelle Berlin am 29. September 1999 |

| | | |
|---|---|---|
| **82/00** | **Oebius** | Charakterisierung der Einflussgrößen Schiffsumströmung und Propellerstrahl auf die Wasserstraßen |
| | **Zöllner** | Schiffbauliche Maßnahmen zur Reduzierung der Sohlbeanspruchung |
| | **Rieck/Abdel-Maksoud/ Hellwig** | Numerische Berechnung der induzierten Geschwindigkeiten eines Binnenschiffes im Flussbett bei Bergfahrt |
| | **Fuehrer/Pagel** | Formparameter- und Tiefgangseinflüsse auf die erreichbare Schiffsgeschwindigkeit und schiffsinduzierte Sohlströmung im allseitig begrenzten Fahrwasser – Ergebnisse der 3D-Modellierung der Schiffsumströmung nach FANKAN |
| | **Willamowski** | Anwendung hydraulischer und fahrdynamischer Bewertungskriterien zur Beurteilung der Befahrbarkeit von Flüssen am Beispiel der Unteren Saale |
| | **Söhngen/Heer** | Einfluss des mittleren Rückströmungsfeldes auf den Geschiebetransport am Beispiel des Rheins bei Westhoven |
| | **Abromeit** | Deckwerksschäden durch Verockerung des geotextilen Filters und Sanierungsmethode |
| | **Alexy** | Ermittlung der Kolktiefen und der erforderlichen Sohlenbefestigung im Bereich einer Brückenbaustelle in der Elbe |
| | **Faulhaber** | Veränderung von hydraulischen Parametern der Elbe in den letzten 100 Jahren |
| | **Hentschel/Kauther** | Hochgeschwindigkeitsvideokamera im wasserbaulichen und geotechnischen Versuchswesen |
| | **Gladkow/Söhngen** | Modellierung des Geschiebetransports mit unterschiedlicher Korngröße in Flüssen |
| | **Glazik** | Historische Entwicklung des wasserbaulichen Modellversuchswesens in den Versuchsanstalten Berlin-Karlshorst und Potsdam |
| **83/01** | **Vorträge zum BAW-Kolloquium „Instandhaltung der Wasserbauwerke - eine Kernaufgabe der WSV?“, Abschiedskolloquium für Herrn LBDir R. Wagner am 22. März 2001** | |
| | **Aster** | Bauwerksinstandsetzung und Kernaufgaben - Ein Widerspruch? |
| | **Hermening** | Anforderungen der WSV an die BAW bezüglich der Beratung bei der Instandhaltung der Anlagen |
| | **Kunz/Bödefeld** | Von der Bauwerksinspektion zum Bauwerksmanagement |
| | **Westendarp** | Betoninstandsetzung - Neue Anforderungen und Entwicklungen |
| | **Strobl/Wildner** | Injektion mit hydraulischem Bindemittel im porösen Massenbeton |
| | **Meinhold** | Instandsetzungsmöglichkeiten und -grenzen für Stahlwasserbauten |
| | **Binder** | Arbeits- und Umweltschutz bei Korrosionsschutzarbeiten |
| | **Beuke** | Gestalterische Aspekte bei der Modernisierung der Schleuse Woltersdorf |
| **84/02** | **10 Jahre deutsch-russische Kooperation im Bereich der Binnenwasserstraßen 1991-2001, Vorträge aus Symposien 9. September 2001 in Sankt Petersburg und 11. Dezember 2001 in Karlsruhe (in deutscher und russischer Sprache)** | |
| | **Butow** | Zusammenarbeit der Sankt-Petersburger Staatlichen Universität für Wasserkommunikationen mit der Bundesanstalt für Wasserbau |
| | **Armbruster** | Ausgewählte Aspekte der Zusammenarbeit auf dem Gebiet der Geotechnik |
| | **Kljujew** | Deformationen der Schleusenkammerwände an der Wolga-Ostsee-Wasserstraße |
| | **Ogarjow/Koblew** | Zustand und Entwicklungsperspektiven der Kaspi-Schwarzmeer-Wasserstraße |
| | **Radionow** | Rekonstruktion des Moskau-Kanals |

| | | |
|---|---|---|
| **84/02** | **Bödefeld** | Auswertung der Bauwerksinspektion |
| | **Dettmann/Zentgraf** | Pegelabhängige Fahrspurberechnung in fließenden Gewässern |
| | **Kemnitz** | Modellierung des Geschiebetransports in Flüssen |
| | **Kemnitz** | Untersuchung von Schleusenfüllsystemen am Beispiel der neuen Hafenschleuse Magdeburg |
| | **Lausen** | Numerische 3D-Simulation der Moselstaustufe Lehmen |
| | **Odenwald** | Prüfung und Beurteilung der Baugrubenabdichtung für den Schleusenneubau Uelzen II im Elbe-Seitenkanal |
| | **Paul** | Donauausbau Straubing - Vilshofen |
| | **Stenglein** | Unterhaltungskonzept für den freifließenden Rhein |
| **85/02** | **Oberflächendichtungen an Sohle und Böschung von Wasserstraßen Empfehlungen zur Anwendung von Oberflächendichtungen an Sohle und Böschung von Wasserstraßen Kolke an Gründungen / Scour of Foundations - Workshop 5 der XV. Internationalen Tagung über Bodenmechanik und Geotechnik in Istanbul im August 2001 (in deutscher und englischer Sprache)** | |
| | **Annandale et al.** | Fallstudien zur Kolkbildung / Scour Case Studies |
| | **Heibaum** | Geotechnische Aspekte von Kolkentwicklung und Kolkschutz / Geotechnical Parameters of Scouring and Scour Countermeasures |
| | **Richardson et al.** | Praktische Berechnungen zu Kolken an Brücken in den USA / United States Practice for Bridge Scour Analysis |
| | **Schiffbautechnisches Kolloquium der Bundesanstalt für Wasserbau am 24./25. April 2002** | |
| | **Bielke** | Funktionale Leistungsbeschreibung bei der Ausschreibung von Wasserfahrzeugen |
| | **Dobinsky/Sosna** | Einsatz dieselelektrischer Schiffsantriebe |
| | **Lenkeit/Stryi** | Modernisierung der Fähren entlang des NOK |
| | **Stumpe** | Verlängerung MzS MELLUM |
| | **Garber** | Entwicklung eines Sandhobels |
| | **Claußen** | Entwickung und Einsatz von flachgehenden Aufsichts- und Arbeitsschiffen (Typ Spatz) |
| | **Kühnlein** | Modellversuchswesen im Schiffbau |
| | **Germer** | Antifouling (TBT-Alternativen) |
| | **Christiansen** | Umweltverträgliche Schmierstoffe und Hydrauliköle |
| | **Hoffmann** | Fächerlot- und Sonarsysteme |
| | **Preuß** | Einsatz von AIS/VDR an Bord |
| **86/03** | **Themenschwerpunkt: Wasserbau im Küstenbereich** | |
| | **Jürges/Winkel** | Ein Beitrag zur Tidedynamik der Unterems |
| | **Lang** | Ein Beitrag zur Tidedynamik der Innenjade und des Jadebusens |
| | **Schüttrumpf/Kahlfeld** | Hydraulische Wirkungsweise des JadeWeserPorts |
| | **Schubert/Rahlf** | Hydrodynamik des Weserästuars |
| | **Boehlich** | Tidedynamik der Elbe |
| | **Seiß/Plüß** | Tideverhältnisse in der Deutschen Bucht |
| | **Winkel** | Das morphologische System des Warnow-Ästuars |
| | **Rudolph** | Sturmfluten in den deutschen Ästuaren |
| | **Liebetruth/Eißfeldt** | Untersuchungen zur Nautischen Sohle |
| | **Uliczka/Kondziella** | Dynamisches Fahrverhalten extrem großer Containerschiffe unter Flachwasserbedingungen |

| | | |
|---|---|---|
| **86/03** | **Bielke/Siebeneicher** | Entwicklung, Planung und Neubau von Wasserfahrzeugen |
| | **Heyer** | Zur Bedeutung mathematischer Modelle im Küstenwasserbau |
| | **Lang** | Analyse von HN-Modell-Ergebnissen im Tidegebiet |
| | **Weilbeer** | Zur dreidimensionalen Simulation von Strömungs- und Transportprozessen in Ästuaren |
| | **Malcherek** | Vom Sohlevolutions- zum vollständigen Morphologiemodell: Eine Road Map zur SediMorph-Entwicklung |
| | **Vierfuss** | Seegangsmodellierung in der BAW |
| **87/04** | **Grundlagen zur Bemessung von Böschungs- und Sohlensicherungen an Binnenwasserstraßen** | |
| **88/05** | **Principles for the Design of Bank and Bottom Protection for Inland Waterways (Englische Fassung des Mitteilungsblatts Nr. 87/2004)** | |
| **89/06** | **Massive Wasserbauwerke nach neuer Norm** | |
| | **Kunz** | Bemessungsphilosophie für massive Wasserbauwerke |
| | **Westendarp** | Expositionsklassen von Wasserbauwerken |
| | **Allers/Maier/Fleischer** | Vergleichende Beispielrechnung Schleuse Sülfeld |
| | **Bödefeld** | Bemessungsbeispiel Schleuse Hohenwarthe |
| | **Becker** | Bemessungsbeispiel für einen Durchlass (Stever-Durchlass) nach neuem Regelwerk |
| | **Lünsmann/Linse; Bödefeld** | Bemessungsbeispiel Wehranlage Raffelberg |
| | **Westendarp** | Hinweise zu Beton und Betonausführung bei Wasserbauwerken |
| | **Literatur** | |
| **90/07** | **Wasserbauliches Versuchswesen** | |
| | **Grimm/Kemnitz/ Seiter/Sengstock/Voigt** | Entwicklungsstand der physikalischen Modelluntersuchung von Schleusen und Wehren |
| | **Hentschel** | Hydraulische Flussmodelle mit beweglicher Sohle |
| | **Faulhaber** | Neue Methoden der aerodynamischen Modellierung flussbaulicher Fragestellungen |
| | **Maas/Mulsow/Putze** | Verfahren der optischen Triangulation zur räumlich-zeitlich aufgelösten Bestimmung von Wasserspiegelhöhen in hydraulischen Modellen |
| | **Weitbrecht/Muste/ Creutin/Jirka** | Geschwindigkeitsmessungen mit Particle-Image-Velocimetry: Labor- und Feldmessungen |
| | **Henning/Sahrhage/ Hentschel** | 3D-PTV – Ein System zur optischen Vermessung von Wasserspiegellagen und Fließgeschwindigkeiten in physikalischen Modellen |
| | **Hentschel** | Ein Finite-Differenzen-Verfahren zur Strömungsanalyse |
| | **Ettmer** | Physikalische Modellierung von Kolkprozessen |
| | **Wenka/Köhler** | Simultane Druck- und 3D-Geschwindigkeitsmessungen im Porenraum einer Kiessohle |
| | **Söhngen/Dettmann/ Neuner** | Modelluntersuchungen zur Ermittlung der erforderlichen horizontalen Sicherheitsabstände von Binnenschiffen zu Uferböschungen |
| **91/07** | **Einsatz von Schlauchwehren an Bundeswasserstraßen** | |
| | **Gebhardt** | Stand der Schlauchwehrtechnik, Anwendungsbeispiele und Betriebserfahrungen |
| | **Gabrys** | Bemessung und Konstruktion der Verankerungen von Schlauchwehren |

| | | |
|---|---|---|
| **91/07** | **Maisner** | Werkstoffe für Schlauchmembrane |
| | **Gebhardt/Kemnitz** | Hydraulische Bemessung von Schlauchwehren |
| | **Meine** | Bundeswasserstraße Aller – Schlauchverschlüsse für das Allerwehr Marklendorf; Bau- und Funktionsbeschreibung, erste Erfahrungen |
| | **Reuter** | Ersatzneubau Wehr Bahnitz – Varianten, Planung und Bau eines Schlauchwehres |
| | **Kamuf** | Untersuchungen zur Beschädigung durch Vandalismus |
| | **Gebhardt/Stamm** | Analyse von Schadensfällen an bestehenden Schlauchwehranlagen |
| | **Poligot-Pitsch/Moreira** | The French Experiment of an Inflatable Weir with Steel Gates |
| **92/10** | **Bödefeld** | Rissmechanik in dicken Stahlbetonbauteilen bei abfließender Hydratationswärme |


## BAWMitteilungen: ISSN 2190-9199


| | | |
|---|---|---|
| **93/11** | **Bautechnische und geotechnische Aspekte beim Schleusenbau** | |
| | **Reschke** | Instandsetzung unter Betrieb mit einem schnell erhärtenden Spritzbeton - Probemaßnahme Schleuse Feudenheim |
| | **Meinhold** | Kollisionsbeanspruchungen im Stahlwasserbau – Untersuchungen zum Schiffsstoß auf Schleusentore und abzuleitende Maßnahmen |
| | **Steffens/Anna/Enders** | Schleusen-Stemmtore in faserverstärkter Kunststoff-Bauweise |
| | **Bödefeld/Reschke** | Verwendung von Beton mit rezyklierten Gesteinskörnungen bei Verkehrswasserbauten |
| | **Herten/Saathoff** | Geotechnische Aspekte bei der Planung und beim Bau der neuen Schleuse Bolzum am Stichkanal Hildesheim |
| | **Montenegro/Hekel** | Wasserhaltung für die Baugrube der neuen Schleuse in Bolzum – Anwendung der Beobachtungsmethode in einem Kluftgrundwasserleiter |
| **94/11** | **Geohydraulische Aspekte bei Bauwerken der WSV** | |
| | **Odenwald** | Vom Schadensfall am Elbe-Seitenkanal zum Merkblatt Standsicherheit von Dämmen an Bundeswasserstraßen |
| | **Schuppener** | Das Normen-Handbuch zu Eurocode 7 und DIN 1054:2011 – Grundlagen von Dämmen an Bundeswasserstraßen |
| | **Odenwald** | Neuerungen im Merkblatt Standsicherheit von Dämmen an Bundeswasserstraßen (MSD), Ausgabe 2011 |
| | **Laursen** | Nachweis gegen Fugenerosion gemäß dem Merkblatt „Standsicherheit von Dämmen an Bundeswasserstraßen“ |
| | **Odenwald** | Numerische Berechnung der Dammdurchströmung |
| | **Ratz/Odenwald** | Dränagen zur Erhöhung der Standsicherheit von Bauwerken in Kanaldämmen |
| | **Fuchs** | Dränagen unter der Asphaltdichtung des Main-Donau-Kanals |
| | **Laursen/Odenwald** | Grundwassermessungen an der Mainschleuse Eddersheim |
| | **Nuber/Lensing** | Untersuchung der Trockenlegung der Schleusen Kummersdorf und Neue Mühle |
| | **Lensing/Laier** | Grundsätze für eine Grundwasserbeweissicherung von Baumaßnahmen der WSV |

**95/12 „Johann-Ohde-Kolloquium“, Karlsruhe, 7./8. Mai 2012**


| | |
|---|---|
| **Heinzelmann** | Begrüßung und Einführung |
| **Kayser** | Dimensionierung von Ufersicherungen mit Deckwerken unter Beachtung der Belastungsintensität |
| **Fleischer/Eisenmann** | Möglichkeiten und Grenzen pflanzlicher Ufersicherungen an Wasserstraßen |
| **Mittelbach/Pohl** | Böschungsdeckwerke unter Wellenbelastung |
| **Zerrenthin** | Erschütterungen und Setzungen bei Rammarbeiten |
| **Wegener/Herle** | Ermittlung von Scherdehnungen durch Schwingungsmessungen und numerische Berechnungen |
| **Mittelbach/Konietzky/ Baumgarten** | Ultraschallmessungen bei Triaxialversuchen – Laborversuche und numerische Simulation |
| **Nitzsche/Herle** | Vergleich von gemessenen und numerisch nachgerechneten Verformungen bei spannungspfadgesteuerten Triaxialversuchen |
| **Nacke/Hleibieh/Herle** | Mechanisches Verhalten von Rüttelstopfsäulen in weichen Böden |
| **Baumbach** | Ergebnisse axial-zyklischer Belastungsversuche unter Schwell- und Wechsellasten an Mikropfählen in Ton |
| **Bergholz/Herten** | Proberammungen und Probebelastungen von Spundwänden am DEK-Nord |
| **Hekel/Odenwald** | Bohrlochversuche zur Bestimmung der Gebirgsdurchlässigkeit von Fels |
| **Schober/Odenwald** | Der Einfluss eines Auflastfilters auf die Bruchmechanik beim hydraulischen Grundbruch |


**96/12 Automatisierte Abfluss- und Stauzielregelung**


| | |
|---|---|
| **Schmitt-Heiderich** | Motivation zum FuE-Vorhaben „Optimierungsverfahren für die Parametrisierung von Reglern der automatisierten Abfluss- und Stauzielregelung (ASR)“ |
| **Hörter** | Anforderungen der Wasser- und Schifffahrtsverwaltung an die automasierte Abfluss- und Stauzielregelung (ASR) |
| **Arnold/Schmitt-Heiderich/ Sawodny** | Parametrisierung von Reglern zur automatisierten Abfluss- und Stauziel regelung (ASR) – Stand von Wissenschaft und Technikl |
| **Schmitt-Heiderich/ Gebhardt/Wohlfart** | Der Einfluss der Stellorgane auf die Abfluss- und Stauzielregelung (ASR) |
| **Schmitt-Heiderich/ Gebhardt** | Der Einfluss der Regelstrecke Stauhaltung auf die Abfluss- und Stauzielregelung (ASR) |
| **Gebhardt/Schmitt-Heiderich/Zhang** | Einfluss von Messgrößen auf die Regelgüte und Möglichkeiten zur Filterung relevanter Informationen |
| **Wohlfart/Gebhardt** | Automatisierung der Abfluss- und Stauzielregelung durch Model-Based Design und automatische Codegenerierung |
| **Schmitt-Heiderich/ Belzner** | Verfahren zur Parametrisierung von PI-Reglern einer automatisierten Abfluss- und Stauzielregelung |
| **Gebhardt/Wohlfart** | Die automatische Regelung einer Stauhaltungskette – Von den Voruntersuchungen bis zur Inbetriebnahme der automatisierten Modelstaustufen |


**97/13 Die Deichrückverlegung bei Lenzen an der Elbe**


| | |
|---|---|
| **Faulhaber** | Charakteristik der Elbe zwischen Havelmündung und Dömitz |
| **Damm** | Deichrückverlegung Lenzen-Wustrow – Geschichte und Umsetzung im Rahmen eines Naturschutzgroßprojektes |

| | |
|---|---|
| **Schmidt** | Die Deichrückverlegung Wustrow-Lenzen – Planung und Umsetzung aus Sicht des Bauherrn |
| **Faulhaber/Bleyel/Alexy** | Übersicht der hydraulisch-morphologischen Modelluntersuchungen zwischen 1995 und 2010 |
| **Alexy** | Numerische Modelluntersuchungen zu den Auswirkungen der Deichrückverlegung Lenzen und von geplanten Verlandanpflanzungen |
| **Schmid/Niesler** | Durchführung und Aufbereitung von Naturmessungen im Bereich der Deichrückverlegung Lenzen |
| **Faulhaber** | Zusammenschau und Analyse von Naturmessdaten |
| **Montenegro** | Untersuchung des Wirkungszusammenhangs zwischen Abflussdynamik und Grundwasser |
| **Rommel** | Anthropogen beeinflusste Ufer- und Vorlandentwicklung an der Unteren Mittelelbe |
| **Schneider** | Historische Aspekte der wasserbaulichen Prägung des Abschnittes um Lenzen |

**98/15 Numerische Methoden in der Geotechnik**

| | |
|---|---|
| **Schweiger/Tschuchnigg** | Ermittlung von Sicherheitsfaktoren mit der FE-Methode durch Reduktion der Scherfestigkeitsparameter – Neue Erkenntnisse |
| **Hohberg** | Standsicherheitsnachweis für Lehnenviadukte und Stützmauern an Berghängen |
| **von Wolffersdorff** | Modellierung von Geogittern und deren Interaktion zum umgebenden Boden mit numerischen Methoden |
| **Pucker** | Zur Ermittlung von P-y-Kurven in granularen Böden mit der Finite-Elemente-Methode |
| **Kaya/Grabe** | Numerische Untersuchungen zur Bodenverschleppung und Spaltbildung infolge Spundwandeinbringung in Dichtungsschichten |
| **Heins/Grabe/Hamann** | Numerische Simulation einer Bodenverbesserungsmaßnahme infolge Rütteldruckverdichtung |
| **Montenegro/Stelzer/Odenwald** | Parameterstudie zum Einfluss von Gasbläschen im Grundwasser auf Porenwasserdruck und effektive Spannung bei Auflast- oder Wasserspiegeländerungen |
| **Bauer/Reul** | Numerische Untersuchungen zum Einfluss von Sandeinlagerungen in weichen bindigen Böden auf den Pfahlseitendruck |
| **Brinkgreve/Bürg/Andreykiv/Lim** | Beyond the Finite Element Method in Geotechnical Analysis |
| **Hamad/Moormann** | Dropping Geocontainers in Water |
| **Stefanova/Grabe** | Numerische Simulationen der Boden-Wasser-Interaktion mittels eines Zweiphasenmodells im Rahmen der Smoothed Particle Hydrodynamics (SPH) |
| **Domes/Benz** | Entwicklung eines numerischen Modells zur Simulation der Zementfiltration während der Herstellung von Verpressankern |
| **Henke/Hao/Matthiesen/Rother** | Numerische Untersuchungen zur Baugrube Schleuse Lüneburg unter Berücksichtigung des benachbarten Schiffshebewerks |
| **Benz/Wehnert** | Neuordnung des Bahnknotens Stuttgart – Simulation der Boden-Bauwerk-Interaktion |

**99/16** **Johann-Ohde-Kolloquium, Karlsruhe, 1./2. Juni 2016**

| | |
|---|---|
| **Heinzelmann** | Begrüßung und Einführung |
| **Tang** | Modeling of Soil Water Interaction Using OpenFOAM |
| **Stelzer** | Zur Berücksichtigung der Kopplung von Grundwasserströmung und Bodenverformung bei der numerischen Berechnung der Porenwasserdruckverteilung |
| **Petzoldt/Konietzky** | Numerische CFD-DEM-Analyse von Schüttsteindeckwerken an Seeschifffahrtsstraßen |
| **Ewers** | Porenströmung als Auslöser für Erosion? |
| **Wiebicke/Herle/ Andò/Viggiani** | Optische Bestimmung der Struktur von Granulaten |
| **Schwiteilo/Herle** | Plausibilitätsbewertung von Laborversuchen zur Bestimmung von Scherkennwerten |
| **Götz** | Strukturerkundung und Kennwertermittlung mit Vertikal Seismischer Profilierung (VSP) |
| **Wolf** | Anwendung der 2D elastischen Wellenforminversion auf flachseismische Felddaten |
| **Nitzsche/Herle** | Ansatz zur Bestimmung einer dehnungsabhängigen Standsicherheit |
| **Hleibieh/Herle** | Dynamische numerische Nachrechnung eines Zentrifugenversuches für einen Erddamm aus verflüssigungsgefährdetem Boden |
| **Kostkanová/Strauß/ Helbig/Tintelnot** | Abdichtung von Damm- und Deichkörpern mittels kunststoffbasierter Dichtungssysteme |
| **Uhlig/Herle** | Auswertung von Drucksondierungen in Kippenböden |
| **Straßer/Döttling/Lensing/ Liesch/Wang/Goldscheider** | Auswirkungen von Baumaßnahmen auf die Interaktion von Oberflächenwasser und Grundwasser |

**100/** *in Vorbereitung*

**101/** *in Vorbereitung*

**102/16** **Schmidmeier** **Dissertation**
Zur Ermüdungsfestigkeit vollverschlossener Seile unter Biegung

Notizen

Notizen

Bundesministerium
für Verkehr und
digitale Infrastruktur

Bundesanstalt für Wasserbau
Kompetenz für die Wasserstraßen

Kußmaulstraße 17 · 76187 Karlsruhe
Tel.: +49 (0) 721 9726-0 · Fax: +49 (0) 721 9726-4540

Wedeler Landstraße 157 · 22559 Hamburg
Tel.: +49 (0) 40 81908-0 · Fax: +49 (0) 40 81908-373

www.baw.de