

Wirkungsweise einer gewalzten Seilendverbindung unter Zug- und Zugschwellbeanspruchung

Von der Fakultät Konstruktions-, Produktions- und Fahrzeugtechnik
der Universität Stuttgart zur Erlangung der Würde
einer Doktor-Ingenieurin (Dr.-Ing.)
genehmigte Abhandlung

Vorgelegt von
Dipl.-Ing. Daniela Raupp
geboren in Lörrach

Hauptberichter : Prof. Dr.-Ing. K.-H. Wehking
Mitberichter : Prof. Dr.-Ing. M. Liewald MBA

Tag der Einreichung : 16.07.2008
Tag der mündlichen Prüfung : 03.03.2009

Institut für Fördertechnik und Logistik
der Universität Stuttgart
2009

Für Stine

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftliche Mitarbeiterin am Institut für Fördertechnik und Logistik der Universität Stuttgart. Die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten experimentellen Untersuchungen waren Bestandteil des Forschungsprojekts „Vergleich der Zugschwelleigenschaften von Bolzenverpressungen für Stahlseile mit unterschiedlichen Werkstoffen“, das von der Arbeitsgemeinschaft industrieller Forschungsvereinigungen (AiF) „Otto von Guericke“ e.V. gefördert wurde.

An erster Stelle möchte ich mich bei Herrn Prof. Dr.-Ing. K.-H. Wehking, dem Leiter des Instituts für Fördertechnik und Logistik, für die wissenschaftliche Betreuung der Arbeit, sein Vertrauen und seine Unterstützung bei der Durchführung der Arbeit bedanken.

Herrn Prof. Dr.-Ing. M. Liewald MBA, Leiter des Instituts für Umformtechnik, danke ich für die wertvollen Hinweise und seine freundliche Übernahme des Mitberichtes.

Bedanken möchte ich mich ebenfalls bei der Fa. Pfeifer Seil- und Hebeteknik GmbH für das großzügige Entgegenkommen, ohne das die Durchführung des Forschungsvorhabens nicht möglich gewesen wäre.

Dem ehemaligen Leiter der Abteilung Seiltechnologie, Herrn Dr.-Ing. W. Vogel, möchte ich Dank sagen für seine konstruktive Kritik und seine Anregungen.

Meinen ehemaligen Kollegen am Institut, insbesondere Dirk, Iljo, Josef, Oliver, Sandra, Silke, Stefan und Ulrich, danke ich für die gute Zusammenarbeit und die angenehme Zeit.

Mein persönlicher Dank gilt meiner Familie, meinen Freunden und meiner Mentorin Frau Dr.-Ing. Petra Höß, die mir während der Zeit der Ausarbeitung mit Aufmunterung, Motivation und als Ansprechpartner zur Verfügung standen.

Nicht zuletzt möchte ich mich ganz besonders bei meinem Partner Armin Lerch für die uneingeschränkte Unterstützung und die Geduld während der letzten Jahre bedanken.

Basel, Oktober 2009

Daniela Raupp

Inhaltsverzeichnis

| | |
|--|------------|
| Nomenklatur, Kurzzeichen und Definitionen | 9 |
| Kurzzusammenfassung | 13 |
| Abstract | 16 |
| 1 Einleitung | 27 |
| 1.1 Motivation | 27 |
| 1.2 Ziele und Gliederung der Arbeit | 30 |
| 2 Stand der Technik | 32 |
| 2.1 Entwicklung der hochfesten Seil-Zugglieder | 32 |
| 2.2 Klassifizierung der Seilendverbindungen | 35 |
| 2.3 Genormte Seilendverbindung | 36 |
| 2.4 Nicht genormte Seilendverbindung | 37 |
| 3 Theoretische Grundlagen | 56 |
| 3.1 Wirkmechanismen in einer Pressverbindung | 57 |
| 3.2 Umformtechnische Grundlagen mit Bedeutung für gewalzte Seilendverbindungen | 61 |
| 3.3 Analytische Analogien zur Berechnung einer Presshülse | 68 |
| 3.4 Grundlagen der Plastizitätstheorie | 72 |
| 3.5 Darstellung der Lastabtragungsmodelle | 79 |
| 3.6 Messtechnische Bestimmung des Fugendrucks | 85 |
| 3.7 Hülsengeometrie nach dem Walzen | 89 |
| 3.8 Hochfeste Seilkonstruktionen unter Querpressung | 92 |
| 4 Berechnung mit der Finite-Elemente-Methode | 100 |
| 4.1 Ablauf einer Finite-Elemente-Analyse | 100 |
| 4.2 Modellentwicklung | 108 |
| 4.3 Formulierung eines Berechnungsansatzes | 119 |

| | | |
|----------|--|------------|
| 5 | Zugschwellverhalten von offenen Spiralseilen | 125 |
| 5.1 | Materialermüdung metallischer Werkstoffe | 125 |
| 5.2 | Zugschwelleigenschaften von offenen Spiralseilen mit gewalzten Fittings | 127 |
| 5.3 | Vergleich der Drahtseile aus Kohlenstoffstahl und nichtrostenden Stählen | 146 |
| 5.4 | Einfluss der Seilendverbindung | 154 |
| 5.5 | Empfehlungen für den Praxiseinsatz | 160 |
| 6 | Zusammenfassung und Ausblick | 163 |
| | Literatur | 168 |
| | Anhang | 173 |

Hülsenparameter

| | | |
|-------------|-------------------|---|
| A | - | Abzugsgrad nach Beck, $A = \frac{D^2 - D_0^2}{d^2 - D_0^2}$ |
| φ | - | Pressgrad $\frac{D_0}{D_W}$ |
| d_i | mm | Innenbohrung der ungewalzten Hülsen |
| d_{red} | mm | gemittelte Innenbohrung der gewalzten Hülsen |
| f | - | Füllfaktor |
| l_0 | mm | Einstecklänge der ungewalzten Hülse |
| D_0 | mm | Außendurchmesser der ungewalzten Hülse |
| D_{min} | mm | Minstdurchmesser der gewalzten Hülse |
| D_W | mm | Außendurchmesser der gewalzten Hülse |
| $L_{ges,0}$ | mm | Gesamtlänge der Hülse vor dem Walzen |
| $L_{ges,1}$ | mm | Gesamtlänge der Hülse nach dem Walzen |
| $f_{u,k}$ | N/mm ² | Zugfestigkeit |

Seilparameter

| | | |
|------------------|-------------------|---|
| α | ° | Schlagwinkel |
| δ | mm | Einzeldrahtdurchmesser |
| μ | - | Reibungszahl |
| τ | - | Torsionsspannung |
| σ | - | Seilzugspannung |
| ν | - | Querkontraktionszahl |
| d, d_s | mm | Seilnenndurchmesser |
| d_0 | mm | Einheitsdurchmesser |
| l | mm | Kraftabtragungslänge |
| l_b | mm | Bogenlänge |
| l_N | mm | Schlaglänge |
| n | - | Anzahl |
| k_e | - | Verlustfaktor der Seilendverbindung $\frac{F_w}{F_{min}}$ |
| p | N/mm ² | Flächenpressung (Fugendruck) |
| A | mm ² | Querschnittsfläche |
| F_{min} | kN | Mindestbruchkraft |
| F_{rechn} | kN | rechnerische Bruchkraft |
| $F_{Versuch}$ | kN | Bruchkraft, die im Versuch ermittelt wurde |
| $F_w, F_{wirk.}$ | kN | wirkliche Bruchkraft |
| K | mm | Krümmungsradien |
| K_H | mm | Krümmungsradius nach Hertz |
| L | mm | Verankerungslänge |
| N | kN | Normalkraft |
| N | - | Schwingspielzahl |
| \bar{N} | - | mittlere Schwingspielzahl |
| N_w | - | wirkliche Schwingspielzahl |
| O | mm ² | Oberfläche |

| | | |
|-----------------|----------|---|
| Q | kN | Querkraft |
| R | - | Seilfestigkeitsklasse |
| R_m | N/mm^2 | Drahtnennfestigkeit |
| R_0 | N/mm^2 | Einheitsfestigkeit |
| S, S_z | kN | Seilkraft, Seilzugkraft |
| S_a | N | Amplitude der schwelenden Seilzugkraft |
| S_u | N | untere Seilzugkraft |
| S_0 | N | Einheitszugkraft |
| T | $1/mm$ | Windungsänderung |
| U | mm | Umfang Seil |
| U_{dD} | mm | Lagenumfang |
| ΔZ_{Bj} | mm | axialer Abstand zweier Kontaktpunkte auf einen Lagendraht |
| Z | kN | Seilzugkraft |
| $Z_{R,d}$ | kN | Grenzzugkraft |
| z | | Anzahl der Drähte |

Umformtechnik

| | | |
|-----------------|------------|---|
| b_0 | mm | Einlaufbreite des Walzgutes |
| b_1 | mm | Auslaufbreite des Walzgutes |
| d | mm | Arbeitswalzendurchmesser |
| r | mm | Walzenradius |
| D | mm | Durchmesser der Walzbacken |
| D_w | mm | Durchmesser der Walzfuge |
| h_0 | mm | Einlaufdicke des Walzgutes |
| h_1 | mm | Auslaufdicke des Walzgutes |
| h_{min} | mm | mittlere Walzgutdicke |
| h_α, h_x | mm | lokale Walzgutdicke im Walzspalt |
| l_d | mm | Länge des Walzspaltes |
| v_0 | m/s | Geschwindigkeit des Walzgutes vor dem Walzen |
| v_1 | m/s | Geschwindigkeit des Walzgutes nach dem Walzen |
| ϑ | $^\circ C$ | Temperatur |
| α_0 | $^\circ$ | Walzwinkel |
| μ | - | Reibungszahl |

Fugendruck

| | | |
|-------------------------|----------|--|
| F_N | kN | Normalkraftkomponente |
| $A_{Flie\beta scheide}$ | mm^2 | Oberfläche der Flie\beta scheide |
| p_a | N/mm^2 | Außendruck |
| p_{Fuge} | N/mm^2 | in der Wirkfläche vorhandener Fugendruck |
| σ | N/mm^2 | Spannung |
| τ | N/mm^2 | Schubspannung |
| r | mm | Radius |
| $\alpha_{Polygon}$ | $^\circ$ | Öffnungswinkel |

| | | |
|-------|----|---------------------------------|
| F_k | kN | Klemmkraft |
| f_k | kN | Klemmkraft pro Längeneinheit |
| R_k | kN | Reibungskraft |
| r_k | kN | Reibungskraft pro Längeneinheit |

Mechanische Kennwerte

| | | |
|-------------|-------------------|---------------------------------------|
| Δ | - | Differenz |
| ϵ | - | Dehnung |
| σ | N/mm ² | Hauptspannung |
| σ_F | N/mm ² | Fließspannung |
| σ_V | N/mm ² | Vergleichsspannung |
| γ_M | - | werkstoffbezogener Sicherheitsbeiwert |
| σ_D | N/mm ² | Dauerschwingfestigkeit |
| $2\sigma_A$ | N/mm ² | Schwingungsamplitude |
| τ | N/mm ² | Schubspannung |
| φ | - | Umformgrad |
| E | N/mm ² | Elastizitätsmodul |
| G | N/mm ² | Schubmodul |
| M | Nm | Drehmoment |
| $R_{p0,2}$ | N/mm ² | Streckgrenze |
| S | - | Kompressionszahl |

Statistische Kennwerte

| | | |
|-------|----|--------------------------------|
| a_i | mm | Regressionskonstanten $i=1,..$ |
| n | - | Stichprobe |
| R^2 | mm | Bestimmtheitsmaß |

Indizes

| | |
|----|--|
| 0 | Einheits- |
| a | außen |
| ax | axial |
| el | elastisch |
| i | innen |
| i | in einer Lage |
| j | Laufvariable für die Lagendrähte $j=1,2, ..$ |
| k | Kerndraht |
| m | metallisch |
| o | oben |
| pl | plastisch |
| r | radial |
| t | tangential |

| | |
|----------------|--------------------------|
| u | unten |
| x,y,z | kartesische Koordinaten |
| r, θ ,z | zylindrische Koordinaten |
| D | Draht |
| S | Seil |
| St | Stahl |

Abkürzungen

| | |
|------|--|
| KSS | Kohlenstoffstahl |
| NIRO | nichtrostender Stahl |
| OSS | offenes Spiralseil |
| RLS | Rundlitzenseil |
| VVS | vollverschlossenes Spiralseil |
| SFB | Sonderforschungsbereich |
| ZiE | Zustimmung im Einzelfall |
| abZ | allgemeine bauaufsichtliche Zulassung |
| AiF | Arbeitsgemeinschaft industrieller Forschungsvereinigungen |
| FEM | Finite-Elemente-Methode |
| AVIF | Forschungsvereinigung der Arbeitsgemeinschaft der Eisen und Metall verarbeitenden Industrie e.V. |

Kurzzusammenfassung

Stahlseile ermöglichen ein effektives, Material sparendes und architektonisch anspruchsvolles Bauen und sind feste Bestandteile der Fördertechnik z.B. in Kran- und Aufzugsanlagen. Aufgrund der werkstoffspezifischen Eigenschaften sind Seil-Zugglieder in der Lage, bei vergleichsweise geringen Querschnittsabmessungen sehr hohe Zugkräfte aufzunehmen. Hinzu kommt, dass sich die biegeweichen Zugglieder gut über Scheiben bzw. Rollen führen lassen. Die große Vielfalt der Einsatzgebiete machen Seile als kraftübertragendes Element auch in Zukunft interessant und wirtschaftlich.

Um Seile als tragende Elemente einsetzen zu können, müssen diese mit Endverbindungen zur Verankerung versehen werden. Das Tragverhalten von Stahlseilen unter Zug- und Zugschwellbelastung hängt wesentlich von der Wahl der Endverbindung ab. Die Tragfähigkeit der so genannten Pressfittings (Bolzenverpressungen) liegt zum Teil deutlich unter den Werten der Seilvergüsse, die auch als verlustfreie Endverbindungen bezeichnet werden. Diese Arbeit befasst sich mit dem Lastabtragungsmechanismus von gewalzten Seilendverbindungen unter Zug- und Zugschwellbelastung. Die Problemstellung wird hierzu in einen theoretischen und experimentellen Teil gegliedert.

Zunächst wird ein theoretischer Ansatz für die Lastabtragung unter Zugbeanspruchung formuliert. Auf Grundlage von experimentellen Untersuchungen wird eine Übertragungsfunktion für die Beschreibung der Lebensdauer von Spiralseilen mit Pressfittings unter Zugschwellbeanspruchung beschrieben. Das grundsätzliche Verhalten und die Eigenschaften von Seilendverbindungen sind gekennzeichnet durch die Schlussarten der mechanischen Verbindung. Je nach Wahl der Seilendverbindung entsteht die Kraftübertragung durch Form-, Kraft-, oder Stoffschluss bzw. eine Kombination dieser drei Wirkprinzipien.

Die Wirkungsweise einer gewalzten Seilendverbindung (Pressfitting) hängt ab von den Werkstoffeigenschaften und den Geometrieparametern wie Innenbohrung, Einstecklänge und Pressgrad sowie der Reibungszahl zwischen Hülse und Seilkonstruktion. Ein wesentliches Merkmal der untersuchten Seilendverbindung ist die Art des Kraft- und Formschlusses in den Wirkflächen zwischen Hülseninnenwand und Seiloberfläche. Aufgrund der Helixstruktur der Einzeldrähte fließt das Hülsenmaterial in die Drahtzwischenräume. Aus der Kombination von Kraft- und Formschluss entsteht nach dem Fügen eine dauerhafte unlösbare Verbindung, die zum Bruch der Seilkonstruktion und nicht zum Versagen durch Rutschen des Stahlseils oder Bruch der Endverbindung führt.

Der Nachweis der Tragfähigkeit der Seilendverbindung erfolgt zurzeit ausschließlich experimentell durch Zugversuche. Aufgrund der Idealisierung und Beschränkungen wie z.B. die komplexe Seilgeometrie, das idealelastische Werkstoffverhalten etc. sind analytische Methoden nur bedingt geeignet, um das Verhalten zwischen Stahlseil und -hülse zu berechnen. Für die Beschreibung der mechanischen Verbindung müssen Kontaktbedingungen, geometrische Nichtlinearitäten und elastisch-plastisches Werkstoffverhalten hinzugezogen werden. Aufgrund der fehlenden Zugänglichkeit ist ferner der Fugendruck messtechnisch nicht bestimmbar. In Anlehnung an das Verhalten von Pressverbänden

wurde eine Berechnung mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode durchgeführt, um den wirkenden Fugendruck zu ermitteln.

Die Modellierung der seilspezifischen Eigenschaften, die aus der Helixstruktur resultieren, wie zum Beispiel der Seilelastizitätsmodul, erfolgt mit phänomenologischen Kennwerten. Die Berechnung wurde für eine Litze 1x7 und den Pressgrad $\varphi=1,07$ durchgeführt. Es zeigte sich, dass der radial wirkende Fugendruck in Umfangrichtung nicht mehr konstant verteilt ist. Neben dem in der Kontaktfläche wirkenden Fugendruck beeinflussen auch die Presslänge und die Reibungszahl die Tragfähigkeit. Aufgrund fehlender analytischer Vergleichsrechnungen erfolgt die Verifikation der FE-Ergebnisse mit Hilfe von Zugversuchen an Prüfseilen mit Galfan¹-Beschichtung (OSS 1x7, d=8,32 mm).

Aus der FE-Berechnung geht hervor, dass nur der lineare Lastansatz zu einer sinnvollen Abgrenzung der übertragbaren Seilzugkraft führt. Die tatsächlich vorhandenen Werte des Fugendrucks in der Kontaktfläche weisen in Kapitel 4 deutlich höhere Werte auf, als zunächst angenommen. Unter Berücksichtigung des berechneten Fugendrucks und einer linearen Krafterleitung kann mit diesem Modellansatz rechnerisch eine Zugkraft von $F_{\max}=57,8$ kN übertragen werden. Dieser Wert zeigt eine gute Übereinstimmung mit dem Ergebnis aus dem Zugversuch, in dem die tatsächliche Zugkraft $F_{\text{Versuch}}=61$ kN betrug.

Je nach Konstruktion und Tragwerk müssen Stahlseile neben statischen auch dynamische Beanspruchungen übertragen können. Für Vergussverankerungen wurde von Feyrer eine Lebensdauergleichung entwickelt, die auf umfangreichen experimentellen Untersuchungen basiert. Bisher lagen für die Seilendverbindung „Fittinge“ nur vereinzelte Untersuchungen vor, mit denen eine statistisch abgesicherte Aussage über die Lebensdauer und die Zugschwellfestigkeit nicht gemacht werden konnte. Mit dieser Arbeit wird erstmalig eine Datenbasis zur Verfügung gestellt, die die Versuchsparameter systematisch hinsichtlich der Einflüsse aus der schwellenden Oberlast, Schwingweite, Seildurchmesser und -konstruktion, sowie des Werkstoffes für die gewalzte Seilendverbindung in weiten Grenzen variiert. Dabei konnten die Ergebnisse aus den Voruntersuchungen (siehe Kapitel 5) für die untersuchten, konfektionierten Seil-Zugglieder nur qualitativ bestätigt werden. Für beide Werkstoffgruppen wurde getrennt ein Regressionsansatz mit den Parametern „untere bezogene Seilzugkraft S_u/d^2 “, „Seildurchmesser d “, berücksichtigt bzw. um die Terme „Nennfestigkeit R_m “, und „Drahtanzahl z “ erweitert.

Es zeigte sich, dass für nichtrostende Spiralseile mit diesem Ansatz eine gute Übereinstimmung mit den Versuchsergebnissen vorliegt. Mit zunehmendem Seildurchmesser nimmt die ertragbare Anzahl des Schwingenspiels bei gleicher Seilkonstruktion erwartungsgemäß ab. Eine Abnahme der ertragenen Schwingenspielszahlen bei kleinen unteren Seilzugkräften, d.h. eine deutliche Mittelspannungsempfindlichkeit,

¹Galfan ist ein Handelsname. Es handelt sich dabei um eine Zink-Aluminium-Legierung (5% Zink, 95% Al)

trat nicht durchgängig auf.

Die Galfan-verzinkten Seil-Zugglieder besitzen gegenüber vergleichbaren Konstruktionen aus nichtrostenden Stählen der Werkstoffnummer 1.4401 oder 1.4436 eine deutlich höhere Zeitfestigkeit. An ausgewählten Konstruktionen ($d \leq 20$ mm) wurde im Mittel bei Kohlenstoffstählen eine bis zu 2,6-fache höhere Lebensdauer ermittelt als bei nichtrostenden Seil-Zuggliedern.

Die Reduzierung des Pressgrades von $\varphi=1,17$ auf $\varphi=1,15$ führt zu einem reduzierten Fugendruck. Da sich die Querverpressung auf die Drähte im Seilverband verringert, erhöhen sich die ertragbaren Schwingspielzahlen unter Zugschwellbelastung bis zum Bruch um 38%.

Die Auswertung der Wöhlerlinien für Spiralseile aus der nichtrostenden Stahlsorte 1.4436 und Fittingen mit dem Pressgrad $\varphi=1,18$ ergibt eine zulässige Schwingweite $2S_{zD,A}/d^2=74$ N/mm² (bzw. $\sigma_{zD,NIRO}=90$ N/mm²) für die Schwingspielzahl $N=2 \times 10^6$. Bei Seilkonstruktionen, die aus Galfan-verzinkten Drähten hergestellt werden, liegt die Schwingfestigkeit um 34% höher.

Es konnte gezeigt werden, dass die Wahl der Seilendverbindung bei Zug- und Zugschwellbelastung die Tragfähigkeit unterschiedlich stark beeinflusst. Die Diskrepanz zwischen Lebensdauer und Tragkraftverlust ist daher bei der statischen und konstruktiven Auslegung von Bauteilen stets zu berücksichtigen.

Abstract

Introduction:

Cable members are basic elements for wide-spanned structures. One of the advantages of wire ropes is the high tensile strength compared to their weight. The application of wire ropes realizes effective, material-saving and architecturally challenging buildings. The large variety of the operational areas makes the use of wire ropes also in the future interesting and economical. For using ropes as a tension member, they must be provided with detachable or non-detachable terminations such as clamps, sockets and swaged terminals. Swaged fittings offer an entire range of alternative connectors. Depending on use conditions constructions and cable members are exposed to static and dynamic loads. Swaged terminals are also used in application for mechanical handling such as elevator or crane.

As a practical example for high-strength and pre-stressed cable members with swaged fittings Figure 1 shows one of altogether three footbridges, which were built for the international horticulture exhibition (IGA) in Stuttgart. Frequently the vertical wire ropes of suspension footbridges are attached with swaged terminals to the stay cables (Figure 2).



Figure 1: IGA Pedestrian bridge across Heilbronner Straße in Stuttgart [19]



Figure 2: Connector element detail on suspension rope [19]

Swaged terminals are durable mechanical connections. According to literature three principles are known: grip, form closure and material closure.. Depending on the rope termination a combination of these three kinds is required. Actually the load-carrying capacity of rope termination is determined exclusively by experiments. Because of the costly long-term experiments only single fatigue tests have been undertaken in the last 30 years.

Purpose and subject

Swaged terminals are popular as economical and flexible wire rope terminations. They are one of the most accepted wire rope termination and dominate the market up to a rope diameter range $d=34$ mm. Swaged terminals can be manufactured by different methods - for example rollers. Even though these rope terminals are used in civil and mechanical engineering still no technical standards exist neither for mounting of the fitting onto the rope nor structural analysis. So far the load capacity of swaged fittings and the fatigue limit are estimated result exclusively by experiments.

The chosen rope termination has a considerable influence of the tensile and fatigue behaviour. The resulting reliability gap of cable members in analysis and construction can only be closed by costly single tests. Due to the components' behaviour analytic calculations aren't available to estimate the load capacity of swaged terminals neither under tension nor fatigue loads. Only a few design recommendations [5] are known, which are based on geometry parameters and experimental data.

Therefore the load capacity of swaged terminals was investigated in this PhD thesis at the University of Stuttgart. The research was divided into a theoretical and an experimental section. The first section gives a summary of the state of the art. Analytical formulas were worked out with the Finite-Element-Method to describe the behaviour of wire rope and sleeve after swaging. The fatigue properties of open spiral wire ropes with manufactured swaged fittings were investigated in a systematic test program. Due the complex behaviour of the wire ropes and non-uniform methods of analysis the available test results cannot be applied directly to other rope constructions and terminations. Current German standards (e.g. TL Seile, DIN 1045-1, DIN EN 1993-1-11) defined endurance loads for certain rope types and terminations such as cast sockets. For a safe dimensioning it is necessary to specify mechanical closure and fatigue conditions considering stress and amplitude depending on swage parameter and material.

Wire ropes under tensile and fatigue loads

About 1940 pulling clutches (pulling clutches or pulled clutches are terminals which are produced by pulling instead of swaging) have been investigated to produce an extremely economical connection. Round strand ropes with fibre core ($d \leq 11$ mm) were examined by Beck [6]. This fibre core had to be replaced by steel pins when producing the pulled clutches. It was determined that the pulling length depends on the number of external wires. Unfortunately the influence of the interior drilling was not investigated, so that transferability on further rope constructions and diameter is not possible.

In long-term university research centers scientists and researchers work together within a cross-disciplinary research program. One of these programs was the Collaborative Research Centre 64 "Wide-spanned Structures" at University of Stuttgart. In one of these investigations cold-formed rope connections were examined. Originally these terminations were intended for portable production on building sites. Spiral strand wire ropes with swaged terminals were used for the edge cables in the roof structure of Olympic stadium in Munich because of the higher modulus of elasticity compared to round

strand cables. Depending on the lay direction of the rope construction, the breaking force increases with increasing press length. The load-carrying capacity of examined termination was found to be between 90 % and 100% of minimum breaking load. This comparatively high breaking force was reached by use of an additionally wire spiral on the rope surface, which improved the form closure of the connection.

A first estimation of the necessary outside diameter was described by Hemminger [9]. After rolling the terminals' reduced cross-section must take up the breaking force of the wire rope. In this context a confidence level of the yield strength was not determined. The minimum diameter after rolling depends on material tensile strength (wire and terminal) as well as rope construction. Hemminger's work determined the dependence of the interior drilling, press length and rope construction. Meanwhile as state of the art for swaged terminals a reduction factor about 90% of minimum breaking load has to be considered.

In a set of systematic investigations in [6], [9] and [5] specifications were worked out. Tensile tests were conducted in order to judge the load-carrying capacity of the rope termination. Although the amount of research and knowledge has been increased the load capacity of cable members was still determined exclusively by experiments. The behaviour of swaged terminals are considerably affected by the material properties and the geometry parameters as interior drilling length, wire rope construction and press degree as well as the friction value. A criteria to characterise the load capacity of swaged terminals is the swaging degree $\varphi = D_0/D_W$, which can be described as the ratio of the sleeve diameter before and after swaging. The actual requirement of load capacity is 90 % of GUTS (guaranteed ultimate tensile strength). According to [5] for round strand ropes (single layer strand e.g. 6x19) the swaging degree is determined between $\varphi = 1,16$ and $\varphi = 1,20$ regarding a swaging length of 6d. Due to the smaller rope surface of spiral strands the swaging degree must be between $\varphi = 1,18$ and $\varphi = 1,22$ for a swaging length of 10d and is slightly higher compared to round strand ropes.

Tensile behaviour of swaged terminals

Swaging is a part of cold forming. The rolling machines used at the IFT (Institute of Mechanical Handling and Logistics, University of Stuttgart) work with a pair of freely rotating rollers. The application is simple and the machines have a robust design with the minimum of movable parts, making it reliable in the field and factory-made production. The machines perform equally effectively on solid rod as they do on wire ropes. Depending on wire and sleeve diameter different roller dies are available. These dies can be fixed on synchronising cog wheels. With quick couplings the terminals are connected to the pulling arms. After applying hydraulic pressure the terminals is drawn between the roller dies. It has been found using a coordinate measuring machine, that the contour between the rolling ridges follows a circle after swaging.

A substantial characteristic of the examined wire rope connection is the grip of the effective areas between the sleeve and rope surface. During the metal forming the sleeve's material flows into the wire gaps of the helical structure, so a form closure is

assumed. After the swaging process the wire rope, because of its elastic behaviour forms a contact pressure with the sleeve. The combination of grip and form closure leads to a durable non-detachable connection. When manufactured correctly, the tensile test results show a break of the rope construction rather than sliding in or failure of the terminal fitting. The pressure between the terminal and the rope construction cannot be determined by measurement, because no standardised methods are available.

A finite element calculation with the program ANSYS (version 10) was performed with the intention to estimate the contact stresses in the mechanical connection. To model the cold forming process an external pressure was applied as surface loads. To reproduce the behaviour of wire ropes under external pressure phenomenological parameters were used. This compromise was chosen to reduce the degrees of freedom and the time of calculation because different nonlinearities have to be considered. The geometry was built up with SOLID95 volume elements. These elements have an additional node on each element edge, so that an element is composed of 20 nodes. SOLID95 is particularly suitable for curved surfaces, because the additional nodes give a higher accuracy result due to the finer interpolation. The disadvantage is an increasing iteration time associated with a finer net and a higher total number of nodes.

The verification of the results would be based on (strand 1x7). Because of the chosen swage degree ($\varphi=D_0/D_W=1,064$) the failure occurs by sliding of the strand in the termination. The actual values of pressure in the contact area are significantly higher values as initially shown. Regarding a cylindrical co-ordinate system the mechanical properties of wire rope are not symmetric compared to rods. Due to this asymmetric behaviour the amount of radial contact pressure p is not constant. The average value is about $p=385 \text{ N/mm}^2$.

Patzak [15] assumed a constant load between sleeve and wire rope for calculating the maximum tension force of the swaged terminal. This could be confirmed in [61] for the elastic calculation of rope clamps. For describing the load transmission the influence of grip and form closure is considered by three different systems that are based on mechanical connections e.g. the behaviour of thread and nuts, Figure 3.5 (page 84).

For the studied geometry a maximum sliding force $F_{\text{test}}=61 \text{ kN}$ was reached in the tension tests. Due to the existing pressure in the contact zone between rope and sleeve ($p=385 \text{ N/mm}^2$) the resulting force regarding constant load would not reflect the actual test results. On the surface of the inner wall no visual damage could be observed. Under certain conditions (swage degree ($\varphi=D_0/D_W=1,064$)) it looks like the wire rope works like a thread. The experiments undertaken for describing the load transfer show that for the principle effect between fitting and wire rope a linear model should be used. The approach of the linear load transmission and the results of FE-Analysis revealed a maximum tensile load $F_{\text{max}}=57.8 \text{ kN}$.

Axial fatigue test

In general as application in civil engineering tension members are not subjected to bending and dynamic loads or outside abrasion in the same way as running ropes. Due to oscillation dynamic loads can appear which cause a failure of structure or parts of it especially those of lightweight design. One of the best-known examples for oscillating wind damage is the collapse of Tacoma Bridge in the year 1940.

So far the low-cycle and high-cycle fatigue behaviour of wires rope with swaged terminals has been investigated by only a few studies [5] and [9]. For a safe dimension of wire ropes it is necessary to have knowledge about the stress limit and stress variation range of pre-stressed high-strength cable members under fatigue conditions.

The choice of wire rope termination has a large influence on the fatigue behaviour. For open spiral strands some fatigue tests with different terminations are available. Most of them were made with cast sockets. Due to non-uniform evaluation methods these tests cannot be transferred easily to other types of termination. The latest standards and technical rules define the stress variation range exclusively for cast sockets. The fatigue requirements for swaged fittings are unclear.

The German Federation of Industrial Research Associations (AiF) supported the research project „Comparison of the fatigue characteristics for wire rope with swaged fittings made of different materials“. According to [18] the fatigue characteristics of spiral strand made of Galvan-coated and stainless steel wires with swaged terminations were systematically examined in over 300 experiments. The test parameters “medium load“, “stress variation range“, “material“, “rope diameter and -construction“ were varied over a wide range. The results from the preliminary investigation [5], [11] and [12] of examined pre-stressed high-tensile cable members can be confirmed only conditionally.

Test results and evaluation

An aim of the experimental work was the fatigue testing of different round wire spiral strands for the diameter range. The fatigue strength can be defined as a function of load properties (mean load and stress variation range), wire rope construction and terminal material as well as swage parameters. For the determination of the correlation between tensile strength, rope construction, material and rope diameter the number of stress cycle \bar{N} is determined on the minimum stress limit S_u/d^2 . As expected the maximum number of stress cycle increases slightly as the minimum stress limit becomes smaller. A clear mean stress dependence compared to [12] was not observed. By means of a linear multiple regression the test results are evaluated according to the method of least squares. Regression analysis serves to represent the relation between a dependent variable and the values of at least one argument. First attempts for cast sockets have been made by Feyrer [10] to describe the fatigue strength as a function of the load properties.

For identical rope construction the average number of stress cycle \bar{N} is a function of the stress variation range $2S_a/d^2$, the minimum stress $2S_u/d^2$ and the rope nominal

diameter d . This original regression equation gains two more terms due to the different wire strength and numbers of wires of the examined wire rope constructions. In the extended equation the constant a_5 includes the strength and a_6 the total number of wires. For the better transferability of the results the tensions are referred to the square diameter of the rope constructions. The average number of stress cycle \bar{N} is given by:

$$lg\bar{N} = a_0 + a_1lg\frac{2S_a \cdot d_0^2}{d^2 \cdot S_0} + a_2\frac{S_u \cdot d_0^2}{d^2 \cdot S_0} + a_3\left(\frac{S_u \cdot d_0^2}{d^2 \cdot S_0}\right)^2 + a_4lg\frac{d}{d_0} + a_5\frac{1}{lg\frac{R_m}{R_0}} + a_6lgz.$$

The investigation concluded that no uniform behaviour of the steel grades occurs. Even the graphical analysis of the single regression shows that an amount of data of 100 tension-tension tests is not sufficient to provide a significant regression analysis for Galfan-coated spiral strands. This can be attributed to the mechanical properties of Galfan-coated steel wires and the characteristics of the steel wire in the contact area between the layers under tensile load. Due to these test results an evaluation with the help of a multiple regression, separately according to materials, does not appear meaningful. To make a comparison between Galfan-coated and stainless spiral strands a reduced data set was selected. Three spiral strands with comparable wire diameters were selected to analyse the influence of crossing points and contact stresses. As a result of cold forming plastic deformation at the crossover of two wires clear press ellipses were determined, which are still visible after removing the zinc coating. For the rope constructions 1x7, 1x19 and 1x37 a regression analysis was undertaken without considering the regression a_4 in the above equation. The results of the regression analysis are presented in Table 1 and the regression statistics (coefficient R^2 and standard variation lgs) show a good correlation.

| wire rope surface | | Galfan-coated spiral strands | stainless spiral strands |
|----------------------|-------|------------------------------|--------------------------|
| wire material | | 1.0615 ... 1.0628 | 1.4301, 1.4401 |
| sleeve material | | 1.0570 | 1.4462 |
| regression constants | a_0 | 9,249 | 11,217 |
| | a_1 | -3,3103 | -2,545 |
| | a_2 | $-8,998 \cdot 10^{-5}$ | 0,0004 |
| | a_3 | $-2,52 \cdot 10^{-6}$ | $-1,2251 \cdot 10^{-6}$ |
| | a_4 | - | -0,147 |
| | a_5 | 13,385 | 1,262 |
| | a_6 | -0,534 | -0,399 |
| coefficient | R^2 | 0,931 | 0,830 |
| standard deviation | lgs | 0,108 | 0,183 |
| numbers of tests | n | 32 | 146 |

Table 1: Multiple regressions of spiral strands made of Galfan-coated and stainless spiral strands

From earlier investigations it is well-known, that wire rope constructions made of stainless steel clearly exhibit a lower lifetime than comparable constructions made of unalloyed steel wires, [5]. Due to the alloying constituents, stainless steel wires possess a lower tensile strength than carbon steel wires.

The investigations of unalloyed steel wires stated, that the fatigue strength under fluctuating stresses rises with increasing tensile strength. After drawing unalloyed steel wires exhibit the highest strength on the surface, while for the stainless steel material the maximum of the strength is in the inside, [11]. For Galvan-coated wire ropes these different self-equilibrating stresses (residual stress behavior) may lead to an increase of the fatigue behavior. The results shown in 3 confirm the expected higher fatigue strength of the open Galvan-coated spiral strands compared to cable constructions of steel grade 1.4401 and 1.4436. For the Galvan-coated strand 1x7 wire failure after $N=2 \times 10^6$ could not be determined for the cyclic stress range $2S_a/d^2=200 \text{ N/mm}^2$. In the diagram additionally the number of stress cycle for the stress variation range $2S_a/d^2=300 \text{ N/mm}^2$ are represented. For both materials the number of stress cycles for the construction of 1x37 is smaller than with 1x19. Depending on the material selection the numbers of cycles for the wire rope construction 1x37 are less than 80% (Galvan-coated steel wires) and 70% (stainless steel wires) compared to 1x19.

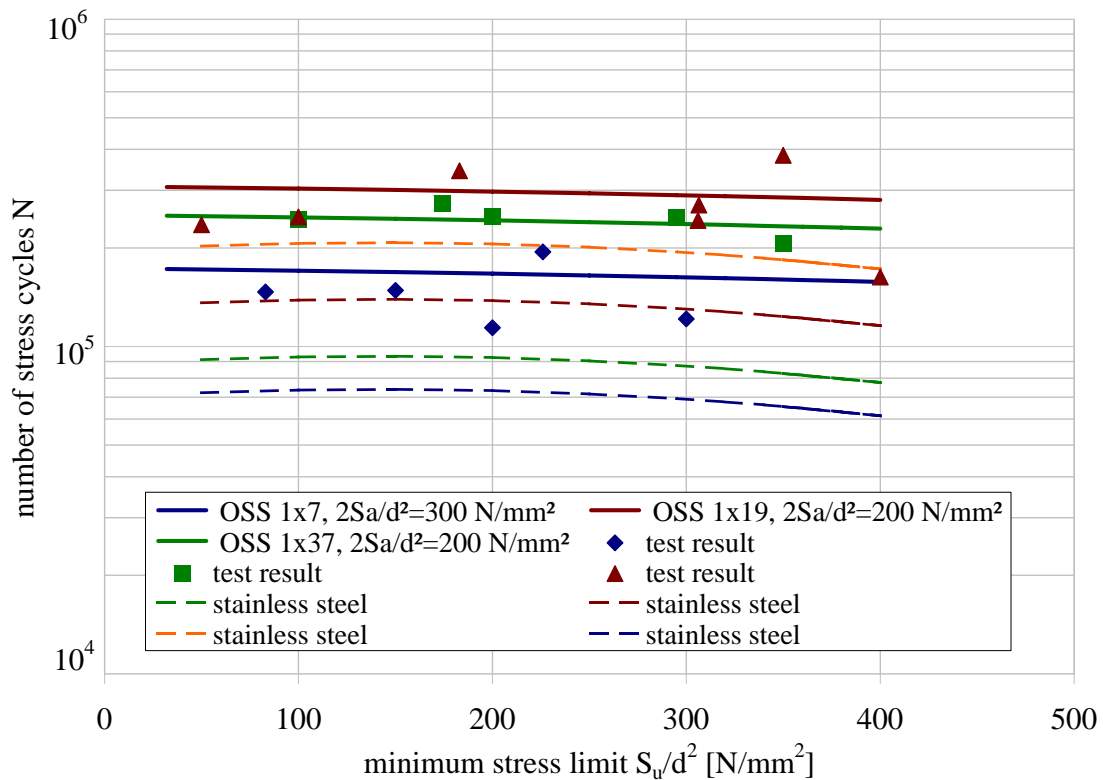


Figure 3: Comparison of Galvan-coated and stainless steel wire rope constructions

Open spiral strands 1x19 made from stainless wires exhibit around 45% of durability as the strand 1x7. Based on the results of the single respectively multiple regression the relationship of average value of number of stress cycle for Galfan-coated and stainless steel wires can be found. The low-cycle-fatigue of the open strand 1x37 made of Galfan-coated wires is about 2.6-times higher than the same rope construction of stainless steel. Galfan-coated spiral strands 1x7 and 1x19 show a 2.2-fold improvement in low-cycle-fatigue compared to the same construction made of stainless steel.

Influence of the wire rope termination

For the evaluation of the swaged terminals regarding safety and reliability it is necessary to compare swaged terminals with standardised e.g. cast sockets according to DIN EN 13411-4 [24]. To ensure comparability wire rope constructions with similar type and material properties have to be considered. In [12] and [69] Galfan-coated open spiral strands of the construction 1x37 with synthetic sockets were examined. The equation was implemented into an analysis program, which calculates the expected cycle number up to breakage of the rope by an input of the nominal rope diameter and the load parameters. The service prediction equation, which is based on the statistical evaluation of tension-tension tests, will be expanded in the future by testing additional rope constructions and parameters.

For constructions fixed with cast sockets the breakage occurs between the anchorages (on the free rope length). Therefore these terminals are referenced for the evaluation of the real rope breaking stress and the fatigue resistance of rope constructions. Different curve progressions were estimated using a multiple regression analysis. The statistical regression coefficient therefore is $B=0,64$. On the basis of [69] the results of four test specimens (47 samples) were used together for an extra regression analysis. For verification reference fatigue tests were done with the wire rope construction 1x37 with a diameter $d=20$ mm and synthetic (resin) sockets. The results of the comparison of the cast sockets and swaged terminal are shown in figure 4. The average numbers of cycles of ropes with cast sockets are up to 5-times greater than ropes, which are fitted with swaged terminals.

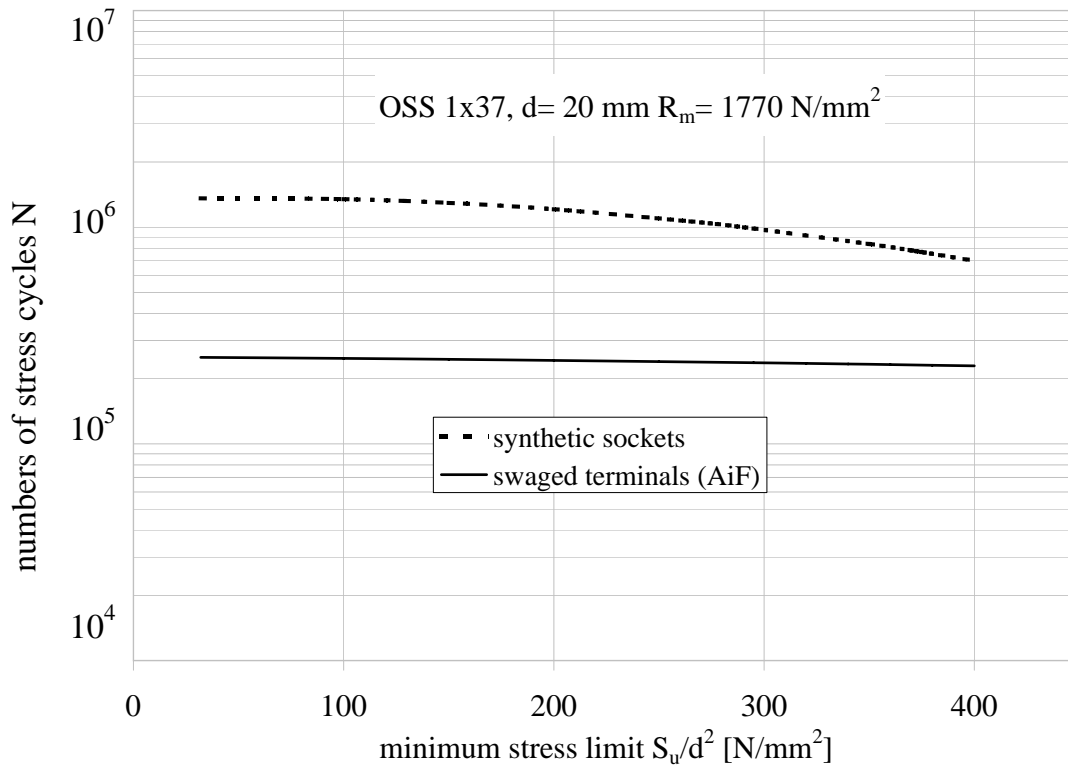


Figure 4: Regression curve for synthetic sockets [69] and swaged terminal

Summary and Outlook

In order to examine the endurance limit of high-strength wire ropes with swaged terminals, systematic investigations were undertaken investigating endurance as a function of: minimum load, stress variation range, material, and rope diameter for open spiral strands. The rope constructions were split in two groups of materials. For unalloyed and stainless steel wire ropes multiple regression equations have been found. The original equation described in [10] has been extended with the variables „guaranteed ultimate tensile strength of steel R_m “ and „number of wires z “. It was shown that for stainless steel spiral strands using this equation a good correlation with the test results is found. With increasing rope diameter the average value of number of stress cycle decreases for the same rope construction as expected. Clear mean stress sensitivity as found by Klöpfer [12] and [69] could not be determined with the available data.

The correlation between the equation and test results, which considers spiral strands made of unalloyed steel wires, is not satisfied. This is a result of the small number of tests and the large scatter in the test results. For unalloyed rope constructions (1x7, 1x19 and 1x37) with comparable single wire diameter a dependence on the total number of the single wires could be determined without considering the parameter of rope diameter.

Based on the research results it can be stated that the endurance limit of the open spiral

strands, arranged according to ascending influence, depends on guaranteed ultimate tensile strength, rope diameter, rope construction and wire material.

With increasing wire strength the examined Galfan-coated open spiral strands exhibit a higher endurance. For stainless steel wires the range of guaranteed ultimate tensile strength is much smaller than for unalloyed wires. Usually the maximum strength is about $R_m=1450 \text{ N/mm}^2$. Therefore the influence of the wire strength causes no significant enhancement of the numbers of cycles. With constant chosen parameter such as single wire diameters and wire strength the increasing number of wires reduces the endurance because of the additional pressures in the contact points due to different layer lay direction. Manufactured cable members made of carbon steel exhibit a higher low cycle fatigue than comparable constructions from the materials grades 1.4401 or 1.4436. For selected constructions ($d < 20 \text{ mm}$) made of carbon wire endurance was determined up to 2.6-times higher than for stainless steel wire rope members. The examined rope diameters $d=28 \text{ mm}$ continued this trend. The terminal dimensions for the rope diameter $d=28 \text{ mm}$ made of unalloyed steel S355 had already a failure by a stress variation range of $2S_a/d^2=150 \text{ N/mm}^2$ due to breakage of the thread. During the dimensioning of the terminal proportions the endurance limit of the thread has to be considered.

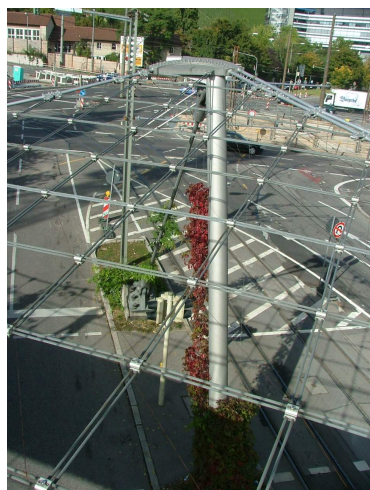
The open spiral strands tested with swaged terminals exhibit one fifth of the low cycle fatigue in relation to wire ropes manufactured with synthetic sockets. Regularly for both materials the wire breaks occur in or in the proximity of the swaging zone. The FE-Analysis has shown, that the resulting pressure between wire rope and sleeve after swaging is about $p=385 \text{ N/mm}^2$. This creates additional pressure in the contact points of the rope construction. The change of lay direction causes notch effects and stress concentrations. Fatigue related loads and the resulting pressure between the sleeve and the wire rope after swaging, lead to fatigue failure. The actual characteristics for wire ropes are not fully used. The influence of the resulting pressure was investigated by means of an additional swage degree $\varphi=D_0/D_W=1,15$. This optimisation leads to an increase of the number of stress cycles. On the other side it has to be guaranteed that the reduction of swaging degree will lead to an effective wire rope connection and that no sliding will occur under tensile load. When dimensioning swaged terminal both aspect (fatigue and tension) has to be considered. Therefore the friction coefficient should be increased by suitable choice of filling substances.

Using the Finite Element Method the contact pressure between the wire rope surface and the sleeve can be estimated for different swaging parameters. This paper presents a calculation to describe the load transmission considering the influence of grip and form closure. FE-based calculation is only available for certain construction element such as welded joint. For swaged terminal no experimental data are known. More than 300 fatigue tests were undertaken to estimate the fatigue behavior. The first steps towards using the Finite Element Method for calculation the fatigue limit for manufactured wire ropes have been made. To modify the presented calculation methods further research activities are necessary and essential.

1 Einleitung

1.1 Motivation

In eleganten und technisch überzeugenden Bauwerken spielen hochfeste Zugglieder als stehende Seile nach VDI 2358 [1] eine wesentliche Rolle. Stahlseile besitzen im Gegensatz zu Zugstäben und Profilen die Eigenschaft, dass bei ihnen die Festigkeit bei einem geringen Massengewicht deutlich höher ausfällt. Somit können Systeme zur Reduzierung des Eigengewichts besonders gut z.B. durch Seilnetze aufgelöst werden. In Abbildung 1.1 werden exemplarisch Bauwerke vorgestellt, die ohne den Einsatz von hochfesten Seilkonstruktionen in ihrer Transparenz und Leichtigkeit nicht möglich sind.



Brücke am Löwentor, Stuttgart



Neuer Flughafen Bangkok



IGA Rad- und Fußgängerbrücke, Stuttgart



Turm im Killesbergpark, Stuttgart

Abbildung 1.1: Anwendungsbereiche der hochfesten Seil-Zugglieder im Bauwesen

Zum Einbau von hochfesten Stahlseilen an Trag- und Anschlusskonstruktionen müssen diese mit Seilendverbindungen ausgestattet bzw. konfektioniert werden. Die Dachkonstruktion des Münchner Olympia Stadiums war eines der ersten Bauvorhaben in Deutschland, in dem Seilendverbindungen aus unlegiertem Stahl, die durch Kaltumformung der Hülse unlösbar mit dem Stahlseil verbunden sind, eingebaut wurden. Je nach Seildurchmesser und Seilkonstruktion kann diese Herstellung durch die Verfahren

- Hämmern,
- Pressen,
- Ziehen oder
- Walzen

erfolgen. Aufgrund wirtschaftlicher Aspekte hat sich das Walzverfahren in den letzten 30 Jahren durchgesetzt und gilt bis heute als Stand der Technik. Man bezeichnet gewalzte Seilendverbindungen auch als Fittinge, Pressverbindungen oder Bolzenverpressungen.

Seil-Zugglieder und ihre Endverbindungen sind in der Stahlbaunorm DIN 18800-1:1990-11 [2] geregelt. Ein wesentliches Kriterium für den Einsatz ist der so genannte Verlustfaktor k_e , der den Einfluss der Seilendverbindung auf die Tragfähigkeit des konfektionierten Zuggliedes berücksichtigt. Den größten Wirkungsgrad erzielen Seilvergüsse aus Metall und Kunstharz (Kunststoff). Je nach Wahl der Endverbindung ist gegenüber der Verwendung von Vergussverankerungen eine Reduzierung der Tragkraft um bis zu 15% (siehe Tabelle 1.1) erforderlich. Diese Tragkraftreduzierung ist auf die Wirkungsweise zurückzuführen, auf die später näher eingegangen wird.

| Seilendverbindung | Verlustfaktor k_e |
|--|---------------------|
| Seilvergüsse aus Metall und Kunststoff | 1,0 |
| Flämisches Auge mit Pressverbindung | 1,0 |
| Aluminium-Pressverbindung | 0,9 |
| Drahtseilklemme | 0,85 |

Tabelle 1.1: Verlustfaktoren k_e nach DIN 18800-1:1990-11 [2]

Obwohl eine Vielzahl von Tragwerken mit diesen Fittingen verwirklicht wurden, liegen zurzeit keine Normen oder technische Regeln für die Herstellung und Bemessung dieser Endverbindung vor. In Deutschland dürfen solche Fittinge nach Bauregelliste nur verwendet werden, wenn für sie eine allgemeine bauaufsichtliche Zulassung (abZ) vorliegt oder eine Zustimmung im Einzelfall (ZiE) bei der zuständigen Baubehörde erteilt wird. Die für den Baubereich erhältlichen zugelassenen Systeme wie zum Beispiel Z.14.7-411 [3] und Z.14.7-413 [4] stellen keine standardisierten Produkte dar.

Die Beurteilung des Tragverhaltens dieser Pressfittings erfolgte in den letzten Jahren ausschließlich experimentell. Anhand erster Bemessungsempfehlungen, die nach [5] auf Parameterstudien der Hülsenabmessungen basieren, lässt sich der Verlustfaktor k_e von Seilendverbindungen beurteilen. Diese Untersuchungen verfolgen Forschungsarbeiten mit Ziehhülsen [6],[7] und Bolzenverpressungen [8]-[10] weiter. Allerdings reichen die bisher zur Verfügung stehenden Bemessungskriterien nicht aus, um die notwendigen Zugversuche an diesen Endverbindungen durch analytische Berechnungen zu ersetzen. Der technologische Wandel hat zur Folge, dass laufend neue Erkenntnisse der Forschung und Entwicklung verarbeitet und in die Praxis umgesetzt werden müssen. Dies umfasst sowohl die Materialforschung (neue Korrosionsschutzsysteme, neue Materialien z. B. nichtrostende bzw. hochfeste Stähle) als auch die neueren Entwicklungen bei der Herstellung der Stahlseile (Drahtanzahl und Füllfaktoren) und Seilendverbindungen (wie zum Beispiel Pressfittings oder Schraubterminals). Fehlende Berechnungsmodelle erschweren die Beurteilung einer zuverlässigen Seilendverbindung.

Neben der statischen Zugbelastung liegen kaum Kriterien vor, die es ermöglichen, ein optimales Bauteilverhalten unter ermüdender Zugbeanspruchung zu erzielen. Von Feyrer [10] und [11] wurde auf der Basis von wenigen Zugschwellversuchen für Seilvergüsse eine Regressionsgleichung zur Berechnung der Lebensdauer zugschwellbeanspruchter Seile entwickelt. Durch die Arbeiten von Klöpfer [12] wurde diese Lebensdauergleichung umfangreich erweitert und verbessert. Exemplarisch sind in [5] und [9] für wenige Parameter Zugschwellversuche für Presshülsen erfolgt. Anhand der zur Verfügung stehenden experimentellen Versuchsergebnisse ist es somit nicht möglich, eine Übertragungsfunktion der Ergebnisse der Lebensdauergleichung für Stahlseile mit Seilvergüssen auf Seilkonstruktionen, die mit Presshülsen konfektioniert sind, zu bestimmen.

Beim Einsatz von Simulationsprogrammen (z.B. FEM-Anwendungen) sind experimentelle Untersuchungen zum Zug- und Zugschwellverhalten für eine konsequente Verifizierung der FEM-Ergebnisse unerlässlich, da häufig keine mathematischen Beschreibungen zum Lösen dieser Aufgabe zur Verfügung stehen. Die Berechnungsansätze, die in der vorliegenden Arbeit vorgestellt werden, sollen zu einer Reduzierung der großflächigen Versuchsprogramme für Seilkonfektionäre und ausführende Unternehmen und damit zu einer Reduzierung der wirtschaftlichen Belastung aufgrund von kosten- und zeitintensiven Reihenversuchen beitragen.

1.2 Ziele und Gliederung der Arbeit

Die vorliegende Arbeit befasst sich mit der Wirkungsweise von gewalzten Seilendverbindungen unter Zug- und Zugschwellbeanspruchung. Diese Seilendverbindung stellt eine nichtlösbare mechanische Verbindung dar, die sowohl statische (ruhende) als auch dynamische (zeitlich veränderliche) Lasten übertragen kann. Das wesentliche Merkmal einer dauerhaften Verbindung ist die Definition der Wirkungsweise bzw. deren Tragfähigkeit.

Bei kaltumgeformten Fittings entsteht durch das Herstellungsverfahren und die charakteristischen Seileigenschaften eine mechanische Verbindung, die eine Kombination aus Kraft- und Formschluss darstellt. Die genaue Kraftabtragung zwischen Seil und Stahlhülse bzw. umgekehrt lässt sich nicht einfach ermitteln, da einerseits die Pressungsverhältnisse zwischen der Seilkonstruktion und dem Hülsenmaterial und andererseits das Verhalten der Seildrähte im Verband von bisher nicht definierten Verformungs- und Berührungsverhältnissen abhängig ist. Die Problemstellung wird daher in einen theoretischen und experimentellen Teil gegliedert. Ziel dieser Arbeit ist es, die Wirkungsweise der gewalzten Seilendverbindung unter Zugbelastung theoretisch mit den Wirkprinzipien Kraft- und Formschluss in geeigneten Berechnungsansätzen zu berücksichtigen und die Verpressung mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode theoretisch zu beschreiben.

Weltweit sind unterschiedliche Presshülensysteme verfügbar, die u.a. Motivation waren für die systematischen Untersuchungen in [5]-[11]. Um dagegen für Seilkonstruktionen mit Presshülsen ein Lebensdauermodell für den Betriebsfestigkeitsnachweis erstellen zu können, muss zunächst eine Datenbasis zur Beschreibung der Wöhlerlinien geschaffen werden, weil für gewalzte Seilendverbindungen nur exemplarische Untersuchungen (siehe Kapitel 2) vorliegen. Zum Schließen der sicherheitsrelevanten Lücke wird im zweiten Teil der Arbeit daher das Zugschwellverhalten experimentell ermittelt und es werden erste Bemessungsempfehlungen für den Einsatz und Nachweis von gewalzten Seilendverbindungen formuliert.

Die Arbeit beginnt in **Kapitel 2** mit der Entwicklung von Seilendverbindungen und geht auf den Stand der Technik ein. Es findet hierzu eine Unterscheidung zwischen genormten und nicht genormten Endverbindungen statt. Der Schwerpunkt liegt dabei zunächst auf dem Zugverhalten von Stahlseilen mit Presshülsen. Die vorliegenden Ergebnisse des Zugschwellverhaltens fasst der Abschnitt 2.4.6 zusammen.

In **Kapitel 3** folgt die Darstellung der zum Verständnis des Lastabtragungsverhaltens von Fittings erforderlichen Grundlagen. Die Wirkungsweise der gewalzten Seilendverbindung wird in Komponenten zerlegt und die wesentlichen Übertragungswege, von der Presshülse auf die Seilkonstruktion bzw. umgekehrt, vorgestellt. Darüber hinaus werden analytische Berechnungsmodelle, ausgehend von dickwandigen Zylindern unter Außendruck und die aus der Umformtechnik resultierenden Walzparameter beschrieben. Basierend auf der Zusammenstellung der für die Bemessung notwendigen Kennwerte werden diese für die späteren Untersuchungen des erforderlichen Fugendrucks

sinnvoll eingegrenzt und verschiedenen Wirkungsweisen gegenübergestellt.

Kapitel 4 beschreibt die FE-Modellierung der Pressverbindung für den Nachweis unter Zugbeanspruchung. Besonderes Augenmerk wird hier auf die Modellentwicklung zur Bestimmung des Fugendrucks gelegt. Durch schrittweise Abstraktion der Verpressung wird der vorhandene Fugendruck ermittelt und eine Modellberechnung für die maximale Seilzugkraft unter Berücksichtigung der Fugendruckwerte aus der FEM-Berechnung angegeben. Den Abschluss des Kapitels bildet die Beurteilung der Abbildungsvorschrift durch einen Vergleich der FE-Berechnungen mit den Ergebnissen der durchgeführten Versuche.

Die experimentellen Grundlagenuntersuchungen der Zugschwelleigenschaften von offenen Stahlseilen aus Galfan-verzinkten und nichtrostenden Stählen sind Gegenstand des **Kapitels 5**. Es werden verschiedene Versuchsreihen vorgestellt, die aufzeigen, wie sich das Zugschwellverhalten durch Beeinflussung einzelner Parameter wie z.B. Seilbelastung (Schwingweite und Oberlast), Drahtwerkstoff (Korrosionsschutzsysteme), Seilkonstruktion, Endverbindung (Pressgrad) unterscheidet. Es wird zuerst eine Lebensdauergleichung für Spiralseile mit Pressverbindungen bestimmt und danach ihre Übertragbarkeit auf unterschiedliche Materialien, Seileigenschaften und Fittingsabmessungen beschrieben bzw. bewertet.

Den Abschluss der Arbeit bildet **Kapitel 6** mit einer Zusammenfassung und Schlußfolgerung aus den erarbeiteten Ergebnissen sowie einem Ausblick auf die sich anschließenden Forschungsmöglichkeiten.

2 Stand der Technik

2.1 Entwicklung der hochfesten Seil-Zugglieder

Zugbeanspruchte Konstruktionen sind bereits aus dem Altertum und dem Mittelalter bekannt. Der Einsatz von Seilen aus pflanzlichen und tierischen Fasern (z.B. Hanfseile) ermöglichte die Überwindung von topographischen Hindernissen und war somit über Jahrhunderte hinweg der einzige Antrieb zur Entwicklung und zum Bau von weitgespannten, zugbeanspruchten Tragwerken. Die kurze Haltbarkeitsdauer von Faserseilen zeigte deutlich die Nachteile des Naturprodukts auf. Mit Beginn der Neuzeit und Stahlproduktion wurden erste wissenschaftliche Untersuchungen zum Tragverhalten von Stahlgliedern angestrengt. Grundlegende Erkenntnisse wurden im 16. und 17. Jahrhundert publiziert und stellen bis heute noch Grundsysteme in Hinblick auf die statische Berechnung der Tragwerke dar. Die rasante Entwicklung der industriellen Revolution im 18. und 19. Jahrhundert beeinflusst nachhaltig die bis zu dieser Zeit verwendeten Baumaterialien Holz und Stein. Die Möglichkeit, große Mengen an gezogenen Eisen- und Stahlsträngen herzustellen, löste schnell die bisher üblichen Zugstabsysteme aus Flacheisen und Kettengliedern ab. Unter Einsatz der Schmiedearbeit wurden alternative Veränderungsmöglichkeiten entwickelt.

Die treibende Kraft zur weiteren Entwicklung der Zugglieder waren jedoch nicht bautechnische, sondern fördertechnische Belange. Für die Herstellung von Eisen- und Stahlerzeugnissen waren Rohstoffe erforderlich, die zunächst in großen Mengen wirtschaftlich zu Tage gefördert werden mussten. Die Erfindung und Entwicklung der ersten Drahtseile geht daher auf den Bergbauingenieur W.A.J. Albert (1787-1846) zurück. Ihm gelang es im Jahre 1834, die rasch verschleißenden Kettenglieder durch verseilte Einzeldrähte zu ersetzen. Die Entwicklung der Verseilmaschinen trug zum Fortschritt in der Drahtseilproduktion bei und ermöglichte die Herstellung großer Mengen mit gleichbleibender Qualität.

J. A. Röbling (1806-1869) setzte Drahtseile im Brückenbau ein und trug maßgeblich zur Verbreitung der Stahldrahtseile bei. Mit dem Bau der Brooklyn Bridge (1869-1883) avancierte das Stahlseil zur Schnittstelle zwischen den beiden klassischen Ingenieurbereichen Bau- und Fördertechnik. Mit der kontinuierlich anwachsenden Drahtseilproduktion wuchsen auch die technisch realisierbaren Spannweiten. Der Einsatz der Drahtseile wurde im Baubereich ab 1960 in den weitgespannten leichten Flächentragwerken etabliert. Die systematische Weiterentwicklung der Draht- und Seilherstellung und der Einsatz neuer Werkstoffe wie z. B. hochfester Stähle erweiterte das Anwendungsspektrum und die maximale Zugbelastung der Drahtseile. Parallel zur Optimierung der Drahtseilkonstruktionen musste die Verankerung der Drahtseile untersucht werden.

Bei Verwendung von Faserseilen erfolgt die Anbindung an ein Bauteil durch Verschlingung der Seilenden (Knoten). Eine Knotenausführung ließ sich bei Stahlseilen nur schwer herstellen. Schlaufen, die durch einen Spleiß hergestellt werden, finden heute

noch im Bereich der Seilbahnen Anwendung. Im Bereich der Bautechnik konnte sich diese Endverbindung nicht durchsetzen.

Der Bau des Deutschen Pavillons zur Weltausstellung 1967 in Montreal war der Auftakt zum weltweiten Einsatz von Drahtseilen. Zunächst wurden Seile mit metallischen Vergüssen und Talurit-Pressklemmen verwendet. Der Wandel der Architektur zu filigranen und transparenten Überdachungen forderte eine hohe Flexibilität an die konstruktive Ausführung der Seilendverbindung. Ein maßgebendes Kriterium war und ist die maximal übertragbare Zugkraft der Endverbindung. Im Sonderforschungsbe-
reich (SFB) 64 „Weitgespannte Flächentragwerke“ der Deutschen Forschungsgemeinschaft wurde an der Universität Stuttgart zwischen 1970 und 1984 fächerübergreifend u.a. auf dem Gebiet der Seiltechnologie geforscht, [7] und [13]-[17]. Es konnten Anwendungskriterien für Seil-Zugglieder und deren Verankerung definiert werden, die Bestandteile der heutigen Stahlbaunormen sind. Die technischen Entwicklungen bis zum heutigen Stand zeigen, dass hochfeste Stahldrahtseile in der Bautechnik immer häufiger zum Einsatz kommen, weil

- die Herstellung der Einzeldrähte wirtschaftlich überwiegt und deren Eigenschaften zu biegeweichen Zugglieder zusammengefasst werden können,
- höhere Lasten über Seil-Zugglieder übertragen werden können als mit Zugstäben gleichen Durchmessers,
- eine einfache Montage und Demontage für temporäre Bauwerke möglich ist,
- sie eine breite Variation der Anschlussmöglichkeiten bieten und
- sich filigrane und transparente Bauwerke in einer modernen Architektur realisieren lassen.

Die Konstruktionen des Leichtbaus machen es dabei zunehmend erforderlich, dass die hochfesten Seil-Zugglieder neben statischen (ruhenden) Lasten auch dynamische (zeitlich veränderliche) Beanspruchungen aufnehmen können. Die technischen Entwicklungen haben gezeigt, dass vor allem die leichten Flächentragwerke aufgrund ihres geringen Massengewichts schwingungsanfällig sind. Daher gewinnt die Ermüdungsfestigkeit der Seile immer mehr Bedeutung. Größtenteils liegen Ergebnisse aus Zugschwellversuchen für Vergussverankerungen vor, vergleiche [7]-[17].

Seilkonstruktionen, insbesondere offene Spiralseile mit Presshülsen, wurden in den letzten Jahren nur vereinzelt einer Dauerschwingprüfung unterzogen. Bei den vorliegenden Untersuchungen wurden die Einflussfaktoren „Seilgeometrie“, „Drahtwerkstoff“ und „Seilbelastung“ nur wenig variiert, da diese Untersuchungen sehr kosten- und zeitintensiv sind. Somit ist es bisher nicht möglich, eine Übertragungsfunktion zu erstellen, um anhand der vorhandenen Datenmenge Rückschlüsse auf das Tragverhalten von Presshülsen unter zugschwellender Beanspruchung zu ermitteln. Im experimentellen

Teil dieser Arbeit (siehe Kapitel 5) werden die Ergebnisse des Sonderforschungsbereichs SFB 64 „Weitgespannte Flächentragwerke“ und der am Institut für Fördertechnik und Logistik (IFT) der Universität Stuttgart durchgeführten Forschungsprojekte fortgeführt, um das Zug- und Zugschwellverhalten von offenen Spiralseilen mit gewalzten Fittingen umfassend zu untersuchen und zu bewerten. Eine statistisch abgegrenzte Beurteilung des Ermüdungsverhaltens von gewalzten Seilendverbindungen im Zeit- und Dauerfestigkeitsbereich ist zurzeit nicht möglich, da die Belastungsgrenzen erst experimentell festgestellt werden müssen, siehe Kapitel 5. Zum Schließen dieser sicherheitsrelevanten Lücke wird in dieser Arbeit das Tragverhalten der Seilendverbindung getrennt nach der Zug- und Zugschwellbeanspruchung analysiert.

Um Stahlseile mit gewalzten Seilendverbindungen wirtschaftlich einsetzen zu können, sind die Vorgänge im Bereich der Seilendverbindung explizit zu untersuchen. In den nachfolgenden Abschnitten dieses Kapitels wird zunächst auf die unterschiedlichen Wirkungsweisen von herkömmlichen Endverbindungen eingegangen. Ein besonderes Augenmerk wird auf die Eigenschaften von nicht genormten Seilendverbindungen unter statischer Zugbeanspruchung gelegt, um die Grundlagen für eine Abbildungsvorschrift der Kraftabtragung zwischen Hülse und Seil zu erarbeiten. In Abschnitt 2.4.6 wird über die vorliegenden Arbeiten zum Einfluss der Zugschwellbelastung an Bolzenverpressungen (Fittingen) berichtet. Eine ausführliche Beschreibung der umfangreichen Untersuchungen im AiF- Forschungsprojekt Nr.13750 N/1 „Vergleich der Zugschwelleigenschaften von Bolzenverpressungen für Stahlseile mit unterschiedlichen Werkstoffen“ [18] und [19] folgt in Kapitel 5.

2.2 Klassifizierung der Seilendverbindungen

Für den Anschluss der Stahlseile stehen seit Jahrzehnten unterschiedliche Seilendbefestigungen zur Verfügung. Ein wesentliches Kriterium der Endverbindung ist ihre Montagemöglichkeit. Je nach Verbindungsart wird in lösbare und nichtlösbare Seilbefestigungen unterschieden. Abbildung 2.1 zeigt Beispiele für Seilendverbindungen, die am IFT untersucht werden.

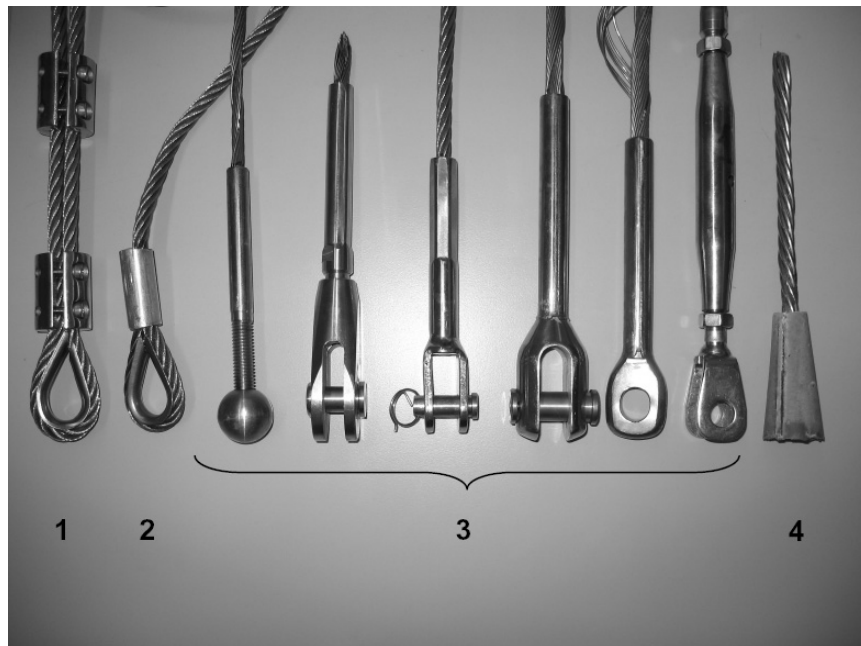


Abbildung 2.1: Beispiele aus dem Baubereich für lösbare (1) und nichtlösbare (2 bis 4) Seilendverbindungen

Beispiele für geschraubte Seilendverbindungen sind Klemmringe (1), Biegelklemme nach DIN EN 13411-5:2003-09 [22] oder Klemmverbindungen wie z. B. STA-LOK[®]. Neben Aluminium-Pressklemmen (2) nach DIN EN 13411-3:2002-05 [23] werden vor allem die so genannten Fittinge (3) durch Kaltumformung des Hülsenmaterials dauerhaft mit dem Drahtseil befestigt. Der Nachteil der Aluminium-Pressklemmen liegt in der konstruktiven Anbindung an eine Konstruktion. Stahlpresshülsen dagegen können mit unterschiedlichen Köpfen ausgestattet werden. Eine weitere, nichtlösbare Seilendverbindung sind Vergüsse aus Metall oder Kunstharz (4) nach DIN EN 13411-4:2002-05 [24]. Je nach Vergussmaterialwahl ist die Herstellung dieser Seilendverbindung gegenüber der Stahlpresshülse sehr arbeitsintensiv.

Zur Kraftübertragung zwischen Seil und Hülse werden unterschiedliche Verbundwirkungen aktiviert. Zur Beschreibung der mechanischen Wirkungsweise kommen für die Seilendverbindung unterschiedliche Kombinationen von Stoff-, Reib- und Formschluss zum Tragen. Eine Systematik dieser Kombinationen zeigt Abbildung 2.2.

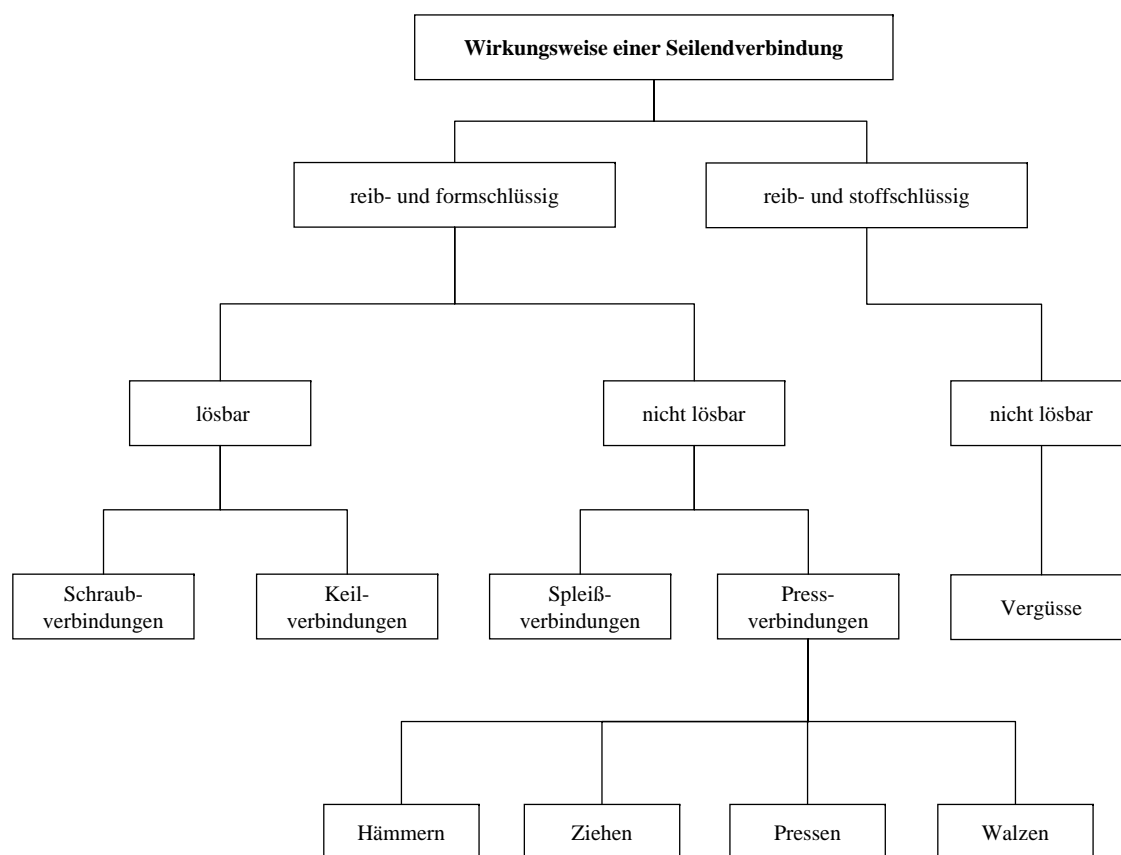


Abbildung 2.2: Wirkungsweise der Seilendverbindungen in Anlehnung an [25]

Neben Dauerhaftigkeit und Produktionskriterien spielt vor allem die übertragbare Zugkraft und deren Wirtschaftlichkeit ein wesentliches Entscheidungskriterium für die Wahl der Seilendverbindung. Im folgenden werden genormte und nicht genormte Seilendverbindungen hinsichtlich ihrer Tragfähigkeit vorgestellt.

2.3 Genormte Seilendverbindung

Im Laufe der Jahre wurden für einige Seilendverbindungen Normen [22]-[24] und [26]-[29] entwickelt, die die Herstellung sowie die Tragfähigkeit der konfektionierten Drahtseile regeln. Zur Beurteilung der Tragkraft des konfektionierten Seil-Zuggliedes wird der Wirkungsgrad als Verhältnis der wirklichen Bruchkraft zur Mindestbruchkraft bestimmt. Je nach Seilendverbindung unterscheiden sich die einzelnen Wirkungsgrade nach Tabelle 2.1 deutlich. Als verlustfrei werden Seilendverbindungen gezeichnet, die im Ergebnis der Zugversuche keine äußeren, die Bruchkraft mindernden Einflüsse beinhalten, so dass der Bruch auf freier Strecke², d.h. zwischen der Endverankerung, eintritt.

²Bruch auf freier Strecke ist ein Begriff aus der Seiltechnik und bezeichnet den Bruch des Stahlseiles zwischen den Seilendverbindungen.

Vergussverankerungen erfüllen dieses Kriterium, so dass der Wirkungsgrad 100% der Mindestbruchkraft der Seilkonstruktionen entspricht. Je nach Wahl der Endverbindung muss eine Reduzierung des Wirkungsgrad um bis zu 20% berücksichtigt werden.

| Seilendverbindung | | Norm DIN EN | max. d | $k_e = F_{\text{Bruch}}/F_{\text{min}}$ |
|-------------------|------------------|----------------------|---------------|---|
| lösbar | Bügelklemme | 13411-5 | ≤ 78 mm | 80% |
| | asym. Seilchloss | 13411-6 | ≤ 32 mm | 80% |
| | sym. Seilchloss | 13411-7 ³ | ≤ 20 mm | 80% |
| nicht lösbar | Spleiss | 13411-2 | ≤ 60 mm | 80% |
| | Pressklemme | 13411-3 | ≤ 60 mm | 90% |
| | Verguss | 13411-4 | ≤ 180 mm | 100% |
| | Seilschuh | 2357 | $\leq 6,4$ mm | 100% |

Tabelle 2.1: Genormte Seilendverbindungen nach [22]-[24] und [27]-[29]

Seilschuhe sind Stahlhülsen, die durch Spezialwerkzeug auf Rundlitzenseile der Konstruktionen 7x7 oder 7x19 aufgequetscht werden. Zum Einsatz kommt diese Endverbindung als Steuerseile im Flugzeugbau. Aufgrund der aufwendigen Herstellung werden Vergussverankerungen nicht als Serienfertigung für den Bausektor produziert, sondern bilden vornehmlich Sonderlösungen in speziellen Einsatzgebieten, in denen große Zugkräfte abgetragen werden müssen oder erhebliche Schwingungen durch Lastwechsel zu erwarten sind (z. B. Brücken- und Mastabspannungen). Bis zu einem Seilnennendurchmesser $d_s \leq 36$ mm lassen sich Seil-Zugglieder besonders wirtschaftlich mit gewalzten Fittingen herstellen. Im Gegensatz zu Vergüssen entfällt hier die zeitaufwendige Herstellung der Drahtbesen und der Platzbedarf der Werkzeuge bzw. Maschinen ist gering. Aufgrund ihrer schlanken Abmessungen und der variablen Anschlussformen werden diese Presshülsen verstärkt im konstruktiven Ingenieurbau eingesetzt. Für die Herstellung und/oder die Bemessung von kaltumgeformten Stahlhülsen existieren bis auf DIN EN 2357:1989-11 [29] keine weiteren Normen oder Regelwerke.

2.4 Nicht genormte Seilendverbindung

Neben den bereits erwähnten Seilendverbindungen gibt es eine Vielzahl von Befestigungselementen, die in keinem Regelwerk definiert werden. Der Vorteil von geschraubten oder keilförmigen Seilendverbindungen, wie zum Beispiel STA-LOK[®]-Fittinge, ist, dass diese vor Ort ohne großen Maschinenaufwand konfektioniert werden können. Allerdings sind die Endverbindungen meist auf einen Seildurchmesserbereich kleiner 26 mm begrenzt. Trotz fehlender Normen für die Herstellung dauerhafter, kaltumgeformter Seilendverbindungen werden in den unterschiedlichsten Bereichen der Bau- und Fördertechnik Stahlhülsen eingesetzt, die durch die Verfahren Hämmern, Pressen, Ziehen und Walzen hergestellt werden.

³Entwurf, Stand 08/2005

Für die Herstellung gehämmelter Hülsen sind spezielle Maschinen erforderlich, die nur für diese Produktion verwendet werden können. Als Drahtseile eignen sich hierfür ausschließlich Litzenseile bis zu einem maximalen Seildurchmesser von $d=16$ mm. Im Rahmen einer bauaufsichtlichen Zulassung wurde eine Litzenkonstruktion (7x7, Werkstoffnr. 1.4401, $d=8$ mm) untersucht. Dabei stellte man fest, dass die Herstellung stark von dem Werkzeugverschleiß und dem manuellen Einführen der Hülsen in den Hämmerapparat abhängig ist und sich dies in einem Wirkungsgrad von rund 70% der Mindestbruchkraft auswirkt. Das Herstellungsverfahren Hämmern spielt in sicherheitstechnischen Anforderungsbereichen aufgrund der Beschränkung auf Rundlitzenseile und der relativ geringen Tragfähigkeit eine untergeordnete Rolle, so dass im Weiteren ausschließlich die Untersuchungen an gezogenen, gepressten und gewalzten Seilendverbindungen vorgestellt werden. Dabei wurde ein Einfluss der Zusatzbeanspruchung in der Endverbindung aufgrund der Querbelastrung in der Verpressung auf die Beanspruchbarkeit festgestellt. Zahlreiche Zugversuche mit Parameterstudien der Hülsenabmessungen verdeutlichen, dass die Pressparameter (Hüsendurchmesser vor und nach dem Walzen, Einstecklänge etc.) einen entscheidenden Einfluss auf die übertragbare Zugkraft des Seil-Zuggliedes haben. Ferner wurde beobachtet, dass die Hülsenauswahl stark von der eingesetzten Seilkonstruktion abhängt.

2.4.1 Untersuchungen an Ziehhülsen

Bis 1940 wurden hauptsächlich Vergussverankerungen mit Weichmetallen oder Zinklegerung eingesetzt. Diese Endverbindungen haben gegenüber anderen Drahtseilendbefestigungen den Vorteil, dass bei sorgfältiger Herstellung kein Tragkraftverlust feststellbar ist und der Seilbruch auf freier Strecke auftritt. Mit Beginn des Zweiten Weltkriegs machten es politische und wirtschaftliche Zwänge erforderlich, den metallischen Verguss durch eine gleichwertige Verbindung zu ersetzen. Auf Grundlage der bis dato verwendeten Ziehhülsenkupplungen, die im Flugzeug-, Schiff- und Freileitungsbau eingesetzt wurden, untersuchte Beck in seiner Dissertationsschrift von 1940 [6] die Anwendung einer Ziehhülse aus Kohlenstoffstählen (St 50.11 gegläht, sowie aus vergüteten Stählen St C 60.61, VCN 45w und CNM 30) für Rundlitzenseile der Konstruktion 6x19 mit Fasereinlage und einem Seilnenndurchmesser von $d=2$ mm bis $d=19$ mm. Abbildung 2.3 zeigt eine in [6] verwendete Ziehhülse für den Seildurchmesser $d=19$ mm. Die Herstellung der Ziehhülsenkupplung erfolgte mit der in Abbildung 2.4 gezeigten Vorrichtung mit handbetriebener Ölpumpe und einer maximalen Ziehkraft von 200 kN.

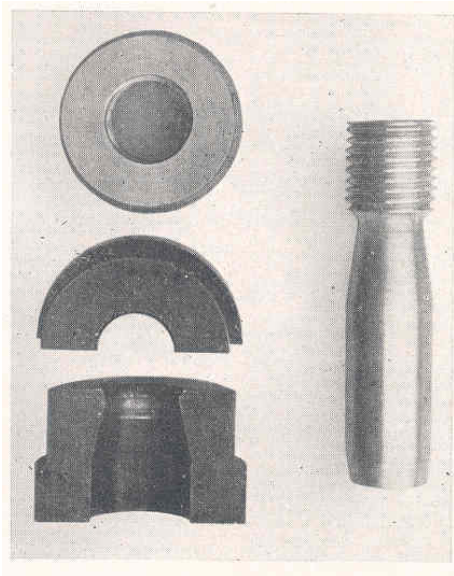


Abbildung 2.3: Ziehhülse für $d_s=19$ mm nach [6]

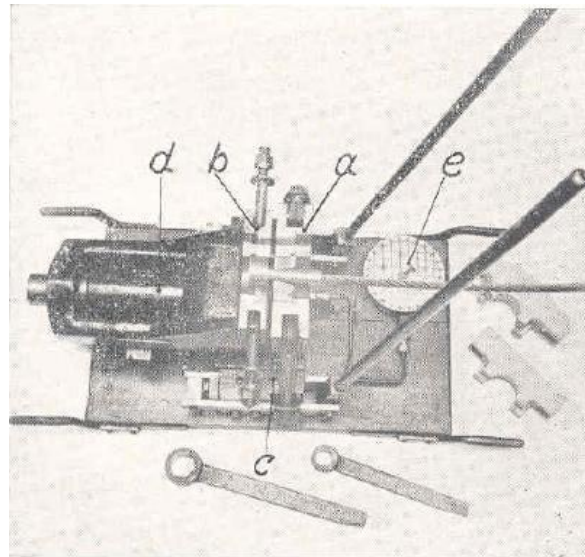


Abbildung 2.4: Ziehhülsewerkzeuge nach [6]

Beck konnte bei seiner Auswertung die beim Ziehen von Rohren erlangten Erfahrungswerte auf die Ziehhülse abwandeln und anwenden. Auf diesen Grundlagen wurden die Abmessungen der Hülsen festgelegt, die eine wirtschaftliche Seilendverbindung mit geringem Tragkraftverlust darstellen. Des Weiteren wurden umfangreiche Untersuchungen hinsichtlich der Ziehwerkzeuge, der Ziehgeschwindigkeit sowie des Einflusses der Schmierung und der Festigkeit der Hülsenwerkstoffe durchgeführt. In [6] wurde gezeigt, dass die erforderliche minimale Einstecklänge für Seile mit einem Durchmesser ≤ 11 mm je nach Seilkonstruktion von 3,4-fachen Seilennendurchmesser auf 4,3xd erhöht werden muss. Dies ergibt sich nach Beck durch den unterschiedlichen Seilaufbau und den damit verbundenen Anteil der äußeren Lagen am metallischen Querschnitt (Tabelle 2.2).

| Seil d | Norm | Aufbau | Drähte | Anteil | Einstecklänge |
|--------|---------|--------------------|--------|--------|---------------|
| 2 | DIN L 9 | $6x(1+6)+1H$ | 42 | 86% | 3,2d |
| 3,5 | | $6x(1+6+12)+1H$ | 114 | 63% | 4,3d |
| 6 | | $6x(1+6+12+18)+1H$ | 222 | 49% | 4,5d |

Tabelle 2.2: Einfluss des Seildurchmessers auf die minimal erforderliche Einstecktiefe nach Beck [6]

^afeststehende Waage für das Zieheisen

^bbewegliche Waage für das Halteeisen

^cÖlpumpe

^dDruckzylinder

^eManometer

Allerdings wurde von Beck der Innendurchmesser der Presshülse nicht definiert. Vielmehr ist die Wahl des Stahlstiftdurchmessers abhängig von der Seildurchmessertoleranz und der Presshülse. In [6] wird daher vermerkt, dass der Stahlstift so zu wählen ist, dass ein selbsttätiges Herausdrehen oder ein Rutschen des Seils in der Hülse nicht möglich ist. Eine Aussage über die Wahl der Innenbohrung und eine damit verbundene Aussage über die Gebrauchstauglichkeit und das Tragverhalten des konfektionierten Zuggliedes ist somit nicht möglich. Das von Beck beschriebene Herstellungsverfahren Ziehen erfordert ferner ein sorgfältiges Arbeiten und hängt stark von der Wahl der Seilkonstruktion ab.

Bei den von Beck durchgeführten Zugversuchen wird nach Abbildung 2.5 bei einem Abzugsgrad⁴ von 40% eine Tragfähigkeit von 85 bis 98,5% gegenüber der wirklichen Seilbruchkraft erzielt. Die erforderliche Einstecklänge hängt dabei wesentlich von der untersuchten Seilkonstruktion ab und nimmt Werte zwischen 3,4xd und 6,2xd an. Wird die Hanfseele nicht durch einen Stahldorn ersetzt, so reduzierte sich die Tragfähigkeit um bis zu 15,7%. Zurückzuführen ist dies nach Ansicht von Beck auf das Verhalten der Hanfseele während des Ziehvorgangs. Die Hanfseele bildet für die Litzen kein Auflager, so dass sich die einzelnen Litzen durch die Verpressung nicht nach innen abstützen können. Vielmehr reduziert sich der Durchmesser durch die entstehende Pressung bis sich zwischen den Litzen eine Gewölbewirkung aufbaut. Durch den herrschenden Gewölbedruck infolge der Pressverbindung wird Beck zufolge eine Kerbwirkung verursacht, die die Tragfähigkeit der Ziehhülsen verringert.

Abbildung 2.5 zeigt, dass die untersuchten Rundlitzenseile mit Seileinlage (7x7) für Ziehkupplungen ungeeignet sind, da hier die minimale Einstecklänge mit 6,5xd fast der zweifachen Länge des Vergleichsseils mit Stahlstift entspricht. Seilkonstruktionen mit Litzeneinlage z.B. 6x37 erfordern dagegen eine nur wenig größere minimale Einstecklänge als das Referenzseil.

⁴Der Abzugsgrad A nach Beck [6] definiert sich über den Seilennendurchmesser d und die erforderlichen Ringquerschnitte der Ziehhülse vor und nach dem Ziehprozess (D bzw. D₀) mit $A = \frac{D^2 - D_0^2}{d^2 - D_0^2}$.

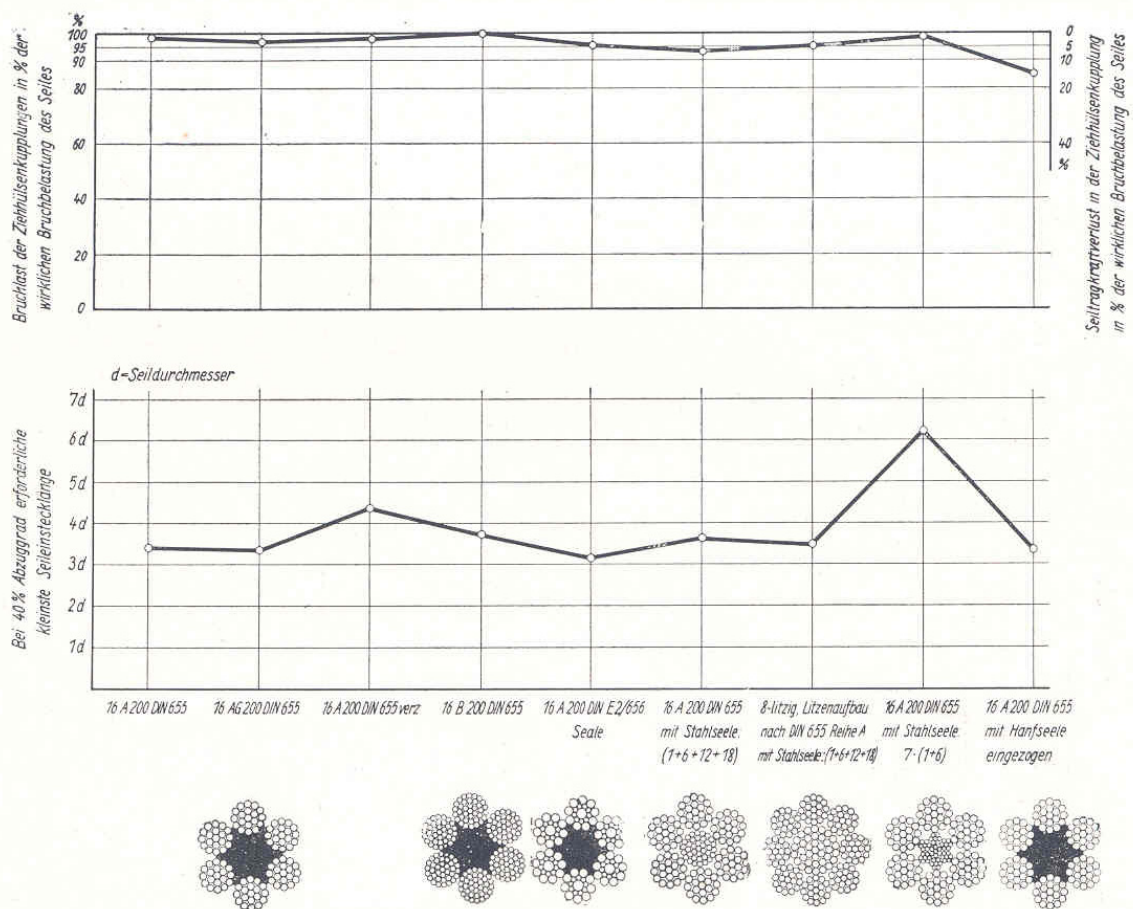


Abbildung 2.5: Tragfähigkeit unterschiedlicher Seile mit unterschiedlichen Einstecklängen nach [6]

Es wird festgehalten, dass die Tragkraft mit zunehmender Festigkeit des Hülsenwerkstoffes und mit kleiner werdendem Seildurchmesser abnimmt. Im Vergleich zu Vergußverankerung können diese Ziehhusen eine Gewichtsersparnis von 60% bis 83% vorweisen.

2.4.2 Sonderforschungsbereich (SFB) 64 der Universität Stuttgart

Aufgaben und Ziele des Sonderforschungsbereichs (SFB) 64 „Weitgespannte Flächentragwerke“ von 1972 bis 1984 umfasste die Materialforschung im konstruktiven Ingenieurbau auf dem Gebiet der leichten Flächentragwerke. Mit dem Sonderforschungsbereich wurde eine Arbeitsgemeinschaft von Forschern, ungeachtet der Disziplin und Fakultät, gegründet, die maßgeblich zur Normung von Stahlseilen und Seilklemmen im Bauwesen beitrugen und die Realisierung zahlreicher Bauwerke aus innovativen Bauprodukten nachhaltig förderten. Am Institut für Fördertechnik und Logistik (IFT) der Universität Stuttgart wurden innerhalb des SFBs Drahtseilkonstruktionen entwickelt und deren Anschlussmöglichkeiten systematisch untersucht. Die Erfahrungen beim Bau des Deutschen Pavillons für die Weltausstellung in Montreal (1967) und der Dachkonstruktion des Münchner Olympiastadions (1972) haben deutlich gemacht, dass die

aufgetretenen Fragen der Bemessung der Drahtseile und ihre Anschlüsse individuell behandelt wurden und bis dato nur unzureichend oder gar nicht erforscht waren. Die rasante Entwicklung auf dem Bausektor zeigte, dass dieser Zustand auf Dauer nicht länger annehmbar war. In der Zeit zwischen 1970 und 1982 wurde die statische und teilweise auch die dynamische Beanspruchung der Seilkonstruktion untersucht. Anhand der gewonnenen Erkenntnisse wurden erste Bemessungsregeln z.B. in [2] für Stahlseile, Endverbindungen und Verbindungselemente definiert.

Die SFB-Mitteilung 7/1973 [7] beschreibt die Prüfung an unterschiedlichen Seilendverbindungen für die Dachkonstruktion des Münchner Olympiaparks. Um eine ausreichende Flexibilität des Beschlages für Transport und Montagezustände sicher zu stellen, kamen nur kalt aufgespresste Stahlhülsen als Endverankerung in Frage. Für Korrekturmöglichkeiten, die noch auf der Baustelle vorgenommen werden konnten, war es erforderlich die Verpressung auf der Baustelle anzufertigen. Im Rahmen der Prüfung wurden Press- und Ziehhülsen sowie eine geschraubte Seilendklemme untersucht. Im Vergleich mit der Ziehhülse wies die Presshülse eine deutlich geringere Tragkraft auf. Eine Überarbeitung der Presshülse wurde beim Bauvorhaben Olympiastadion München seinerzeit nicht durchgeführt. Vielmehr richtete sich der Fokus auf die Optimierung der Ziehhülsen.

Im Gegensatz zu den Ziehkupplungen in Abschnitt 2.4.1 wurde für diese Stahlhülsen ein Rundrohr aus dem Werkstoff 15CrNi6 (Werkstoffnummer 1.5919) verwendet, in das das Stahlseil komplett durchgeführt wurde. Aufgrund der hohen Dehnsteifigkeit, die an die Netzseile gestellt wurde, kamen diesmal anstatt Rundlitzenseile wie in Abschnitt 2.4.1 Spiralseile (19 Einzeldrähte) mit unterschiedlichen Einzeldrahtdurchmessern, die im Wechsel- oder Gleichschlag verseilt wurden, zum Einsatz. Eine weitere Anforderung war eine möglichst geringe Anzahl von Drähten mit dicker Verzinkung. Nach dem Ziehvorgang wurde das Totende gekürzt und auf die gezogene Hülse ein Gewinde aufgeschnitten bzw. zum Ansetzen eines Schraubschlüssels im Sechskantgesenk gepresst. Während der Versuche wurde festgestellt, dass die Haftreibung zwischen Seil und Hülse nicht ausreicht, um eine zuverlässige Seilendverbindung herzustellen. Um ein Herausziehen des Seiles aus dem Fitting zu verhindern, wurde das Drahtseil mit einem Drahtwendel umwickelt [7].

Die Abbildung 2.6 zeigt die Herstellung der in [7] verwendeten Seilhülsen. Durch den eng gewickelten Drahtwendel konnte nach dem Ziehen die Reibung zwischen der Hülseninnenwand und den äußeren Drahtlagen gezielt erhöht werden. Durch diese zusätzliche Maßnahme wurde ein Seilbruch erzwungen. Die Kraftübertragung erfolgt nach Patzak in [8] durch eine Kombination aus Kraft- und Formschluss. Die zusätzlich eingeführte Aluminiumhülse diente in dieser Untersuchung zur Abdichtung der Hülse im Einlaufbereich. Es zeigte sich jedoch auch, dass mit dieser Maßnahme ein seilschonender Übergang in die Ziehhülse hergestellt werden konnte.

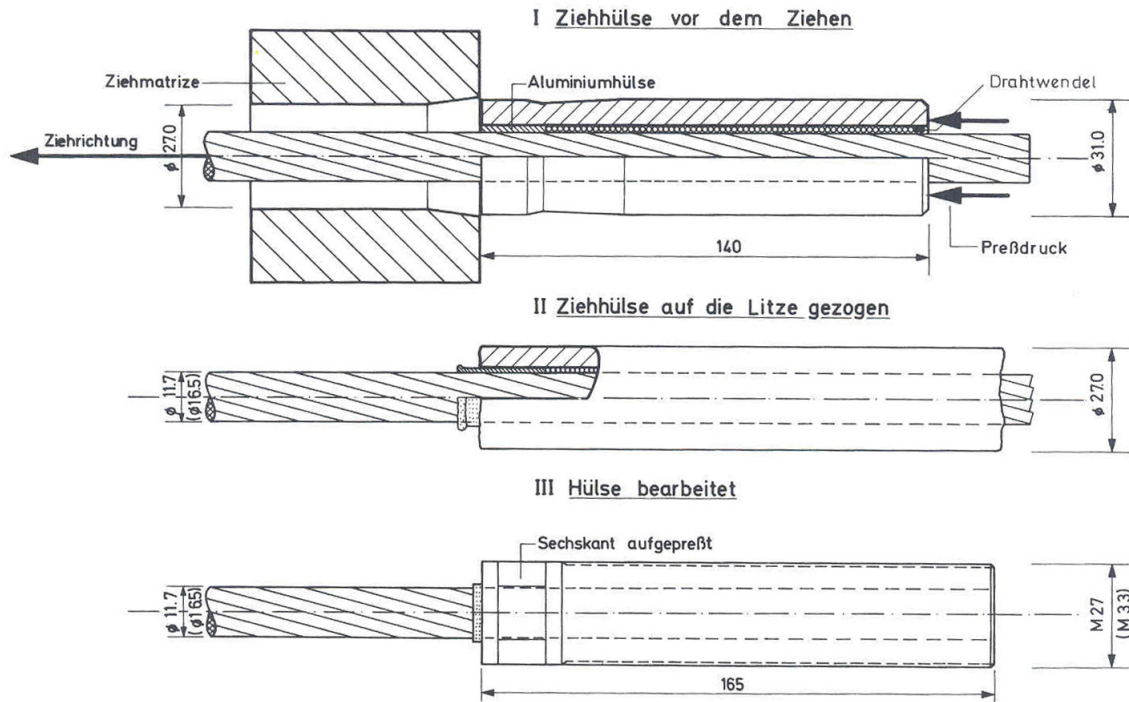


Abbildung 2.6: Herstellung der Ziehhülsen nach [7]

Wie bei Rundlitzenseilen kann die maximal übertragbare Seilkraft in Abhängigkeit der Einstecklänge beschrieben werden. Mit größer werdender Einstecklänge wird der Einfluss der Endverbindung auf die übertragbare Seilzugkraft minimiert. Bereits ab einer Einstecklänge von $l=5xd$ werden 91% der wirklichen Seilbruchkraft erreicht. Für die Seilkonstruktion mit dem Seilnenndurchmesser $d=12$ mm, die im Wechselschlag verseilt wird, nimmt die maximale Bruchkraft von 92% auf 100% zu. Die untersuchten Gleichschlagseile mit dem Seilnenndurchmesser $d=12$ mm erzielen bereits bei für eine Einstecklänge $6xd \leq l \leq 10xd$ die wirkliche Seilbruchkraft ($k_e=1,0$). Durch die Änderung der Schlagrichtung liegt der Verlustfaktor in Abbildung 2.7 für Wechselschlagseile dagegen zwischen $0,95 \leq k_e \leq 0,97$. Das Versagen der Wechselschlagkonstruktionen trat überwiegend durch Bruch der Drähte im Hülsenbereich ein, während für Gleichschlagseile der Seilbruch auf freier Strecke festgestellt wurde, d.h. die Ziehhülsen erreichen annähernd die Werte von Vergussverankerungen. In [7] wurde hierfür keine Erklärung angeführt, es ist aber anzunehmen, dass die Ziehhülsen an den punktförmigen Berührstellen beim Richtungswechsel der Drahtlagen in den Wechselschlagseilen zusätzliche lokale Spannungen verursachen. An diesen Stellen mit Punktberührung reagieren die Stahldrähte empfindlich auf die zusätzliche Querbeanspruchung, so dass unter statischer Zuglast die Seilkonstruktion in der Verpressung versagt. Die Seilkonstruktionen, die im Gleichschlag verseilt wurden, sind offenbar besser in der Lage, die durch die Herstellung zusätzlich wirkende Pressung, über den Linienkontakt in den Drahtlagen abzubauen.

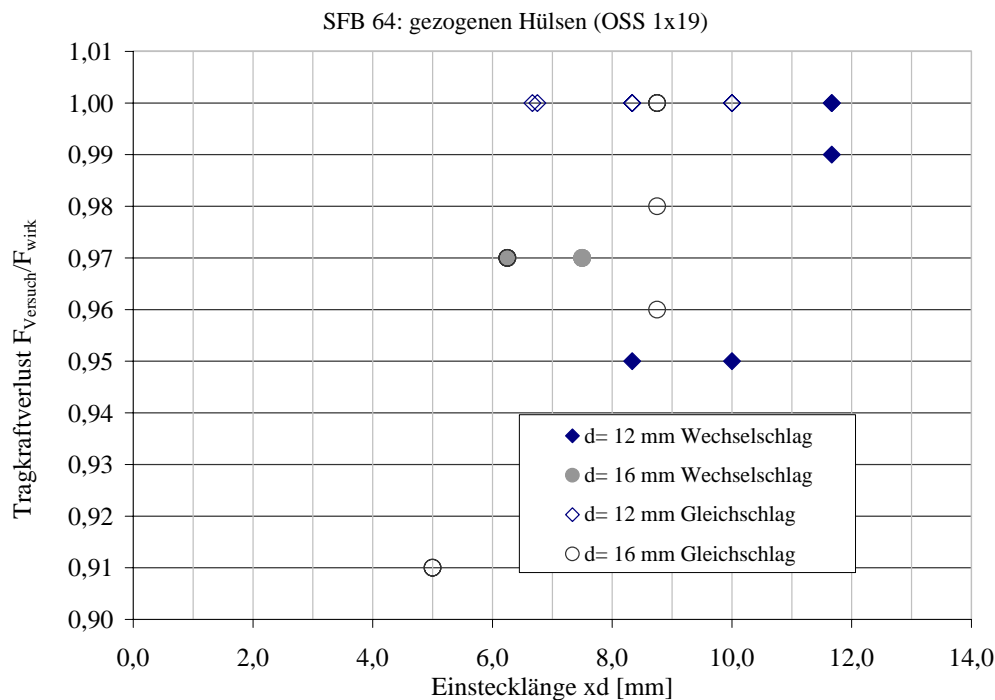


Abbildung 2.7: Tragkraftverlust gezogener Hülsen abhängig von der Einstecklänge nach [7]

Auf Grundlage der Ergebnisse im Sonderforschungsbereich SFB 64 wurden die Seilendverbindungen kontinuierlich weiterentwickelt und auch nach Ablauf des maximalen Förderzeitraums mit Unterstützung der industriellen Forschung systematisch weiter vorangetrieben. Vor allem die wirtschaftlichen Herstellungskosten spielten hier die entscheidende Rolle, da im Sonderforschungsbereich weitestgehend Prototypen bzw. Einzellösungen untersucht wurden.

2.4.3 Exemplarische Untersuchungen am IFT

Der zunehmende Einsatz von hochfesten Seil-Zuggliedern mit variablen Anschlussmöglichkeiten in der Förder- und Bautechnik veranlasste das Institut für Förder-technik und Logistik (IFT) Ende der 80er Jahre weitere Untersuchungen an gezogenen und gewalzten Hülsen durchzuführen. Diese Untersuchungen und die daraus gewonnenen Erfahrungen wurden bei der ersten allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassung im Jahr 2000 berücksichtigt. Auf Grundlage der in [9] durchgeführten Versuchen hat Hemminger erstmalig eine Bemessungsempfehlung definiert, die sich auf weitere Seilkonstruktionen übertragen ließ. Bei den verwendeten Presshülsen betrug die Innenbohrung 10 % des Seilnennendurchmessers ($d_i=1,1d_s$). Mit diesem Übermaß gelingt es, trotz eines leichten Aufspringen des Seils beim Entfernen der Abbindungen und einer Seildurchmessertoleranz von rund 5%, das Seil ohne weitere Hilfsmittel in die Stahlhülse

einzuführen. Hemminger [9] stellte dabei fest, dass der von Beck [6] definierte Pressgrad nicht ohne weiteres auf das Herstellungsverfahren Walzen übertragbar war. Aufgrund des Herstellungsverfahrens ist demnach eine Messung des Außendurchmessers nach dem Walzen seiner Ansicht nach insofern fehlerhaft, dass der produktionsbedingte Walzgrat nicht berücksichtigt wird. Bei Ziehhülsen dagegen ist die äußere Form der Presshülse auch nach der Herstellung weiterhin kreisförmig. Die unterschiedlichen Geometrien der Herstellungsverfahren sind in Abbildung 2.8 dargestellt.

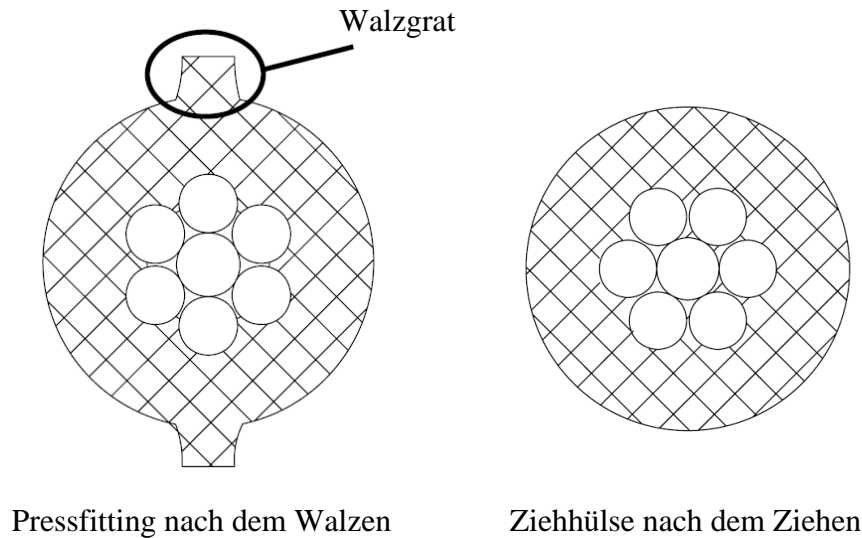


Abbildung 2.8: Schematische Darstellung des Fittings mit Walzgrat und der Ziehhülse nach der Herstellung der Seilendverbindung

Der Innendurchmesser der Hülse nach dem Walzen lässt sich nicht eindeutig bestimmen, da dieser von Fertigungstoleranzen und dem Materialverhalten der Drahtseile bzw. Presshülse abhängt. Für die Berechnung des Hülseinnendurchmessers nach dem Walzen wurden im Rahmen einer Untersuchung an der Rundlitzenkonstruktion Warrington-Seale 6x19 die nachfolgenden Vereinfachungen angenommen:

- Vernachlässigung von Unregelmäßigkeiten des Umfangs der Innenbohrung nach dem Walzen. Vereinfachte Annahme eines herausgeschnitten Teils über den mittleren Durchmesser,
- der Walzgrat ist rechteckig und
- die Presshülse besitzt ein idealplastisches Materialverhalten.

Mit den getroffenen Vereinfachungen konnte anhand der Volumenkonstanz eine Gleichung für den Innendurchmesser nach dem Walzen bestimmt werden. Die Auswertung von sieben Ziehhülsen für einen Seilnennendurchmesser $d=12$ mm ergab eine deutliche Verringerung der Bohrung $d_i=13$ mm auf eine gemittelte Innenbohrung $d_{red}=10,28$ mm.

In aufwendigen Messungen der Innendurchmesser nach dem Walzen wurden die rechnerisch bestimmten Werte im Rahmen ihrer Genauigkeit aufgrund der Messbedingungen bestätigt. Anhand der sehr kleinen Stichprobenzahl ($n \leq 10$) konnte kein zahlenmäßiger Zusammenhang zwischen dem Pressgrad und der Reduzierung des Innendurchmessers bestimmt werden. Die sowohl durch Rechnung und Messung ermittelten Werte ergaben, dass sich das Seil durch den Walzvorgang gesetzt (verdichtet) hat. Den Versuchsunterlagen in [9] kann entnommen werden, dass ein Aufschieben der Drahtlage untereinander beobachtet wurde, was auf hohe Umformkräfte schließen lässt. Man stellt in diesen Untersuchungen fest, dass die Lockerung des Seilverbandes eine Reduzierung der Bruchkräfte bewirkte. Abhilfe versprach man sich durch ein Vorrecken der Seile. Die Vorreckkräfte sind in einem Größenbereich angeordnet, in dem das Material bereits plastisch verformt wird. Der Einfluss der Seillänge wurde nicht untersucht. Jedoch konnte durch das Seilreck die Lage der Drähte verbessert werden, so dass im Zug- und Zugschwellversuch die ungleichmäßige Belastung der Seillitzen reduziert wurde. Im Auslaufbereich der Hülse wurde ein Senker unter 60 Grad angebracht, der eine Minderung der Kerbwirkung auf die Drähte der Außenlage darstellen soll. Zusammenfassend konnte Hemminger alle Kenngrößen der Hülse in Abhängigkeit des Seildurchmessers festlegen. Dabei beschränkte er sich zunächst auf mehrfach verseilte Rundlitzenseile, die vorrangig in der Fördertechnik eingesetzt wurden. In der Bautechnik konnte sich diese Konstruktionsart nicht durchsetzen, da sich offene Spiralseile im Gegensatz zu Rundlitzenseile besser gegen Korrosion schützen lassen und eine größere Dehnsteifigkeit besitzen. Ausgehend von seinen Untersuchungen definiert Hemminger erstmal eine Bemessungsformel für den erforderlichen Mindestdurchmesser nach dem Walzen. Ausgangsbasis bildet das Gleichgewicht der Zugkräfte, die sowohl von der Stahlhülse als auch von der Seilkonstruktion übertragen werden können. Als Bezugsgröße wurde die Mindestzugfestigkeit gewählt. Plastische Materialreserven und die Verbundwirkung durch die dauerhafte Pressung zwischen Hülse und Stahlseile fließen in diese Berechnung ebenso wenig ein wie eine mögliche Verdichtung der Seilkonstruktion (Reduzierung des Seildurchmessers nach dem Walzen). Mit Hilfe der Ringformel nach Gleichung (2.1) lässt sich der Mindestdurchmesser nach dem Walzen D_W in Abhängigkeit des Seilenddurchmessers, des Füllfaktors und der Zugfestigkeiten bestimmen.

$$D_W \geq D_{min} = d \sqrt{1 + \frac{f \cdot R_m}{f_{u,k}}} \quad (2.1)$$

Die maximale Tragfähigkeit der Seilendverbindung kann mit der Ringformel nicht abschließend beurteilt werden, da hierfür weitere Angaben zu den Hülsenabmessungen (wie zum Beispiel Innendurchmesser, Einstecklänge und Pressgrad etc.) erforderlich sind. Ausgehend von dieser Formel wurden am IFT von 1994 bis 2002 weitere Versuche durchgeführt, um den erforderlichen Pressgrad für unterschiedliche Seilkonstruktionen zu bestimmen.

2.4.4 Untersuchungen an gewalzten Seilendverbindung (IFT)

Im Forschungsvorhaben „Seilendverbindungen – Bolzenverpressungen für Drahtseile“ [5], das im Forschungsbereich 942 der Bundesanstalt für Arbeitsschutz und Arbeitsmedizin gefördert wurden, erfolgte eine breite Variation der Seilkonstruktion und -parameter, der Hülsenabmessungen sowie der Produktionsverfahren. Im Fokus standen die Herstellungsverfahren Walzen und Pressen mit Rundlitzenseilen bzw. offenen Spiralseilen und die Ermittlung der zulässigen Zugkraft der Verbindungen abhängig vom gewählten Pressgrad. Ergänzend wurden für ein Lastkollektiv die ertragbaren Schwingspielzahlen untersucht. Bei der Auswahl der 28 Versuchsseile sind die wesentlichen Seilparameter wie

- 6- bzw. 8-litzige Rundlitzenseile und offene Spiralseile,
- drehungsarme und drehungsfreie Seile,
- Faser- und Stahleinlage
- Drahtnennfestigkeit und Drahtoberfläche

berücksichtigt. Von weiteren 20 Versuchsseilen lagen bereits, aus früheren zum Teil nicht veröffentlichten Untersuchungen, die Ergebnisse vor. Diese Ergebnisse dienten zur Erweiterung der Datenbasis und wurden zur Beurteilung der Endverbindung ebenfalls hinzugezogen. Die Hülsengeometrie der Seilendverbindung für das Herstellungsverfahren Walzen war aus bereits vorliegenden Untersuchungen bekannt, so dass in [5] der Einfluss des Pressgrads D_0/D_W in kleinen Schritten zwischen 1,10 und 1,24 variiert werden konnte. Das zum Vergleich herangezogene Verfahren Pressen verwendete dagegen handelsübliche Stahlfittinge der Firma Crosby. Für diese weltweit verbreiteten Fittinge sind Einstecklängen zwischen 7,5x und 9,5x Seilennendurchmesser bei einem Pressgrad D_0/D_W zwischen 1,08 und 1,10 bekannt. Im Gegensatz zu den Crosby-Fittingen wurde für die am IFT hergestellten Hülsen die Einstecklänge ebenfalls variiert. Im Rahmen dieses Forschungsvorhabens sind 234 Zugversuche durchgeführt worden. Davon wurden 197 Prüfmuster mit Stahlhülsen aus S355J2G3 und 37 Versuchsstücke aus nichtrostendem Stahl (Werkstoffnr. 1.4401) hergestellt. Für jedes Versuchsseil wurde ein Zugversuch mit Kunststoffvergüssen als Referenzversuch durchgeführt. Bei den Untersuchungen stellte man fest, dass mit kleiner werdender bezogener Presslänge l_0/d der Pressgrad gesteigert werden muss bzw. im umgekehrten Fall bei einem kleineren Pressgrad die bezogene Presslänge erhöht werden muss, um einen Bruch des Seils zu erreichen. Weitere Unterschiede wurden bei der Seilkonstruktion und damit verbunden mit der Oberflächenstruktur der Stahlseile ermittelt. Bei Rundlitzenseilen konnte bereits bei einer bezogenen Presslänge $l_0/d=6$ und einem Pressgrad zwischen 1,15 und 1,20 ein Bruch des Seils erreicht werden. Bei offenen Spiralseilen dagegen musste festgestellt werden, dass selbst bei einer bezogenen Presslänge $l_0/d=6$ und einem erhöhten Pressgrad für größere Seilennendurchmesser kein Seilbruch zu erzielen war. Bei drei untersuchten Seildurchmessern der Rundlitzenseile ($d=8,14$ und 24 mm) tritt ein Bruch

des Seils bei einer bezogenen Presslänge $l_0/d=6$ für Pressgrade größer als $D_0/D_W=1,16$ ein. Bei offenen Spiralseilen wurde dagegen ein Seilbruch erst bei einer bezogenen Presslänge $l_0/d=10$ und einem Pressgrad $D_0/D_W=1,18$ erreicht. Die Ergebnisse der Zugversuche für die unterschiedlich hergestellten Fittinge zeigt die Abbildung 2.9.

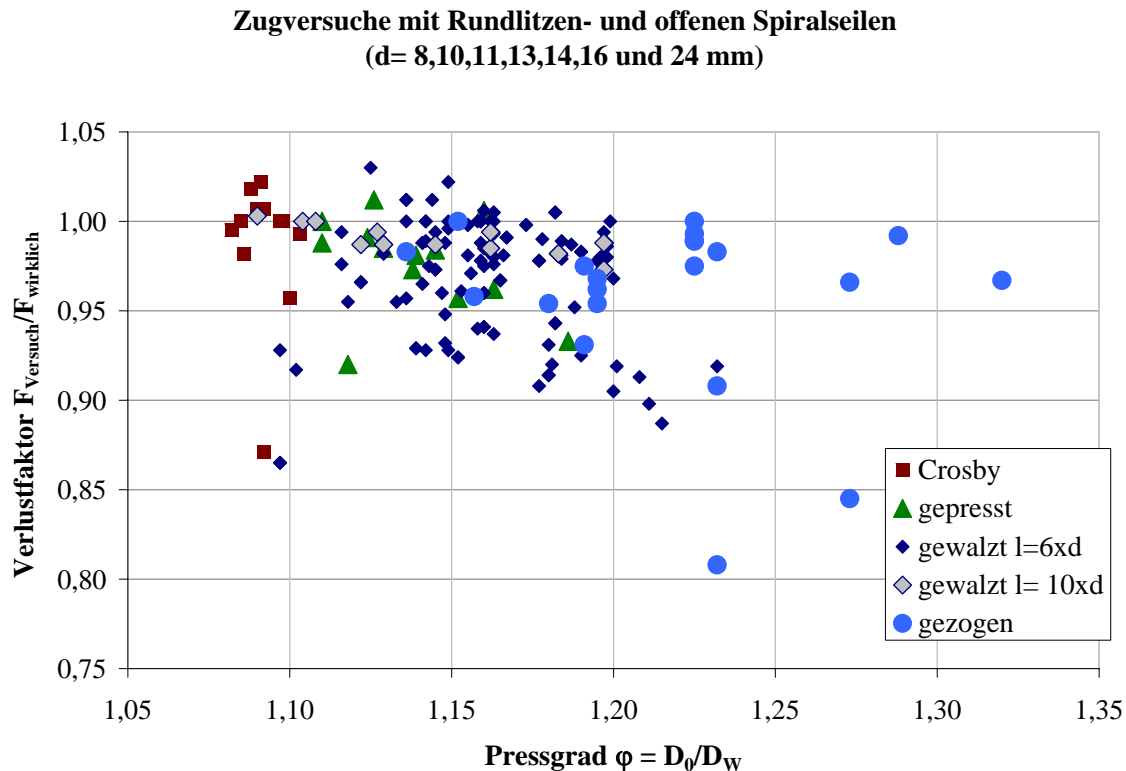


Abbildung 2.9: Tragkraftverlust $F_{\text{Versuch}}/F_{\text{wirklich}}$ für Rundlitzen- und Spiralseile nach [5]

Durch zusätzliche Maßnahmen, wie zum Beispiel dem Sanden, kann der Reibungswert in der Presshülse deutlich erhöht werden und bei einem geringen Pressgrad zu einer Steigerung der Kraftübertragung führen, so dass ein Seilbruch im Zugversuch eintritt. Die Kraftübertragung wird in [5] bei offenen Spiralseilen überwiegend dem Wirkprinzip Kraftschluss zu geordnet, während bei Rundlitzenseilen eine Kombination aus Kraft- und Formschluss vorliegt. Das Hülsenmaterial fließt bei der Herstellung sowohl in die Litzen der Außenlagen als auch in die Drahtzwischenräume der Außendrähte jeder Rundlitze ein. Durch die unterschiedlichen Schlagwinkel entstehen bei mehrfach verselten Konstruktionen unterschiedlich ausgerichtete Berührungsflächen, die ineinander greifen. Für Rundlitzenseile ist in [5] eine bezogene Presslänge $l_0/d=6$ ausreichend, um ein Bruch des Seiles zu erzielen. Der Vergleich zwischen den Herstellungsverfahren Pressen und Ziehen zeigt, dass bei gleicher bezogener Presslänge bei gepressten Fittingen bereits ein Pressgrad von $D_0/D_W=1,16$ ausreicht, damit sich ein Seilbruch einstellt. Gezogene Hülsen versagen bei diesem Pressgrad weitestgehend durch Rutschen. Die Definition des Pressgrads ist somit nicht unabhängig vom Herstellungsverfahren.

2.4.5 Empfehlungen für die Herstellung einer zuverlässigen Verpressung von gewalzten Seilendverbindungen

Die Einsatzmöglichkeiten von Seil-Zuggliedern in den unterschiedlichen Bereichen der Förder- und Bautechnik haben sich in den letzten Jahrzehnten kontinuierlich weiterentwickelt und sind auf andere Bereiche adaptiert worden. Es ist somit weiterhin notwendig die einzelnen Verfahren zu modifizieren, um diese auch in Zukunft produkt- und leistungsorientiert anwenden zu können. Zu den Anforderungen, die an eine hochwertige Seilendverbindung gestellt werden, zählen:

1. Die Festigkeitseigenschaft der Seilkonstruktionen soll zu 100% ausgenutzt werden, so dass im statischen und dynamischen Zugversuch das konfektionierte hochfeste Seil-Zugglied "auf freier Strecke" reißt und sich die wirkliche Bruchkraft des Seiles einstellt. Hierfür ist die Querpressung in der Endverbindung, die durch den Herstellungsvorgang Walzen entsteht, zu optimieren, damit eine Schädigung der Einzeldrähte nicht auftreten kann.
2. Die Herstellung der Seilendverbindung soll mit dem geringst möglichen Maschinen-, Material- und Personalaufwand hergestellt werden. Wünschenswert ist eine portable Herstellung der Seile auf Baustellen oder in Maschinenwerken.
3. Variable Anschlussmöglichkeiten sollen ermöglicht werden, um den architektonischen Ansprüchen gerecht zu werden.

Im Lauf der letzten 60 Jahre sind zahlreiche Versuche [5],[9],[10] und [16] mit den so genannten Stahlpresshülsen durchgeführt worden. Ausgangsbasis bildeten oft Erfahrungswerte, die fortwährend optimiert werden mussten. Bisher liegen keine Berechnungsmethoden vor, um die Kraftübertragung der mechanischen Verbindung zwischen Hülse und Seil zu ermitteln.

Geometrische Anforderungen an die Presshülse wurden in [5] von Vogel/Wehking durch umfangreiche Versuchsreihen auch für offenen Spiralseile modifiziert. Anhand der Empfehlungen aus [5] kann eine erste Beurteilung der Verpressung erfolgen. Trotz dieser zahlreichen experimentellen Untersuchungen ist ein rechnerischer Nachweis der Verpressung nicht möglich. In der Regel sind zum Nachweis der Gebrauchstauglichkeit für den Einsatz im Baubereich mindestens drei Zugversuche des konfektionierten Seil-Zuggliedes erforderlich.

Als allgemein anerkannter Stand der Technik gilt seit einigen Jahren eine Tragfähigkeit von 90% (Verlustfaktor $k_e=0,9$) gegenüber der wirklichen Seilbruchkraft. Dieser Verlustfaktor wurde bereits in der ersten Fassung des Eurocodes 3 zum Beispiel DIN EN 1993-1-1:2007-02 [30] berücksichtigt.

Tabelle 2.3 fasst soweit vorhanden die Anforderungen für eine gewalzte Seilendverbindung mit einer Tragfähigkeit von 90% (Verlustfaktor $k_e=0,9$) hinsichtlich der geometrischen Einflussgrößen zusammen.

| Seilendverbindung | | | gewalzte Pressfittinge | | | | |
|-----------------------------------|-----------------------------|----------------------|--|--------|-------------------------------|--------|-------|
| Seilkonstruktion | | | Rundlitzenseile mit Stahl- und Fasereinlage | | offene Spiralseile | | |
| Hülsenwerkstoff | | | S355 | 1.4401 | 1.0570 | 1.4401 | |
| Drahtnennfestigkeit | R_m | [N/mm ²] | ≤2160 | ≤1570 | ≤1570 | ≤1770 | ≤1570 |
| Seilnenndurchmesser | d | [mm] | ≤24 | | ≤24 | ≤14 | ≤24 |
| | | | | | | | |
| Bohrungsdurchmesser | d_i | [mm] | 1,1d | | | | |
| Hüsendurchmesser vor Verpressung | D_0 | [mm] | 2,1d | | | | |
| Hüsendurchmesser nach Verpressung | D_w | [mm] | $D_w \geq D_{\min} = d \sqrt{1 + \frac{f \cdot R_m}{f_{u,k}}}$ | | | | |
| Einstecklänge | l_0 | [mm] | 6,0xd | | 10,0xd | | |
| Pressgrad | $\varphi = \frac{D_0}{D_w}$ | [-] | $1,16 \leq \varphi \leq 1,20$ | | $1,18 \leq \varphi \leq 1,22$ | | |

Tabelle 2.3: Hülsenabmessungen zum Erreichen eines Verlustfaktors von mindestens $k_e=0,9$ nach [5]

Die Entwicklung in den letzten Jahren führte zu einer Optimierung des Wirkungsgrads der Seil-Zugglieder. Erzielt wurde dies durch die Verwendung von Hülsen- und auch Drahtwerkstoffen mit höheren Festigkeiten. Die allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassungen Z.14.7-11 [3] und Z.14.7-13 [4] berücksichtigen seit kurzem für die Bemessung von vorwiegend ruhenden Beanspruchungen bereits eine Tragfähigkeit von 95% (Verlustfaktor $k_e=0,95$).

2.4.6 Stehende Seile unter zugschwellender Belastung

Bei laufenden Seilen nach VDI 2358 [1] in fördertechnischen Anlagen (z.B. Krane) treten unter verschiedenen Belastungskollektiven Wechselbeanspruchungen im Zugschwellbereich auf. In den letzten Jahren wurde die Forschung auf diesem Gebiet wesentlich verstärkt. Der Schwerpunkt lag hierbei jedoch auf Vergussverankerungen von Stahlseilen. Dies ist auch darauf zurückzuführen, dass die Pressverbindungen erst in den letzten Jahren sprunghaft zunahmen.

Im Allgemeinen unterliegen stehende Seile keiner Biegebeanspruchung, dynamischen Belastung oder keinem äußeren Verschleiß. In Folge von Schwingungen treten jedoch an Bauwerken auch dynamische Belastungen auf, die zum Gesamtversagen des Tragwerks führen können. Die unterschiedlichen zeitveränderlichen Belastungen können hervorgerufen werden durch

1. Verkehr,
2. Maschinen,
3. Fußgänger,
4. Wind,
5. Temperatur,
6. Eis und
7. Erdbeben.

Für den Einsatz der Zuelemente im Spannbeton- und Stahlbau werden in den entsprechenden Normen [30],[31],[32] und [33] Ermüdungslasten definiert. Mit dem derzeitigen Stand der Technik kann die Zugschwellfestigkeit nur durch Versuche nachgewiesen werden. Für die Anwendung im Ingenieurbau werden Spannungsänderungen überwiegend durch Verkehrslasten und Windeinwirkungen verursacht. Nach [34] besteht bei Böenerregungen in der Regel keine Ermüdungsgefährdung. Bei konstruktiv richtiger Ausführung ist die ertragbare Dauerschwellfestigkeit der Verbindung höher als die, die durch die große Anzahl der kleinen Windereignisse induziert wird. In Tabelle 2.4 werden Spannungsamplituden für die Bewertung von Vergussverankerungen in Abhängigkeit von der Seilkonstruktion bei einer Schwingspielzahl von 2×10^6 Lastwechsel und einer zulässigen Oberlast (Gebrauchslast) angegeben. Je nach Beanspruchung und Zuelement liegen deutliche Unterschiede vor. Als obere Grenze wird in allen Fällen die maximal zulässige Zugkraft gewählt. Für Seil-Zugglieder nach DIN EN 1993-1-11 [30] beträgt dieser Wert in etwa 45% der Drahtnennzugfestigkeit. Die ertragbare Schwingweite σ_A bei $N=2 \times 10^6$ variiert zwischen 80 und 300 N/mm².

| Zugelement | Spannstahl | Spannstahldraht 7-drähtige Litze | VSS | OSS/VVS |
|---|-----------------------|--|------------------------------------|-----------------------|
| Anwendung | Spannbeton | Brückenseile | Brückenseile | Zugglieder |
| Norm | DIN 1045-1 | DIN prEN 10037 | TL Seile | DIN EN 1993-1-11 |
| Oberlast σ_O [N/mm ²] | $=0,62 \cdot f_{p,k}$ | $=0,70 \cdot f_{u,k}$ (A) ⁵ $=0,45 \cdot f_{u,k}$ (B) ⁶ | $=0,42 \cdot f_{u,k}$ ⁷ | $=0,45 \cdot f_{u,k}$ |
| Schwingweite σ_A [N/mm ²] | 85-180 | 200 (A) 300 (B) | 80 | 150 |
| erforderliche Schwingspielzahl N | 2×10^6 | | | |

Tabelle 2.4: Ermüdungsfestigkeit für unterschiedliche Zugelemente, [30]-[33]

Des Weiteren ist ein werkstoffbezogener Sicherheitsbeiwert $\gamma_M=1,15$ zu berücksichtigen. Auf Abnahmeversuche wird nur verzichtet, wenn eine Sicherheit von 1,5 zur Zugschwellfestigkeit erreicht wird. In vielen Fällen werden die vorhandenen Ober- und Unterspannungen aus der Tragwerksbemessung entnommen. Der Einsatz neuer Baumaterialien (Glas, textiles Bauen und Leichtbauweise) führt im erhöhten Maße dazu, dass leichte Tragwerke realisiert werden, bei denen der Anteil der nicht ruhenden Lasten steigt. Ziel ist es daher, die Grenzen der Ermüdungsfestigkeit zu erhöhen, um die Vielseitigkeit der hochfesten Seil-Zugglieder auf Bereiche auszudehnen, die ihnen aufgrund fehlender Bemessungsvorschriften und umfangreichen Versuchsergebnissen bisher versagt blieben.

Auf die Problematik der Materialermüdung infolge windinduzierter Schwingungen ist man aufgrund von internationalen Schadensfällen aufmerksam geworden. Dabei sind vor allem hohe Bauwerke, oder Tragkonstruktionen mit großen Spannweiten in Verbindung mit hochfesten Baustoffen und einer leichten Bauweise einer größeren Schwingungsanfälligkeit ausgesetzt. Bei der Bemessung (infolge veränderlicher Einwirkungen) wird eine Erhöhung der Beanspruchung gegenüber dem statischen Wert berücksichtigt. Ein Beispiel für diesen dynamischen Einwirkungsfaktor ist nach DIN 18800-1:1990-11 [2] der Böenreaktionsfaktor. Anhand dieser Grundlagen war und ist ein ermüdungsrelevantes Lastkollektiv nicht zu berechnen. Zur Erzielung einer adäquaten Modellbildung wurde die Forschung [34] zur Beschreibung der dynamischen Effekte verstärkt, die zur wirtschaftlichen und gleichzeitig sicheren Bemessung beitragen. Bei der Untersuchung der Lastkollektive, die durch wechselnde Windbeanspruchungen in Bauteilen hervorgerufen werden, muss nach den Erregermechanismen unterschieden werden. Bei den windinduzierten Schwingungen sind maßgeblich

⁵Standard-Überzüge Klasse A nach EN 10244-2

⁶Standard-Überzüge Klasse B nach EN 10244-2

⁷Ermüdungsbemessung ohne Berücksichtigung der Biegespannungen

- Böenerregungen
- Wirbelablösung und,
- “Galloping“- Schwingungen (selbsterregte Schwingungen)

beteiligt. Diese zeitlich veränderlichen Schwingungen führen zu einer Reduzierung der Lebensdauer von Seilkonstruktionen. Beim Verseilen von offenen Spiralseilen werden Einzeldrähte mit einer Zugfestigkeit R_m von 1570 bis 1960 N/mm² verwendet. Die Dauerschwingfestigkeit von Stahl unter idealen Bedingungen (polierte Oberfläche) beträgt dabei 36% der Zugfestigkeit, d.h. 565 bis 705 N/mm². Aufgrund herstellungsspezifischer Faktoren (Zieheinfluss, Oberflächenrauheit, Eigenspannung) wird die Dauerschwingfestigkeit nach [15] auf ca. 250 bis 500 N/mm² reduziert. Die daraus hergestellten Seile zeigten je nach Seilkonstruktion bei den Untersuchungen in [16] eine Dauerschwingfestigkeit von $\sigma_D \sim 120$ bis 400 N/mm² und in üblichen Umlenkung- und Verankerungsstellen von $\sigma_D \sim 100$ bis 140 N/mm².

Die bereits erwähnte Ausdehnung der Einsatzmöglichkeit macht es jedoch erforderlich, dass auch die Ermüdungsfestigkeit von so genannten stehenden Seilen erforscht werden muss. Die Erkenntnisse der Forschungstätigkeit auf dem Gebiet der Zugschwelluntersuchungen mit Vergussverankerungen sind bei [12] ausführlich dargelegt, so dass an dieser Stelle ein Verweis auf die Literaturstelle ausreicht. Als Resümee kann somit festgestellt werden, dass stehende Seile, die überwiegend einer Zug- und Zugschwellbelastung ausgesetzt sind, im Vergleich zu laufenden Seilen, bei denen die Biegebeanspruchung im Vordergrund steht, weit weniger erforscht sind. Bei stehenden Seilen zeigen Klöpfer/Raupp in [35], dass die Untersuchungen heute noch nicht ausreichend sind und in oben angegebenen Fällen nach wie vor Lücken hinsichtlich Dimensionierung und speziell der Frage der Nutzungsdauer vorliegen.

Einen großen Einfluss auf das Ermüdungsverhalten von Seil-Zuggliedern hat u.a die Wahl der Seilendverbindungen. Für offene Spiralseile (OSS) mit unterschiedlichen Endverbindungen liegen vereinzelte Zugschwelluntersuchungen [5], [10], [11], und [12] vor. In [5] wurden exemplarische Zugschwellversuche an unlegierten und nichtrostenden Stahlseilkonstruktionen mit Pressfittings nach Tabelle 2.3 durchgeführt und mit den Ergebnissen aus Versuchen mit Vergüssen verglichen. Eine Bewertung der relativen Schwingspielzahlen zu den durchgeführten Referenzversuchen mit Vergüssen ist aber nur bedingt möglich. Vergussverankerungen stellen nicht nur unter Zug-, sondern auch unter Zugschwellbelastung ein verlustfreies System dar. Die Drahtbrüche treten außerhalb des Vergusskegels auf [10], [11], [12], und Vergüsse aus Metall oder Kunstharz werden zur Beurteilung der wirklichen Schwingspielzahl N_w verwendet. Das Verhältnis der tatsächlichen, in diesem Fall die Schwingspielzahlen der Zugglieder mit gewalzten Stahlhülsen, zur wirklichen Schwingspielzahl (Zugglieder mit Vergussverankerungen) sollte daher immer $N/N_w \leq 1,0$ sein. Bei der Auswertung der Versuchsergebnisse von [5] wurde aber dieses Verhältnis überschritten. Eine Beurteilung des Zugschwellverhaltens

auf Basis der in [5] durchgeführten Versuche ist daher schwierig, da nur vereinzelt Zugschwellversuche mit Vergüssen durchgeführt werden, so dass eine Auswertung mit einer statisch abgegrenzten Überlebenswahrscheinlichkeit nicht möglich war. Grundsätzlich unterliegen Stahlseile einer statistischen Streuung, die auch für Vergussverankerungen vorliegt. In Kapitel 5 wird daher u.a. auch auf die Streuung von Seilkonstruktionen, die mit Vergüssen aus Kunstharz nach DIN EN 13411-4:2002-05 [24] verankert sind, eingegangen. Eine andere Ursache für die geringe wirkliche Schwingspielzahl N_w ist eine fehlerhafte Herstellung des Vergusses. In diesen exemplarischen Zugschwellversuchen wurde tendenziell festgestellt, dass Seilkonstruktionen aus Kohlenstoffdrähten höhere Schwingspielzahlen erreichen als Seilkonstruktionen aus nichtrostenden Stahldrähten. Die Werkstoffauswahl beeinflusst nach [36] auch die Lebensdauer von laufenden Seilen. Aufgrund uneinheitlicher Auswertungsmethoden können die vorliegenden Ergebnisse nicht ohne weiteres auf andere Seilkonstruktionen und Endverbindungen übertragen werden. Für die vermehrt eingesetzten Pressfittings trifft dies zu und es ist zunächst unklar, wie groß die ertragbaren schwingenden Beanspruchungen (Mittellast und Schwingweite) in Abhängigkeit von Seil- und Hülsenwerkstoffen sowie Pressparametern sind. Um das wirtschaftliche Potential weiter auszubauen, ist die Ermüdungsfestigkeit der Seilkonstruktionen zu verbessern und denen der Drähte anzugleichen. Dazu sind jedoch genaue Kenntnisse der ermüdungsbeeinflussenden Faktoren wichtig. Die Einflussgrößen, die sich auf die Lebensdauer von Seilen auswirken, lassen sich in seilbedingte, anlagebedingte und betriebsbedingte Faktoren einteilen. Nach VDI-Richtlinie 2358 [1] werden Stahlseile dem Verwendungszweck in laufende bzw. stehende Seile, Trag- und Anschlagseile unterteilt. Für stehende Seile sind betriebsbedingte Faktoren kaum vorhanden, da sich diese während der gesamten Nutzungsdauer nur geringfügig ändern sollten. Die Anlage betreffende Einflüsse insbesondere Umlenkung, Klemmung und Verankerungen von Stahlseilen müssen bei der Bemessung dagegen berücksichtigt werden. Deutlich in den Vordergrund treten bei laufenden Seilen in der Fördertechnik die Beanspruchungen aus Anlage und Betrieb. So reduziert sich die Lebensdauer von über Scheiben laufende Seilen infolge der Biegebeanspruchung etc. deutlich und die Ablegereife wird unter Umständen durch Konstruktionsfehler bereits nach kurzer Zeit erreicht. Bei stehenden Seilen sind neben dem Einfluss der Koppelung der Seil-Zugelemente vor allem die Faktoren, die auf die Seileigenschaften einwirken, maßgebend. Als wesentliche seilspezifische Einflussgrößen können nach [14]

- die Festigkeits- und Verformungseigenschaften von Stahldrähten,
- die Draht- und Seilherstellung,
- die geometrische Seilkonstruktion,
- die Oberflächenbeschaffenheit und Korrosionsschutzsysteme der Stahldrähte

genannt werden. Das Kapitel 5 untersucht daher mit einem umfangreichen Versuchsprogramm die seilbedingten Einflussgrößen zur Ermittlung der Zeit- bzw. Dauerfestigkeit von offenen Spiralseilen aus Galvan-verzinkten und nichtrostenden Stahldrähten.

Um die Wirkungsweise der Pressverbindung bei einer Zug- und Zugschwellbeanspruchung zu erfassen, wird die vorliegende Arbeit in zwei Teile gegliedert. Der Einfluss der Pressverbindung auf die Seileigenschaften unter reiner Zugbeanspruchung wird theoretisch untersucht. Mit Hilfe von umformtechnischen und seilspezifischen Grundlagen werden Lastabtragungsmodelle gebildet. Eine Überprüfung dieser Modelle findet mit der Finite-Elemente-Methode und exemplarischen Zugversuchen statt (Teil 1). Die Beurteilung der Zugschwelleigenschaften von offenen Spiralseilen, die mit gewalzten Fittings konfektioniert sind, wird experimentell im zweiten Teil dieser Arbeit auf Grundlage einer Übertragungsfunktion der Lebensdauerberechnung nach Feyrer [10] in Kapitel 5 untersucht.

3 Theoretische Grundlagen

Produktionsbedingte Aspekte, wie die standortunabhängige Herstellung und die kompakten Maschinenabmessungen, haben dem Walzverfahren den Vorzug gegenüber der Herstellung durch Ziehen, Pressen oder Hämmern gegeben. Die handelsüblichen Walzmaschinen sind mit angetriebenen und nicht angetriebenen Walzbacken ausgestattet. Bei kleinen Seildurchmessern können die Maschinen mit Handpumpe bzw. bei größeren Umformgraden mit elektrischen oder hydraulischen Pumpvorrichtungen betrieben werden. Im Rahmen dieser Arbeit wurden die Seilendverbindungen mit Walzmaschinen der Firma WIRETEKNIK hergestellt. Bei der Firma WIRETEKNIK werden ausschließlich nicht angetriebene Walzbacken verwendet. In Abbildung 3.1 sind die Bauteile einer Walzmaschine dargestellt. Als Zügelement dient eine durch einen Hohlhydraulikzylinder (1) geführte Gewindestange. Mit Adapterhülsen kann jede beliebige Seilendverbindung an dem Rahmen (2) befestigt werden. Die Walzbacken (3) werden über zwei Steckverbindungen auf jeweils einer Zahnradscheibe (4) nicht drehbar fixiert. Die Walzbacken bestehen aus zwei Halbschalen, in die eine Nut eingearbeitet ist, die den minimalen Hülsendurchmesser nach dem Walzen definiert. Der Fitting wird längs der Hülsenachse in Richtung ihres Befestigungskopfes bewegt. Sobald die Greifbedingung der Walzen erfüllt wird, kann die Hülse durch die Backen gezogen werden. Dabei versucht die Hülse die Backen auseinander zu drücken. Durch diesen Querdruck auf die Walzbacken werden die Zahnräder in Rotation versetzt. Die Walzbacken drehen sich mit der Zugrichtung des Hohlhydraulikzylinders. Während des Walzvorgangs wird das Hülsenmaterial je nach Umformeigenschaften neben der radialen Richtung auch senkrecht zur Zugrichtung (Walzgrat) und in Längsrichtung entgegen der Walzrichtung zum freien Ende der Presshülse weggeschoben.

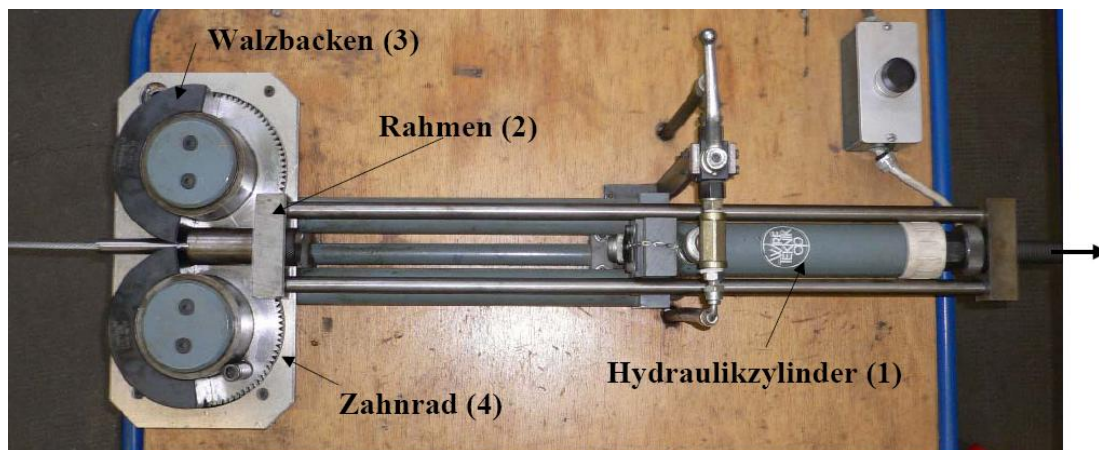


Abbildung 3.1: Walzmaschine A 300 (Hersteller WIRETEKNIK AB)

Der Umformungsprozess stellt eine reine Kaltumformung dar. Um den Energieverlust durch Reibung gering zu halten, werden die Walzbacken geschmiert. Dies verhindert auch ein Festsetzen der Walzbackenpaare. Aufgrund der hohen Querpressungen, die sowohl auf die Hülsen (Aktio) als auch auf die Walzbacken (Reaktio) wirkt, werden für die

Backenpaare gehärtete Qualitätsstähle eingesetzt, um den Verschleiß der Walzbacken zu reduzieren und eine optimale Umformung der Hülse sicher zu stellen.

Im Rahmen des AiF- Forschungsvorhaben Nr. 13750 N/1 „Vergleich der Zugschwelleneigenschaften von Bolzenverpressungen für Stahlseile mit unterschiedlichen Werkstoffen“ (siehe Kapitel 5) wurden mehr als 540 Seilendverbindungen für die Seildurchmesser $d=5$ mm bis 30 mm hergestellt und das Zugschwellverhalten der hochfesten Seilzugglieder untersucht. Um das firmeneigene Know-how der Arbeitskreismitglieder zu sichern, wurden ausschließlich Hülsenparameter gewählt, die bereits in [5] veröffentlicht wurden. Aufgrund unterschiedlicher Werkstoffe und den damit verbundenen Werkstoffeigenschaften wurden die bei Vogel/Wehking in [5] angegebenen Hülsenabmessungen entsprechend modifiziert. Die Verpressung wurde so gewählt, dass die Verbindung mindestens 90% der Mindestbruchkraft der Stahlseile aufnehmen kann.

3.1 Wirkmechanismen in einer Pressverbindung

Durch das Herstellungsverfahren Walzen wird eine dauerhafte Verbundwirkung zwischen der Presshülse (Fitting) und dem Stahlseil erzeugt. Man sagt auch, dass die Presshülse und das Stahlseile zu einer Einheit konfektioniert werden.

Bis zum Überwinden des Fügespiels, das aus dem Übermaß der Innenbohrung der Presshülse resultiert, wird zunächst das Hülsenmaterial plastisch verformt. Im weiteren Verlauf kommt es zur Linienberührung zwischen der Hülseninnenwand und den Drähten der äußeren Lage, vergleiche Abbildung 3.2. Der maximale Druck in radialer Richtung, der auf die Hülsenaußenseite durch die Walzbacken aufgebracht wird, hängt von der Zugkraft des Zylinders, der Backengeometrie und vom Verformungsverhalten des Hülsenwerkstoffes ab. Durch die Vorschubbewegung des Zylinderkolbens wird das Hülsenmaterial sowohl radial als auch axial über das Seil geschoben. Die von außen aufgebrachte Belastung kann dabei derartig große Beträge annehmen, dass sich die Drahtlagen der Seilkonstruktion bei sehr kleinen Seillängen zueinander verschieben können. Aufgrund örtlicher Spannungsspitzen zwischen der äußeren Drahtlage und den benachbarten inneren Lagen treten Abplattungen, verursacht durch den Herstellungsprozess, auf. Diese örtlichen Spannungsspitzen sind auf die Schlagrichtungen der Stahlseile zurückzuführen. Bei Seilkonstruktionen, die im Kreuzschlag verseilt werden, berühren sich die Drähte zweier Lagen punktförmig. Werden benachbarte Drahtlagen im Gleichschlag verseilt, entsteht zwischen den Stahldrähten eine Linienberührung. Der Umformvorgang führt wiederum zu Setzvorgängen im Seilinnern und aufgrund der im Vergleich zur Stahlhülse deutlich höheren Festigkeit zu elastischen Verformungen im Seil. Weitere plastische Verformungen am Seil werden zunächst ausgeschlossen, weil die Fließgrenze des Seilwerkstoffes ein Vielfaches des Hülsenwerkstoffes beträgt. Betrachtet man das Seil als kompakten Körper, so wird es sich unter der äußeren Belastung zunächst elastisch verformen. Um genauere Aussagen treffen zu können, ist jedoch der Spannungsverlauf in der Hülse während der Umformung nötig und vor allem auch die Spannungszustände im Kontaktbereich zwischen Hülse und Seil. Während der Entlas-

tung federn beide Bauteile um die elastischen Anteile zurück. Die Hülse verhindert dabei ein komplettes Rückfedern des Seiles und erzeugt somit einen Fugendruck zwischen Seil und Hülse. Abbildung 3.2 zeigt schematisch die Vorgänge zwischen Hülse und Seil während der Herstellung. Vor dem Verpressen (Ausgangszustand) sieht man deutlich das Spiel zwischen Hülse und Seil. Die Hülse wird anschließend stark plastisch verformt.

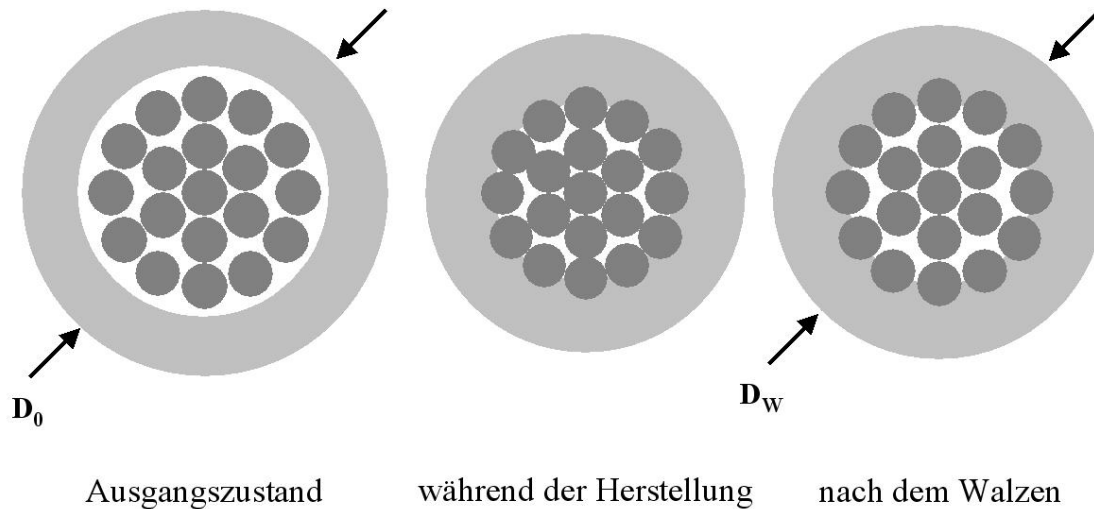


Abbildung 3.2: Animation des Walzvorgangs

Wie bereits beschrieben, wird der Fugendruck durch das elastische Zurückfedern der Seilkonstruktion beeinflusst. Man spricht hier auch von einer elastischen Formänderungsarbeit. Gemäß [37] liegen somit in den Wirkflächenpaaren senkrechte Druckspannungen vor, mit denen sich bei entsprechenden Reibungszahlen die tangential angreifenden Normalkräfte zum Beispiel aus der Seilkraft übertragen lassen. Dieser Kraftschluss tritt in dieser Form u. a. bei Pressverbänden auf. Die Spannungen, die nach der Kaltumformung zwischen Stahlhülse und -seil entstehen, bezeichnet man auch als Eigenspannungen, da diese frei von äußeren Kräften sind.

Während der experimentellen Untersuchung des Verhaltens von gezogenen bzw. gewalzten Fittingen in Kombination mit unterschiedlichen Seilkonstruktionen wurden weitere Besonderheiten festgestellt. In exemplarischen, nicht veröffentlichten Arbeiten [20] wurde das Zugverhalten von gewalzten bzw. gezogenen Presshülsen, die mit Vollstäben und vollverschlossenen Spiralseilen konfektioniert wurden, untersucht. Aufgrund der Anordnung der z-Drähte besitzen vollverschlossene Spiralseile einen sehr hohen Füllfaktor und eine annähernd glatte Oberfläche. Man kann daher annehmen, dass die Verbundwirkung sowohl beim Rundstab als auch beim vollverschlossenen Spiralseil durch reinen Kraftschluss erzielt wird. Im Zugversuch tritt der Verlust der Verbundwirkung durch Rutschen der Rundstäbe und vollverschlossenen Spiralseilen ein. Begleitet wurde dieses Rutschen durch einen lauten Knall. Dieses Versagen wird auch als Knallrutschen bezeichnet. Bei der Auswertung der Messaufzeichnungen konnte das Versagen dem Kraft-Weg-Diagramm der Zugkurve nicht zugeordnet werden. Das Versagen der Verbundwirkung kann bei den hier untersuchten Endverbindungen nicht vorher bestimmt

werden. Die Endverbindung versagt “schlagartig“. Bei Rundlitzen- und Spirallitzenkonstruktionen mit Pressfittingen zeichnet sich eine deutliche Zunahme der Dehnung bei einer geringen Änderung der Zugkraft ab. Bei bestimmten Pressparameterkombinationen konnte in früheren Untersuchungen z.B. [5],[9] sowie in eigenen Untersuchungen ein Herausdrehen der Seilkonstruktionen unter Zugbeanspruchung beobachtet werden. Der in Abbildung 3.3 dargestellte Längsschnitt zeigt, dass sich durch die Kaltumformung die Drahtzwischenräume mit Hülsenmaterial füllen können. Man erkennt deutlich die Seilstruktur an der Hülseninnenseite. Diese Form erinnert an die mechanische Verbindung zwischen Schraube und Gewindegang. Die allgemeine Konstruktionsmethodik definiert ein Ineinandergreifen von mindestens zwei Wirkflächen als formschlüssige Verbindungen.

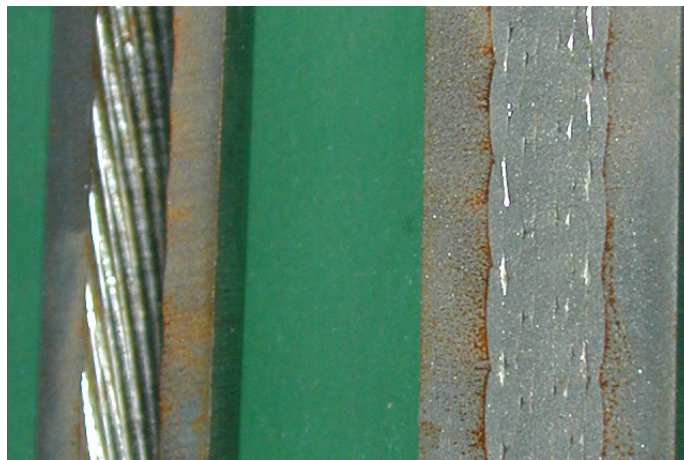


Abbildung 3.3: Unbelastete Versuchshülse (nach dem Walzen) aus AiF- Projekt Nr. 13750 N/1

Bisher kann die Verbundwirkung keiner der beiden beschriebenen Schlussarten exakt zu geordnet werden, vergleichbar ist dies mit Nietungen, in denen die Übertragungsanteile nicht eindeutig zugeordnet werden [21]. Je nach Herstellung treten verschiedene Versagensarten von Pressverbindungen im Zugversuch auf:

- Drahtbrüche in der Presshülse,
- die Seile rutschen vor dem Bruch in der Verpressung,
- die Seilkonstruktionen werden komplett aus der Presshülse herausgezogen oder
- die Seile drehen sich unter Zugbelastung aus der Stahlhülse heraus.

Ausgehend von dieser Situation beschreiben die folgenden Kapitel wie die Anteile aus Kraft- und Formschluss in einem geeigneten Berechnungsmodell integriert werden können. Die Bestimmung der jeweiligen Anteile hängt von einer Vielzahl von Parametern ab, die sich nicht eindeutig zuordnen lassen. Zunächst werden daher die umformtechnischen Grundlagen beschrieben, die für eine Beurteilung der erforderlichen Umformgrößen zur Verfügung stehen. Es werden Gleichungen vorgestellt, die den

Lehrbüchern für Umformtechnik zum Beispiel Lange [38] und Kopp [39] etc. entnommen sind und die zur Lösung des Umformproblems der Stahlhülse während des Walzens herangezogen werden. Mit Hilfe der grundlegenden Gleichungen zur Beschreibung des Längswalzens wird zunächst der erforderliche Außendruck anhand der Greifbedingung unter Berücksichtigung der Coulombschen Reibungsgesetze vorgestellt. Die mathematische Herleitung wird vorausgesetzt. Die kommenden Kapitel fokussieren sich auf eine methodische Berechnung der zweidirektionalen Krafteinleitung zwischen Stahlseil und -hülse.

Während des Umformvorgangs durchläuft das Hülsenmaterial unterschiedliche Zustände. Da für das plastische Materialverhalten nur begrenzte analytische Rechenmodelle zur Verfügung stehen, werden die wesentlichen Materialeigenschaften hinsichtlich der Plastizität erläutert und später in einem Finite-Elemente-Modell berücksichtigt. Es zeigte sich früh, dass eine Verifikation der Finite-Elemente-Methode mit einer messtechnischen Bestimmung des Fugendrucks nicht möglich war. Die Überprüfung der FEM-Berechnung erfolgt anhand der definierten Analogien zu Pressverbänden und der verformten Hülsengeometrie.

Um den Spannungszustand von Stahlhülse und -seil zu ermitteln, müssen einige Annahmen aufgestellt und bestätigt werden. Die Tabelle 3.1 fasst daher die wesentlichen Einflussgrößen für die kraft- und formschlüssigen Anteile der Kraftübertragung zwischen Stahlseil und Fitting zusammen. Die nachfolgenden Kapitel stellen analytische Berechnungsmethoden und Annahmen vor, die im Finite-Elemente-Modell zur Berechnung der maximal übertragbaren Zugkraft in Kapitel 4 berücksichtigt werden.

| Wirkungsweise | Parameter | Einflussgröße |
|---|--------------|---|
| Kraftschluss | Fugendruck | Größenordnung |
| | | Verteilungsfunktion (in Axial- und Umfangsrichtung) konstant, linear, exponential |
| | | Werkstoffpaarung (Stahlhülse und -seil) |
| | | Geometrie (Stahlhülse und -seil) |
| | | Beanspruchung der Stahlhülse und -seil (reinelastisch oder elastisch-plastisch) |
| | Reibungszahl | Werkstoffpaarung (Stahlhülse und -seil) |
| | | Belastung statisch oder dynamisch, Rutschen oder Haften |
| Rauheit der Fügeflächen (Seiloberfläche (Aspekt der Beschichtung der Litze/des Seils) und Innenbohrung der gewalzten Hülse) | | |
| Formschluss | Wirkflächen | Werkstoffpaarung |
| | | Seilkonstruktion |

Tabelle 3.1: Einflüsse auf die Kraftübertragung

3.2 Umformtechnische Grundlagen mit Bedeutung für gewalzte Seilendverbindungen

Das Umformen nach DIN 8582 gehört wie das Fügen zu den Hauptgruppen der Fertigungsverfahren, die wiederum in weitere Gruppen unterteilt werden. Die Einteilung der Gruppen erfolgt nach der Art der Beanspruchung [40].

Für die Betrachtung der Presshülsen ist vor allem die Massivumformung, d.h. die Änderung des Körpers tritt in allen drei Koordinatenrichtungen ein, von Bedeutung. Für das Walzen sind in der Umformtechnik verschiedene mathematische Ansätze bekannt, um Werkzeuge und Materialien zu bemessen. Nach DIN 8582:2003-09 [40] können Profile wie Rohre, Stäbe und Drähte nach DIN 8583-2:2003-09 [41] (Druckumformen) bzw. DIN 8584-2:2003-09 [42] (Zugdruckumformung) hergestellt werden, vergleiche [40] bis [42].

Anhand der Berechnungsformeln für Druckumformverfahren werden im Folgenden die analytischen Formeln für das Flach-Längswalzen vorgestellt. Diese Ansätze sind notwendig, um die Finite-Elemente-Untersuchungen mit analytischen Vergleichsrechnungen und/oder entsprechenden Messergebnissen zu verifizieren. Die Umformgeometrie während des Walzens zeigt die Abbildung 3.4. Die verwendeten Symbole und Begriffe sind zum besseren Verständnis im Folgenden wiedergegeben.

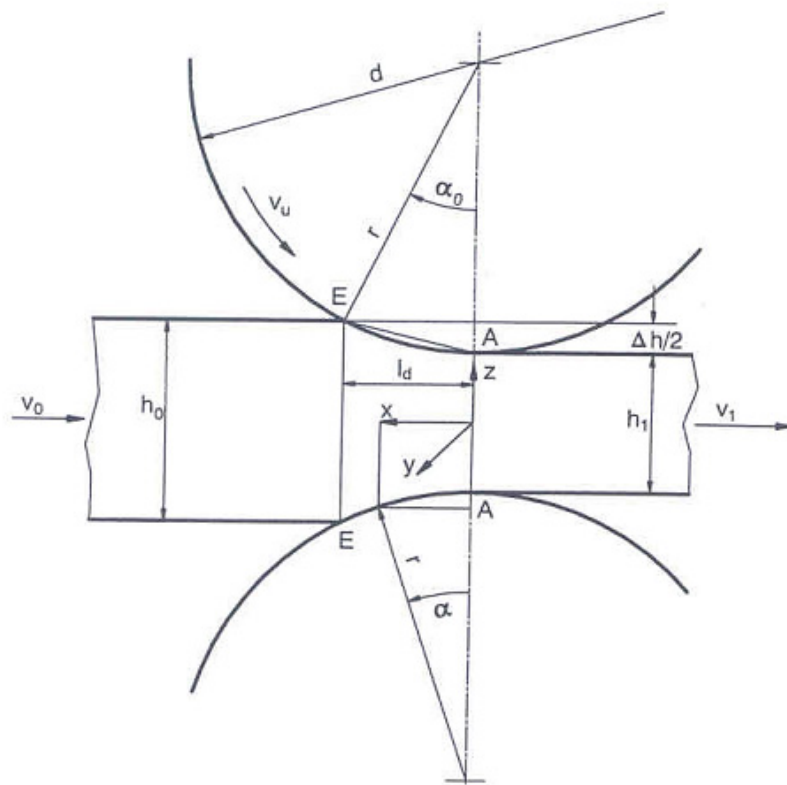


Abbildung 3.4: Umformgeometrie während des Walzens nach [39]

| | | |
|-------------------|---|--|
| b_0 | = | Einlaufbreite des Walzgutes |
| b_1 | = | Auslaufbreite des Walzgutes |
| d | = | Arbeitswalzendurchmesser |
| r | = | halber Walzendurchmesser |
| D | = | Durchmesser der Walzbacken |
| D_w | = | minimaler Durchmesser nach dem Walzen, Durchmesser Walzfuge |
| h_0 | = | Einlaufdicke des Walzgutes |
| h_1 | = | Auslaufdicke des Walzgutes |
| $h(\alpha), h(x)$ | = | lokale Walzgutdicke im Walzspalt |
| v_0 | = | Geschwindigkeit des Walzgutes vor dem Walzen |
| v_1 | = | Geschwindigkeit des Walzgutes nach dem Walzen |

Die lokalen Walzgutdicke im Walzspalt lassen sich mit den Gleichungen

$$h(\alpha) = h_1 + 2r(1 - \cos \alpha) \quad (3.1)$$

$$h(x) = h_1 + 2r \left(1 - \sqrt{1 - \frac{x^2}{r^2}} \right) \quad (3.2)$$

darstellen. Mit der Näherung $\cos \alpha \approx 1 - \frac{\alpha^2}{2}$ und $\sqrt{1 - \frac{x^2}{r^2}} \approx 1 - \frac{x^2}{2r^2}$ können die Gleichungen (3.1) und (3.2) umgeschrieben werden in:

$$h(\alpha) \approx h_1 + r\alpha^2 \quad (3.3)$$

$$h(x) \approx h_1 + \frac{x^2}{r} \quad (3.4)$$

Die Differenz zwischen Einlauf- und Auslaufdicke beträgt dabei:

$$\Delta h \equiv h_0 - h_1 = 2r(1 - \cos \alpha_0) \approx r\alpha_0^2 \quad . \quad (3.5)$$

Die Länge des Walzspaltes in Walzrichtung wird ermittelt zu

$$l_d = \sqrt{r\Delta h - \frac{\Delta h^2}{4}} \approx \sqrt{r\Delta h} \quad . \quad (3.6)$$

Für kleine Walzwinkel $\leq 20^\circ$ wird der Fehler durch die Näherung $\sqrt{r \cdot \Delta h} \leq 1,5\%$ beschrieben.

Für das Umformverfahren Walzen ist ein gewisses Maß an Reibung erforderlich, damit die Walzbacken das Walzgut (Hülse) greifen können. Die Greifbedingung gilt als erfüllt, wenn die Reibungskraftkomponenten in Zugrichtung größer oder gleich sind als die resultierende Normalkraftkomponenten, vgl. Abbildung 3.5.

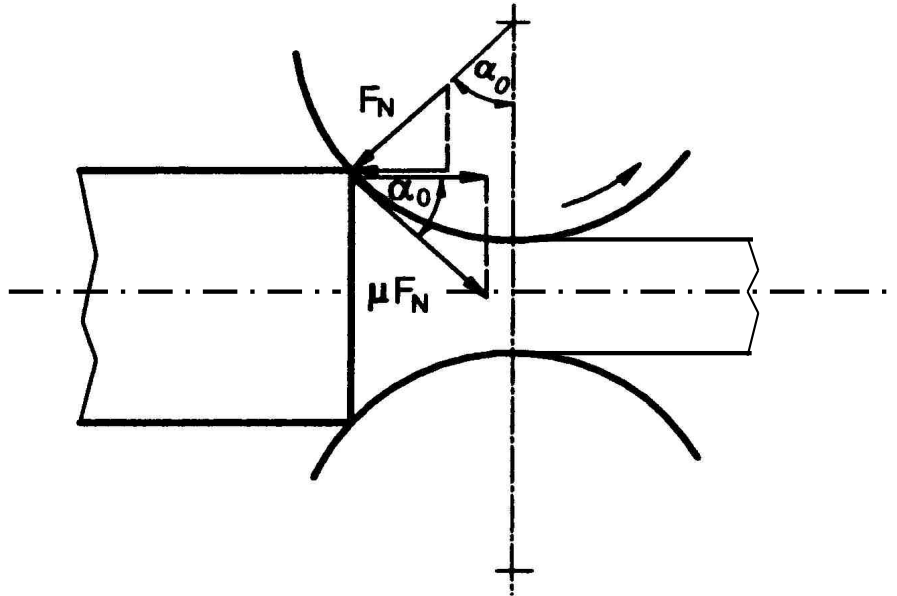


Abbildung 3.5: Greif- bzw. Durchziehbedingung beim Walzen [39]

Entsprechend muss gelten:

$$\mu F_N \cdot \cos \alpha_0 \geq F_N \cdot \sin \alpha_0 \quad (3.7)$$

$$\mu \geq \tan \alpha_0 \quad ; \quad (3.8)$$

des Weiteren führen die Näherungen $\tan \alpha_B \approx \alpha_0$ auf (3.9)

$$\mu \geq \alpha_0 \quad \text{und} \quad (3.10)$$

$$\tan \alpha_0 \approx \frac{l_d}{r} \quad \text{auf} \quad (3.11)$$

$$\mu \geq \sqrt{\frac{\Delta h}{r}} \quad (3.12)$$

3.2.1 Bestimmung des Walzgrates

Der analytischen Berechnung des Flach-Längswalzens liegt das Streifenmodell zugrunde, das die Annahme der ebenen Formänderung anwendet. Beim Herstellen einer gewalzten Seilendverbindung fließt ein Teil des Hülsmaterials in die Breite. Es bildet sich ein so genannter Walzgrat aus, siehe Abbildung 2.8.

Eine Erhöhung der Breitung wird begünstigt nach [39] durch Zunahme:

- des h/b - Verhältnis
- des l_d/b - Verhältnis
- bezogene Dickenabnahme ε_h
- Walzdurchmesser d
- Reibung
- Festigkeit des Walzgut

Durch eine zunehmende Temperatur ϑ bzw. Walzgeschwindigkeit v lässt sich die Breitung vermindern.

Für die analytische Berechnung gibt es nach Abbildung 3.6 unterschiedliche Formeln, die in der Vergangenheit in der Form von Potenz- und Potentialfunktionen empirisch ermittelt wurden.

| Breitungsgleichung nach | |
|--------------------------------|---|
| GEUZE | $b_1 = b_0 + C \cdot \Delta h; \quad C = 0,35 \text{ für Stahl}$ |
| TAFEL und SEDLACZEK | $b_1 = b_0 + 0,17 \Delta h \sqrt{r/h_0}$ |
| SIEBEL | $b_1 = b_0 + C \cdot \Delta h \cdot l_d/h_0; \quad C = 0,35 \text{ für Stahl}$ |
| BACHTINOW und SCHTERNOW | $b_1 = b_0 + 0,58 \cdot \Delta h \cdot (l_d - \Delta h/2\mu)/h_0$ |
| HILL | $b_1 = b_0 \cdot (h_0/h_1)^W$ $W = 0,5 \exp(-b_0/2l_d)$ |
| WUSATOWSKI | $b_1 = b_0 \cdot (h_0/h_1)^W$ $W = 10^{-1,27(b_0/h_0)(h_0/2r)^{0,56}}$ |
| SANDER | $b_1 = b_0 \cdot (h_0/h_1)^W$ $W = 10^{-0,76(b_0/h_0)^{0,39}(b_0/l_d)^{0,12}(b_0/r)^{0,59}}$ |

Abbildung 3.6: Breitungsgleichungen nach [39]

Aus Abbildung 3.6 ist zu entnehmen, dass bei der Formel nach GEUZE nur der Werkstoff als Einflussgröße angegeben wird. Die nachfolgende Formulierung dagegen berücksichtigt weitere Parameter wie r/h_0 , l_d/h und $\Delta h/h_0$. Die Ansätze von HILL, WUSATOWSKI und SANDER tragen der Eigenschaft des Materials in die Richtung der

größten/kleinsten Hauptformänderung Rechnung. Bei Abnahme des Verhältnis b/l_d der Kontaktfläche reduziert sich die Breitung.

3.2.2 Ermittlung des Außendrucks auf die Stahlhülse während des Walzens

Hinsichtlich der Umformkinematik werden bei der elementaren Plastizitätstheorie auch beim Walzen vereinfachte Annahmen getroffen:

- ebene Formänderung
- ebene Querschnitte (Streifen) bleiben eben.

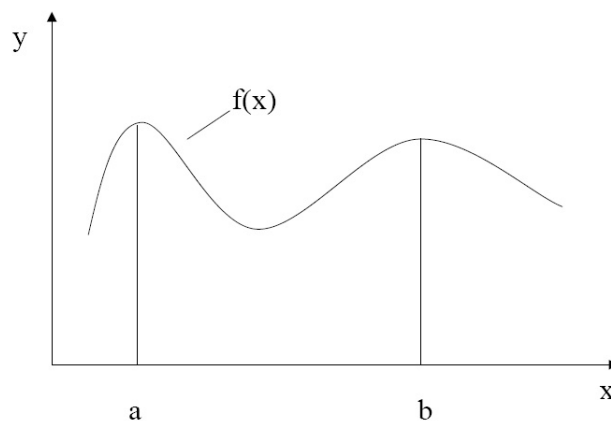
Das entstehende Geschwindigkeitsfeld lässt sich mit der Kontinuitätsgleichung beschreiben:

$$A_0 \cdot v_0 = A_1 \cdot v_1 \quad (3.13)$$

Setzt man voraus, dass beide Walzbacken gleichmäßig am Umformvorgang beteiligt sind, so ergibt sich der Anteil der Kraftkomponente F_N aufgrund des Kräftegleichgewichts zu

$$F_N = \frac{F_{Zylinder}}{2\mu \cos \alpha_E} \quad (3.14)$$

Mathematisch kann die wirksame Fläche in der Fließscheide als Rotationskörper der Backennut bestimmt werden. Die Rotationsfläche (Mantelfläche M) berechnet sich allgemein als Graph einer Funktion mit der Gleichung $y=f(x)$ im Intervall $[a;b]$ zu



$$M = 2 \cdot \pi \int_a^b f(x) \sqrt{1 + (f'(x))^2} dx \quad (3.15)$$

Dabei wird in dieser Arbeit zunächst davon ausgegangen, dass die Backennut durch eine Kreisfunktion beschrieben werden kann.

Unter Berücksichtigung der Greifbedingung (vgl. Abbildung 3.5) kann die wirksame Fläche der Fließscheide mit Hilfe der Mantelfläche des Rotationskörpers berechnet werden:

$$A_{\text{Fließscheide}} = \frac{\alpha_0}{360^\circ} \cdot 2 \cdot \pi \int_a^b f(x) \sqrt{1 + (f'(x))^2} dx \quad . \quad (3.16)$$

Zunächst wird angenommen, dass die Zugkraft in der Voreilzone, d.h. jene Bereiche, in denen das Hülsenmaterial bereits umgeformt ist, der Zylinderzugkraft entspricht. Die Zylinderkräfte wurden mittels Messung an einem Manometer bestimmt und statistisch ausgewertet. Die Flächenbelastung p_a auf das Walzgut im Bereich der Fließscheide berechnet sich zu

$$p_a = \frac{F_N}{A_{\text{Fließscheide}}} \quad . \quad (3.17)$$

Mit Hilfe dieser Grundlagen aus der Umformtechnik wird der äußere Walzdruck während des Herstellungsprozesses auf die Stahlhülse näherungsweise berechnet.

Diese Beispielrechnung wurde für ein Stahlseil der Konstruktion 1x7 mit einem Litzenaufbau aus einem Kerndraht und sechs Außendrähten durchgeführt. Der tatsächliche Seildurchmesser betrug $d=8,32$ mm. Um einen Pressgrad von $\varphi=1,06$ zu erzeugen, musste eine Stahlhülse mit einem Außendurchmesser $D_0=16,74$ mm gefertigt werden. Diese Parameter bilden die Grundlage der Finite-Elemente-Berechnung in Kapitel 4.

Mit den in Tabelle 3.2 aufgelisteten Werten für die Stahlhülse und Walzbackengeometrie wurde mit Hilfe der Gleichung (3.3) bis (3.17) der zwischen Walzbackennut und Stahlhülse wirksame Walzdruck berechnet. Näherungsweise wurde die Differenz des Außendurchmessers vor und nach dem Walzen als Höhenabnahme berücksichtigt. Die Zylinderkraft wird als Produkt der Kolbenfläche und des Hydraulikdrucks während des Walzen bestimmt.

| | | | |
|-------------------------|---|--------------------------|------------------------|
| b_0 | = | 16,74 mm | durch Messung bestimmt |
| b_1 | = | 16,65 mm | |
| d | = | 162,30 mm | |
| r | = | 81,15 mm | |
| D | = | 170,00 mm | |
| D_w | = | 15,40 mm | |
| h_0 | = | 16,74 mm | |
| h_1 | = | 15,78 mm | |
| h_m | = | 16,26 mm | |
| $d_{i,0}$ | = | 8,80 mm | |
| $d_{i,1}$ | = | 8,32 mm | |
| Δh | = | 0,96 mm | |
| α_0 | = | 6,23 ° | Gl. (3.5) |
| l_d | = | 8,81 mm | Gl. (3.6) |
| μ | = | 0,11 | Gl. (3.8) |
| μ | = | 0,11 | Gl. (3.12) |
| $\frac{v_0}{v_1}$ | = | 0,93 | Gl. (3.13) |
| $F_{Zylinder}$ | = | 12,18 kN | - |
| F_N | = | 111,49 kN | Gl. (3.14) |
| $A_{Flie\beta scheide}$ | = | 210,85 mm ² | Gl. (3.16) |
| p_a | = | 528,11 N/mm ² | Gl. (3.17) |

Tabelle 3.2: Beispielrechnung zur Bestimmung des äußeren Walzdrucks p_a

3.3 Analytische Analogien zur Berechnung einer Presshülse

Die kraftschlüssigen Anteile der Verbundwirkung einer gewalzten Seilendverbindung werden mit Hilfe der Berechnungsgrundlagen von Pressverbänden beschrieben. DIN 7190:2001-02 [43] unterscheidet hierbei in rein elastische⁸ und elastisch-plastische⁹ sowie ideal-plastische¹⁰ Pressverbände aus metallischen Werkstoffen mit zylindrischen Wirkflächen.

3.3.1 Dickwandiger Zylinder unter Außendruck

Für den rein elastischen Bereich kann die Presshülse aufgrund der Durchmesserhältnisse mit einem dickwandigen Zylinder, der unter Außendruck steht, verglichen werden. Bei der Berechnung eines dickwandigen Zylinders unter Außendruck sind Spannungen in der Wandung, d.h. zwischen der inneren und äußeren Oberfläche von Bedeutung. Zunächst sollen Einspannungseinflüsse vernachlässigt werden, so dass der Fitting als sehr lang angesehen wird. Bei der Berechnung wird festgestellt, dass ein geradliniger Schnitt durch die Wandung radial von außen nach innen auch nach der Verformung geradlinig bleibt. Man spricht auch vom Ebenbleiben der Querschnitte. Daraus resultieren besondere Bedingungen für die Verschiebungen und Spannungen in Längsrichtung:

- die Verschiebungen in Axialrichtung (Längsrichtung) von allen Punkten auf einer Geraden von außen nach innen sind gleich groß
- die Axialspannungen (Längsspannungen) von allen Punkten auf einer Geraden von außen nach innen müssen (integriert über der Strecke dieser Geraden) eine resultierende Kraft von Null ergeben.

Für die Beurteilung der zusätzlichen Spannung infolge der Verpressung auf die Stahlstränge ist der tatsächliche Spannungsverlauf von Bedeutung. Es ist daher erforderlich, den vorherrschenden Vorgang genau zu beschreiben. Zur Berechnung der Hauptspannungen dickwandiger Zylinder sind in der einschlägigen Literatur z.B [44] eine Reihe von Herleitungen bekannt. Die drei charakteristischen Hauptspannungen, die im elastischen Gebiet in einer Zylinderwand unter Außendruck wirksam sind, werden auch als „Lamé-Funktionen“ bezeichnet. Da die mathematische Herleitung der „Lamé-Funktionen“ jedem Lehrbuch zu entnehmen ist, soll an dieser Stelle auf eine eingehende Wiedergabe verzichtet werden. Anhand von Differentialgleichungen werden homogene Gleichungen zweiter Ordnung gelöst. Löst man aus einem dickwandigen Zylinder ein Wandteilchen beliebigen Radius r , der Stärke dr und der Länge dl heraus, so wird

⁸rein elastisch: im Stahlseil und -hülse (Innen- und Außenteil) sind keine plastischen Dehnungen möglich

⁹elastisch-plastisch: im Stahlseil und/oder -hülse treten elastische und plastische Beanspruchungen auf

¹⁰ideal-plastisch: sowohl im Stahlseil als auch in der Hülse können unbegrenzte plastische Dehnungen vorkommen

dieses Elementarvolumen seitlich durch zwei Ebenen unter dem Einschlußwinkel $d\varphi$ begrenzt, Abbildung 3.7.

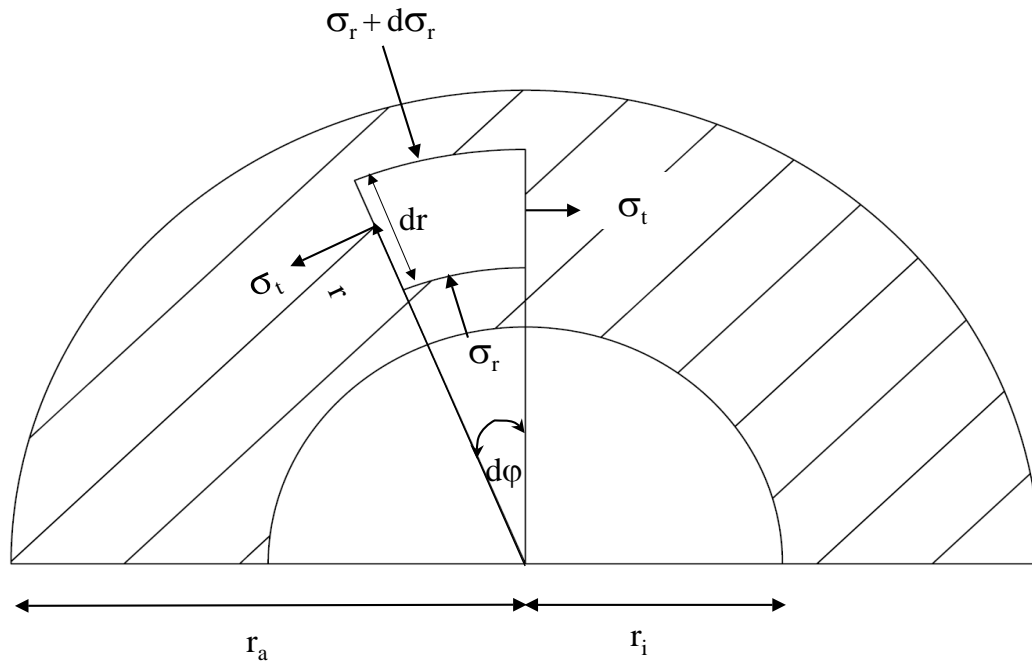


Abbildung 3.7: Ableitung der Radialspannungen in der Wand eines dickwandigen Zylinders nach [44]

Betrachtet man dieses Elementarvolumen unter wirkendem Außendruck p_a , bilden sich Spannungen in tangentialer und axialer Richtung aus, vorausgesetzt, dass man das Elementarvolumen weit genug von den Enden entfernt betrachtet. Zur Einhaltung der Gleichgewichtsbedingung müssen alle Kräfte in einer Ebene gleich null sein, so dass folgende Beziehung aufgestellt werden kann

$$\sigma_r \cdot dr\varphi dl - (\sigma_r + d\sigma_r)(r + dr)\varphi dl + 2\sigma_t dr dl \sin \frac{d\varphi}{2} = 0 \quad (3.18)$$

Bei Steigerung des Außendrucks von Null an beginnend wird der Hülsenwerkstoff zunächst rein elastisch beansprucht. Dies bedeutet, dass die Formänderung in der Wand dem Hookschen Gesetz folgt und die Formänderung wieder zurückgeht, sobald der Außendruck auf null entspannt wird. Wird jedoch die Belastung weiter gesteigert, so erreicht die Außenschicht einen Zustand, in dem Fließen einsetzt. Bei fortschreitender Druckerhöhung breitet sich die Formänderung von der Außenschicht konzentrisch über die Wandung aus, bis die Innenschicht ebenfalls zu fließen beginnt. Wie man erkennt, durchläuft die Presshülse während des Walzprozesses mehrere Spannungszustände, die sich in Folge genau zu definierender Bedingungen einstellen und die analytisch nur hinreichend genau bestimmt werden können. Im Folgenden werden die einzelnen Spannungsbereiche vorgestellt und die analytischen Berechnungsmethoden zusammengefasst.

3.3.2 Spannungen im elastischen Bereich

Die drei vorhandenen Spannungen werden in tangentialer, radialer und axialer Richtung ermittelt. Im Allgemeinen werden die Spannungen in Abhängigkeit von den Radienverhältnissen beschrieben. In Umfangsrichtung ergibt sich die tangentielle Spannung zu

$$\sigma_{t,el} = -p_a \cdot \frac{r_a^2}{r_a^2 - r_i^2} \cdot \left(1 + \frac{r_i^2}{r^2}\right) \quad . \quad (3.19)$$

Für die Radialspannung gilt:

$$\sigma_{r,el} = -p_a \cdot \frac{r_a^2}{r_a^2 - r_i^2} \cdot \left(1 - \frac{r_i^2}{r^2}\right) \quad . \quad (3.20)$$

Die Längsspannung hat für den Zylinder selbst praktisch keine Bedeutung, wird aber für die Berechnung der Vergleichsspannung benötigt und beträgt

$$\sigma_{ax,el} = -p_a \cdot \frac{r_a^2}{r_a^2 - r_i^2} \quad . \quad (3.21)$$

Die tangentielle Hauptspannung besitzt an der Innenschicht ihr Maximum, während für die Radialspannung an dieser Stelle ein Minimum herrscht. Für $r = r_a$ können die Hauptspannungen an der Außenschicht berechnet werden zu

$$\sigma_{ta,el} = -2 \cdot p_a \cdot \frac{r_a^2}{r_a^2 - r_i^2} \quad \text{bzw.} \quad (3.22)$$

$$\sigma_{ra,el} = -p_a \quad (3.23)$$

Durch Einsetzen von $r = r_i$ beträgt die vorhandene Radialspannung an der Innenschicht:

$$\sigma_{ri,el} = 0 \quad . \quad (3.24)$$

In radialer Zylinderrichtung treten die Extremwerte der Spannungen an der Innen- bzw. Außenschicht auf. Die Differenz der radialen Spannungen zwischen der Innen- und Außenschicht entspricht daher dem aufgetragenen Außendruck.

3.3.3 Elastisch-plastische Auslegung von Pressverbänden

Fitting und Seilkonstruktion verbleiben für ihre gesamte Lebensdauer im gefügten Zustand, vergleichbar einem elastisch-plastischen Pressverband. Die mathematische Beschreibung wird aufgrund der kontinuumsmechanischen Grundlagen komplizierter und umfangreicher. Zur Aufstellung von geschlossenen löslichen Differentialgleichungen müssen Annahmen über die Art des Spannungszustandes und die verwendeten Materialgesetze vereinbart werden. Der einfachste Fall stellt ein elastisch-idealplastisches Werkstoffverhalten dar. Je nach Versagen kann die Fließgrenze durch Zug-, Druck- oder Torsions- bzw. Scherbeanspruchung überschritten werden. Zur Bestimmung der

Festigkeitswerte wird zum Beispiel der standardisierte Zugversuch verwendet, der bei Raumtemperatur den Fließbeginn bei der zugelastischen 0,2%- Streckgrenze zugrunde legt, da bei weiterführenden Untersuchungen festgestellt wurde, dass der Normalspannungsbruch (Trennbruch) bei wesentlich veränderten Bedingungen erfolgt. Im Vergleich zu einem einachsigen Spannungszustand im Zugversuch, wirkt beim Walzen einer Presshülse bzw. bei dem vergleichbaren Zylinder unter Außendruck ein dreidimensionaler Spannungszustand. Aus den Ergebnissen eines einachsigen Zugversuchs weiß man, dass verschiedene Werkstoffkenngrößen zur Berechnung elasto-plastischer Prozesse von erster Relevanz sind:

- die zugelastische Fließgrenze 0,2%-Grenze wird durch die axiale Hauptzugspannung erreicht,
- in der Zugprobe tritt eine maximale Schubspannung $\tau = \frac{P}{2F}$ auf, die vereinfacht der schub-elastischen Grenze des Werkstoffes $\tau_F = \frac{P}{2F}$ entspricht,
- die Zugdehnung in axialer Richtung ε_Z erreicht den Höchstwert bei der Dehngrenze ε_F ,
- die Gestaltänderungsenergie erreicht den Maximalwert $[(\frac{1+\nu}{3})E]\sigma_F^2$ und
- die vereinfachte maximale Schubspannung tritt in der Form $\tau_0 = \frac{\sqrt{2}}{3}\sigma_F$ auf.

In der Plastomechanik sind solche Kenngrößen an Festigkeitshypothesen gekoppelt, die in Abhängigkeit von Werkstoff, dem Versagsmechanismus und der Bauteilgeometrie gewählt werden müssen. Mit dem Ziel einer Versagensanalyse ist daher jene Hypothese zu wählen, die das tatsächliche Werkstoffverhalten im Versagensfall am besten beschreibt. Entsprechende Literaturstellen verweisen darauf, dass die von-Mises-Hypothese für zähe Werkstoffe (Metalle) Werte liefert, welche mit dem realen Werkstoffverhalten in erster Näherung übereinstimmen. Das Fließen des Werkstoffes setzt somit ein, wenn die Vergleichsspannung die von-Mises'sche-Fließbedingung erfüllt:

$$\sigma_v = -\sqrt{\frac{1}{2}((\sigma_t^2 - \sigma_{ax}^2)^2 + (\sigma_{ax}^2 - \sigma_r^2)^2 + (\sigma_r^2 - \sigma_t^2)^2)} \quad . \quad (3.25)$$

An der Außenschicht herrscht in radialer Richtung der aufgebrauchte Druck bzw. an der Innenschicht nimmt er für den elastischen Fall den Wert null an.

$$\sigma_{r_a,el} = -p_a \quad \text{bzw.} \quad (3.26)$$

$$\sigma_{r_i,el} = 0 \quad (3.27)$$

Um die vorhandenen Potentiale der Presshülse ausnutzen zu können, ist es erforderlich, dass das tatsächliche Verhalten des Werkstoffs über die Fließgrenze hinaus berücksichtigt wird.

Im Zusammenhang mit der Neufassung der DIN 7190:2001-02 [43] wurden Abhandlungen erarbeitet, die den Einfluss der Verfestigung behandeln, [37]. Für die Auslegung eines elastisch-plastischen Pressverbandes sind die kontinuumsmechanischen Grundlagen weit komplizierter als die eines elastisch beanspruchten Pressverbandes. Zur Lösung dieses Problems müssen zunächst mathematische Schwierigkeiten überwunden werden, die im Zusammenhang mit der Materialbeschreibung eines Werkstoffes stehen. Hierzu ist es erforderlich, dass Annahmen für Spannungsarten und Materialgesetze getroffen werden. Bisweilen gelingt es, vereinfachte Aussagen zum plastischen Materialverhalten zu treffen. Wo die klassische, mathematisch basierte Plastizitätstheorie an ihre Grenzen stößt, scheint der Einsatz einer Berechnung mit der Finite-Elemente-Methode sinnvoll.

Für die Durchführung einer solchen FEM-Berechnung sind allerdings Materialbeschreibungen erforderlich, die im Folgenden näher erläutert werden. Des Weiteren sind die Zusammenhänge der Drahtseile bzw. der Drähte unter Querbelastung aufzuzeigen, da diese ebenfalls in ein FE-Modell implementiert werden müssen.

3.4 Grundlagen der Plastizitätstheorie

Solange die aufgebrachten Lasten bzw. die aufgeprägte Deformation eine bestimmte Größenordnung nicht überschreiten, verhalten sich Metalle elastisch. Erst oberhalb dieser Belastung stellen sich bleibende, plastische Verformungen ein.

Die klassische Plastizitätstheorie befaßt sich mit isothermen und nicht explizit zeit- oder geschwindigkeitsabhängigen plastischen Deformationen. Die Plastizitätstheorie beschäftigt sich mit dem Herleiten von Bedingungen für das Auftreten und den Beziehungen zwischen Spannungen und Verzerrungen zur Beschreibung plastischer Verformungen. Ferner versucht sie, die makroskopisch zu beobachtenden Zusammenhänge des Werkstoffs durch ein mathematisches Modell zu beschreiben.

Im Allgemeinen kann das Verhalten eines Kontinuums in seinen Grundzügen durch mechanische Modelle erfasst werden. Diese Modelle bilden die Grundlage einer Bauteilanalyse unter Einbeziehung der inelastischen Werkstoffbeziehung. Die Eigenschaft der Elastizität, Viskosität und Plastizität lassen sich durch die mechanischen Elementarmodelle Feder, Dämpfer und Gleitelement substituieren. Den mechanischen Modellen werden möglichst einfache sowie unifizierte Modellgleichungen zugeordnet. Abbildung 3.8 zeigt die mechanischen Grundmodelle mit der zugehörigen Spannungs-Dehnungs-Beziehung.

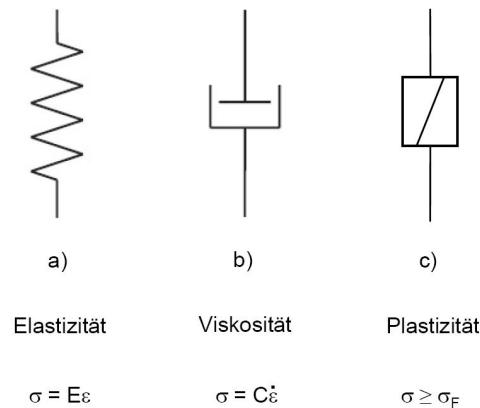


Abbildung 3.8: Beschreibung der mechanischen Analogiemodelle nach [45]

Zur Beschreibung der Spannungs-Dehnungs-Beziehung können je zwei dieser Grundelemente über eine Reihen- oder Parallelschaltung kombiniert werden. Für eine serielle Anordnung ist die Spannung in beiden Elementen gleich und die Dehnungen lassen sich addieren. Bei einer parallelen Anordnung ist dies umgekehrt. Die folgende Tabelle gibt einen Überblick der Grundkombinationen und der entsprechenden Werkstoffe.

| Anordnung | Werkstoff |
|------------------------|---------------------------|
| Feder - Gleitelement | Metalle (z.B. Stahl) |
| Dämpfer - Gleitelement | Metalle (z.B. Zinn, Blei) |
| Dämpfer - Feder | Kunststoffe |

Tabelle 3.3: Mechanische Modelle des Werkstoffverhaltens nach [45]

Die Schwierigkeiten, die sich bei dieser Beschreibung ergeben, sind darin begründet, dass es kein einheitliches plastisches Verhalten von Metallen gibt. Das Materialverhalten im plastischen Zustand für Aluminium muss anders beschrieben werden als das für Stahl. Bei der Betrachtung der Plastizität muss auch zwischen kleinen und großen Deformationen unterschieden werden. Bei dem typischen Materialverhalten von Stahl, Beton etc. ist eine Vereinfachung von Theorie und Berechnung bei kleinen Verformungen möglich. Zusätzlich zu den Spannungs-Dehnungsbeziehungen ist die Formulierung einer Fließbedingung, eines Fließ- und eines Verfestigungsgesetzes notwendig. In einigen Bereichen der Umformtechnik bzw. bei Crashtests müssen dagegen große Verformungen berücksichtigt werden. Erkenntnisse der Plastizitätstheorie für kleine Deformationen könnten nur schwer auf große Deformationen erweitert werden, da man vor allem die Objektivität der Formulierung (also die Unabhängigkeit von der Wahl der Koordinaten) nicht erhalten kann. Die Kontinuumsmechanik bedient sich zur mathematischen Beschreibung der Vorgänge neben der Indizeschreibweise (physikalisch) hauptsächlich der Tensorschreibweise (numerisch) [45]. Die wichtigsten Formulierungen werden in dem nachfolgenden Unterkapitel vorgestellt und erläutert.

Bei einem elastisch-plastischen Materialverhalten gemäß Abbildung 3.9 findet eine Entlastung entlang (parallel) dem elastischen Verlauf der Belastungskurve statt, so dass bei vollständiger Entlastung eine Dehnung verbleibt, die zum Zeitpunkt der Lastabnahme der plastischen Dehnung entspricht.

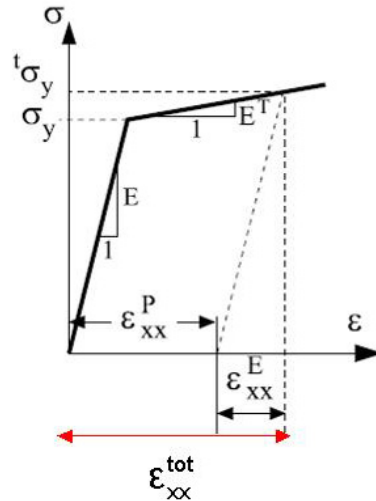


Abbildung 3.9: Elastisch-plastisches Materialverhalten mit Verfestigung

Wird eine totale Lagrangesche Formulierung – die von der kinematischen Annahme großer Verschiebungen, großer Verdrehungen aber kleiner Verzerrungen ($\leq 5\%$) ausgeht – verwendet, so stellt die additive Zerlegung der Verzerrung (GREEN'schen Verzerrung) in einen elastischen und einen plastischen Anteil mit

$$\mathbf{E} = \mathbf{E}^{el} + \mathbf{E}^{pl} \quad (3.28)$$

einen wichtigen Grundsatz dar.

3.4.1 Die von Mises Fließbedingung

Fließen bezeichnet das Einsetzen einer plastischen Verformung. Im Gegensatz zu elastischen gehen plastische Verformungen ohne Volumenänderung vor sich. Damit sich überhaupt plastische Verformungen einstellen können, müssen genügend große Schubspannungen vorhanden sein, die eine Versetzung der Gleitebene des metallischen Gitters hervorrufen können. Dieses Phänomen lässt sich bei eindimensionalen Zug- oder Druckversuchen beobachten. Nähere Angaben zu den Vorgängen während der Versetzungsbewegungen lassen sich aus der entsprechenden Literatur z.B. [45] entnehmen. Anders als beim eindimensionalen Zug- oder Druckversuch hängt die charakteristische Fließspannung im mehrdimensionalen Fall von einer Kombination der wirkenden Spannungen ab. Deshalb wird in der Plastomechanik eine Fließbedingung angenommen, die den Zusammenhang der einzelnen Spannungsanteile bei Fließbeginn beschreibt. Somit lässt sich die Grenze des elastischen Werkstoffverhaltens abhängig vom aktuellen Spannungszustand \mathbf{S} darstellen als

$$F = f(\mathbf{S}) - Y(\alpha) \leq 0 \quad . \quad (3.29)$$

Dabei beschreibt $F < 0$ das elastische Verhalten und der Wert $F = 0$ das plastische Fließen metallischer Werkstoffe. Während der erste Teil der Ungleichung die Form des Fließkörpers beschreibt, stellt die Verfestigungsfunktion $Y(\alpha)$, auf die später näher eingegangen wird, dessen Aufweitung dar. Bei dieser Darstellung der Fließfläche fallen das plastische Potential Φ , das *von Mises* beschrieben hat, und die Fließbedingung F zusammen.

Im folgenden wird die Fließbedingung nach *von Mises* in der skalaren Formulierung

$$\Phi = \frac{1}{2} \mathbf{S} : \mathbb{P} : \mathbf{S} - \frac{1}{3} y^2(\beta) \leq 0 \quad (3.30)$$

verwendet. Der 2. Piola-Kirchhoff-Spannungstensor \mathbf{S} wird zweimal skalar mit einem vierstufigen Projektionstensor \mathbb{P} multipliziert. Die skalare Verfestigungsfunktion y ist von der internen Variablen α , die die Größe der aktuellen plastischen Verformung beschreibt, abhängig.

Dieser Umstand bildet die Grundlage der von *Tresca* aufgestellten allgemeinen Fließbedingung, die *von Mises* hinsichtlich ihrer Gültigkeit für metallische Werkstoffe erweitert wurde. Die *von Mises* Fließbedingung stellt einen einhüllenden Kreiszyylinder anstatt einer Prismenfläche dar, wobei die mathematische Darstellung von *Tresca* ein regelmäßiges Sechseck um die hydrostatische Raumachse beschreibt (Abbildung 3.10).

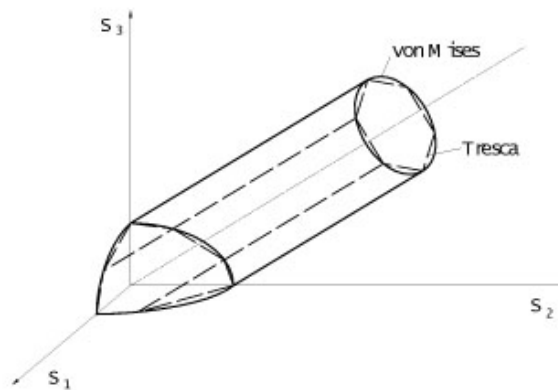


Abbildung 3.10: Fließbedingung nach *von Mises* und *Tresca* im Hauptspannungsraum

Die Elastizitätstheorie geht davon aus, dass direkt aus den sich einstellenden Verzerrungen auf die herrschenden Spannungen geschlossen werden kann. Dagegen müssen bei einer elastisch-plastischen Untersuchung die bereits entstandenen und die sich neu ergebenden plastischen Verformungen bei der Spannungsermittlung berücksichtigt werden. Für die Verzerrungsenergiefunktion läßt sich die Beziehung zwischen Spannung

und elastoplastischen Verformungen mit

$$W_{el} = \frac{1}{2} \mathbf{E}^{el} : \mathbf{C} : \mathbf{E}^{el} \quad (3.31)$$

herleiten. In Abbildung 3.11 ist zur Veranschaulichung der Verzerrungsenergie das Spannungs-Dehnungs-Diagramm eines linear-elastischen-linear-verfestigten Werkstoffes dargestellt.

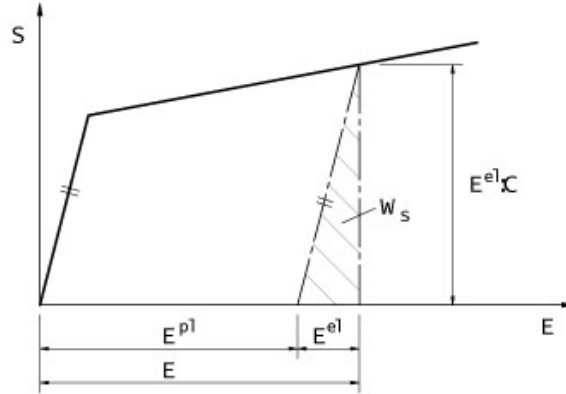


Abbildung 3.11: Verzerrungsenergie W_s im einachsigen Fall

Durch die additive Zerlegung ist es möglich, die Verzerrungen in einen elastischen und einen plastischen Anteil durch die Gleichung (3.31) in der Form

$$W_{el+pl} = \frac{1}{2} (E - \mathbf{E}^{el}) : \mathbf{C} : (E - \mathbf{E}^{el}) \quad (3.32)$$

zu beschreiben. Durch die partielle Ableitung der Gesamtverzerrung kann die Spannung unter Ausnutzung der hier angenommenen Symmetrie der vorkommenden Tensoren in:

$$\mathbf{S} = \frac{\partial W_{el+pl}}{\partial \mathbf{E}} = \mathbf{C} : (E - \mathbf{E}^{el}) \quad (3.33)$$

überführt werden.

Im Folgenden soll die Herleitung für die Verzerrungsenergie der Thermodynamik in die Plastizitätstheorie übertragen werden. Danach setzt sich die freie Energie Ψ - auch HELMHOLTZ-Energie genannt - des Gesamtsystems aus der Summe der Verzerrungsenergiefunktion W_s , welche nur von der elastischen Verzerrung abhängt, und der plastischen Deformationsenergie $W_{pl}(\alpha)$ zusammen (vgl. [46]):

$$\Psi(\mathbf{E}^{el}, \alpha) = W_{el}(\mathbf{E}^{el}) + W_{pl}(\alpha) \quad (3.34)$$

Damit läßt sich die Spannung mit Hilfe der partiellen Ableitung der freien Energie nach der elastischen Verzerrung als

$$\mathbf{S} = \frac{\partial \Phi}{\partial \mathbf{E}^{el}} = \frac{\partial W_S}{\partial \mathbf{E}^{el}} = \mathbf{C} : \mathbf{E}^{el} \quad (3.35)$$

darstellen.

3.4.2 Das Fließgesetz

Das Fließgesetz, welches auch Fließregel genannt wird, stellt die Beziehung zwischen der plastischen Verzerrungsänderung mit den augenblicklichen Spannungen und den Spannungen infolge Fließens her.

Die Fließregel nach *von Mises* führt mit der Einführung des Proportionalitätsfaktors μ auf folgende Bedingung:

$$\dot{\mathbf{E}}_{ij}^{pl} = \mu S_{ij}^D \quad , \quad (3.36)$$

in welcher der Punkt die Ableitung nach der Zeit symbolisiert. Allerdings muß festgehalten werden, daß dieses Fließgesetz nur für den Sonderfall der *von Mises*- Fließbedingung gilt. Mit dem plastischen Parameter $d\lambda$, der das Maß der Fließflächenaufweitung angibt, läßt sich für jede Fließbedingung das assoziierte Fließgesetz mit

$$\dot{\mathbf{E}}_{ij}^{pl} = \lambda \frac{\partial \Phi}{\partial \mathbf{S}} \quad (3.37)$$

bestimmen. Es muss für die weitere Berechnung noch auf den Zusammenhang

$$\dot{\mathbf{E}}_{ij}^{pl} = \lambda \frac{\partial \Phi}{\partial \mathbf{S}} = \lambda \mathbb{P} : \mathbf{S} = \lambda \mathbf{S}^D \quad (3.38)$$

hingewiesen werden. Mit Hilfe der Gleichung (3.38) kann die Entwicklung der plastischen Verformung beschrieben werden. Weil die plastische Deformation bei inkompressiblen Materialien volumenkonstant ist, muss gelten :

$$tr \dot{\mathbf{E}}^{pl} = 0 \quad .$$

3.4.3 Das Verfestigungsgesetz

Bei der plastischen Verformung werden im Kristallgitter sog. Versetzungen erzeugt und durch das Kristallgitter bewegt. Diese Versetzungen können sich an Gitterfehlern oder an anderen Versetzungen aufstauen, so dass ihre Bewegung durch das Kristallgitter gehemmt wird. Als Verfestigung bezeichnet man den Effekt, dass durch die steigende Anzahl der Versetzungen die zur Bewegung der Versetzung nötigen Spannungen immer größer werden.

Das Verfestigungsgesetz beschreibt, wie sich die Fließbedingung während des plastischen Fließens verhält. Zur allgemeinen Herleitung wird die Arbeit, die von einer auftretenden Spannung geleistet wird, aufgestellt. Da nur die deviatorischen Spannungsanteile \underline{S}^D , nicht aber die hydrostatischen Spannungsanteile \underline{S}^H , Verformungsarbeit leisten, ergibt sich durch Umstellung der Fließbedingung die Form

$$dW_{pl} = \frac{2}{3}y^2(\alpha)\lambda \quad . \quad (3.39)$$

Diese plastische Verformungsarbeit ist identisch mit der Arbeit aus den plastischen Vergleichsdehnungen $d\alpha$, die auch als Änderung der aktuellen Deformationen interpretiert werden können. Ferner muß die plastische Verformungsarbeit identisch sein mit den aus der Verfestigungsfunktion $y(\alpha)$ resultierenden Spannungsinkrementen. Somit ergibt sich

$$d\alpha y(\alpha) = \frac{2}{3}y^2(\alpha)\lambda \quad (3.40)$$

oder als Ableitung nach der Zeit ausgedrückt (vgl. [47]):

$$\dot{\alpha} = \frac{2}{3}y^2(\alpha)\lambda = -\lambda \frac{\partial \Phi}{\partial y} \quad (3.41)$$

Die Gleichungen (3.38) und (3.41) werden auch als Evolutionsgleichungen bezeichnet, weil sich mit ihnen eine Aussage über die Entwicklung der plastischen Verformung machen lässt. Als Verfestigungsfunktion $y(\alpha)$ innerhalb der *von Mises*- Fließbedingung wird auch die folgende Funktion

$$y(\alpha) = y_0 + K\alpha + (y_\infty - y_0)(1 - e^{-\delta\alpha}) \quad (3.42)$$

verwendet. Diese Verfestigungsfunktion bildet innerhalb hinreichender Genauigkeit im Allgemeinen bei Metallen, wie zum Beispiel Stahl, das tatsächliche Materialverhalten ab. Der Wert K stellt den plastischen Tangentenmodul dar, y_0 , y_∞ und δ sind Materialkennwerte. Die Fließspannung wird mit y_0 beschrieben, während y_∞ die theoretisch maximal aufnehmbare Spannung wiedergeben soll.

In diesem Abschnitt wurden die mathematischen Ansätze der Plastomechanik zusammengefasst, mit denen das Werkstoffverhalten der Stahlhülse beschrieben werden kann. Diese Formulierungen bilden die Grundlage der Preprocessing-Eingabe des Materialverhalten in der Finite-Elemente-Berechnung (siehe Kapitel 4).

3.5 Darstellung der Lastabtragungsmodelle

Im gefügten Zustand liegt eine unlösbare und dauerhafte Verbindung zwischen Presshülse und Stahlseil vor. Die bei der Lastabtragung zwischen Stahlseil- und Hülse wirkenden Prinzipien wurden in Tabelle 3.1 in kraftschlüssige und formschlüssige Komponenten unterteilt. Zur Beschreibung der Pressverbindung wird auf die Besonderheit der Seiloberfläche und der Entwicklung von geeigneten Lastabtragungsmodellen eingegangen.

3.5.1 Beschreibung der Seiloberfläche

Offene Spiralseile (Litzen), die durch das Verseilen von Runddrähten hergestellt werden, stellen die einfachste Seilart und die Basis für Rundlitzenseile da. Bisher bestand die Grundkonstruktion aus einem Kerndraht und sechs Lagendrähnen. Mit Überführung der deutschen Normen in europäische Regelwerke [48] kann die Anzahl der Lagendrähne variieren. Im Rahmen dieser Arbeit wurden ausschließliche Seilkonstruktionen untersucht, deren Anzahl der Lagendrähne nach Gleichung (3.44) durch sechs teilbar ist und den zurückgezogenen Normen-Reihen DIN 3052 bis 3054 entsprechen.

Durch Verseilen mehrerer Lagen können offene Spiralseile mit bis zu 91 Einzeldrähnen konstruiert werden. Mit folgenden Annahmen kann die theoretische Kontaktfläche zwischen Stahlseile und Pressfitting beschrieben werden:

- die Form des Drahtseile bleibt durch die Herstellung erhalten
- die Schlaglänge ist ein Vielfaches des Seildurchmessers
- alle Einzeldrähne besitzen den gleichen Durchmesser.

Die Anzahl der Drähne im Lagendurchmesser kann mit der Laufvariablen j nach Gleichung (3.43) bestimmt werden.

$$n_{k,j} = 1 + 2 \cdot j \quad \text{mit } j=1,2,\dots \quad (3.43)$$

Bei offenen Spiralseilen lassen sich am Umkreis Polygone konstruieren. Der Öffnungswinkel dieser Vielecke hängt ab von der Anzahl der Drähne in der Außenlage. Abbildung 3.12 zeigt das Zwölfeck an dem Umkreis der Seilkonstruktion OSS 1x19 mit 12 Außendrähnen.

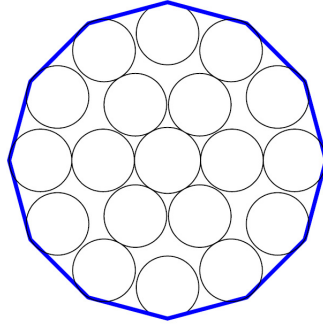


Abbildung 3.12: 12-fach Polygon für ein offenes Spiralseil (OSS) 1x19

Für die offenen Spiralseile der Norm-Reihe DIN 3052 bis 3054 ist die Anzahl der Drähte für jede Lage n_i verbindlich vorgeschrieben und kann als mathematische Reihe nach Gleichung (3.44) berechnet werden

$$n_i = 1 + \sum_{j=1}^{i-1} 6 \cdot j \quad (3.44)$$

Die Bogenlänge l_b eines Außendrahts kann mit dem Öffnungswinkel $\alpha_{n_j, \text{außen}}$ in Gleichung (3.45) eines $6 \cdot n_j$ -Ecks nach Gleichung (3.46) berechnet werden mit

$$\alpha_{n_j, \text{außen}} = 180 + \frac{360}{n_i} \quad (3.45)$$

$$l_b = \frac{n_i + 2}{n_i} \cdot \pi \cdot \frac{\delta}{2} \quad (3.46)$$

Vereinfacht kann der mittlere Einzeldrahtdurchmesser bestimmt werden zu

$$\delta = \frac{d}{n_{kj}} \quad (3.47)$$

Bezogen auf die Systemmittellinie der Außendrahte entspricht der Umfang des Winkeldurchmesser (Lagendurchmesser) der Gleichung (3.48)

$$U_{dD} = \frac{n_{kj} - 1}{n_{kj}} \cdot \pi \cdot d \quad (3.48)$$

In der Abwicklung wird die Länge der Drähte in Abhängigkeit der Schlaglänge l_N und dem Lagenumfang U_{dD} dargestellt. Nach dem Satz des Pythagoras ergibt sich die theoretische Seiloberfläche O_{OSS} bezogen auf eine Schlaglänge zu

$$\begin{aligned} O_{OSS} &= n_j \cdot l_b \cdot l_D \\ &= n_j \cdot l_b \cdot \sqrt{l_N^2 + U_{dD}^2} \\ &= \frac{n_j + 2}{2n_{k,j}} \cdot \pi \cdot \sqrt{K^2 + \left(\frac{n_{k,j} - 1}{n_{k,j}} \cdot \pi\right)^2} \end{aligned} \quad (3.49)$$

Mit dem folgenden Beispiel wird exemplarisch die theoretische Seiloberfläche je Längeneinheit für ein offenes Spiralseil OSS 1x19 bestimmt.

| | | |
|--|---|---|
| Seilkonstruktion | = | 1x19 |
| Seilnenndurchmesser d | = | 8 mm |
| Anzahl der Drahtlagen n_j | = | 2 |
| Anzahl der Drähte n_i | = | 19 |
| Anzahl der Drähte im Lagendurchmesser $n_{j-1,j} = n_{k,j}$ | = | 5 |
| Anzahl der Lagendrähte $n_{i,j}$ | = | 12 |
| Öffnungswinkel $\alpha_{n_j,au\beta en}$ | = | 210° |
| Bogenlänge l_b | = | $\frac{12+2}{12} \cdot \pi \cdot \frac{d}{5} = 5,86$ mm |
| Lagenumfang U_{dD} | = | $\frac{5-1}{5} \cdot \pi \cdot 8 = 20,106$ mm |
| Schlaglänge l_N | = | $10 \cdot d = 80$ mm |
| Oberfläche je Schlaglänge O_{OSS} | = | 36,28 mm ² /mm |

Tabelle 3.4: Beschreibung der Seiloberfläche (OSS 1x9, d=8 mm)

Zum Vergleich der effektiven Oberflächen je bezogene Länge beträgt die Oberfläche eines Kreiszylinders mit dem Radius $r=4$ mm $O_{Zylinder} = 2 \cdot \pi \cdot r = 25,13$ mm²/mm und somit 69% der Seiloberfläche.

3.5.2 Herleitung der Lastabtragungsmodelle

Zur Definition der kraft- und formschlüssigen Verteilung in der gewalzten Seilendverbindung werden zunächst die erforderlichen Kenngrößen definiert. Vereinfacht wird zunächst angenommen, dass der Fugendruck in radialer Richtung konstant ist, Abbildung 3.13. Die tatsächliche Fugendruckverteilung (axial und über den Umfang) wird im anschließenden Kapitel untersucht.

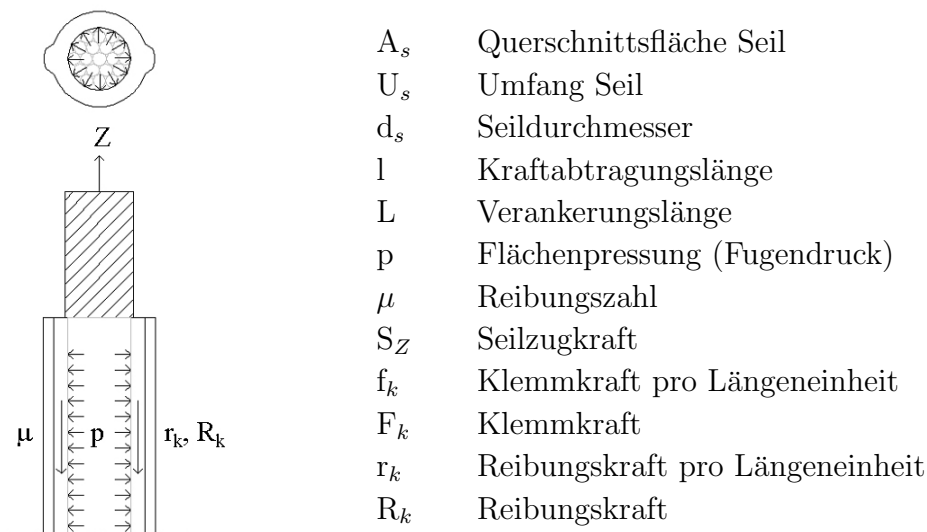


Abbildung 3.13: Kenngrößen zur Bestimmung des Fugendrucks

Unter Annahme einer unendlich großen Steifigkeit der Verankerung ($E_k \cdot A_k = \infty$ und $G_k \cdot A_k = \infty$), einer über die Länge konstanten Reibungszahl $\mu(x) = \text{const}$ sowie einer über die Länge bezogener, konstant wirkenden Klemmkraft $f_k(x)$ gilt:

$$R_k(x) = f_k \cdot \mu \cdot x \quad \text{bzw.} \quad (3.50)$$

$$= p \cdot U_s \cdot \mu \cdot x. \quad (3.51)$$

Für $\begin{cases} R_k \geq S_Z & , \text{ wird das Seil verankert,} \\ R_k < S_Z & , \text{ gleitet das Seil in der Verankerung.} \end{cases}$

Der erforderliche Fugendruck zur Verankerung der Seilkonstruktionen berechnet sich bei einer definierten Abtragungslänge $x = l = 10 \cdot d_s$ zu

$$p = \frac{S_Z}{\mu \cdot O_{OSS} \cdot l} \quad . \quad (3.52)$$

Bei Belastung der Pressverankerung kommt es infolge der Gesamtverlängerung $\varepsilon(x)$ des Drahtes über die Kraftabtragungslänge zu einer Relativverschiebung δl_d zwischen Draht und Hülseninnenwand. Die elastische Drahtdehnung in der Verankerung ergibt sich zu:

$$\varepsilon(x) = \frac{\sigma(x)}{E} \quad (3.53)$$

$$= \frac{S_Z - \Delta S_Z}{E \cdot A_s} \quad (3.54)$$

Die Berücksichtigung der Gleichungen (3.49) und (3.47) führt zu

$$\varepsilon(x) = \frac{S_Z - p \cdot U_s \cdot \mu \cdot x}{E \cdot A_s} \quad . \quad (3.55)$$

Im Bereich der Kraftabtragungslänge gilt für die Relativverschiebung des Drahtes

$$\Delta l(x) = \int_0^x \varepsilon(x) dx \quad . \quad (3.56)$$

Des Weiteren hängt die übertragbare Seilzugkraft Z linear von der Kraftabtragungslänge l ab. Nach Gleichung (3.56) nimmt die Relativverschiebung den Wert nach Gleichung (3.57) an.

$$\Delta l(x) = \frac{1}{A_s \cdot E} \cdot \left(S_Z \cdot x - p \cdot U_s \cdot \mu \cdot \frac{x^2}{2} \right) \quad . \quad (3.57)$$

Die in den Veröffentlichungen [5], [9] sowie im Archiv vorhandenen Versuchsergebnisse für Galfan-verzinkte und nichtrostenden Seilkonstruktionen mit Pressfittingen zeigen, dass die überwiegende Anzahl der untersuchten Fittinge im Verpressbereich versagen. Aufgrund der Geometrie stellt dabei nicht der Seileinlauf in der Hülse den kritischen Punkt dar, da diese Kerbwirkung durch eine geometrisch sinnvolle Wahl des Übergangs Seil-Hülse (z.B. Konusverlauf mit innenliegendem Senker) reduziert werden kann. Durch Reduzierung dieser Querbelastung wird die Stelle der maximalen Krafteinleitung in die Verpressung verlegt.

Je nach Ausführung der Pressverbindungen werden unterschiedliche Versagensarten ermittelt und können wie folgt beschrieben werden:

1. Seilbruch auf freier Strecke, d.h. die resultierende Kraft in der Verpressung ist größer als die tatsächliche Bruchkraft der Seilkonstruktion,
2. das Seil versagt in der Verpressung und
3. die Haftwirkung in der Stahlhülse ist zu gering und das Seil wird aus der Endverbindung herausgezogen, d.h. das Seil rutscht.

Zur Beschreibung des Tragmechanismus zwischen Stahlseil und Presshülse bei reiner Zugbeanspruchung werden verschiedenen Lastabtragungsmodelle vorgestellt, die die kraft- bzw. formschlüssigen Anteile unterschiedlich stark berücksichtigen.

In einem elastisch beanspruchten Pressverband, zum Beispiel in einer Welle-Nabe-Verbindung, geht man bei axialer Beanspruchung von einer örtlich konstanten Lasteinleitung aus. Bei einer konstanten Verteilung liegt kein Formschluss vor. Diese Situation stellt sich bei dem in Kapitel 2 erwähnten Knallrutschen bei vollverschlossenen Spiralseilen, die mit gewalzten Fittings konfektioniert sind, ein. Auch bei lösbaren Seilklemmen [61] geht man ebenfalls von einer über die Hülsenlänge konstanten Verteilung der Kraftübertragung aus. In [15] wird diese Art der Lastabtragung auch für Pressfittings vorgeschlagen.

In Verbindungen, die dem Prinzip "Formschluss" zugeordnet sind, wie zum Beispiel die Kraftabtragung zwischen Schraube und Gewinde, folgt die Verteilung einer quadratischen Funktion. Mit aufsteigender Gewindegangzahl verringern sich die Lastabtragungsanteile der axialen Schraubkraft, vergleiche [49]. Das Verhalten im Gewindegang kann weiter durch eine lineare Lastabtragung vereinfacht werden. Auch in Keilverbindungen werden lineare Lastansätze verwendet, um eine formschlüssige Verbindung zu berücksichtigen.

Ein weiterer Versagensmechanismus trat im Zugversuchen von Stahlseilen mit Presshülsen durch Bruch der Seilkonstruktion in der Verpressung auf. Der Bruchort wurde überwiegend im ersten Drittel des Fittings vom Übergang der Seilkonstruktion zur Stahlhülse lokalisiert. Durch das Herstellungsverfahren Walzen entstehen Querverpressungen im Stahlseil. Das Versagensbild deutet darauf hin, dass eine Überlagerung der Quer- und Normalkraftbeanspruchung im Stahlseil maßgebend wird. Auf Grundlage dieser Beobachtungen wurde ein parabelförmiger Ansatz nach Gleichung (3.60) in Betracht gezogen.

Mit diesen Beobachtungen werden verschiedene Modelle erarbeitet, die den Einfluss der Lastabtragung unterschiedlich stark berücksichtigen. Tabelle 3.5 fasst die zuvor beschriebenen Lastabtragungsmodelle zusammen.

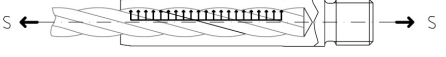
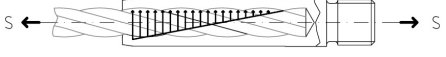
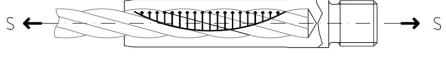
| | | |
|-----------|---|--|
| Modell a: | $S_Z \leq \mu \cdot p \cdot O_{OSS} \cdot l \quad (3.58)$ |  |
| Modell b: | $S_Z \leq \frac{1}{2} \cdot \mu \cdot p \cdot O_{OSS} \cdot l \quad (3.59)$ |  |
| Modell c: | $S_Z \leq \frac{2}{3} \cdot \mu \cdot p \cdot O_{OSS} \cdot l \quad (3.60)$ |  |

Tabelle 3.5: Entwicklung der Lastabtragungsmodelle

In Kapitel 4 wird der Fugendruck zwischen Stahlhülse und -seil mit der Hilfe der Finite-Elemente-Methode berechnet. Basierend auf sinnvollen Annahmen (z.B. Reibungszahl und Presslänge) wird eine Kaltumformung modelliert und der Verlauf der Kontaktspannungen zwischen Stahlhülse und Seiloberfläche bestimmt. Durch Anwendung der Formeln der Lastabtragungsmodelle nach Tabelle 3.5 und der im FE-Modell ermittelten Druckspannungen zwischen Stahlseil und -hülse kann eine maximal übertragbare Seilzugkraft ermittelt werden. Für eine Verifizierung der FE-Ergebnisse stellt der nächste Abschnitt die Möglichkeiten zusammen, den Fugendruck durch Vergleichsmessungen zu bestimmen.

3.6 Messtechnische Bestimmung des Fugendrucks

3.6.1 Problemstellung und Anforderungen

Beim Aufwalzen von Presshülsen auf querdruckempfindliche Einlagen wie Seile oder Rundprofile z.B. aus glasfaserverstärktem Kunststoff kann die Frage des vorhandenen Fugendrucks, wie in Abschnitt 3.5.2 beschrieben, nicht rechnerisch bestimmt werden. Im Rahmen dieser Arbeit werden Rahmenbedingungen für die technische Durchführbarkeit der messtechnischen Bestimmung des Fugendrucks vorgestellt. Hierfür werden die maßgeblichen Anforderungen, die an die Messeinrichtung gestellt werden, eingegrenzt.

Aufgrund der Umformvorgänge und der in Abschnitt 3.2.2 vorgestellten Vergleichsrechnung liegt ein Druckspannungsbereich $>500 \text{ N/mm}^2$ vor. Des Weiteren fordern die sehr begrenzten Bauraumabmessungen der Fittinge einen sehr flachen Sensor (Dicke $\leq 0,05 \cdot d_s$) mit biegeweichen Eigenschaften. Für die Ermittlung einer Druckverteilung stehen unterschiedliche Messverfahren zur Auswahl, die sich in Abdruckverfahren¹¹, elektrische und mechanische Verfahren einteilen lassen.

Elektrische Sensoren gehören zu der Gruppe der aktiven Sensoren und lassen sich in resistive und kapazitive Druckmessmittel unterteilen. Die gesuchte Messgröße wird durch verschiedene physikalische Effekte erfasst. Ein piezoresistiver Drucksensor enthält meistens einen Dehnmessstreifen, der in eine Membrane eingebettet ist, und wird meistens aus dem Halbmetall Silizium hergestellt. Bei Krafteinwirkung ändert sich der Widerstand der Dehnmessstreifen und damit die gemessene Spannung. Diese Drucksensoren zeigen eine sehr starke Temperaturabhängigkeit.

Unter dem piezoelektrischen Effekt versteht man die Erzeugung einer elektrischen Spannung in einem Kristall, die durch mechanische Druckbelastung erzeugt wird. Im Kristallinnern werden durch den Druck Ionen verschoben. Dadurch ändert sich die Ladung proportional zur Kraft. Grundsätzlich können mit piezoelektrischen Sensoren nur Kräfte bzw. Drücke gemessen werden. Für einen Einsatz dieser Sensoren muss der Druck mit Hilfe von Membranen in eine Kraft umgewandelt werden. Druckmesskissen oder -matten kommen vor allem in der medizinischen Entwicklung (z. B. in der Orthopädie) zum Einsatz und eignen sich für Flächenpressungen bei großen Umlenkkräften an gekrümmten Flächen. In Tabelle 3.6 sind einige Beispiele für die verschiedenen Messmethoden aufgelistet.

¹¹Abdruckverfahren sind passive Sensoren, die ohne externe Hilfsenergie angewendet werden können.

| | |
|-----------------------|--------------------------------|
| Abdruckverfahren | Blaupapierverfahren |
| | Elringverfahren |
| | Druckmessfolien |
| Elektrische Verfahren | TeKScan-System |
| | Force-Sensing-Resistor |
| | Druckmesskissen |
| | Drucksensoren / Druckmessdosen |
| Mechanische Verfahren | Kugeleindruckverfahren |

Tabelle 3.6: Exemplarische Messverfahren zur Druckbestimmung

Es zeigt schnell, dass die Verfahren mittels Druckmesskissen, Druckmessdosen und -sensoren aufgrund des Flächenbedarfs und der Sensordicke ausgeschlossen werden müssen. Ebenso das TekScan[®]-System [50], weil dieses zwar sehr dünne, aber großflächige Sensoren besitzt. Auch das Kugeleindruckverfahren eignet sich nicht für die geplante Anwendung, da es nur bei ebenen Pressungsflächen eingesetzt werden kann. Die nachfolgenden Unterkapitel 3.6.2 bis 3.6.4 stellen zwei Messverfahren vor und bewerten diese für die Anwendung bei der Herstellung der gewalzten Fittinge.

3.6.2 Abdruckverfahren

Blaupapier- und Elringverfahren verwenden zur Sichtbarmachung der Druckverteilung Durchschlagpapier. Mit steigender Pressung wird zunehmend mehr Farbe auf die Papierunterlage übertragen. Beim Elringverfahren werden durch Schichtung gleichzeitig mehrere Durchschläge erstellt. Hierdurch wird eine Staffelung des Druckbilds in mehrere, grob quantifizierbare Druckstufen ermöglicht. Als Maß für die vorliegende Pressung wird die Anzahl der verfärbten Blätter herangezogen. Hierfür muss eine Kalibrierungsart bestimmt werden.

Druckmessfolien sind als ein- oder zweilagige Schichtkonzepte verfügbar. Bei zweilagigen Folien befinden sich in der einen Lage unterschiedlich große mit Farbpigmenten gefüllte Mikrokapseln und auf der zweiten Lage eine Entwicklerschicht. Bei der Beaufschlagung mit einem bestimmten Druck platzt ein davon abhängiger Teil dieser Kapseln auf und die Fläche färbt sich entsprechend ein. Die Druckbelastung lässt sich dann durch Vergleich der verfärbten Fläche mit einer Farbskala bestimmen. Hierbei sind jedoch noch der aktuelle Luftdruck sowie die Luftfeuchtigkeit zu berücksichtigen. Bei einlagigen Folien befinden sich die Mikrokapseln und die Entwicklerschicht auf der gleichen Folienschicht. Die Auswertung erfolgt analog zur zweilagigen Folie mit einer abgestuften Farbskala, Abbildung 3.14. Zur Verbesserung der Genauigkeit ist es zudem bei einigen Folien möglich, die Farbwerte mit einem elektrischen Zusatzgerät und anhand eines PCs auszuwerten.

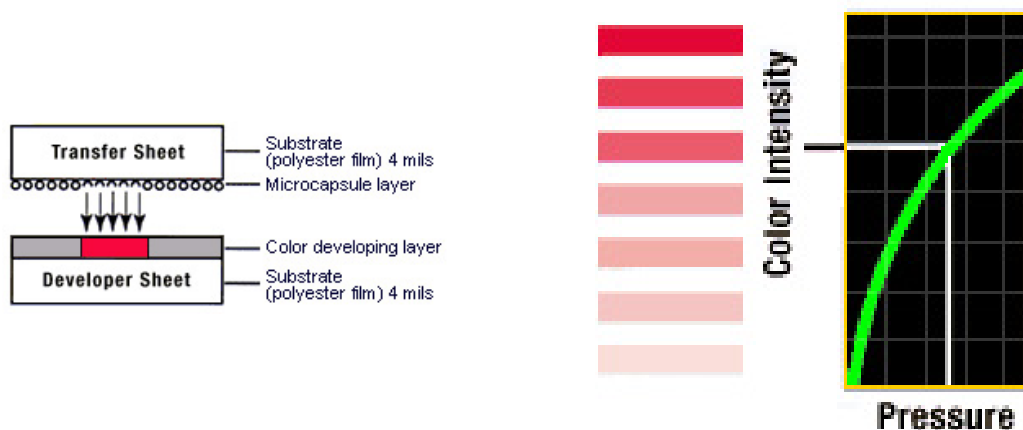


Abbildung 3.14: Funktionsprinzip der Druckmessfolien nach [51]

3.6.3 Elektrische Verfahren

Die Force Sensing Resistor (FSR)-Sensoren sind kraftabhängige Widerstandssensoren und bestehen aus verschiedenen Komponenten, Abbildung 3.15. Der große Vorteil liegt in der geringen Dicke (200 bis 750 μm). Auf einer so genannten Trägerfolie wird die FSR-Folie aufgeklebt, die aus einem halbleitenden Polymer besteht. Eine doppelseitige Klebeschicht, mit genau definierter Dicke verbindet die Komponenten des Sensors fest miteinander und stellt einen konstanten Abstand zwischen den Trägerfolien her. Auf der Innenseite einer zweiten Trägerfolie sind die Elektroden aufgedruckt, deren Finger ineinander greifen ohne sich zu berühren. Diese Sensorart ist in vielen verschiedenen Formen und Abmessungen erhältlich.



Abbildung 3.15: Schematische Darstellung zum Aufbau eines Force-Sensing-Resistor (FSR), [52]

Bei diesem elektrischen Verfahren werden abhängig von der wirksamen Kraft Widerstandsbrücken auf der Sensoroberfläche geschaltet. Durch die Widerstandsänderung des Sensors lässt sich anschließend über eine Messschaltung der applizierte mechanische Druck bestimmen. Wegen ihres Aufbaus eignen sie sich allerdings nur bedingt für

die Anbringung auf gekrümmten Oberflächen, da bereits die Biegung des Sensors eine Widerstandsänderung hervorrufen kann.

3.6.4 Auswertung der Messverfahren

Die Recherche für diesen Vergleich basiert hauptsächlich auf Onlinequellen bzw. auf die verwiesenen Fachbeiträge [50]-[53]. Sowohl zum Blaupapier- als auch zum Elingverfahren ließen sich trotz intensiver Recherche nahezu keine Informationen oder Bezugsquellen finden. Zur näheren Vorstellung der Verfahren diente ein Artikel der Zeitung „messen + prüfen/automatisieren“ aus dem Jahre 1980 [53] und wurden jedoch nicht weiter berücksichtigt.

FSR-Sensoren besitzen zwar die erforderlichen geringen Abmessungen, konnten aber aufgrund der geringen zulässigen Biegung für die Messung des Fugendrucks nicht herangezogen werden. FSR-Sensoren werden hauptsächlich bei flächigen Bauteilen eingesetzt. Nach Angaben des Herstellers führt das Aufbringen der Sensoren auf gekrümmten Flächen ohne äußere Belastung bereits durch die Berührung und Verspannung der beiden Trägerfolien zu einem Messwert. Die Stärke der zumutbaren Krümmung ist eine Funktion der Größe der aktiven Fläche. Um die Beeinträchtigung durch die Krümmung zu eliminieren, ist ein sehr kleiner Sensor erforderlich. Dies lässt sich nach derzeitigem Stand nur durch kostenintensive Sonderanfertigungen realisieren. Neben der geringen Biegeeigenschaften spricht auch die maximal ertragbare Belastung von ca. 100 N pro Quadratzentimeter Fläche gegen eine Verwendung der FSR-Sensoren.

Aufgrund ihrer flachen Bauform, der Möglichkeit des passenden Folienzuschnitts und der leicht auswertbaren Ergebnisse scheint die Druckmessfolie die zurzeit beste Alternative aus den dargestellten Möglichkeiten zu sein. Da keiner der am Markt verfügbaren Hersteller [51] bzw. [52] Druckmessfolien für eine Druckbelastung $>400 \text{ N/mm}^2$ bereitstellen konnte, wurde eine Messung mit einer Aluminiumhülse durchgeführt. Da die verwendete Aluminium-Knetlegierung eine geringe Fließgrenze als der Werkstoff S355 vorweist, wurde zunächst davon ausgegangen, dass der vorhandene Messbereich ausreicht. Zur Kontrolle der analytischen Berechnung wurde die Druckmessfolie in einem Vorversuch auf der Hülsenoberfläche befestigt. Nach dem Walzen war eine Zuordnung des Walzdrucks anhand der mitgelieferten Skala nicht eindeutig möglich. Die Ergebnisse wurde zur weiteren Auswertung an den Hersteller zurückgesendet. Es zeigte sich allerdings, dass die aufgebrachte Spannung selbst bei dem eingesetzten Aluminium außerhalb des Messbereich lagen. Die Suche nach einer geeigneten Messmethode wurde nicht weiter verfolgt, da auch kontaktierte Fachleute¹² aus unterschiedlichsten Bereichen der Messtechnik für diesen speziellen Anwendungsfall keine standardisierte Prüfmöglichkeit aufzeigen konnten. Der Schwerpunkt in den folgenden Untersuchungen wurde auf die verformte Hülsengeometrie gelegt.

¹²Herr Prof. Grünwald (Institut für Prozessmess- und Sensortechnik TU Ilmenau), Herr Prof. Kück (Institut für Zeitmesstechnik, Fein- und Mikrotechnik Universität Stuttgart) und Herr Prof. Osten (Institut für Technische Optik Universität Stuttgart)

3.7 Hülsengeometrie nach dem Walzen

Da eine messtechnische Verifikation des Fugendrucks nicht in Frage kam, wurde die Kalibrierung des FE-Modells über die un- bzw. verformte Geometrie durchgeführt. Am Institut für Umformtechnik der Universität Stuttgart (IFU) steht eine 3-Koordinatenmessmaschine zur automatisierten Formänderungsanalyse zur Verfügung, Tabelle 3.16. Mit Hilfe einer 3D-Messungen können in Verbindung mit der Anwendungssoftware HOLOS NT aus realen Freiformflächen numerischen Messdaten erzeugt werden. Für die zu messende Fläche werden durch manuelles Antasten Knotenpunkte eines Gitters definiert. Die Software HOLOS NT steuert den Taster nach Angabe der Fläche und der Gitterschrittweiten automatisch ab. Die einzelnen Flächen werden anschließend zur Digitalisierung der Freiformflächen verknüpft und stehen für eine weitere Bearbeitung zum Beispiel für ein CAD-Programm zur Verfügung.

| | |
|--------------------|---|
| Hersteller: | Carl Zeiss IMT GmbH Oberkochen |
| Typ: | SMC/DSE |
| Einsatzgebiet: | Vermessung von Standard-Geometrien Digitalisierung von Freiformflächen |
| Genauigkeit: | < 0.05 mm |
| Messvolumen (xyz): | 3000 mm x 1350 mm x 2400 mm |



Abbildung 3.16: Technische Daten der Koordinatenmessmaschine Zeiss SMC [54]

Abbildung 3.17 zeigt beispielhaft das Ergebnis der Koordinatenmessung für einen Fitting aus S355 für die Seilnenngröße $d=14$ mm ($S14_{KSS}$). Mit Hilfe der aufgezeichneten Kontur kann ein Bereich mit konstanter Krümmung mit einem Radius ($r_{S14_{KSS}}=16,9$ mm) definiert werden. Die maximale Breite (Abstand der beiden produktionsbedingten Walzgrate) beträgt für die in Abbildung 3.17 dargestellte Ver-

suchshülse $h_1=20,03$ mm. Eine Grenzwertbetrachtung der Hülsenkontur ergab zwischen dem Walzgrat für einen Winkelbereich $\beta=127,5^\circ$ einen nahezu kreisrunden Querschnitt.

In Anlehnung an die geometrische Anforderung von Aluminium-Pressklemmen nach DIN EN 13411-3 wurde von Vogel/Wehking [5] für gewalzte Fittings ein Bereich von $\beta=130^\circ$ empfohlen. Die in dieser Arbeit untersuchten gewalzten Presshülsen weisen einen um $2,5^\circ$ kleineren Winkelbereich auf.

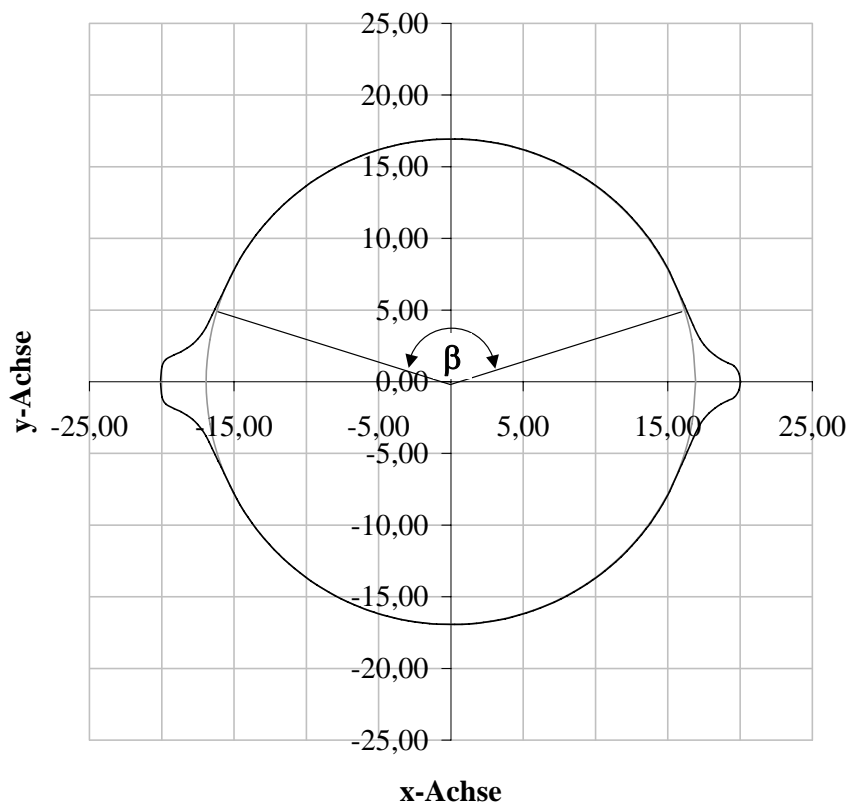


Abbildung 3.17: Geometrie einer gewalzten Presshülse ($d_s=14$ mm, S355)

Durch die Ergebnisse der Formanalyse erfolgte die Geometrievermessung der Hülsen mit Hilfe kalibrierter Messschieber, da die relative Abweichung der beiden Messverfahren bezogen auf den Mittelwert in einem Bereich zwischen $-2,0\%$ und $-2,13\%$ lagen. Im Rahmen dieser Arbeit wurden die Messergebnisse von mehr als 614 Presshülsen (siehe Kapitel 5), die mit unterschiedlichen Seilkonstruktionen vorgefertigt wurden, ausgewertet. Bei dem angewandten Messverfahren werden in Längsrichtung an jeweils drei Stellen die Außendurchmesser vor und nach dem Walzen in drei radialen Richtungen bestimmt, vergleiche Abbildung 3.18. Diese Messvorschrift ist auch ein wesentlicher Bestandteil der zerstörungsfreien Qualitätskontrollen, die bei der Überwachung von Produkten mit einer bauaufsichtlichen Zulassung durchgeführt werden.

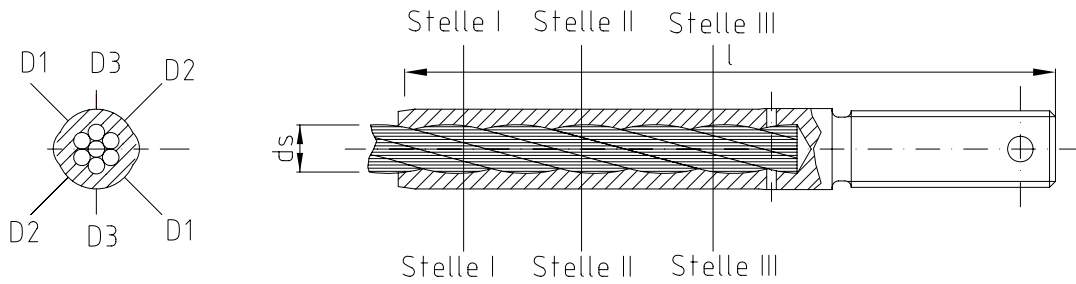


Abbildung 3.18: Verfahren der Hülsenvermessung (Methode IFT)

Es wurde kein messtechnisches Verfahren gefunden, das geeignet erscheint, den wirkamen Fugendruck in einer gewalzten Seilendverbindung zu bestimmen. Aufgrund verschiedener Einschränkungen sind analytischen Berechnungen (siehe Seite 99) ebenfalls nicht möglich. Zur Verifikation des FE-Modells wird daher eine Verformungskontrolle durchgeführt. Hierzu wird die verformte Geometrie der FEM-Berechnung mit den Messergebnissen der Außendurchmesser der Presshülsen nach dem Walzen gegenübergestellt.

eines Kreises aufweist. Für die weitere Bestimmung des wirkamen Fugendrucks wurden verschiedene Stahlhülsen aus unlegierten und nichtrostenden Stählen für den Seilennenddurchmesser $d_s=8$ mm mit unterschiedlichen Innenteilen (offene Spiralseile bzw. Rundstab) als Referenzwerte ausgewählt. Die Tabelle 3.7 fasst die Mittelwerte der Umfangsmessung nach der am IFT durchgeführten Messvorschrift zusammen.

| Hülse Nr. | Innenteil | Hülse | IFT [mm] |
|-----------|-----------------|--------|----------|
| A | OSS 1x7-Galfan | S355 | 15,78 |
| B | OSS 1x19-Galfan | S355 | 15,59 |
| C | Rundstab | S355 | 15,46 |
| D | OSS 1x19 | 1.4462 | 14,37 |

Tabelle 3.7: Mittelwert des Außendurchmessers der gewalzten Stahlhülsen

Aufgrund der helixförmigen Drahtanordnung im Seilverband treten bei unterschiedliche Beanspruchungen in den Drähten Querpressungen auf, die im folgenden Abschnitt beschrieben werden.

3.8 Hochfeste Seilkonstruktionen unter Querpressung

Eine Querpressung kann an Seilkonstruktionen auf die unterschiedlichste Weise erzeugt werden. Umlenkungen und Klemmungen üben einen zumeist radialen Druck auf das Seil aus. Aber auch bei der Herstellung der Endverbindung werden die Drähte auf Querdruck beansprucht. So ist es ersichtlich, dass neben Umlenkungen und Klemmungen auch die Endverbindung die Tragkraft der Seilkonstruktionen deutlich herabsetzen kann. Die Geometrie der Endverbindung trägt maßgeblich zu einer möglichen Kerbwirkung im Seilverband bei. Die Tragfähigkeit von Seil-Zuggliedern wird bestimmt durch die Wahl der Endverbindung. Ferner ist der Versagenszeitpunkt des einzelnen Drahtes von der Querdruckbeanspruchung abhängig. Daher ist es zweckmäßig, das Verhalten der Seilkonstruktionen und der Einzeldrähte unter Querpressung näher zu untersuchen.

3.8.1 Beanspruchung bei der Drahtherstellung

Während der Drahtherstellung entsteht durch die Kaltverformung die charakteristische Verfestigung des Werkstoffs. Im Vergleich zum Ausgangsprodukt werden dadurch relativ höhere Festigkeitswerte erzielt. Bereits bei ihrer Herstellung sind Drähte infolge äußerer Gewalteinwirkung großen Umformungen ausgesetzt, die in der lamellaren Struktur Gleitvorgänge hervorrufen. Dabei verhalten sich die beiden Ausgangswerkstoffe unlegierte (Kohlenstoffstähle) und nichtrostende Stähle (austenitische Chrom-Nickel-Stähle) bei gleichem Herstellungsverfahren unterschiedlich [14].

Beim Herstellungsverfahren Walzen entstehen im Draht im Gegensatz zum Drahtziehen mit einer runden Ziehmatrize unterschiedliche Eigenspannungen. Beim Kaltziehen werden nach [14] an der Oberfläche bei unlegierten Kohlenstoffstählen, durch die stärker Streckung der Drähte im Randbereich gegenüber dem Kernbereich, Zugeigenspannungen freigesetzt, Abbildung 3.19.

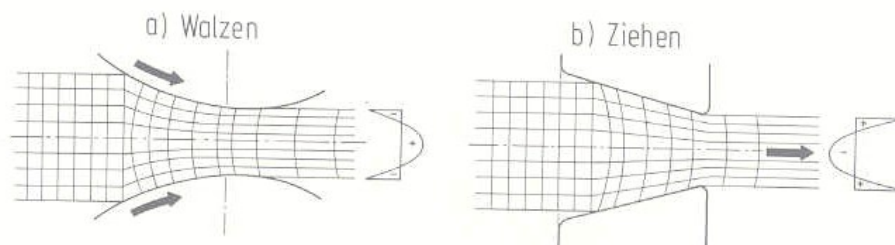


Abbildung 3.19: Spannungsverteilung in den Drähten durch die Herstellung Walzen und Ziehen [14]

Für eine gleichmäßige Gefügestruktur des Werkstoffes und zur Reduzierung großer Zugeigenspannungen werden die Drähte in mehreren Schritten kaltumgeformt. Dabei hat sich eine schrittweise Erhöhung von 15% bewährt. Das Kaltziehen dieser Drähte

ist nach ca. 7 Zügen abgeschlossen [14]. Bei nichtrostenden Stählen wird dagegen der Kernbereich stärker gestreckt und an der Drahtoberfläche entstehen dadurch Druckeigenstressungen. Normalisierter kaltgezogener, hochlegierter Chrom-Nickel-Stahldraht (1.4301) erreicht eine größere Härteverteilung über den Querschnitt als patentierter kaltgezogener unlegierter Kohlenstoffstahldraht.

Nach [14] sind Eigenstressungen und Oberflächenstruktur für die Ermüdungsfestigkeit von Bedeutung. Dauerbrüche entstehen ausschließlich an der Drahtoberfläche, so dass man davon ausgehen kann, dass die Ermüdungsfestigkeit von gewalzten Drähten höher ist als die von gezogenen.

3.8.2 Querpressung infolge von Zugbelastung im Draht

Bei Belastung eines Drahtseils in Längsrichtung überlagern sich eine Vielzahl von Beanspruchungen. Dabei wird in primäre und sekundäre Zug-, Biege-, und Torsionsspannung aus der Ovalisierung des Seilquerschnitts unterschieden. In [55] wurde von Schiffner nachgewiesen, dass Biege- und Torsionsspannungen aus Ovalisierung vor allem bei Fasereinlagen auftreten. In Spiralseilen sind diese betragsmässig klein und werden in dieser Arbeit daher vernachlässigt.

Die primäre Zugspannung wird hauptsächlich durch Zugbelastungen im Seil hervorgerufen, während die Biegespannung aus der Drahtbiegung bzw. der Wendelform des Drahtseils entsteht. Die Überkreuzungen der Drähte in den einzelnen Lagen erzeugen sekundäre Biegespannungen. Durch Zugbelastung und Seilbiegung werden weitere Torsionsspannungen freigesetzt. Bei einer Lebensdauerbetrachtung eines Seils richtet sich das Hauptaugenmerk auf die schwellenden Anteile der Spannungen. Nach [55] ist der Einfluss der Torsionsspannung klein und kann daher vernachlässigt werden. Im Fall einer Seilbiegung ist für die Schädigung im Seil neben dem Verschleiß und der Pressung die schwellende Längsspannung in den Seildrähten maßgebend. Die tragbare Schwellfestigkeit ist dabei abhängig von der Schwingweite der Längsspannung. Sind die Drähte in der Seilkonstruktion nicht parallel geschlagen, wie dies bei offenen Spiralseilen der Fall ist, da hier überwiegend im Kreuzschlag verseilt wird, so treten sekundäre Biegespannungen auf. Daher wirkt sich die Überkreuzung der Drähte und die innere Reibung negativ auf die maximal übertragbare Zugkraft aus.

Bei laufenden Seilen wird diesen Beanspruchungen durch eine Seilschmierung entgegengewirkt. Bei stehenden Seilen wird auf das Schmieren verzichtet, weil die Seilzugglieder in der Regel lediglich einer Zugbeanspruchung im geraden Strang ausgesetzt werden. Die bereits erwähnten Umlenkungen und Klemmung verursachen jedoch ebenfalls eine zusätzliche Zwangsbeanspruchungen in den Drähten. Örtliche Spannungen werden durch Pressungen hervorgerufen. Dadurch wird gemeinsam mit dem Verschleiß an den Berührungsstellen eine Kerbwirkung hervorgerufen, welche die Tragkraft und die Lebensdauer (Zugschwelleigenschaften) deutlich herabsetzen können.

3.8.3 Primäre Seilzugspannungen

Bei einer statischen Zugkraft im offenen Spiralseil nehmen die Winkelradien des Drahtes ab, während die Länge des Seil-Zuggliedes und damit verbunden die Drahtschlaglänge L größer wird. Die Zugspannung verteilt sich dabei entsprechend der Seilgeometrie auf alle Drähte und im geraden Strang herrscht im Draht eine konstante Zugspannung σ_Z , vergleiche [10]. Bei dieser analytischen Berechnung wird zu Grunde gelegt, dass

- die Drähte sich annähernd biege- und torsionsweich verhalten,
- die resultierende Zugkraft in Achsrichtung des Drahtes vorliegt und
- der Einfluss der Querkontraktion vernachlässigt werden kann.

Für viele Berechnungen ist die Seilnennspannung σ_N als Anhaltswert ausreichend. Bei der Seilnennspannung wird davon ausgegangen, dass alle Drähte im Seil gleichmäßig tragen und sich die Spannung aus dem Quotienten der Seilzugkraft S und dem metallischen Querschnitts A_m des Seiles zu

$$\sigma_N = \frac{S}{A_m} \quad (3.61)$$

berechnet. Unter Berücksichtigung der Schraubenlinie resultieren unterschiedliche Belastungen auf die einzelnen Drahtlagen und den Kerndraht.

Die Zugkraft im Einzeldraht der Lage i beträgt nach [10]

$$F_i = \frac{\frac{\cos^2 \alpha_i}{1 + \nu_{Di} \sin^2 \alpha_i} \cdot E_i \cdot A_{Di}}{\sum_{j=0}^{n_D} \frac{z_{Dj} \cdot \cos^3 \alpha_j}{1 + \nu_{Dj} \cdot \sin_j^2} \cdot E_j \cdot A_{Dj}} \cdot S \quad (3.62)$$

Für die primäre Zugspannung nach [10] beträgt die primäre Seilzugspannung σ_{Zi} im Draht der i -ten Lage nach Gleichung (3.63)

$$\sigma_{Zi} = \frac{F_i}{A_{Di}} = \frac{\frac{\cos^2 \alpha_i}{1 + \nu_{Di} \sin^2 \alpha_i}}{\sum_{j=0}^{n_D} \frac{z_{Dj} \cdot A_{Dj} \cos^3 \alpha_j}{1 + \nu_{Dj} \cdot \sin_j^2}} \cdot S \quad (3.63)$$

mit

| | | |
|------------------|---|--|
| Index i | = | Position des Drahtes i in einer Lage |
| Laufvariable j | = | Drahtlage |
| z | = | Anzahl der Drähte |
| n_D | = | Anzahl der Drahtlagen |
| A_D | = | Drahtquerschnittsfläche |
| α | = | Schlagwinkel |
| ν_D | = | Querkontraktion der Drahtwendel ($\nu = 0,3$). |

Aufgrund der Verseilung können die Drahtwendel von Spiralseilen anhand einer Raumkurve in Abhängigkeit des Drehwinkels des Drahtes, des Winkelradius r und der Schlaglänge L in Form der Polarkoordinaten abgebildet werden, Abbildung 3.20.

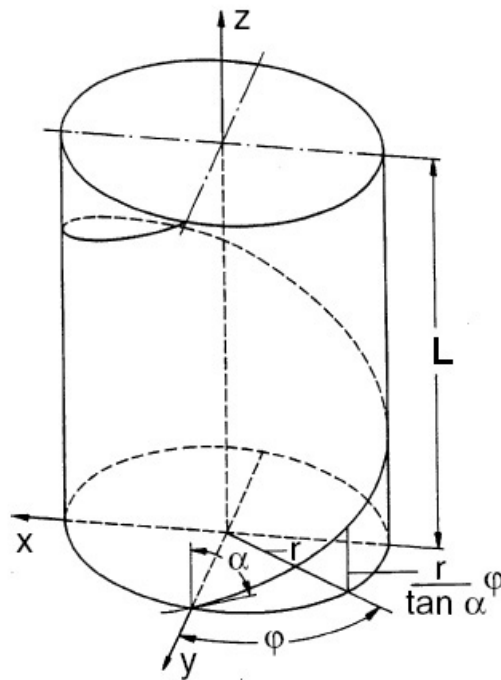


Abbildung 3.20: Raumkurve der Drahtwendel

Die nachfolgenden Formeln in den Abschnitten 3.8.4 bis 3.8.6 sind [10] entnommen und zum allgemeinen Verständnis wiedergegeben. Die Helixstruktur eines Drahtes im Seilverband kann geometrisch beschrieben werden. Mit Ansatz des Winkelradius r nach Gleichung (3.64)

$$r = r_0 \cdot \left(1 - \nu \frac{\sigma_{Zi}}{E}\right) \quad (3.64)$$

gilt somit

$$x = r \sin \varphi, \quad (3.65)$$

$$y = r \cdot \cos \varphi \quad \text{und} \quad (3.66)$$

$$z = L \cdot \frac{\varphi}{2\pi} \quad . \quad (3.67)$$

Anhand der Schraubenlinie der Drähte innerhalb des Seils können die Krümmungsradien für die erste Drahtlage mit

$$K_1 = \frac{r}{\sin^2 \varphi} \quad (3.68)$$

und der Windungsradius mit der Beziehung

$$K_2 = \frac{r}{\sin \varphi \cos \varphi} \quad (3.69)$$

beschrieben werden.

3.8.4 Primäre Biege- und Torsionsspannungen

In zugbeanspruchten geraden Seilen werden infolge der Krümmungsänderung der Wendelform Biege- und Torsionsspannungen erzeugt. Die elementarste Berechnung dieser Biegung erfolgt für einen Einzeldraht (Durchmesser δ) mit

$$\sigma_B = \left(\frac{1}{K} - \frac{1}{K_0} \right) E \cdot \frac{\delta}{2} \quad (3.70)$$

$$= \left(\frac{\sin^2 \varphi}{r} - \frac{\sin^2 \varphi_0}{r_0} \right) E \cdot \frac{\delta}{2} \quad (3.71)$$

und für die Torsionsspannung mit der Windungsänderung T

$$\tau = (T - T_0) \cdot G \cdot \frac{\delta}{2} \quad (3.72)$$

mit

$$T = \frac{\sin \varphi \cos \varphi}{r} \quad (3.73)$$

folgt

$$\tau = \left(\frac{\sin \varphi \cos \varphi}{r} - \frac{\sin \varphi_0 \cos \varphi_0}{r_0} \right) \cdot T_0 \cdot G \cdot \frac{\delta}{2} \quad (3.74)$$

Der Indize 0 bezeichnet den Zustand des unbelasteten Drahtes, während die Zeichen ohne Indizes für den belasteten Zustand stehen. Diese Berechnungen gehen zurück auf die Untersuchungen von Schiffner in [55].

3.8.5 Zusätzliche Spannungen

Verformungen der Drahtwendel verursachen im zugbeanspruchten geraden Seil weitere sekundäre Zugspannungen. Nur an den Kreuzungsstellen können Normalkräfte von der oberen in die benachbarte Drahtlage übertragen werden. Die sekundäre Zugspannung

bleibt dabei zwischen zwei benachbarten Auflagerpunkten konstant. Des Weiteren liegen nach Wang [56] die Verschiebungen zweier benachbarter Drahtlagen nicht in einer gemeinsamen Achse.

Eine weitere Ursache für das Entstehen der zusätzlichen Zugspannungen ist auf die Reibung der Drähte zurückzuführen. Trotz Schmierung weist Wang darauf hin, dass sich Seile trocken reiben können. Zudem werden durch Verschleißeinwirkung Kerben erzeugt, die die Reibungszahl nachhaltig beeinflussen.

3.8.6 Druckempfindlichkeit von Drähten

Bei offenen Spiralseilen besitzen die Lagendrähte den gleichen Einzeldrahtdurchmesser, den gleichen Schlagwinkel und -länge. Im Gegensatz zu Parallelschlaglitzen werden Spiralseile weitestgehend im Kreuzschlag verseilt, um dadurch dem Seildrehmoment entgegen zu wirken. Durch den Wechsel der Schlagrichtung in den nachfolgenden Drahtlagen kreuzen sich die Lagendrähte.

Zur optimalen Lastabtragung ist es erforderlich, dass bis zum Erreichen der Gebrauchslast, die aus der schraubenförmigen Anordnung der Drähte resultierenden Umlenkkräfte über die Kreuzungspunkte (Berührstellen) zum Kern hin abgetragen werden. Bei der Konstruktion der Seile wird daher eine Sperrung (Spalt) zwischen den Drähten einer Lage vorgesehen, vergleiche Abbildung 3.21. Fehlt diese Sperrung, dann können sich die Drähte in einer Lage unter Zugbelastung gegenseitig abstützen. Dieses Verhalten wird in der Seiltechnik als Gewölbewirkung bezeichnet. Dies führt bei schlecht konstruierten Spiralseilen dazu, dass der örtliche Querdruck die Bruchkraft erheblich reduziert [14].

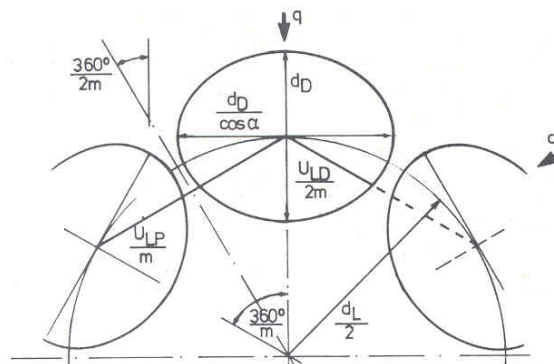


Abbildung 3.21: Sperrungen in den Drahtlagen nach [14]

Das anfängliche elastische Verhalten der Werkstoffe in den Berührflächen von zwei anliegenden, sich kreuzenden Drähten unter Normal- und Querkraft kann mit der Hertzschen Pressung erfasst werden. Allerdings sind mit zunehmender Querkraft verschiedene Ersatzsysteme zur Beurteilung des Formänderungsverhaltens, die der Umformtechnik entnommen werden können, erforderlich. Betrachtet man zunächst den Fall einer rechtwinkligen Kreuzung zweier Drähte, der ein Sonderfall darstellt und der in einer Seilkonstruktion nicht auftreten kann, so tritt eine bleibende Formänderung ein,

sobald die größte Vergleichsspannung die Fließgrenze des Werkstoffes erreicht. Optisch wird dies durch eine Delle an der Druckstelle sichtbar. Das aus der Umformtechnik resultierende Ersatzsystem ist demnach dem einem plastischen Einsenkvorgang ähnlich. Nach [16] steigt bei Überlagerung von Querpressung und Längszug die Vergleichsspannung gleichmäßig über den Querschnitt an. Bei weiterer Laststeigerung geht der bisher dreidimensionale Einsenkvorgang in einen zweidimensionalen Flachstauchvorgang über. Durch das gegenseitige Umgreifen der Drähte wird ihre Querausbreitung verhindert und die Längsverformung begünstigt. Um die gesamte Quereindrückung als Längenänderung erscheinen zu lassen, sind nur geringe Drücke erforderlich. Bei hohen Querkraften gelten daher bis zum Versagen die Gesetzmäßigkeiten des Flachstauchvorgangs. Zur Bestimmung der Versagenslast kann weiterhin die Fließbedingung nach Tresca bei einer Überlagerung von Querdruck und Längszug angesetzt werden.

Näherungsweise kann die Situation zweier sich kreuzenden Stahldrähte nach [16] für den sich noch teilweise elastisch verhaltenden Werkstoff mit dem Modell c) in Abbildung 3.22 beschrieben werden.

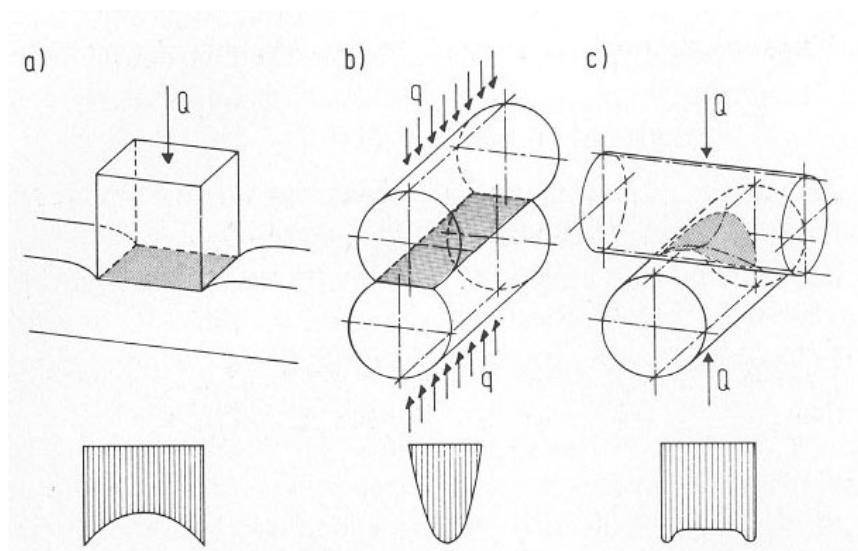


Abbildung 3.22: Verteilung der Flächenpressung bei verschiedenen plastischen Verformungsvorgängen nach [16]

Danach kann eine Drahtbeanspruchung mittels linearer Addition der Normalkraft N bzw. die Drahtzugkraft in der 1. Lage F_1 und Querkraft Q bestimmt werden. Nach [16] tritt erst bei großen Verformungen das Modell a) ein. Bei Anwachsen der Querkraft kann als Versagenskriterium die Schubspannungshypothese nach Tresca angewendet werden. Mit Zunahme der Querkraft sinkt die auf den unverformten Drahtdurchmesser bezogene Bruchdehnung. Die Untersuchungen in [16] haben gezeigt, dass mit zunehmendem Querkraftanteil das Verformungsvermögen im quergepressten Bereich zunimmt. Durch den eintretenden Gleit- und Quetschbruch wird der Draht jedoch getrennt, bevor die aus dem Zugversuch bekannte Gleichmaßdehnung erreicht ist. Daher nehmen Seile im Verbund andere Werte an als Drähte im einachsigen Zugversuch.

Die Linienpressung p_L , die durch Wicklung um den Krümmungsradius K_1 eines biegeweichen Drahtes um einen zylindrischen Grundkörper unter einer Zugkraft F_1 entsteht, beträgt nach [10]:

$$p_{L_1} = \frac{F_1}{K_1} \quad (3.75)$$

mit

$$K_1 = \frac{r}{\sin^2 \varphi} \quad (3.76)$$

Analytisch können die Spannungen sich kreuzender Drähte nach Hertz berechnet werden. Für die unterschiedlichen Schlagarten der Drähte werden Ersatzsysteme definiert. Im Vergleich zu Seilen, die im Gleichschlag verseilt werden, findet mathematisch betrachtet bei einem Kreuzschlag eine punktförmige Berührung statt. Innerhalb verschiedener Lagen, die im Gleichschlag verseilt sind bzw. zwischen dem Kerndraht und der ersten Drahtlage bildet sich eine Berührungslinie aus. Näherungsweise kann der linienförmige Kontakt zwischen dem Kerndraht ((i-1)-te Drahtlage) und der 1.(i-te) Drahtlage mit dem Aufeinanderpressen zweier Zylinder mit einer Querkraft Q durch

$$p_0 = \sqrt{\frac{Q \cdot E_1}{2\pi \cdot K_H \cdot l \cdot (1 - \nu^2)}} \quad (3.77)$$

mit dem Krümmungsradius K_H

$$K_H = \frac{2}{\delta_K} + \frac{2}{\delta_1} \quad (3.78)$$

beschrieben werden. Eine analytische Berechnung des Einflusses der zweiten Drahtlage, die auf die benachbarte Drahtlage eine Punktlast überträgt, kann aufgrund der statischen Unbestimmtheit nicht erfolgen. Im Allgemeinen geht man davon aus, dass die in den Kreuzungspunkten wirkende Querkraft Q gleichmäßig über die Drahtlänge zwischen zwei Drähten verteilt ist. Anstelle der Schlaglänge wird hierfür der axiale Abstand ΔZ_{B1} zweier Kontaktpunkte auf einen Draht der ersten Lage eingesetzt.

Die aus der zweiten Lage resultierende Pressung p_{L2} kann mit

$$p_{L2} = \frac{p_0}{\frac{\Delta Z_{B1}}{\cos \alpha}} \quad (3.79)$$

bestimmt werden. Aufgrund der Idealisierung und Beschränkungen sind analytische Methoden nur bedingt geeignet, um das Verhalten zwischen Stahlseil und -hülse zu berechnen. Für die Beschreibung der mechanischen Verbindung müssen Kontaktbedingungen, geometrische Nichtlinearitäten und ein elastisch-plastisches Werkstoffverhalten einbezogen werden. Im anschließenden Kapitel wird mit Hilfe einer Finite-Elemente-Methode eine Berechnung des Spannungszustandes nach der Umformung der Stahlhülse vorgestellt. Die Kenntnisse über den wirksamen Fugendruck ist bedeutend für weitere Dimensionierungs-, Optimierungs- und Entwicklungsprozesse sowohl hinsichtlich Zug- als auch Zugschwellversuche.

4 Berechnung mit der Finite-Elemente-Methode

Die Methode der Finiten Elemente basiert auf der Idee, die zu berechnende Struktur in eine Anzahl endlicher (finiten) Elemente zu zerlegen und aus den Elementlösungen wie zum Beispiel Verschiebungen die Lösung für das Gesamtsystem zu berechnen. Aus der Verknüpfung der Elementsteifigkeiten für die einzelnen Elemente ergibt sich ein Gleichungssystem für die Struktur, wobei jeder Knoten maximal 6 Gleichungen bekommt, nämlich die Verschiebungen in die drei Koordinatenrichtungen x , y und z sowie die Verdrehungen um die x -, y - und z -Achse. Nach der Lösung des Gleichungssystems erhält man für jeden Knoten die Verformungen und kann daraus die Kräfte bzw. Spannungen im jeweiligen Element bestimmen. Die numerische Berechnung wurde im Rahmen dieser Arbeit mit dem Programm ANSYS 10.0 durchgeführt und erfolgte zunächst an einem einfachen Modell, in dem das Aufwalzen einer Presshülse aus dem Werkstoff S355 auf einen Rundstab des gleichen Materials simuliert wurde. Die Kalibrierung des FE-Modells wurden mit den Ergebnissen der Zugversuche und den Messdaten der Walzparameter geprüft. Ausgehend von diesem abstrakten Modell wurde eine Litze der Konstruktion 1x7 als Stabmodell mit den seilbezogenen (phänomenologischen) Materialkennwerten modelliert und berechnet. Hierzu wird die zunächst gewählte Vorgehensweise beim Aufbau der FEM-Analyse beschrieben.

4.1 Ablauf einer Finite-Elemente-Analyse

Zur Bestimmung des Fugendrucks mussten im Folgenden zur Idealisierung des Modells einige Annahmen und Vereinfachungen getroffen werden. Der Ablauf einer FE-Untersuchung gliedert sich dabei in folgende Schritte:

- Auswahl einer Theorie (statisch, dynamisch, etc.)
- zwei- oder dreidimensionale Darstellung des Problems
- statischer oder zeitabhängiger Lastverlauf (implizit/explicit)
- Festlegen eines linearen oder nichtlinearen (elastisches und/oder elastoplastisches) Materialverhalten
- Elementauswahl

Mit Hilfe der FEM soll hier ein Teilproblem der Massivumformung untersucht werden. Bei der Simulation wird ein mehrstufiger Prozess durchlaufen, der die Spannungszustände von Seil und Hülse während und nach der Umformung wiedergibt. Ein besonderes Augenmerk wurde hier auf die Durchführung der nichtlinearen Strukturanalyse wie geometrische Strukturnichtlinearität mit großen Dehnungen, großen Verformungen bzw. Spannungsversteifung etc. gelegt. Die Definition mehrerer Belastungsschritte ermöglicht es, das Verhalten der Hülse während und nach dem Walzen zu analysieren.

Ferner sind Materialnichtlinearität (Plastizität) und Elementnichtlinearität z. B. durch Oberflächenkontaktelemente zu berücksichtigen. Für die Berechnung ist ein nichtlineares Materialgesetz erforderlich. In den nächsten Abschnitten wird auf die Material- und Elementauswahl eingegangen.

4.1.1 Materialverhalten

Für die Ermittlung der Pressung zwischen Hülse und Seil bzw. Ersatzstab wird der Spannungs-Dehnungs-Verlauf im elastischen und im plastischen Dehnungsbereich berücksichtigt. Bei metallischen Werkstoffen gilt im Allgemeinen bis zur Streckgrenze bzw. bis zur Dehngrenze das Hooksche Gesetz. Der Verlauf der Spannungs-Dehnungs-Linie im plastischen Bereich kann in ANSYS durch unterschiedliche Materialmodelle approximiert werden. Für einige Werkstoffe stehen Datenbasen zur Verfügung, um Fließkurven als Funktion in eine FEM-Berechnung übernehmen zu können.

In der vorliegenden Arbeit lagen die Werte aus einem Zugversuch für den Kohlenstoffstahl S355JR vor. Mit Hilfe von multilinearen Kennlinien (z.B. unter Verwendung einer MISO¹³-Eingabe) können diese Ergebnisse mit ANSYS verarbeitet werden. Für die Eingabe in das Finite-Element-Programm wurde die empirisch ermittelte Fließkurve bis zu einer wahren Dehnung $\varphi=0,45$ extrapoliert, vergleiche Abbildung 4.1.

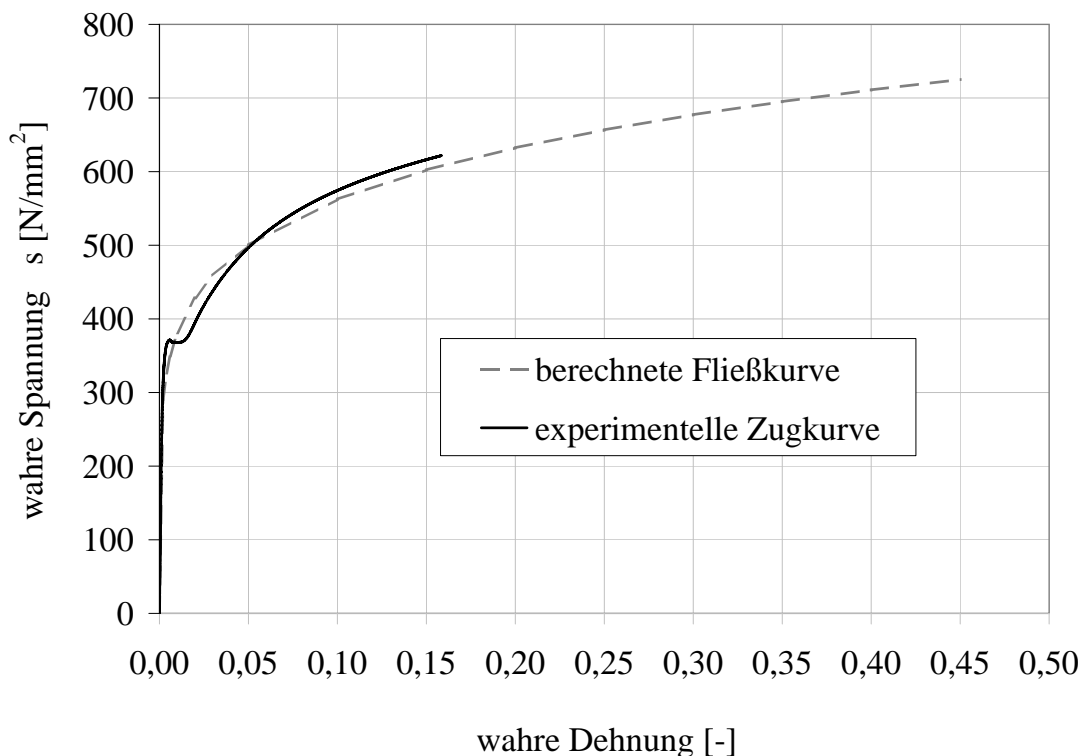


Abbildung 4.1: Spannungs-Dehnungs-Kurve des Werkstoffes S355JR

¹³ANSYS-Elementbeschreibung für nichtlineare Werkstoffkennwerte, die eine multilineare isotrope Verfestigung berücksichtigt

Des Weiteren ist es möglich, bilineare Funktionen zu erstellen, die im plastischen Bereich durch den Tangentenmodul (Steigung der Spannung- Dehnungs-Funktion) E_T dargestellt werden. Für E_T gleich null wird somit ein linear elastischer- ideal plastischer Funktionsverlauf beschrieben. Unabhängig von der Wahl des Materialverhaltens gibt der Spannungs- Dehnungsverlauf eine einzügige Lastfolge wieder. Tritt auf dem zweiten Kurvenabschnitt (Tangentenmodul) nach einer Belastung eine Entlastung oder Rückverformung auf, so wird zur Modellierung des Materialverhaltens eine zum elastischen Bereich parallele Gerade durchlaufen, bis entweder das Modell wieder belastet wird oder in Gegenrichtung die elastische Grenze erreicht wird.

Liegt keine Spannungs-Dehnungs-Kurve vor, so kann für Werkstoffe ohne ausgeprägte Streckgrenze die Steigung der Verfestigungsgeraden mit Hilfe der Formel von Ramberg-Osgood (Gleichung (4.1)) beschrieben werden. Die Gleichung von Ramberg-Osgood gilt allerdings nur für den Bereich der Gleichmaßdehnung. Für die Berechnung des nichtlinearen Spannungs-Dehnungs-Verhaltens werden die Materialkennwerte Elastizitätsmodul, Streckgrenze, Verfestigungsexponent und -faktor benötigt. Der Verfestigungsfaktor und -exponent werden experimentell bestimmt. Die Gleichung eignet sich besonders für Werkstoffe ohne ausgeprägte Streckgrenze. Durch die zweiparametrische Darstellung mit Verfestigungsfaktor und -exponent beschreibt die Ramberg-Osgood Gleichung die Fließkurve sowohl im elastischen als auch im plastischen Bereich, vergleiche [57].

$$\varepsilon = \frac{100 \cdot \sigma}{E} + 0,2 \cdot \left(\frac{\sigma}{R_{p0,2}}\right)^n \quad (4.1)$$

| | | |
|---------------|---|--|
| ε | : | Dehnung [%] |
| σ | : | Spannung [N/mm ²] |
| E | : | Elastizitätsmodul [N/mm ²] |
| $R_{p0,2}$ | : | Streckgrenze [N/mm ²] |
| n | : | Verfestigungsexponent [-] |

Mit Hilfe von phänomenologische Kennwerten soll das Verhalten der Stahlseile in der Pressverbindung erfasst werden. Im nachfolgenden Abschnitt werden Gleichungen und Annahmen vorgestellt, die angewendet bzw. getroffen werden müssen, um diese Kennwerte in einem FE-Modell entsprechend zu berücksichtigen.

4.1.2 Phänomenologische Kennwerte

Durch die Wendelstruktur der Stahldrähte im Seilverband liegen Materialeigenschaften vor, die nicht mit einem homogen Körper zum Beispiel einem Stab des gleichen Werkstoffs identisch sind. Bei der Berechnung des vorhandenen Fugendrucks geht man davon aus, dass die Seilkonstruktion durch die Umformung der Presshülse zunächst nur elastisch beansprucht wird. Um das Verhalten der Seilkonstruktion realitätsnah abzubilden, werden phänomenologische Kennwerte beschrieben und in das FE-Modell implementiert. Der Seilelastizitätsmodul E_s kann entweder durch Dehnungsmessung oder durch Berechnung nach Gleichung (4.2) ermittelt werden, vergleiche [10].

$$E_s = \frac{1}{A_m} \sum_{i=0}^n \frac{z_i \cdot \cos^3 \alpha_i}{1 + \nu \cdot \sin^2 \alpha_i} \cdot A_i \cdot E_i \quad (4.2)$$

Nach Eurocode 3 [58] kann die effektive Querkontraktionszahl ν_{Seil} aus der Summe der Querkontraktionszahl ν_b für Schlagwinkel der äußeren Lage zwischen $10^\circ \leq \alpha_i \leq 30^\circ$ nach der Gleichung (4.4) und der Querkontraktionszahl $\nu_a=0,30$ für Stahl entsprechend Gleichung (4.3) berechnet werden.

$$\nu_{Seil} = \nu_a + \nu_b \quad (4.3)$$

$$\nu_b = -0,008554 \cdot \alpha_i + 0,001583\alpha_i^2 + 0,0000106\alpha_i^3 \quad (4.4)$$

Die Querkontraktionskraft ist damit abhängig von Seilwerkstoff und Schlagwinkel. Für die in Spiralseilen üblichen Schlagwinkel zwischen $15^\circ \leq \alpha_i \leq 17^\circ$ ergeben sich nach Gleichung (4.4) Werte von $\nu_{Seil}=0,56$ bis $0,66$. Ansonsten liegen im Schrifttum nur vage Angaben vor, die vom $\nu_{Seil}=0,30$ in [11] bis zu $\nu_{Seil}=0,80$ in [10] reichen.

Wird für die Idealisierung der Helixform eines Spiralseils ein Vollquerschnitt verwendet, so ist der Verformungsmodul E_s zur Ermittlung des phänomenologischen Elastizitätsmoduls E_z ¹⁴ des homogenen Ersatzquerschnitts der Füllfaktor f zu berücksichtigen:

$$E_z = f \cdot E_s \quad (4.5)$$

In einem Seil können durch Zugbeanspruchung keine zusätzlichen Hohlräume entstehen, daher müssen ε_r und ε_θ in diesem Fall gleich groß sein. Dies führt zur folgenden Gleichung:

$$\varepsilon_\theta = \frac{\Delta U_z}{U_z} = \frac{\Delta d_z}{d_z} = \varepsilon_r \quad (4.6)$$

¹⁴phänomenologischer Elastizitätsmodul des Seils in Längsrichtung

Bei einem geraden Zugversuch treten im belasteten Drahtseil vor allem Zugspannung σ_z auf. Damit vereinfachen sich die Gleichungen für ϵ_r und ϵ_θ zu

$$\epsilon_r = -\mu_{rz} \cdot \frac{\sigma_z}{E_z} = -\mu_{rz} \cdot \epsilon_z \quad (4.7)$$

bzw.

$$\epsilon_\theta = -\mu_{\theta z} \cdot \frac{\sigma_z}{E_z} = -\mu_{\theta z} \cdot \epsilon_z \quad (4.8)$$

Eingesetzt in Gleichung (4.6) folgt, dass die Querkontraktionszahlen in der Richtung r und θ gleich groß sein müssen.

Aufgrund der geometrischen Drahtanordnung in den Seilkonstruktionen resultiert unter einer Zugbelastung ein Drehmoment. Die Querkontraktion sowie die Reibung zwischen den Drähten wird bei der rechnerischen Bestimmung dieser Torsionsbelastung meist vernachlässigt [10]. Vereinfacht wird das Drehmoment unter Berücksichtigung der Schlagrichtungen und der wirkenden Seilzugkraft S nach Feyrer [10] mit

$$M = \frac{s \cdot \sum_{i=1}^n z_i \cdot r_i \cdot A_i \cos^2 \alpha_i \sin \alpha_i}{\sum_{i=0}^n z_i \cdot A_i \cdot \cos^3 \alpha_i} \quad (4.9)$$

berechnet. Das Torsionsverhalten der Seilkonstruktion kann mit Hilfe des Kennwertes $G_{\theta z}$ beschrieben werden. Greift an einem mit der Seilkraft S belasteten Seil ein Moment M im Abstand von $l_{z,1}$ (Seilmitte) an, besteht zwischen dem Torsionsschubmodul, der Verdrehung und dem Moment in diesem statischen System der folgende Zusammenhang, [10]:

$$G_{\theta z} = \frac{M \cdot \frac{l_{z,1} \cdot l_{z,1}}{l_{z,1} + l_{z,1}}}{\varphi_Z \cdot I_{Z,T}} \quad (4.10)$$

Zur Beschreibung des Modells Ersatzseil muss auch dieser Kennwert mit dem Seilfüllfaktor multipliziert werden. Neben dem bereits erläuterten Materialverhalten in Radial- und Axialrichtung tritt in den Drahtlagen also tangential ein weiterer Kennwert auf, der mit G_θ beschrieben wird. Zwischen den Runddrähten einer Lage entsteht nach Überwindung der Sperrung ein linienförmiger Kontakt. Durch eine Gewölbebildung schließt sich der Schnürdruck innerhalb einer Lage kurz. Der radiale Schnürdruck wird für einen Gebrauchsbereich bestimmt, der in etwa 50% der Grenzzugkraft beträgt. Mit Hilfe der Gleichung der Drahtnormalspannung berechnet sich der radiale Schnürdruck je Millimeter Seillänge. In der Regel nimmt die Ringdruckkraft je Millimeter Seillänge Werte zwischen 1 N/mm^2 und 10 N/mm^2 an. Hinzu kommen die Anteile des Querdrucks aus der Verpressung. Vereinfacht wird angenommen, dass diese konstant wirken.

Die Eingabe der seilspezifischen Kennwerte in einem FE-Modell erfordert weitere Definitionen der Eigenschaften wie z.B. E_r ¹⁵, $G_{r\theta}$, G_{rz} ¹⁶ und $\mu_{r\theta}$, die nur schwer abgeschätzt werden können. Daher wird der phänomenologische Kennwert E_r mit nur dem halben Wert von E_θ berücksichtigt. Die Verformung des Seils in Querrichtung wird wesentlich durch den Schubmodul $G_{r\theta}$ bestimmt. Die bisher durchgeführten Untersuchung und die Ergebnisse in [61] haben gezeigt, dass dies gut mit einem Wert von 300 N/mm² wiedergegeben werden kann. Der Kennwert G_{rz} muss ebenfalls abgeschätzt werden. Für ihn wird angenommen, dass er kleiner als $G_{r\theta}$ ist [61]. In der FE-Untersuchung wird er daher mit 2/3 des Wertes $G_{r\theta}$ angesetzt.

Die Poissonsche Zahl ν eines Werkstoffs sagt aus, dass die Summe der Querdehnungen bezogen auf die Summe der Längendehnungen kleiner als 0,5 sein muss. Die Gleichung (4.11) beschreibt diesen Zusammenhang.

$$\nu = \frac{\mu_{r\theta} \cdot E_z + (\mu_{rz} + \mu_{\theta z}) \cdot E_\theta}{\frac{E_\theta \cdot E_z}{E_r} + E_\theta + E_z} \leq 0,5. \quad (4.11)$$

Nimmt die Kompressionszahl S einen positiven Wert an, so dehnt sich ein Körper unter allseitigen Druck nicht aus [59]. Es folgt

$$\begin{aligned} S &= S_r + S_\theta + S_z \\ &= \frac{1}{E_r} + \frac{1}{E_\theta} + \frac{1}{E_z} - 2 \cdot \left(\frac{\mu_{r\theta}}{E_\theta} + \frac{\mu_{rz}}{E_z} + \frac{\mu_{\theta z}}{E_z} \right) > 0. \end{aligned} \quad (4.12)$$

Die einzelnen Volumenänderungszahlen S_r , S_θ und S_z berechnen nach [59] sich zu:

$$\begin{aligned} S_r &= \frac{1}{E_r} - \frac{\mu_{r\theta}}{E_\theta} - \frac{\mu_{rz}}{E_z} \\ S_\theta &= \frac{1}{E_\theta} - \frac{\mu_{r\theta}}{E_\theta} - \frac{\mu_{\theta z}}{E_z} \\ S_z &= \frac{1}{E_z} - \frac{\mu_{rz}}{E_z} - \frac{\mu_{\theta z}}{E_z} \end{aligned} \quad (4.13)$$

Die Tabelle 4.1 fasst die phänomenologischen Kennwerte zur Beschreibung der seilspezifischen Eigenschaften zusammen, die die Grundlage für die FE-Rechnung bilden. Diese Eigenschaften werden näherungsweise mit einem homogenen zylindrischen Volumenkörper, siehe Seite 114, abgebildet.

¹⁵phänomenologischer Elastizitätsmodul des Seils in radialer Richtung

¹⁶ $G_{r\theta}$, G_{rz} : phänomenologischer Kennwert für den Schubmodul

| Phänomenologische Kennwerte | | OSS | Größe abgeleitet durch |
|-----------------------------|----------------------|----------------------|-----------------------------------|
| E_r | [N/mm ²] | 15000 | $0,5 \cdot E_\theta$ |
| E_θ | [N/mm ²] | 30000 | Hertzsche Pressung |
| E_z | [N/mm ²] | ca. 120000 | Gl.(4.2) und Gl.(4.5) |
| μ_θ | [/] | ca.0,58 | Gl.(4.3) und Gl.(4.3) |
| μ_{rz} | [/] | ca. 0,58 | Gl.(4.3) und Gl.(4.3) |
| $\mu_{r\theta}$ | [/] | 0,3 | Abschätzung |
| $G_{\theta z}$ | [N/mm ²] | ca. 10000 | Gl.(4.10) |
| G_{rz} | [N/mm ²] | 200 | Abschätzung |
| $G_{r\theta}$ | [N/mm ²] | 300 | Vergleich mit Versuchsergebnissen |
| S_r | [/] | $5,20 \cdot 10^{-5}$ | Gl.(4.13) |
| S_θ | [/] | $1,90 \cdot 10^{-5}$ | Gl.(4.13) |
| S_z | [/] | $1,20 \cdot 10^{-6}$ | Gl.(4.13) |
| S | [/] | $7,00 \cdot 10^{-5}$ | Gl.(4.12) |
| ν | [/] | 0,176 | Gl.(4.11) |

Tabelle 4.1: Seilkennwerte für FEM-Eingabe

Für die Modellierung der seilspezifischen Eigenschaften werden alle phänomenologischen Elastizitätsmodule für ihr Zug- und Druckverhalten mit dem gleichen Wert angesetzt.

4.1.3 Verwendete Elementtypen

Heutzutage kommen in der Praxis FE-Programme wie z.B. ABAQUS, ANSYS, NASTRAN für die Berechnung von Problemen aus verschiedenen physikalischen Disziplinen zur Anwendung, die eine Vielzahl verschiedener Elemente für Strukturanalysen anbieten. Grundsätzlich unterscheiden diese sich in der Knotenanzahl sowie den gewählten Ansatzfunktionen. Für den Anwender bedeutet dies, dass er sein Problem mit verschiedenen Elementen abbilden und lösen kann. Die Verifikation eines jeden Modells erfolgt anhand von Vergleichen mit Versuchen oder analytischen Lösungen. In den folgenden Abschnitten werden die Elemente vorgestellt, die für die Modellierung von Stahlhülse und Stahlseil verwendet wurden. Für die Vernetzung von Stahlhülse und Stahlseil stehen SOLID-Volumenelemente mit und ohne Mittelknoten zur Verfügung, Abbildung 4.2.

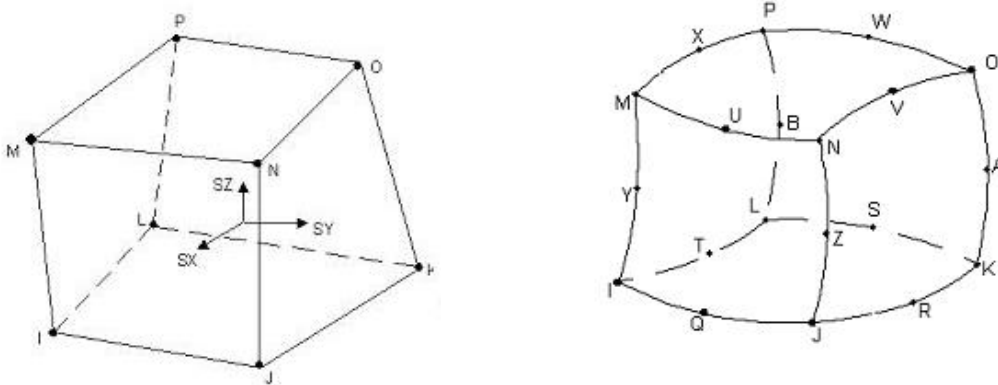


Abbildung 4.2: Achtknotiges Element SOLID45 (links) und zwanzigknotiges Element SOLID95 [60]

Das SOLID 45-Element stellt ein 8-Knoten Volumenelement dar. Pro Knoten besitzt das Element drei Freiheitsgrade (Verschiebungen in x-, y- und z- Richtung). Es ist geeignet zur Darstellung von Strukturen mit orthotropen Materialeigenschaften. Zudem besitzt das Element die Möglichkeit, Berechnungen mit großen Verformungen und Verzerrungen auszuführen. Die SOLID95-Elemente besitzen hingegen auf jeder Elementkante einen zusätzlichen Mittelknoten, so dass sich ein Element aus 8 Eckknoten und 12 Zwischenknoten zusammensetzt. Dieses Element eignet sich besonders, um gekrümmte Oberflächen abzubilden, weil die zusätzlichen Knoten eine höhere Genauigkeit der Ergebnisse aufgrund der feineren Interpolation bewirken. Der Nachteil der SOLID95-Elemente liegt bei feinerer Vernetzung bei einer hohen Gesamtknotenanzahl und der damit verbundenen längeren Iterationszeit.

Die Kontaktsituation zwischen Hülse und Seil während und nach dem Walzvorgang wurde mit einem dreidimensionalen „surface-to-surface“-Modell realisiert, vergleiche Abbildung 4.3. Die Wahl der Elementtypen für die Diskretisierung ergibt sich aus der Forderung nach einem dreidimensionalen Solid-Modell. Es wurden daher die Kontaktelemente TARGE170 und CONTA174 verwendet. Diese Elemente sind 8-Knoten Flächenelemente und besitzen Mittelknoten, mit denen sie gut an das Volumenelement SOLID95 anpassbar sind. Jeder Knoten besitzt 3 Freiheitsgrade, (Translationen in x-, y- und z-Richtung). Allgemein entsteht ein Kontaktpaar durch die Verwendung der CONTACT- und TARGET-Elemente mit gleichen Real-Konstanten-Sets.

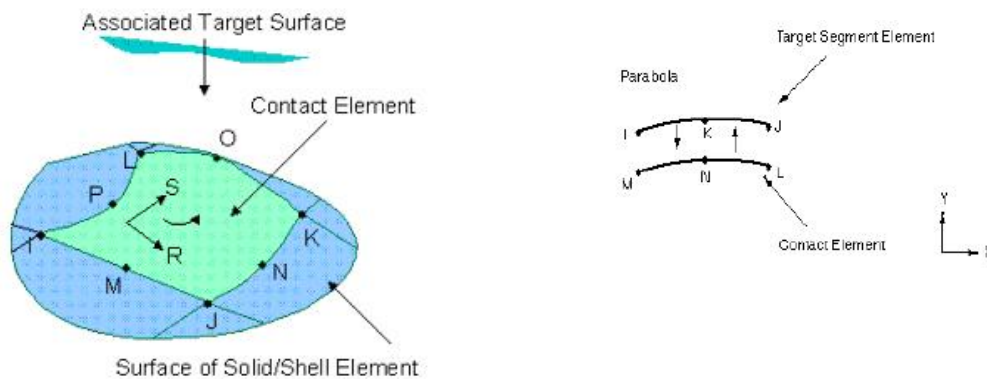


Abbildung 4.3: Beschreibung der CONTACT- und TARGET-Elemente [60]

Bei einer Durchdringung (penetration) dieser einander zugeordneten Oberflächen werden Kontaktkräfte aufgebaut, die diese Durchdringung minimieren. Die Finite-Elemente-Berechnung führt bei Kontaktproblemen auf Extremwertprobleme mit Nebenbedingungen in Ungleichheitsform. Diese werden vom Berechnungsprogramm mit dem Augmented-Lagrange-Verfahren, einer Kombination aus Lagrange-Multiplikatoren-Methode und Penalty-Verfahren gelöst.

4.2 Modellentwicklung

In Abschnitt 3.6 wurde gezeigt, dass eine Untersuchung des Fugendrucks mit in der Messtechnik erhältlichen Sensoren nicht realisiert werden kann. Um ein entsprechendes FE-Modell zu verifizieren, werden unterschiedliche Modelle für die Berechnung des wirksamen Fugendrucks entwickelt. In einem ersten Modell wird eine Presshülse mit einem Rundstab abstrahiert, um die Möglichkeiten des Programms zu untersuchen. Zur Verifikation der Ergebnisse aus der FE-Berechnung werden die Geometriedaten der verformten Presshülse herangezogen. Im nächsten Schritt wird der Rundstab durch einen Hohlzylinder ersetzt und phänomenologische Kennwerte verwendet, um den Eigenschaften von Spiralseilen zumindest annähernd Rechnung zu tragen. Ziel ist es, ein möglichst einfaches FE-Modell zu entwickeln, das mit einem minimalen Berechnungsaufwand durchgeführt werden kann.

4.2.1 Modell I: Hülse - Rundstab

Am IFT wird das Walzverfahren auch bei Rundprofilen aus unterschiedlichem Material angewendet. Auch hier lässt sich eine zuverlässige und dauerhafte Verbindung herstellen. Im Folgenden wird nun ein Seilfitting der Größe S8_{KSS} und ein Rundprofil mit dem Durchmesser $d=8$ mm untersucht. Für beide Komponenten wird der Werkstoff S355JR verwendet. Die Parameter- und Materialkennwerte von Hülse und Rundprofil sind in Tabelle 4.2 dargestellt.

| Kennwerte | | Einheit | Hülse | Rundprofil |
|-------------------------------------|-------------|----------------------|--------|------------|
| Außendurchmesser | $D_0(d)$ | [mm] | 16,79 | 8,0 |
| Innendurchmesser | d_i | [mm] | 8,91 | - |
| Außendurchmesser nach dem Walzen | D_W | [mm] | 15,78 | - |
| Länge Fitting | $L_{ges,0}$ | [mm] | 138,15 | - |
| | $L_{ges,W}$ | [mm] | 146,30 | - |
| Werkstoff | | | S355JR | |
| Fließgrenze | σ_F | [N/mm ²] | 355 | |

Tabelle 4.2: Geometrie- und Materialbedingungen für Modell I

Hauptaugenmerk stellt in dieser Untersuchung der Verpressungsbereich dar. Nach Abbildung 3.17 beschreibt die gewalzte Geometrie einen Kreisbogen zwischen den Walzgraten, es ist daher ausreichend, lediglich ein Viertel der Hülse bzw. des Stabs zu modellieren. An den Symmetrieebenen sind die Verschiebungen festgehalten. Vereinfacht wird eine zentrische Position des Rundstab in der Hülse während des Walzvorgangs angenommen. Die Modellierung des Rundstab erfolgt als Hohlzylinder mit sehr kleinem Innendurchmesser ($d_i=0,5$ mm), um Zwängung durch eine zu starre Lagerbedingung zu vermeiden und eine Konvergenz zu erreichen. Der Umformvorgang wird als Außendruck p_a simuliert. Dabei wird eine Flächenlast stufenweise aufgebracht und somit die Be- und Entlastung in jeweils 120 Lastschritten unterteilt. Die maximale Flächenlast beträgt $p_a=607$ N/mm² im Lastfall SET 121. Der während des Walzens auf die Stahlhülse wirkende Außendruck wurde mit den umformtechnischen Grundlagen in Kapitel 3 näherungsweise berechnet. Die Reduzierung des Walzdruckes wurde wie die Belastung schrittweise modelliert, so dass der Lastfall SET 241 den Zustand nach dem Walzen darstellt.

Zur Beurteilung der berechneten Lösung wird eine Konvergenzstudie durchgeführt. Ziel dieser Studie ist eine effektive Netzgenerierung. Ein Kriterium für eine sinnvolle Netzfeinheit ist die Auswertung der Lösungen an den Knoten bzw. den Elementen. In einer FE-Analyse werden die Spannungen grundsätzlich an den Integrationspunkten der Elemente berechnet. Anschließend werden diese Spannungen auf die Knoten extrapoliert und können so als Elementergebnisse¹⁷ dargestellt werden, vergleiche Abbildung 4.4. An den Elementkanten können die Elementergebnisse allerdings Sprünge aufweisen. Aus diesem Grund wählt man häufig die Darstellung der Knotenergebnisse nach Abbildung 4.5, bei der die Spannungen der jeweils angrenzenden Elemente an den Knoten gemittelt werden. Der Verlauf der Spannungen in Abbildung 4.4 ist an den Elementkanten stetig. Bei mit einer Vernetzung von acht Elementen in tangentialer bzw. radialer Richtung und einer axialen Unterteilung (Längsachse) von 32 bzw. 64 Elemente liegt für dieses Modell eine ausreichend genaue Vernetzung vor, weil der Vergleich der Knoten- und Elementlösungen einen geringen Unterschied zeigt, der kleiner

¹⁷In der Farbverlaufdarstellung entsprechen rote Bereiche= große Werte und blaue= kleine Werte.

als 1% ist. Dies stellt für eine FE-Analyse eine akzeptable Netzgenerierung dar, so dass auf eine weitere Netzverfeinerung verzichtet wurde.

In den folgenden Abbildungen wird zum besseren Verständnis nur die Stahlhülse grafisch dargestellt, weil insbesondere die Spannungsverteilungen in der Presshülse von Interesse sind. Für die Auswertung wird der Querschnitt im globalen Koordinatensystem (x-y-Ebene) an der Stelle $z=1$ gezeigt. Der vorhandene Fugendruck wird mit Hilfe der radial wirkenden Normalspannungen S_x bestimmt. Entsprechend der Berechnung eines dickwandigen Zylinders unter Außendruck entsteht an der Hülseninnenwand ($x=d_i/2$) die maximale Normalspannung in radialer Richtung S_x . Der Gradient der Spannung nimmt von innen nach außen ab. Entlang der Wanddicke liegt nach der Umformung ein Zustand vor, der auch als Eigenspannungszustand bezeichnet wird und zur dauerhaften mechanischen Verbindung zwischen Innen- und Außenteil in diesem Fall dem Rundstab und der Stahlhülse führt. Nach dem Walzen sind an der Hülsenoberfläche nur geringe Normalspannungen entlang der Wanddicke (in radialer Richtung) vorhanden. Die maximale Normalspannung an der Hülseninnenwand beträgt $S_x=-375 \text{ N/mm}^2$.

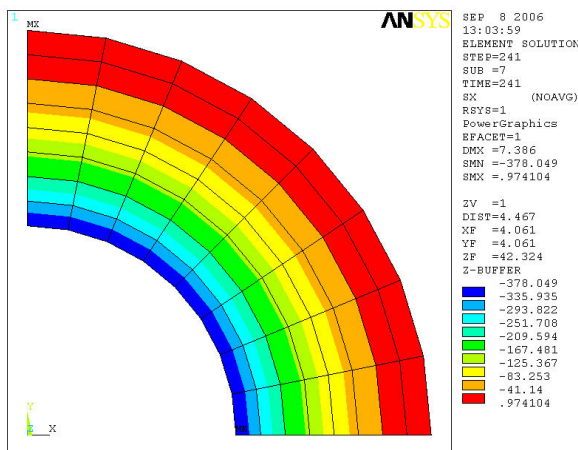


Abbildung 4.4: Elementlösung der radialen Spannungen S_x [N/mm^2]

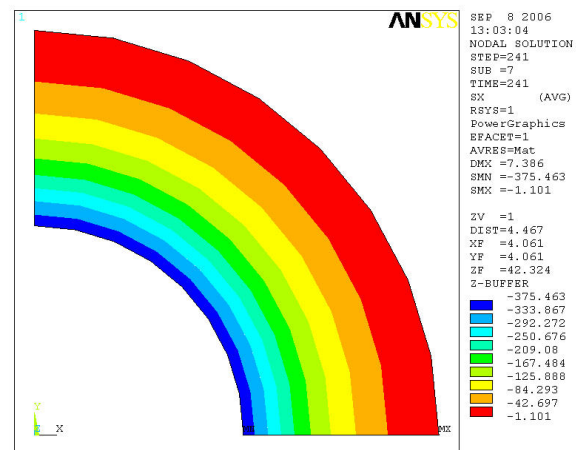


Abbildung 4.5: Knotenlösung der radialen Spannungen S_x [N/mm^2]

Für die Darstellung des Kontaktzustandes zwischen Innen- und Außenteil (Rundstab und Stahlhülse) werden die Verschiebungen ausgewertet. Analog zu Geometrieabmessungen von Stahlseil und -hülse beträgt das Fügenspiel bzw. das Übermaß¹⁸ der Innenbohrung $\Delta u_x=0,5(d_i-d)=0,455 \text{ mm}$. Die Hülse muss während des Umformvorgangs diese Differenz überwinden, damit für beide Körper die Kontaktbedingung erfüllt ist. Nach Wegnahme der aufgebrauchten Belastung hat sich die Hülseninnenseite um den Wert $u_x=-0,464 \text{ mm}$ verformt. Dieser Betrag der Verschiebung ist größer als das vorhandene Übermaß, so dass sich beide Körper nach dem Umformvorgang berühren. Der

¹⁸Das Übermaß beschreibt den Spalt zwischen Seil- bzw. Staboberfläche und der Innenbohrung der Hülse vor dem Walzen.

Außendurchmesser hat sich nach Abbildung 4.6 um $u_x = -0,5045$ mm verringert, so dass nach der FE-Analyse der gewalzte Durchmesser $D_{W,FE} = 15,78$ mm beträgt.

Die in dieser Arbeit durchgeführte Messung der Hülseengeometrie weist nach dem Walzen einen mittleren Außendurchmesser D_W von 15,46 mm auf, vergleiche Tabelle 3.7. Die Referenzmessungen am Institut für Umformtechnik ergaben für die hier betrachtete Hülse einen gewalzten Außendurchmesser von mindestens $D_W = 15,73$ mm. Die Abweichung gegenüber der ANSYS-Lösung beträgt rund 1%, so dass die numerische Lösung als ausreichend genau angesehen wird.

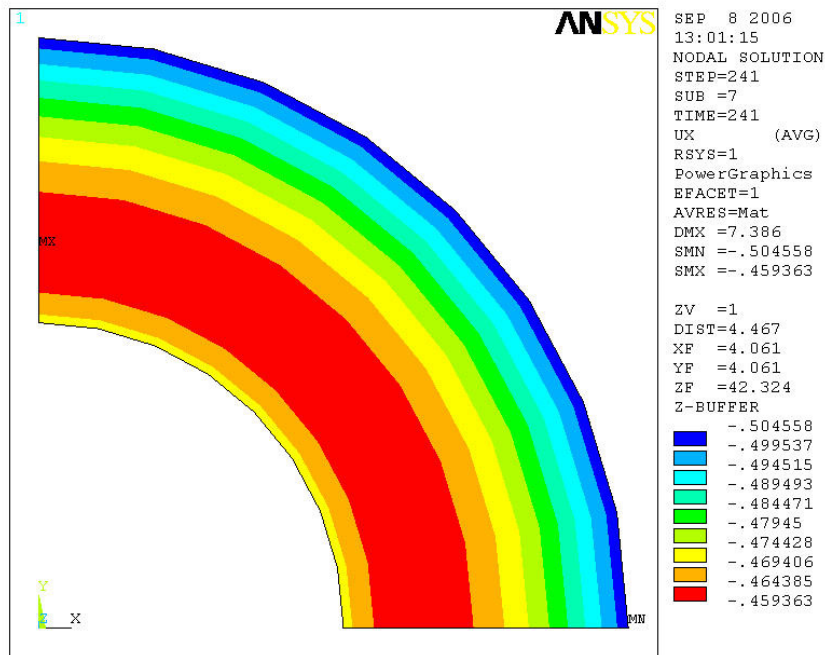


Abbildung 4.6: Verformung u_x [mm] in radialer Richtung im Lastfall 241

Die FE-Analyse ermöglicht eine ausführliche Auswertung der berechneten Spannungen. Um das durch die plastischen Verformungen eingeleitete Verhalten der Hülse zu beurteilen, muss der im Allgemeinen mehrachsige Spannungszustand im Bauteil in Beziehung gebracht werden zu den experimentell bestimmbareren Festigkeitskennwerten, wie zum Beispiel die Zugfestigkeit des betreffenden Hülsewerkstoffes. Für duktile Werkstoffe gut geeignet sind die Huber-, von-Mises- oder Hencky- Hypothese. Sie postulieren Versagen, wenn die Vergleichsspannung die maximale Zugfestigkeit des betrachteten Werkstoffes erreicht.

Die Abbildung 4.7 zeigt die mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode berechneten Vergleichsspannungen während des Walzprozesses. Der Zustand nach der Umformung wird in Abbildung 4.8 dargestellt. Die von-Mises-Vergleichsspannungen nehmen während der Umformung Werte an, die deutlich über der Fließgrenze des Werkstoffs liegen. Für den Lastfall 121 (maximaler Außendruck) beträgt die Vergleichsspannung an der Hülseninnenseite $S_{\text{eqv}} = 616 \text{ N/mm}^2$.

In der Stahlhülse entstehen über den gesamten Querschnitt Vergleichsspannungen, die im plastischen Bereich, d.h oberhalb der Fließgrenze des Werkstoffes, liegen. Der Wert der Vergleichsspannung in der Kontaktfläche zwischen Rundstab und Stahlhülse bleibt nach der Umformung nahezu konstant und nimmt mit zunehmendem Radius von $r=d_i/2$ nach $r=D_0/2$ bis auf $S_{\text{eqv}} = 260 \text{ N/mm}^2$ an der Stelle $r=D_0/2$ ab.

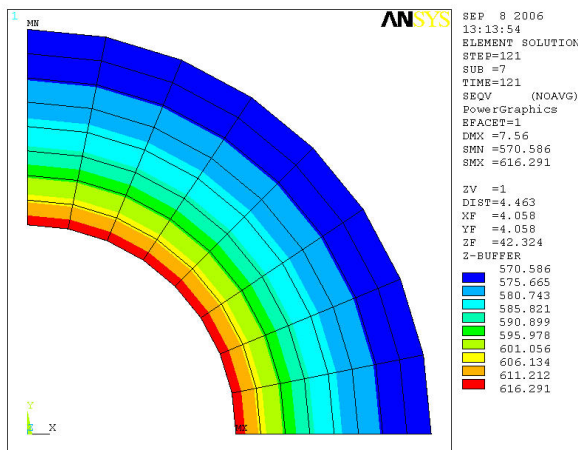


Abbildung 4.7: von-Mises-Spannungen $[\text{N/mm}^2]$ während dem Umformvorgang (SET 121)

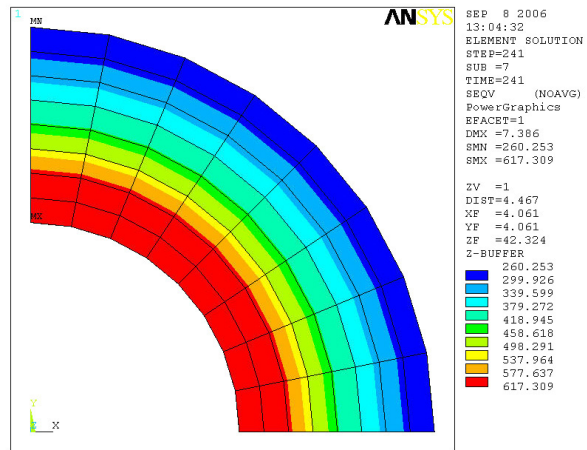


Abbildung 4.8: von-Mises-Spannungen $[\text{N/mm}^2]$ nach dem Umformvorgang (SET 241)

Bei der Modellierung der Materialgesetze wurde eine Zugkurve zugrunde gelegt. Der Übergang von dem elastischen in den plastischen Bereich kann mit dem Erreichen der Streckgrenze angenähert werden. Demnach liegt über den Hülsenquerschnitt im Kontaktbereich ein plastischer und an der Hülsenoberfläche ein elastischer Belastungszustand vor.

Für die Berechnung der Kraftübertragung gemäß den Modellansätzen (Tabelle 3.5) nach Abschnitt 3.5.2 wird der Verlauf des Fugendruckes über die gewalzte Länge angesetzt. Die Ergebnisse der Pfadauswertung an den Elementen mit den Polarkoordinaten $(r_i, 45^\circ, 0 \text{ mm} \leq z \leq 86 \text{ mm})$ zeigt Abbildung 4.9. Es liegt nur ein schwach ausgeprägtes Pressungsgebirge vor. Daher wird für die weitere Berechnung ein gemittelter Fugendruck von $p_{\text{Fuge}} = -369,36 \text{ N/mm}^2$ berücksichtigt.

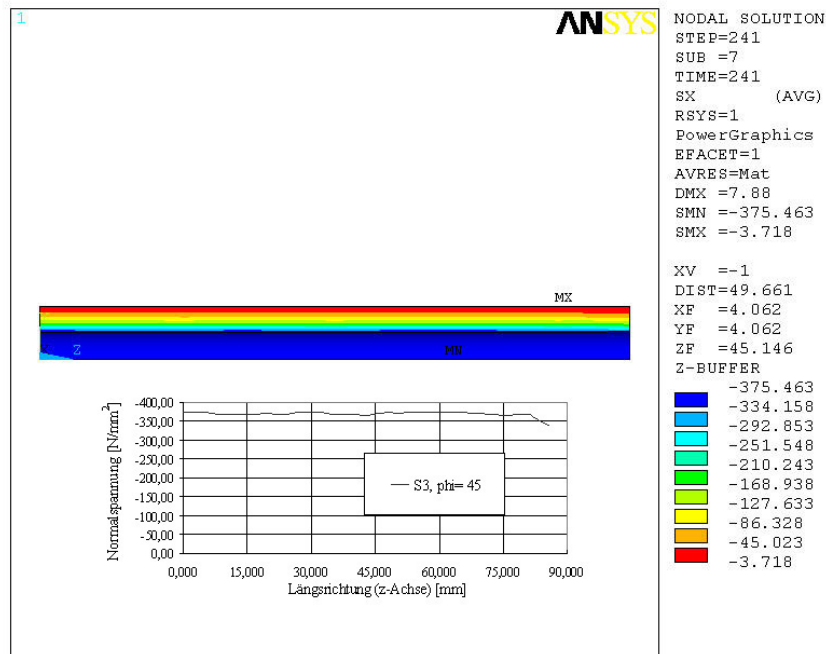


Abbildung 4.9: Normalspannungen (Fugendruck) S_x [N/mm²] in Längsrichtung (z-Achse)

Bei der Beurteilung des Lastabtragungsmechanismus zwischen Stahlseil und Presshülse ist es nicht möglich, alle erforderlichen Parameter (wie zum Beispiel die Reibungszahl) durch Rechnung oder Messung zu bestimmen. Für die Paarung Hülse - Stab wird eine Reibungszahl $\mu=0,1$ angenommen. Im Rahmen von Voruntersuchungen wurden Versuche zur Bestimmung der Grenzgleitkräfte in Seilklemmen durchgeführt. Eine Auswertung der Versuchsergebnisse mit dem Berechnungsansatz nach [61] haben gezeigt, dass die angenommene Reibungszahl ($\mu =0,1$) eine gute Übereinstimmung mit den Gleitlastversuchen der Seilklemmen liefert.

Als wirksame Oberfläche geht der Zylindermantel des Rundstabs in die Formeln der Lastabtragungsmodelle ein. In Tabelle 4.3 sind die verwendeten Kenngrößen und die Ergebnisse der übertragbaren Zugkraft (Tragfähigkeit) dargestellt. Als Referenzwert für die maximal übertragbare Kraft dienen Zugversuche, die an Rundstäben mit aufgewalzten Stahlhülsen exemplarisch durchgeführt wurden. Der Rutschbeginn der Verpressung wurde bei dem untersuchten Pressgrad $\varphi=1,06$ bei der Zugkraft $F_{\max}=31,62$ kN festgestellt. Der Vergleich der Lastabtragungsmodelle zeigt, dass sowohl aus der konstanten als auch aus der parabelförmigen Lastabtragung eine zu hohe maximal übertragbare Zugkraft resultiert. Für die Ermittlung des Fugendruckes zwischen Rundprofil und Hülse zeigt das lineare Lastabtragungsmodell b) eine gute Übereinstimmung zwischen den FE-Ergebnissen und den durchgeführten Zugversuchen.

| Parameter | | Gl. | Kenngröße | Einheit |
|---------------------------------|-------|--------|-----------|-------------------|
| gemessene Walzlänge | L_1 | [-] | 89,30 | mm |
| Durchmesser | d | [-] | 8,00 | mm |
| Fugendruck | p | ANSYS | 369,36 | N/mm ² |
| Oberfläche | O | [-] | 2010,62 | mm ² |
| Reibungszahl | μ | [-] | 0,1 | [-] |
| Berechnete Zugkraft nach Modell | a | (3.58) | 58,72 | kN |
| | b | (3.59) | 29,36 | kN |
| | c | (3.60) | 39,15 | kN |
| max. Zugkraft (Versuch) | | [-] | 31,62 | kN |

Tabelle 4.3: Berechnung der Tragfähigkeit mit unterschiedlichen Lastabtragungsmodellen

Die durchgeführte Finite-Elemente-Berechnung für das Modell I zeigt, dass zur Beschreibung der Lastabtragung zwischen Rundstab und Presshülse bei den untersuchten Walzparametern eine konstante Lastverteilung nicht angesetzt werden kann. Gemäß Tabelle 4.3 wird eine maximal übertragbare Zugkraft nach Gleichung (3.58) berechnet, die deutlich über dem Referenzwert aus dem Zugversuch ($F_{\text{Versuch}}=31,62$ kN) liegt. Um das Tragverhalten der mechanischen Verbindung zwischen Drahtseil und Stahlhülse zu beschreiben, wird das Verhalten einer Litze (OSS 1x7) in Kombination mit einem Fitting in einem weiteren FE-Modell (Modell II) abgebildet.

4.2.2 Modell II: Hülse - Ersatzseil

Es wurde bereits beschrieben, dass offene Spiralseile durch das Verseilen verschiedener Lagen (modular) aufgebaut sind und aufgrund der Wendelstruktur der Stahldrähte als Bauteil keine richtungsunabhängige Eigenschaften vorweisen. In Abschnitt 4.1.2 wurden daher Ansätze vorgestellt, die diesen seilspezifischen Eigenschaften Rechnung tragen. Der Vorteil der Verwendung von phänomenologischen Kennwerten liegt darin, dass eine Abbildung der gesamten Seilgeometrie, wie dies von Ziegler in [62] durchgeführt wurde, nicht erforderlich ist. Im FE-Modell werden Nichtlinearitäten wie Kontaktbedingungen etc. auf ein Minimum begrenzt. Mit diesem Abstrahieren kann der gesuchte Fugendruck mit kommerziellen Berechnungsprogrammen bei einer vertretbaren Berechnungsdauer ermittelt werden.

Wie bereits im Modell I dargestellt, stellt der äußere Hohlzylinder die Presshülse dar. Für die Darstellung des Seilquerschnitts wurde ein weiterer Hohlzylinder modelliert. Mit dem Ziel die Seileigenschaften gemäß Tabelle 4.1 in ein Modell zu implementieren, wurde ein mehrschaliger Pressverband mit einem Hohlzylinder als Innenteil generiert. Die Abbildung 4.10 zeigt den mehrschaligen Zylinder in der Ansicht und in der Isometrie.

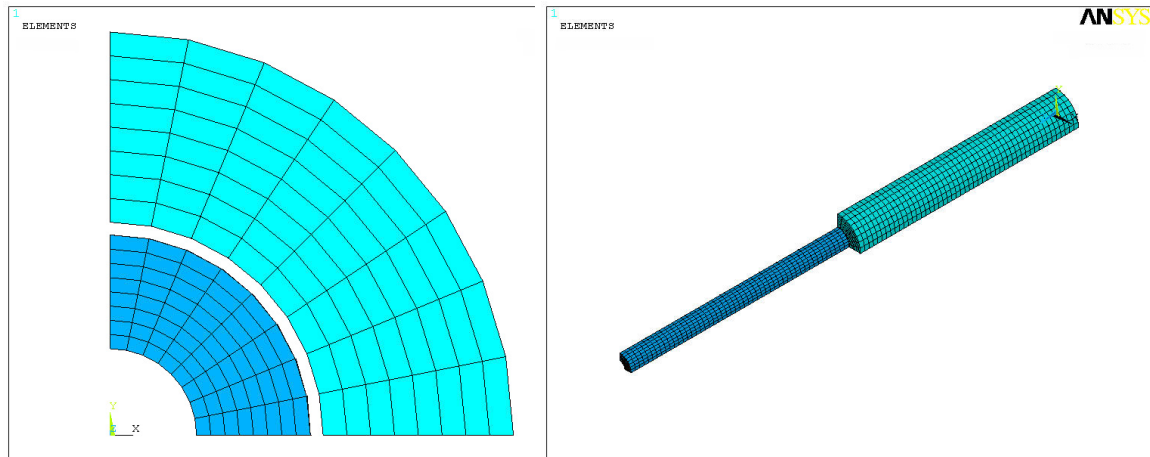


Abbildung 4.10: Modell II (mehrschaliger Zylinder) in der Ansicht (links) und Isometrie (rechts)

Zur Bestimmung des Innendurchmessers wurde die metallische Querschnittsfläche als Kreisring bezogen auf den tatsächlichen Seildurchmesser umgerechnet. Die Tabelle 4.4 fasst die verwendeten Parameter zusammen.

| Kennwerte | | Einheit | Hülse | OSS 1x7 |
|------------------------|----------|----------------------|-----------|------------|
| Außendurchmesser | $D_0(d)$ | [mm] | 16,74 | 8,32 |
| Innendurchmesser | d_i | [mm] | 8,85 | 3,76 |
| zu walzende Länge | l_w | [mm] | ≤ 40 | |
| Werkstoff | | | S355JR | |
| Fließgrenze | | [N/mm ²] | 355 | |
| Äußere Flächenpressung | p_a | [N/mm ²] | 557,5 | |

Tabelle 4.4: Geometrie- und Materialdaten für Ersatzseilmodell OSS 1x7

Durch Koppelung der Knoten auf der inneren Kreislinie ($r=1,88$ mm) wird eine gleiche radiale Verschiebung vorgegeben. Die Lagerung an den Symmetrierändern und die Belastung wurden analog zu Modell I (siehe Abschnitt 4.2.1) durchgeführt. Um die Berechnungsdauer zu verkürzen, wurde als erste Näherung die halbe Hülslenlänge $l_w \leq 40$ mm mit der Flächenlast, die den Umformprozess simuliert, belastet. Bedingt durch die erforderlichen Randbedingungen treten an den gelagerten Knoten lokale Spannungsspitzen auf. Für eine bessere grafische Darstellung der Ergebnisse werden nur die Knoten bzw. Elemente mit den z-Koordinaten $10 \text{ mm} \leq z \leq 30 \text{ mm}$ selektiert. In Abbildung 4.11 bzw. Abbildung 4.12 ist der Spannungsverlauf der Vergleichsspannung bzw. Normalspannung im gedrehten Koordinatensystem ($r_{\text{sys},1}$) über den Querschnitt der Presshülse an der Stelle $z=30$ mm für den Lastfall 221 (nach der Entlastung) dargestellt. Die Auswertung der Spannungsverteilung zeigt, dass in der Kontaktzone zwischen Presshülse und Ersatzseil die Vergleichsspannungen σ_V (S_{eqv}) und die radiale Normalspannung σ_{xx} (S_x) in Umfangsrichtung nicht mehr wie bei Modell I (Abschnitt 4.2.1) konstant verteilt

sind. Eine Erklärung dafür ist in den unterschiedlichen Materialkennwerten in radialer und tangentialer Richtung zu finden.

Der zur Berechnung der Tragfähigkeit der Pressverbindung erforderliche Fugendruck entspricht der Kontaktspannung bzw. der resultierenden Normalspannung der Stahlhülse. Der Normalspannungszustand σ_{xx} , der sich in der Presshülse nach der plastischen Verformung einstellt, besitzt sein Maximum im unmittelbaren Kontaktbereich. Die Verteilung nimmt in Umfangsrichtung an der Stelle $r=1,88$ mm bis zu einem Winkel von $\phi=45^\circ$ zu.

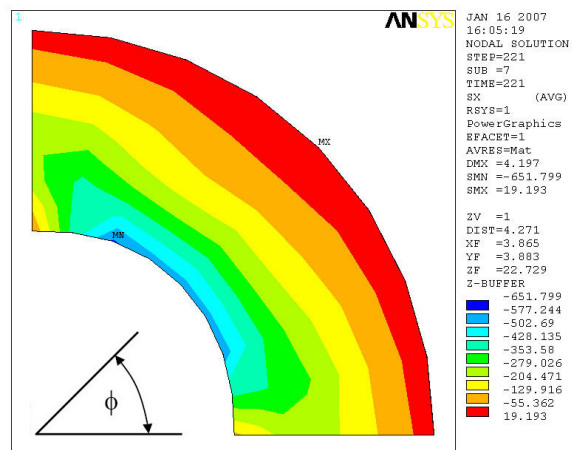
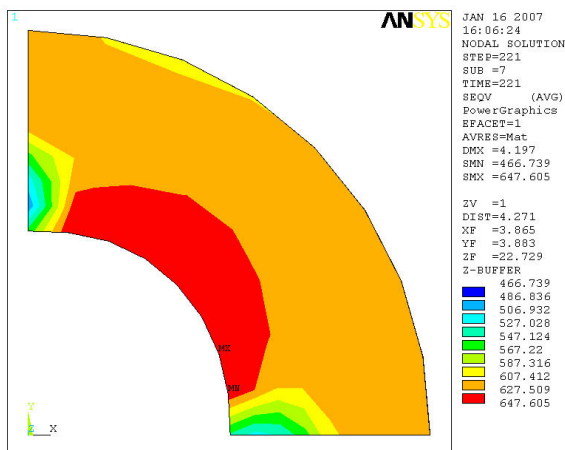


Abbildung 4.11: Vergleichsspannungen σ_v [N/mm²] im Lastfall SET 221

Abbildung 4.12: Normalspannungen σ_{xx} [N/mm²] im Lastfall SET 221

Für die Bestimmung der Tragfähigkeit der Fittinge ist auch der Verlauf der Normalspannung σ_{xx} in Längsrichtung der Hülse (z-Koordinate) von Interesse. In Abbildung 4.13 sind Normalspannungen der Knotenlösungen entlang des Pfades mit den Zylinderkoordinaten ($r_i=1,88$ mm, 45° , $0 \text{ mm} \leq z \leq 80 \text{ mm}$) dargestellt. Am Übergang zur unbelasteten Presshülse treten Spannungsspitzen auf. Diese sind von geringer Ausdehnung und beeinflussen die Pressungssumme nur unwesentlich. Für den belasteten Hülsebereich von $0 \text{ mm} \leq z \leq 30 \text{ mm}$ treten Normalspannung (in radialer Richtung) im Bereich von 500 bis 600 N/mm² auf. Am Übergang vom belasteten zum unbelasteten Teil der Presshülse entsteht ein lokales Spannungsmaximum.

Im Gegensatz zu Pressgebirgen in Seilklemmen, die elastisch beansprucht sind, liegt für die Fugendruckverteilung in der Stahlhülse keine konstante Verteilung vor. Über den gemittelten Fugendruck $\bar{p}_{\text{Fuge}} = 540 \text{ N/mm}^2$ bilden sich lokale Maxima und Minima aus. Der betragsmäßig kleinste Wert des Fugendrucks kann aus der Abbildung 4.13 an der Stelle $z=28$ mm entnommen werden.

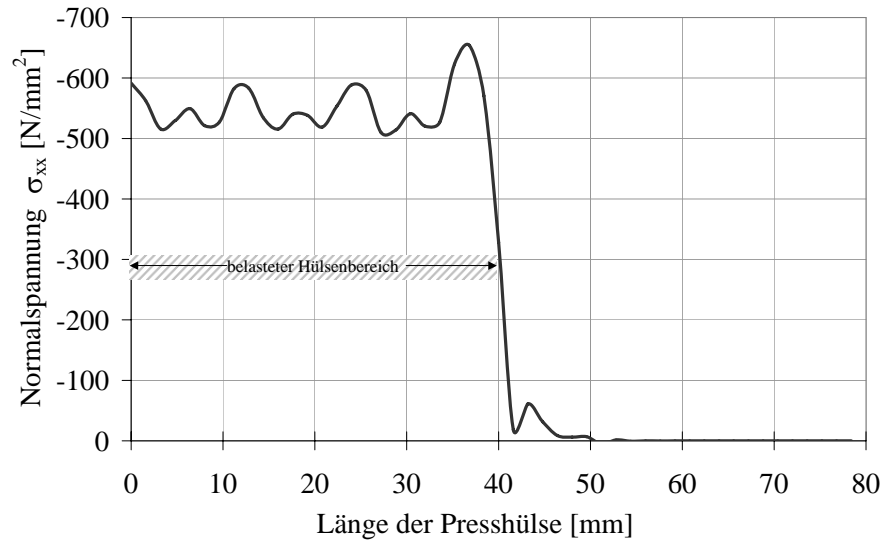


Abbildung 4.13: Normalspannungen σ_{xx} in Längsrichtung (z-Achse)

Für die Berechnung der Kraftübertragung zwischen Stahlseil und -hülse werden in Abbildung 4.14 die Stellen der Minima für die z-Koordinaten $10 \text{ mm} \leq z \leq 30 \text{ mm}$ ausgewertet. In diesem Bereich der verpressten Stahlhülse spielen die Randeinflüsse (z. B. durch die Lagerung der Knoten oder der unbelastete Teil der Hülse) eine untergeordnete Rolle. Die Berechnung der Spannungen in den Abbildungen 4.13 und 4.14 erfolgte an den Rand- und Mittelknoten.

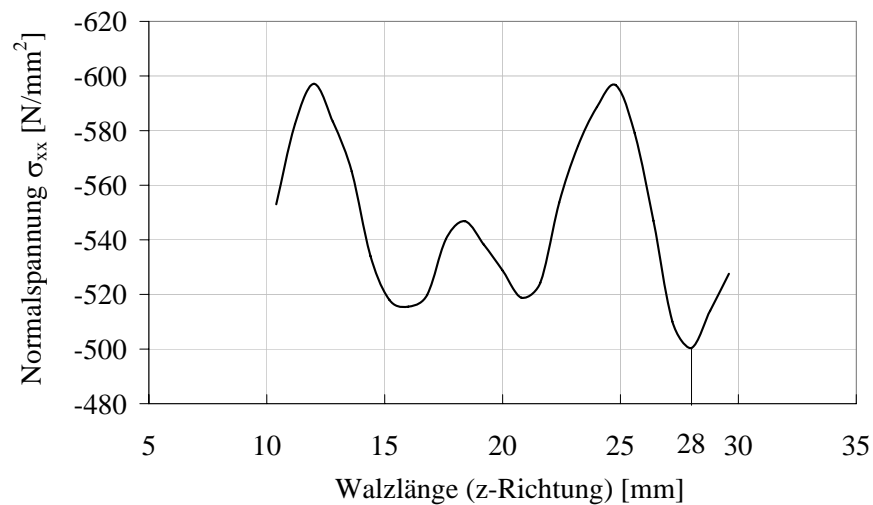


Abbildung 4.14: Normalspannungen $\sigma_{xx,3}$ für den Bereich $10 \text{ mm} \leq z \leq 30 \text{ mm}$

Um eine Annahme für den wirkenden Fugendruck treffen zu können, wurde der Normalspannungsverlauf an den Stellen der Minima ermittelt. Abbildung 4.15 zeigt die ausgewerteten Pfade des Spannungsverlaufs an der Innenfaser ($x=d_i$) für die Stellen (z -Koordinaten) $z=10,4$ mm; $16,0$ mm; $20,8$ mm und $28,0$ mm. Die Auswertungen der Normalspannungen an den Mittelknoten ($x=10,4$ und 28 mm) zeigen über den Umfang zwei Hochpunkte und einen annähernd konstanten Bereich im Abschnitt $34^\circ \leq \phi \leq 56^\circ$. Diese Verteilung kann gut mit einem Polynom dritten Grades beschrieben werden. Für die Berechnung der Haltekraft der Endverbindung wird zunächst der Wert an der Stelle $z=28$ mm verwendet. Die Auswertung der Trendlinie ergibt ein Bestimmtheitsmaß von $b=0,8942$ und weist somit eine gute Übereinstimmung mit dem untersuchten Kurvenverlauf auf. Der Scheitelpunkt des Polynoms liegt bei $\phi=45^\circ$ und der gemittelte Fugendruck beträgt rund $\bar{p}_{\text{Fuge}}=385$ N/mm².

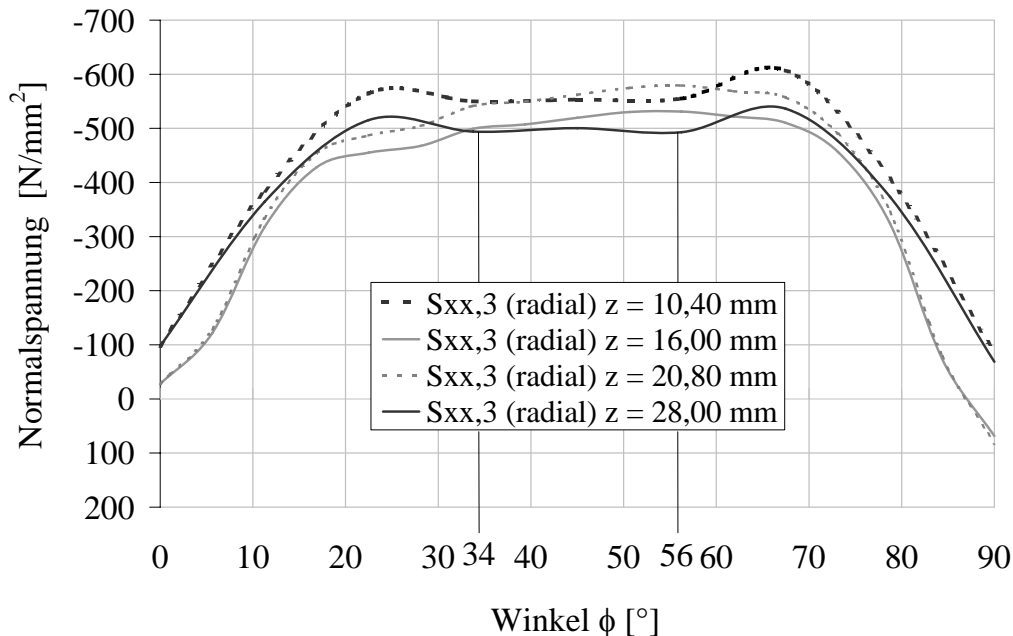


Abbildung 4.15: Verteilung der Normalspannungen $\sigma_{xx,3}$ ($S_{xx,3}$) über den Winkel ϕ [°] an der Innenfaser der Stahlhülse

Bei dieser FEM-Untersuchung konnten die Symmetrieeigenschaften genutzt werden, daher war es ausreichend einen Viertelkreis abzubilden. Bei der Berechnung der Haltekraft wird vorausgesetzt, dass der Fugendruck über den Umfangwinkel $0^\circ \leq \phi \leq 360^\circ$ vorliegt. Es wurde bereits gezeigt, dass die Tragfähigkeit neben dem Fugendruck, der Seiloberfläche und der Lastabtragungslänge auch vom Reibungszahl abhängig ist. Die Größenordnung der Reibungszahl in der Reibungspaarung Stahlseil-Presshülse wurde durch vereinfachte Modelle und Einzelversuche angenähert. Als konservative Abschätzung dienten Versuche mit Seilklemmen, die einen Formschluß zwischen Stahlseil und Presshülse unberücksichtigt lassen. Während meiner Tätigkeit am IFT wurden

Gleitlastversuchen von Seilklemmen in Verbindung mit Galfan-verzinkten Spiralseilen der Konstruktion 1x7 durchgeführt. Die Seilnut war in den Versuchen unbeschichtet, so dass das Verhalten dem in der Verpressung vergleichbar ist. Für die durchgeführten Untersuchungen ergaben sich Reibungszahlen im Bereich von $0,10 \leq \mu \leq 0,18$. Vergleichbare Werte finden sich in [15], [58] und [61]. In der Entwurfsfassung des Eurocodes EC 3 DIN EN V 1993-2 [58] wird für Spiralseile in Verbindung mit verzinkten Oberflächen von Sätteln und Schellen die Reibungszahl $\mu=0,2$ angegeben. Aufgrund der durchgeführten Gleitlastversuche wurde für die weitere Berechnung ein Haftreibungskoeffizient $\mu=0,15$ gewählt.

Mit den getroffenen Annahmen und den FE-Ergebnissen können die Lastabtragungsmodelle gemäß Tabelle 3.5 aus Kapitel 3 berechnet werden. Die Berechnung der übertragbaren Seilkräfte wird den Ergebnissen der Zugversuche im geraden Strang an einem Spiralseil 1x7, das mit den in Modell II untersuchten Presshülsenabmessungen konfektioniert wurde, gegenübergestellt und bewertet.

4.3 Formulierung eines Berechnungsansatzes

Eine kraftschlüssige Verbindung entsteht durch die Aufbringung einer äußeren Kraft auf das Subsystem (Presshülse und Stahlseil). Die erforderliche Normalkraft resultiert im Fall einer Pressverbindung durch die Flächenpressung (Fugendruck), die zwischen dem Stahlseil und dem Fitting nach dem Umformvorgang entsteht.

Durch das Ineinandergreifen zweier Wirkflächen entstehen formschlüssige Verbindungen, in denen die von außen angreifenden Lasten normal zu den Flächen der beiden Verbindungspartner übertragen werden. Schematisch sind die zwei mechanischen Verbindungsarten in Abbildung 4.16 dargestellt.

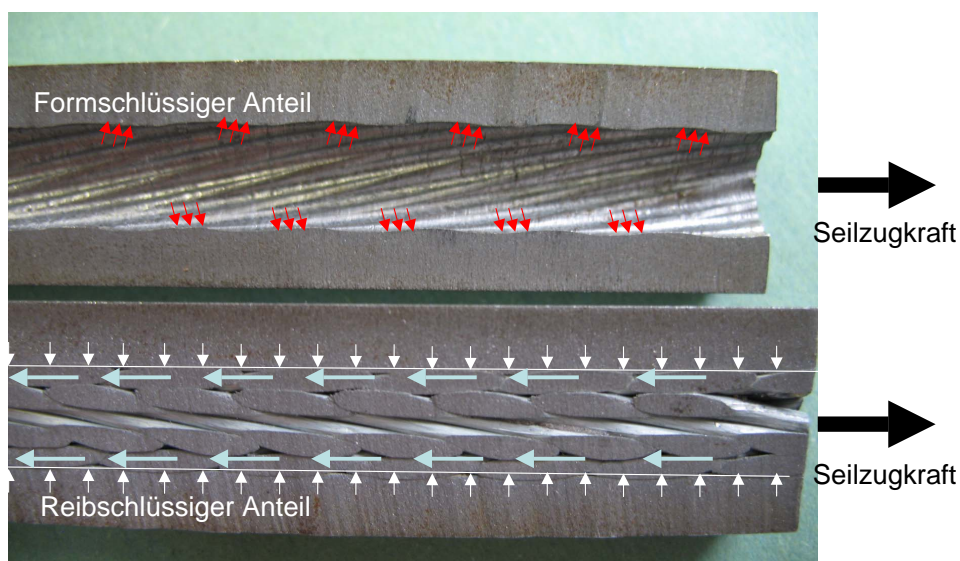


Abbildung 4.16: Schematische Darstellung von Reib- und Formschluss

Eine eindeutige Zuordnung der Lastanteile entsprechend dieser beiden Wirkprinzipien kann mit Hilfe der theoretischen Grundlagen von Maschinen- bzw. Konstruktionselementen nicht erfolgen [21].

Das Modell I geht idealisiert von einer rein kraftschlüssigen Verbindung aus. Die Rauheit der Oberfläche von Bohrloch und Rundstab wird dabei vernachlässigt. Die untersuchten Lastabtragungsmodelle zeigen für das Modell I (Hülse und Rundstab), dass bei den untersuchten Geometrieabmessungen zur Beschreibung des Rutschvorgangs des Stabes in der Stahlhülse für eine lineare Zugkraftverteilung eine gute Übereinstimmung vorliegt.

Im Gegensatz dazu kann das Hülsenmaterial bei offenen Spiralseilen während der Umformung in die Drahtkuppen (Drahtzwischenräume) fließen. Die dadurch entstehende Profilierung der Hülseninnenwand erinnert an einen Gewindegang oder auch an das Wirkprinzip eines Korkenziehers. In beiden Fällen wird eine Kombination aus Kraft- und Formschluss aktiviert. Dieses Phänomen kann anschaulich durch das Beispiel einer Schraubverbindung mit zwei Blechen erläutert werden. Zwei Bleche können nicht gegeneinander verschoben werden, da die Zugkraft einer vorgespannten Schraube die Normalkraft in den Wirkflächen der beiden Bleche und damit die Reibungskraft erhöht. Durch das Ineinandergreifen von Gewinde und Mutter treten bei einer auf Zug oder Abscheren beanspruchten Schraube dagegen keine Druckkräfte auf die verbindenden Teile auf und es liegt eine formschlüssige Verbindung vor [21].

Die maximal übertragbare Kraft der kraftschlüssigen Verbindung ist abhängig von dem Fugendruck, der Seiloberfläche, der Reibungszahl und einem Faktor, der die Lastabtragung berücksichtigt.

Für die Verifizierung der FE-Ergebnisse wurden Zugversuche mit konfektionierten Spiralseilen 1x7 (Pressgrad $\varphi = D_0/D_W = 1,06$) durchgeführt. Die Seilkonstruktion OSS 1x7 stellt die einfachste Litzenkonstruktion dar, in dem eine Drahtlage um den Kerndraht geschlagen wird. Zwischen dem Kerndraht und den Lagendrähten liegt linienförmiger Kontakt vor, Abbildung 4.17. Diese Litze 1x7 wurde gewählt, da die Zusatzspannungen (vergleiche Abschnitt 3.8) im Pressverband durch die Punktberührung wie beispielsweise bei der Seilkonstruktion 1x19 oder 1x37 entfallen. Diese Drahtanordnung entsteht hauptsächlich in mehrfach verseilten Konstruktionen zum Beispiel 6x7. Unverseilt konnte von den bekannten Seilherstellern für den Seilnennendurchmesser $d=8$ mm keine Litze zur Verfügung gestellt werden. Durch Entfernen der äußeren Drahtlage der Konstruktion 1x19 lässt sich allerdings die Litze 1x7 ohne großen Aufwand erzeugen.

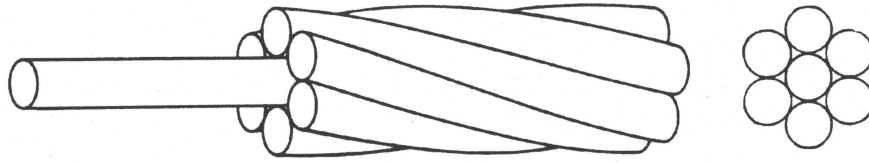


Abbildung 4.17: Schematische Darstellung der Litzen 1x7

Die Abhängigkeit der Hülsenparameter ist in Abbildung 4.18 dargestellt. Aufgrund des geringen Pressgrads versagten alle Prüflinge durch Rutschen der Seilkonstruktion in der Verpressung. Deutlich erkennbar ist die Streuung der Versuchsergebnisse. Diese ist charakteristisch für die Versagensart. Aus der Abbildung geht auch hervor, dass die Tragfähigkeit der Presshülse vom Durchmesser der Innenbohrung abhängt. Für eine Innenbohrung mit dem Durchmesser $d_i \geq 8,87$ mm wurden Zugkräfte $F_{\text{Versuch}} > 66$ kN festgestellt. Der Durchmesser der Innenbohrung reicht als einziges Merkmal für die Bestimmung der Größe der übertragbaren Zugkraft nicht aus. Vielmehr wird die Tragfähigkeit u.a. auch von der Abhängigkeit zwischen Pressgrad D_a/D_W und dem Durchmesser der Innenbohrung beeinflusst.

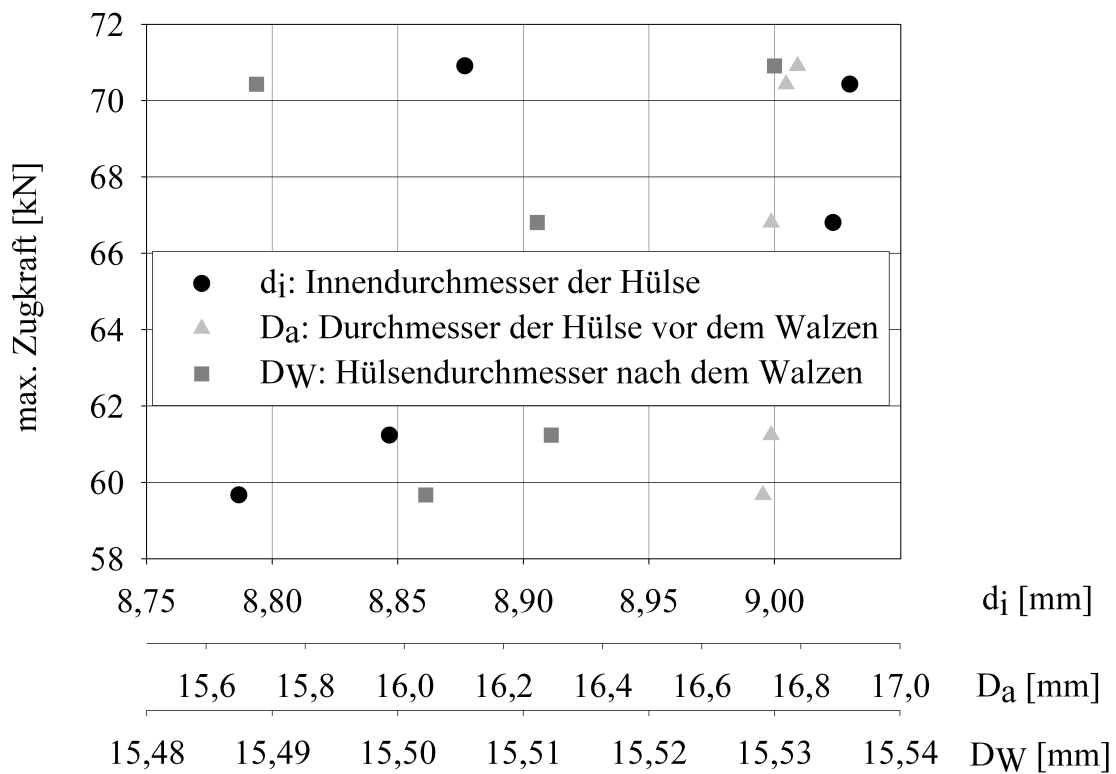


Abbildung 4.18: Abhängigkeit der Hülsenparameter und der Tragfähigkeit der Verbindung

Für die in Modell II (Hülse und Seil) untersuchte Hülsegeometrie (siehe S. 115) wurde im Zugversuch eine maximale Zugkraft $F_{\text{Versuch}}=61$ kN erreicht. Das Prüfmuster wurde während des Versuchs komplett aus der Stahlhülse gezogen. An der Hülseinnenwand konnten visuell keine Beschädigungen an der abgebildeten Seiloberfläche festgestellt werden. Es ist daher davon auszugehen, dass sich die Seilkonstruktion unter Zugbelastung aus der Presshülse „herausdreht“. Für Berechnungen von Presshülsen wurde in [15] eine konstante Lastabtragung zwischen Hülse und Stahlseil berücksichtigt. Für elastisch beanspruchte Seilklemmen konnte dies in [61] bestätigt werden. In diesem Kapitel wurden für kaltumgeformte Presshülsen eine vereinfachte Modellberechnung durchgeführt. Die tatsächlich vorhandenen Werte des Fugendrucks in der Kontaktfläche weisen deutlich höhere Werte auf, als zunächst vermutet wurde.

Für die Berechnung der maximalen Seilkraft nach Tabelle 3.5 (siehe S. 84 - Lastabtragungsmodelle) wird der Mittelwert der Druckspannung (Fugendruck) aus FE-Modell II verwendet. Die Geometrievermessung in Kapitel 3 ergab einen kreisförmigen Umfang über einen Winkel von 255° , dies ermöglichte in Abschnitt 4.2.2 eine Teilmodellierung mit dem Ansatz von Symmetriebedingungen (Viertelkreis). Dies muss bei den Lastabtragungsansätzen in den Gleichungen (3.58) bis (3.60) mit dem zusätzlichen Faktor 0,708 (entspricht $255^\circ/360^\circ$) berücksichtigt werden. Es wird somit angenommen, dass im Bereich der produktionsbedingten Walzgrate keine Druckspannung (Fugendruck) zur Verfügung steht, um zur Lastabtragung beizutragen. In Tabelle 4.5 sind die für die Berechnung der übertragbaren Zugkraft in der Presshülse erforderlichen Werte zusammengefasst.

| Parameter | | Gl. | Kenngroße Einheit |
|---------------------------------|------------------|--------|---------------------------|
| gewaltze Länge | L_1 | [-] | 80,00 mm |
| Fugendruck | p | ANSYS | 385,00 N/mm ² |
| Oberfläche | O_{OSS} | (3.49) | 35,33 mm ² /mm |
| Walzwinkel | β | [-] | 127,5 ° |
| Reibungszahl | μ | [-] | 0,15 [-] |
| Berechnete Zugkraft nach Modell | a | (3.58) | 115,62 kN |
| | b | (3.59) | 57,81 kN |
| | c | (3.60) | 77,08 kN |

Tabelle 4.5: Berechnung der übertragbaren Zugkraft mit unterschiedlichen Lastabtragungsansätzen

Der nach Gleichung (3.58) für das Lastabtragungsmodell a) mit einer konstanten Verteilung ermittelte Wert der übertragbaren Seilzugkraft liegt mit $S_{Z,a}=115,62$ kN deutlich über der rechnerischen Bruchkraft der Seilkonstruktion $F_{\text{rech}}=78,58$ kN. Die rechnerische Bruchkraft einer Seilkonstruktion ist ein theoretischer Grenzwert, der als Produkt der Drahtnennfestigkeit und des metallischen Querschnitts beschrieben wird und somit nicht überschritten werden kann, da durch die Verseilung der Stahldrähte die rechnerische Bruchkraft reduziert wird. Bei Berücksichtigung des Fugendrucks aus

dem FE-Modell II führt das konstante Lastabtragungsmodell daher zu einer unrealistischen Zugkraft. Dieses Modell eignet sich demnach nicht, um die Wirkungsweise der Presshülse zu beschreiben. Durch die Wendelstruktur der Außendrähte entsteht bei einer Zugbelastung eine Querdruckbeanspruchung auf den Kerndraht. Dieser Schnürdruck wird bei der Berechnung der zulässigen Seilzugkraft durch den empirischen Verseilfaktor berücksichtigt.

Für die untersuchte Seilkonstruktion 1x7 wurde ein Zugversuch im geraden Strang mit Vergussverankerung durchgeführt, um einen Referenzwert für die wirkliche Bruchkraft zu ermitteln. Vergüsse werden auch als verlustfreie Seilendverbindungen bezeichnet. Die Prüfung gilt als bestanden, wenn die Probe 100% Mindestbruchkraft erreicht und die Bruchstelle im Abstand $\leq 6x_d$ vom Verguss auftritt. Für Vergussverankerungssysteme nach DIN 18800 [2] und DIN EN 13411-4 [24] tritt das Versagen der Seil-Zugglieder bei sorgfältiger Herstellung überwiegend auf freier Strecke auf. Die Ergebnisse der Zugversuche mit Vergüssen liegen meistens deutlich über der Mindestbruchkraft. Man bezeichnet diese Versuchskräfte auch als wirkliche Bruchkraft. Die Verfahrensanweisung [63] des Deutschen Instituts für Bautechnik für Prüf-, Überwachungs- und Zertifizierungsstellen schreibt daher für die Prüfung von Vergussverankerungssystemen einen Zugversuch vor, der in [24] spezifiziert ist.

Die untersuchte Seilkonstruktion 1x7 versagte bei einer wirklichen Bruchkraft $F_{\text{wirk}}=77,5$ kN. Nach Abbildung 4.18 wurde ein Rutschen der Seilkonstruktion im Pressfitting für Zugkräfte zwischen 59,67 kN und 71,9 kN ermittelt. Mit dem Lastabtragungsmodell c) nach Tabelle 4.5 kann der Pressfitting eine Zugkraft von 77,05 kN übertragen. Dieser Wert liegt bereits in der Größenordnung der wirklichen Bruchkraft und deutlich über den Versuchen mit der Stahllitze 1x7 und Pressfittings, so dass auch dieses Lastabtragungsmodell bei dem im FE-Modell II vorhandenen Fugendruck nicht den wirklichen Zustand zwischen Seil und Hülse darstellt. Dagegen liefert die Auswertung mit einem linearen Lastabtragungsverlauf (Modell b) nach Tabelle 3.5 und dem gemittelten Fugendruck $p=385$ N/mm² aus der Finite-Elemente-Analyse eine gute Übereinstimmung mit den Versuchsdaten.

Das vorgestellte Modell stellt eine erste formale Beschreibung der Lastabtragung zwischen Stahlseil und -hülse unter Zugbeanspruchung vor.

Zur Verifikation des Modells für die Zukunft muss die an der Spiralseilkonstruktion 1x7 beschriebene Vorgehensweise an dieser Konstruktion mit anderen Parametern (z.B. andere Seildurchmesser, Drahtnennfestigkeiten, Hülsenparameter) überprüft werden. Hierfür müssen sowohl Zugversuche an konfektionierten Seilkonstruktionen zur Bereitstellung der experimentellen Datenbasis als auch Finite-Elemente-Berechnungen mit den jeweiligen Seilparametern durchgeführt werden. Im Übrigen ist es auch theoretisch möglich diesen Ansatz nicht nur für offenen Spiralseile, sondern auch für Rundlitzen-seile zu übernehmen, um auch Konstruktionen, die als laufende Seile nach VDI 2358 [1] eingesetzt werden, mittels FE-Berechnungen zu untersuchen.

Nachdem nun ein theoretischer Ansatz zur Beschreibung des Lastabtragungsverhaltens von Seilkonstruktionen und Pressfitting unter statischer Zugbeanspruchung vorliegt,

wird im Folgenden auf den Einfluss der Zugschwellfestigkeit eingegangen. Nach Kapitel 2 werden Seilkonstruktionen in ihrer Anwendung als stehende Seile nicht nur einer statischen, sondern auch einer zeitlich veränderlichen Belastung zum Beispiel infolge von Verkehrs- und/oder Windlasten etc. ausgesetzt.

Im Gegensatz zu laufenden Seilen ist das Zugschwellverhalten von stehenden Seilen kaum untersucht. Das Zugschwellverhalten wurde bisher fragmentarisch in [5], [9], [10] oder [11] (siehe Kapitel 2) untersucht. Die vorhandenen experimentellen Untersuchungen in [5] zeigen, dass Pressfittings gegenüber Kunststoffvergüssen eine deutlich reduzierte Lebensdauer im Zugschwellbereich besitzen.

Die bisher gewonnenen Erkenntnisse in [5], [9], [10] oder [11] können nicht ohne weiteres auf andere Seilkonstruktionen übertragen werden, da die ertragbaren Schwingenspielzahlen von mehreren Einflussgrößen z.B. Seilkonstruktion, Hülsenparameter, Belastungsgrößen etc. abhängen. Für eine gesicherte Abgrenzung der Lebensdauer von Seilkonstruktionen mit gewalzten Fittings fehlt jedoch eine ausführliche Datenbasis. Das anschließende Kapitel 5 stellt die im Rahmen eines Forschungsprojektes durchgeführten umfangreichen Zugschwelluntersuchungen hinsichtlich der seilbedingten Einflussgrößen vor. Der Fokus der Untersuchungen liegt auf der Korrelation der Seilkonstruktion und der Wahl des Drahtwerkstoffs.

Die Soft- und Hardwareentwicklungen im Bereich der Finite-Elemente-Methode der letzten 10 Jahre ermöglicht den Nachweis der Betriebsfestigkeit für standardisierten Verbindungstechniken wie zum Beispiel Schweißnähte von Bauteilen. Für den Ermüdungsnachweis von Schweißnähten liegen Kerbfallgruppen vor, die auf Betriebsfestigkeitsuntersuchungen insbesondere der Definition der Wöhler-Linien beruhen. Für Seil-Zugglieder existieren bisher nur wenige Untersuchungen, die sich mit der Lebensdauer von stehenden Stahlseilen und ihrer Endverbindungen bei schwellender Zugbelastung befassen. Insbesondere sind für gewalzte Seilendverbindungen nur exemplarische Versuchsergebnisse verfügbar (siehe Kapitel 2). Da die Endverbindung einen wesentlichen Einfluss auf die Lebensdauer von zugschwellbeanspruchten Seilen hat, muss zunächst dieses Verhalten in umfangreichen Reihenversuchen erfasst werden. Daher werden im nächste Kapitel die experimentellen Untersuchungen an offenen Spiralseilkonstruktionen mit konfektionierten Pressfittings vorgestellt. Mit den nachfolgend beschriebenen Versuchen wird eine Datenbasis geliefert, um den FEM-basierten Ansatz zur Beschreibung des Lebensdauermodells nach Ziegler [62] zu erweitern.

5 Zugschwellverhalten von offenen Spiralseilen

Für den Einsatz von Stahlseilen als Zugelemente in Tragwerken und Konstruktionen werden systemeigene Endverankerungen wie beispielsweise Presshülsen benötigt, die funktionalen und wirtschaftlichen sowie im Architekturbereich ästhetischen Ansprüchen genügen müssen. Je nach Einsatzmöglichkeit sind diese Zugelemente nicht nur für die statische Beanspruchung, sondern auch hinsichtlich der Betriebssicherheit zu dimensionieren bzw. nachzuweisen. Dazu wurde die Forschung zur Ermittlung des Zugschwellverhaltens in den letzten Jahren verstärkt. Für Vergussverankerungen wurden in [12] Lebensdauergleichungen berechnet, die mit Hilfe einer linearen Mehrfachregression aus Versuchsergebnissen entstanden ist. Diese Auswertungsmethode ist auf diejenigen Seilkonstruktionen und Parameterbereiche beschränkt, die in den durchgeführten Versuchen untersucht wurden. Die Arbeitsgemeinschaft industrieller Forschungsvereinigungen (AiF) unterstützte das Forschungsprojekt „Vergleich der Zugschwellverhalten von Bolzenverpressungen für Stahlseile mit unterschiedlichen Werkstoffen“ [18], um die noch bestehende Lücke bei der konstruktiven Auslegung von Pressfittingen zu schließen. In einer breit angelegten Versuchsserie wurden in mehr als 300 Versuchen die Zeitfestigkeiten von verschiedenen Spiralseilkonstruktionen mit unterschiedlichen Seildurchmessern und Werkstoffen systematisch untersucht. Die Betriebslasten von dynamisch beanspruchten Konstruktionen bestehen häufig aus einer Folge von mehr oder minder großen Lastschwankungen. Die Spitzenwerte treten dabei selten auf, dafür sind niedrige Belastungen umso häufiger. Auch wenn dieses Lastkollektiv selten einer harmonischen Schwingung mit festen Grenzen entspricht, werden diese Belastungen ebenfalls als schwingend aufgefasst. Die Abweichung des wirklichen Belastungsverlaufs auf den angenommenen fiktiven beeinflusst das Werkstoffverhalten nur geringfügig, dagegen wirkt sich eine Änderung der Belastungen sehr stark auf die ertragbaren Lastwechselzahlen aus, [64]. Nach einem kurzen Abriss über das Materialverhalten von metallischen Werkstoffen wird im Folgenden der Umfang der Untersuchung zum Zugschwellverhalten von Spiralseilen mit gewalzten Fittingen erläutert. Das Zugschwellverhalten von stehenden Seilen kann in Anlehnung an das Verhalten von laufenden Seilen nach der Auswertungsmethode nach Feyrer [10] mit einer Mehrfachregression beschrieben werden. Neben einem Vergleich von unlegierten und nichtrostenden Stählen, wird auf den Einfluss der Hülsenparameter gegenüber der verlustfreien Endverbindung des Kunststoffvergusses eingegangen. Auf Grundlage der Ergebnisse der Zugschwellversuche werden Bemessungsempfehlungen für den Praxiseinsatz von gewalzten Pressfittingen als systemeigene Endverbindungen für offene Spiralseile erarbeitet.

5.1 Materialermüdung metallischer Werkstoffe

Unter schwingender Belastung versagen metallische Werkstoffe bei niedrigeren Spannungswerten als im statischen Zugversuch. Ursachen hierfür sind die periodisch stattfindenden örtlichen Verformungen und Gleitbandverschiebungen. Diese führen zu Ände-

rungen im Mikrogefüge und später lokalisieren sich an diesen Gefügeänderungen Mikrorisse. Für das Versagen der metallischen Werkstoffe sind Makrorisse verantwortlich, die aus den Mikrorissen herrühren. Umfangreiche Untersuchungen zum Ermüdungsverhalten haben deutlich gemacht, dass die zum Bruch führende Oberlast in Dauerschwingversuchen weit unterhalb der im Zugversuch ermittelten Streckgrenze liegt. Durch Kerben verursachte Spannungskonzentrationen führen meistens zu Ermüdungsanrissen. Die Rissentstehung kann anhand des Bruchbildes eines Werkstoffs ermittelt werden. So weist die Bruchfläche von Metallen bei Ermüdung einen lokalen Anriss, eine Dauerbruchfläche und eine Restbruchfläche auf. Glatte und glänzende Stellen definieren die Dauerbruchflächen, während Restbruchflächen (Gewaltbruchflächen) rau und zerklüftet sind, Abbildung 5.1.

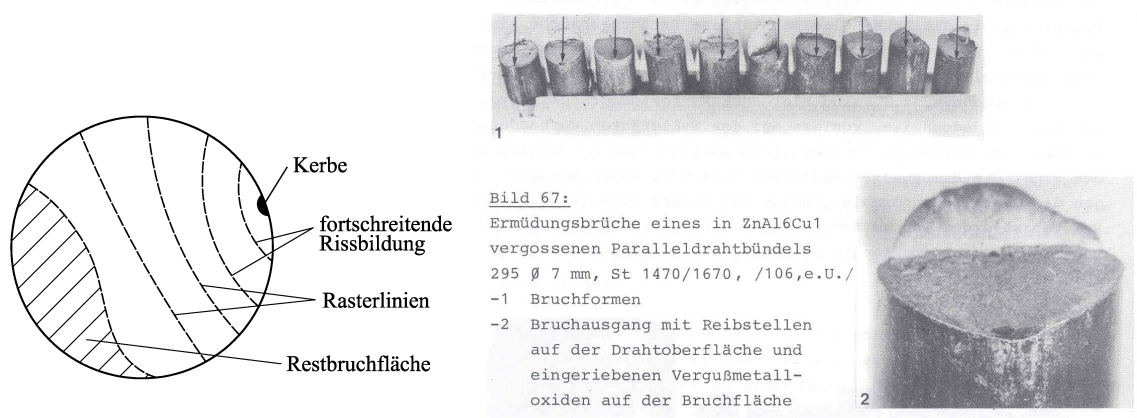


Abbildung 5.1: Schematische Bruchfläche nach [65] (links) und Bruchfläche von vergossenen Paralleldrahtbündel [15] (rechts)

Anmerkung: Aufgrund der vorhandenen Bildquelle konnte keine bessere Bildqualität erzielt werden

Der Prozess des Versagens unter schwingender Beanspruchung wird mit den drei Phasen Rissentstehung, Rissausbreitung und Restbruch beschrieben. Bei der Rissentstehung treten an Stellen mit hoher Spannungskonzentration Wechselgleitungen in den Kristallgittern auf. Bereits nach kurzer Zeit sind diese Gleitbewegungen als Verformungsspuren (Gleitlinien) mikroskopisch feststellbar. Bei Fortschreiten der Gleitbewegung bzw. zunehmender Belastung entstehen in der Nähe von Materialinhomogenitäten (Verunreinigung, harte Teilchen, Karbide, Oxide usw.) kleine Mikroporen, die zu einer Schwächung des tragenden Querschnittes führen. Bei nun gleichsinniger fortschreitender Belastungsdauer entstehen im Bereich dieser Mikroporen erneut Spannungsspitzen, die zu weiteren Porenbildung führen. Von den Gleitlinien geht eine Schädigung des Werkstoffs aus, für die plastische Wechselverformung innerhalb kleiner Bereiche maßgebend ist. Die Rissbildung setzt an Stellen der freien Oberfläche, bevorzugt als Folge dieser Gleitprozesse, ein. Der schlagartig auftretende Restbruch bildet die letzte Stufe des Versagens. Ursache hierfür ist ein Gewaltbruch, wenn der Restquerschnitt nicht mehr tragfähig ist. Die Anzahl der Spannungswechsel bei wiederholter veränderlicher Belastung definiert damit die Lebensdauer eines Bauteils oder Konstruktionsdetails.

Die Lebensdauer hängt ab von:

- Werkstoffeigenschaften,
- Eigenspannungen,
- Belastungsart (Spannungsschwingweite, Mittelspannung),
- Probenform (Kerbwirkung, Verbindungsart),
- Mikrogefüge,
- Größeneinfluss,
- Belastungsgeschwindigkeit bzw. -frequenz und
- Umgebungseinfluss (Temperatur, Korrosion, etc.)

Bei dem Nachweis der Ermüdungsfestigkeit der Bauteile unterscheidet man in der Regel zwischen Betriebsfestigkeit und Dauerfestigkeit. Die Ermüdungsfestigkeit bei einer wechselnden Beanspruchung, die „beliebig“ oft ($N \geq 2 \cdot 10^6$) ertragen werden, bezeichnet man als Dauerfestigkeit. Als Betriebsfestigkeit wird die Ermüdungsfestigkeit bezeichnet, bei der das Bauteil bei einer mehrstufigen Beanspruchung und unter Berücksichtigung der Lebensdauer des Bauteils nicht zu einem Ermüdungsversagen führt. Eine mehrstufige Beanspruchung bezeichnet die reale durch eine zeitliche, größenmäßige und in der Häufigkeit unregelmäßige Folge von Belastungen.

5.2 Zugschwelleigenschaften von offenen Spiralseilen mit gewalzten Fittingen

Der Brückenbau nimmt eine besondere Stellung im Ingenieurwesen ein, da man hier häufiger als in anderen Disziplinen an die Grenzen des technisch Machbaren stößt. Immer größere Spannweiten führten zu Weiterentwicklungen in der Draht- und Seilherstellung. Seilbrücken spiegeln dabei nicht nur die Forschungs- und Entwicklungstätigkeit im Ingenieurwesen wider, sondern konkurrieren aufgrund der wirtschaftlichen Vorteile (z.B. Montageaufwand, Preis-Leistungs-Verhältnis) mit den klassischen Brückenbauverfahren. Für mittlere Stützweiten (150 m bis 500 m) sind meist Schrägseilbrücken die wirtschaftlichste Lösung. Bis zur Fertigstellung der 2. Strelasundquerung im Jahr 2007 wurden Schrägseilbrücken ausschließlich aus vollverschlossenen Spiralseilen (VVS) eingesetzt. In der neuen Brücke, die die Insel Rügen mit dem Festland verbindet, werden erstmals Parallellitzenbündel als Schrägseile verbaut. In Stegen oder Rad- und Fußgängerbrücken treten aufgrund der geringen Spannweiten Zugkräfte auf, die sich wirtschaftlich mit offenen Spiralseilen verankern lassen. Vor allem bei der Ausführung von Bogenbrücken werden die Hängerseile mit Pressfittingen ausgeführt.

Mit dem vermehrten Einsatz von Glas- und Membrankonstruktionen wurden für hochfeste Seil-Zugglieder Anwendungsbereiche geschaffen, die weit über die Anforderungen des Brückenbaus hinausreichen. Eine der ersten stützenfreien Konstruktion, die in Deutschland realisiert wurde, ist das Dach der 1984 fertiggestellten Karlsruher Europa-Halle. Dabei bediente man sich aus vorhandenen Elementen des Brückenbaus und führte die Trageile, an denen die Dachkonstruktion mit einer Spannweite von rund 100x100m befestigt ist, parabelförmig aus. Komplexe, seilverspannte Konstruktionen wurden in den letzten 30 Jahren vor allem bei leichten Flächentragwerken erforderlich, in denen z.B. Glaskonstruktionen so wenig wie möglich von der Stahlkonstruktion durchbrochen werden, um die ästhetische Transparenz beizubehalten.

Auf die Ursachen, die zu Zugschwellbeanspruchungen in Seil-Zuggliedern und deren Endverbindungen führen können, wurde bereits in Kapitel 2.4.6 hingewiesen. Im Gegensatz zur statischen Tragfähigkeit ist das Zeit- und Dauerfestigkeitsverhalten von offenen Spiralseilen mit Pressfittingen [5] nur wenig erforscht. Die geringe Versuchsdatenbasis eignet sich nicht, um die ertragbaren Mittellasten und Schwingweiten zuverlässig für reale Applikationen zu definieren, die für eine sichere Dimensionierung der hochfesten Zugglieder mit Pressfittingen erforderlich sind. Kerbfalltabellen, die u.a. für allgemeine Schweißnähte im Maschinenbau katalogisiert wurden, existieren für Seilendverbindungen nicht. Exemplarisch sind die heute vorliegenden Schwingfestigkeiten für Vergussverankerungen in Abschnitt 2.4.6 vorgestellt worden. Im Rahmen der Untersuchungen in [18] konnten die Ergebnisse der Voruntersuchungen [5], [10] und [12] für die untersuchten konfektionierten Seil-Zugglieder nur bedingt bestätigt werden, siehe nachfolgender Text in Abschnitt 5.2.2.

5.2.1 Versuchsprogramm

Ziel der experimentellen Untersuchungen war die Prüfung des Zugschwellverhaltens unterschiedlicher offener Spiralseilkonstruktionen mit gewalzten Fittingen im Durchmesserbereich von $5 \text{ mm} \leq d \leq 30 \text{ mm}$. Die Auswahl der Seilkonstruktionen erfolgt anhand am IFT vorhandenen Versuchsergebnissen mit vergossenen Seilen [5], [10], [11], und [12] und am Markt erhältlichen Seilkonstruktionen. Je nach Anforderung stehen Seilkonstruktionen aus unlegierten oder nichtrostenden Stahldrähten zur Verfügung.

Durch metallische Schutzüberzüge wird an blanken Kohlenstoffstählen ein wirksamer Korrosionsschutz hergestellt. Normalerweise werden die Drähte hierzu feuerverzinkt oder Galfan-verzinkt. Durch das thermische Tauchverfahren entsteht die so genannte Hartzinkschicht. Die Schutzfunktion gilt solange bis gemäß der Spannungsreihe für Metalle das unedlere Metall (Zinkschicht) sich auflöst. Unterschieden wird hier zwischen verzinkt gezogen und dickverzinkten (schlussverzinkten) Drähten.

Eine weitere Methode, die sich inzwischen bewährt hat, ist die Herstellung einer metallischen Schutzschicht aus mit Aluminium angereichertem Zink. Hierfür wird an den Drähten durch Eintauchen in ein Zinkbad und anschließend in ein Zn/5%-Al-Bad ein dicker, festhaftender und korrosionsfester Überzug erzeugt. Dieses Verfahren ist seit

1984 für niedriggekohlte Stähle produktionsreif und unter den Markennamen Crapal oder Galfan bekannt. Die Legierungsüberzüge werden nach DIN EN 10244-2:2001 in die Klassen A, B bzw. AB eingeteilt.

Der Vorteil dieser Verzinkung liegt in dem auf die Zeiteinheit bezogenen geringeren Abtrag. Unter gleichen Bedingungen haben Crapal- bzw. Galfan-verzinkte (gfzn) Drähte eine dreifache Lebensdauer gegenüber feuerverzinkten Drähten. Im Gegensatz zu feuerverzinkten Drähten stellt die Herstellung eines Galfan-Überzugs keine Festigkeitsminderung dar. Aufgrund den seit Mitte der 80er-Jahre gemachten Erfahrungen, werden im Bauwesen Seil-Zugglieder fast ausschließlich mit Galfan-Beschichtung eingesetzt. Die untersuchten Seilkonstruktionen aus Kohlenstoffstahl sind in Tabelle 5.1 aufgelistet.

| Seil Nr. | | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | 6 | 7 | |
|---|------------------|----------------|-------|-------|--------------|--------|--------|---------|--------|
| Konstruktion | | 1x37 | 1x37 | 1x19 | 1x37 | 1x19 | 1x37 | 1x61 | |
| Seildurchmesser [mm] | d | 5 | 5,3 | 8 | 8 | 14 | 20 | 28 | |
| | d _{ist} | 4,8 | 5,3 | 8,07 | 8,2 | 14,1 | 20,4 | 28,12 | |
| Schlagrichtung | | s/s/Z | s/s/Z | s/Z | s/s/Z | s/Z | s/s/Z | s/Z/s/Z | |
| Schlaglänge [mm] | | 39,5 | 38,3 | 71,7 | 75,4 | 120,0 | 191,6 | 354 | |
| Drahtwerkstoff | | gfzn | | | dick gfzn | gfzn | | | |
| Drahtfestigkeit [N/mm ²] | R _m | 1370 | 1960 | 1770 | 1570 | 1770 | 1770 | 1770 | |
| | R _{ist} | 1407 | 2064 | 1860 | 1619 | 1813 | 1773 | 1851 | |
| Seilquerschnitt [mm ²] | | A _m | 14,40 | 16,90 | 38,91 | 38,64 | 118,29 | 245,38 | 470,16 |
| Seilbruchkraft [kN] | F _{min} | 17,55 | 28,21 | 59,50 | 51,40 | 182,24 | 362,83 | 711,15 | |
| | Z _{R,d} | 9,57 | 15,39 | 32,46 | 31,07 | 99,40 | 197,91 | 387,90 | |
| Verseilfaktor | | 0,87 | 0,87 | 0,88 | 0,87 | 0,88 | 0,87 | 0,87 | |

Tabelle 5.1: Verzinkte Seilkonstruktionen

Neben den passiven Korrosionsschutzsystemen, die durch eine zusätzliche Beschichtung erreicht werden, stehen nichtrostende Stahldrähte zur Verfügung. Aus der Gruppe der nichtrostenden Stähle werden von den Drahtherstellern Runddrähte der Werkstoffnummern 1.4401 und 1.4436 zum Verseilen geliefert. Diese Werkstoffe gehören zu den austenitischen Stählen, die sich aufgrund ihrer Kombination aus Verarbeitbarkeit, mechanischen Eigenschaften und Korrosionsbeständigkeit für viele Anwendungsmöglichkeiten empfehlen. Die erforderliche Steigerung der Dehngrenze kann bei austenitischen Werkstoffen z. B. durch Kaltverformung erreicht werden. Daraus resultieren günstige Tiefzieh- und/oder Streckzieheigenschaften sowie eine gute Abkantbarkeit. Je nach Umformgrad lassen sich unterschiedliche Drahtnennfestigkeiten erzielen. Spezifisch für Stahlseile sind die hohen Zugfestigkeitswerte. Bei nichtrostenden Stahldrähten liegen diese je nach Einzeldrahtdurchmesser zwischen $R_{\text{nenn}}=1370$ bis 1570 N/mm². Entsprechend der Verfügbarkeit wurden Seilkonstruktionen aus dem Werkstoff 1.4401 nach Tabelle 5.2 und aus dem Werkstoff 1.4436 nach Tabelle 5.3 untersucht.

| | | | | | | | |
|---|------------------|--------|-------|-------|--------|---------|-----------|
| Seil Nr. | | 8 | 9 | 10 | 11 | 12 | 13 |
| Konstruktion | | 1x37 | 1x19 | 1x37 | 1x19 | 1x61 | 1x91 |
| Seildurchmesser [mm] | d | 5 | 8 | 8 | 14 | 22 | 30 |
| | d _{ist} | 5,1 | 8,00 | 8,01 | 14,3 | 22,3 | 30,4 |
| Schlagrichtung | | s/Z | s/Z | s/s/Z | s/Z | s/s/s/Z | Z/s/Z/s/Z |
| Schlaglänge [mm] | | 36,6 | 62,8 | 81,0 | 102,0 | 217,6 | 289 |
| Drahtwerkstoff | | 1.4401 | | | | | |
| Drahtfestigkeit [N/mm ²] | R _m | 1450 | 1450 | 1450 | 1370 | 1450 | 1450 |
| | R _{ist} | 1654 | 1599 | 1636 | 1431 | 1543 | 1487 |
| Seilquerschnitt [mm ²] | A _m | 15,19 | 39,05 | 38,10 | 117,35 | 287,64 | 537,20 |
| Seilbruchkraft [kN] | F _{min} | 20,62 | 52,78 | 51,49 | 141,05 | 359,65 | 668,78 |
| | Z _{R,d} | 11,25 | 28,79 | 28,09 | 76,93 | 196,17 | 364,79 |
| Verseilfaktor | | 0,88 | 0,88 | 0,87 | 0,88 | 0,87 | 0,87 |

Tabelle 5.2: Seilkonstruktionen aus der Werkstoffnummer 1.4401

| | | | | |
|---|------------------|--------|--------|---------|
| Seil Nr. | | 14 | 15 | 16 |
| Konstruktion | | 1x19 | 1x37 | 1x61 |
| Seildurchmesser [mm] | d | 8 | 20 | 28 |
| | d _{ist} | 8,1 | 20,7 | 28,5 |
| Schlagrichtung | | s/Z | Z/s/Z | s/Z/s/Z |
| Schlaglänge [mm] | | 62,0 | 199,0 | 286,00 |
| Drahtwerkstoff | | 1.4436 | | |
| Drahtfestigkeit [N/mm ²] | R _m | 1450 | 1370 | 1370 |
| | R _{ist} | 1546 | 1393 | 1386 |
| Seilquerschnitt [mm ²] | A _m | 38,19 | 250,69 | 472,34 |
| Seilbruchkraft [kN] | F _{min} | 48,75 | 280,83 | 550,44 |
| | Z _{R,d} | 26,59 | 153,18 | 300,24 |
| Verseilfaktor | | 0,88 | 0,87 | 0,87 |

Tabelle 5.3: Seilkonstruktionen aus der Werkstoffnummer 1.4436

Zur Vereinfachung werden die Bezeichnungen der Seile aus unlegierten (Kohlenstoffstahl) und nichtrostenden Stählen durch die Akronyme „**KSS**“ bzw. „**NIRO**“ ersetzt.

Für die Zugschwellversuche standen während der Versuchsdurchführung zwei servohydraulische Pulsatoren zur Verfügung. Zum Einsatz kam eine Zweisäulen-Zugprüfmaschine der Firma DynaMess, Aachen, mit einer dynamischen Oberlast von 50 kN sowie eine Prüfmaschine mit hydraulischem Schwungmassenantrieb (Firma Lohsenhausen) und einer maximalen Oberlast von 600 kN, siehe Abbildung 5.2.



Abbildung 5.2: Im Rahmen dieser Arbeit eingesetzte Zugswellprüfmaschinen

Nach dem Einbau in die Prüfmaschine wird auf die unbelasteten, nicht vorgereckten Prüfseile kraft geregelt ein sinusförmiges Belastungskollektiv aufgebracht. Der Versuch wurde beendet, wenn entweder ein Seilbruch eintrat oder die Versuchskraft, infolge der maximalen Seilschädigung nicht mehr aufgebracht werden konnte. Bei der Wahl der Versuchslänge wurde darauf geachtet, dass eine freie Seillänge von mindestens $30 \times d$ eingehalten wird. Diese Prüflänge wird in den Normen DIN EN 13411 Teil 2 bis Teil 7 [22]-[24], [26]-[28] als Prüflänge bei der Prüfung von Seilendverbindungen vorgeschrieben und hat sich sowohl bei den Zug- als auch Zugswellversuchen als ausreichend herausgestellt. Wenn die Seillänge $< 30 \times d$ gewählt wird, kann dies vor allem beim Aufwalzen der Stahlhülsen zu einer Verschiebung der Drahtlagen führen. An den Außenlagen ist ein Lösen des Seilverbandes sichtbar. Im Zugversuch kann dies zu einem deutlichen Tragkraftverlust führen, da die Einzeldrähte nicht gleichmäßig belastet werden, wie dies in einem ungestört Seilverband möglich wäre.

Aufgrund der Seilgeometrie kann es während der Versuchsdurchführung zu einer Erwärmung der Seile kommen. Da der Temperatureinfluss nicht Gegenstand der Untersuchungen war, wurde die Prüffrequenz auf $f \leq 3$ Hz beschränkt. So wurde sicher gestellt, dass die Seil-Zugglieder nicht überhitzen und eine Oberflächentemperatur von maximal $T \leq 60^\circ \text{C}$ eingehalten wird. Die Versuchshülsen und Seilkonstruktionen wurden bis zu einem Seilnennendurchmesser $d = 14$ mm mit zwei Walzmaschinen konfektioniert. Die Herstellung der Seil-Zugglieder mit den Durchmessern $d > 14$ mm erfolgte bei der Firma Pfeifer Seil- und Hebeteknik GmbH in Memmingen.

Nach DIN 18800-1:1990-11 [2] ist die Bemessungskraft der Seil-Zugglieder durch die Grenzzugkraft $Z_{R,d}$ begrenzt. Die Grenzzugkraft $Z_{R,d}$ stellt den maximalen Wert für die obere Seilzugkraft aufgrund des Bemessungskonzeptes dar. Bekanntlich sind Seil-Zugglieder nicht in der Lage Druckkräfte aufzunehmen. Durch das Seileigengewicht und den im Vergleich zu Baustahl erheblich geringeren Verformungsmodul entstehen deutlich größere Verformungen, die durch eine entsprechende Wahl der Vorspannkraft im Seil kompensiert werden. Die Vorspannkraften sind so zu wählen, dass bei Berücksichtigung von äußeren Lasten die Vorspannung nicht vollständig abgebaut wird. Die Auswahl des zweiten untersuchten Belastungsniveaus erfolgt aufgrund von Erfahrungswerten meiner Tätigkeiten bei der PÜZ¹⁹- Stelle am IFT. Eine Übersicht der Versuchsmatrix zeigt Abbildung 5.3. Es ist zu erkennen, dass der Fokus der experimentellen Untersuchungen auf den Seilkonstruktionen aus nichtrostenden Stählen lag, da für nichtrostende Seilkonstruktion bisher nur vereinzelte Versuchsergebnisse vorliegen. Diese Datenmenge reichte für eine statistische Auswertung nicht aus.

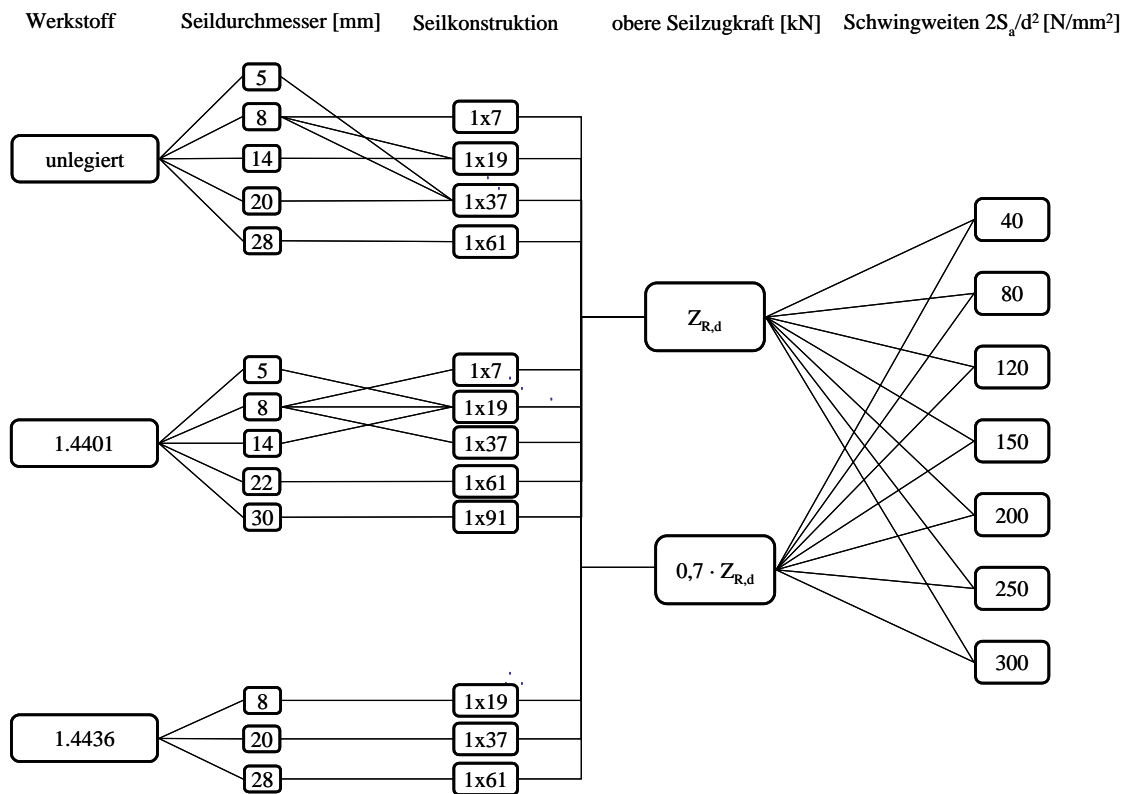


Abbildung 5.3: Versuchsmatrix

Die Versuchsparameter „Mittellast“, „Schwingweite“, „Werkstoff“, „Seildurchmesser und -konstruktion“ wurden in weiten Grenzen variiert. Insgesamt erreichten 36 Prüfmuster Schwingspielzahlen zwischen $N=1 \times 10^6$ und $N=4 \times 10^6$ und es konnten keine äußeren sichtbaren Drahtbrüche detektiert werden. Der Anteil dieser Dauerläufer²⁰ be-

¹⁹Prüf-, Überwachungs- und Zertifizierungsstelle für hochfeste Zugglieder nach Bauregelliste

²⁰Proben, die eine Grenzschningspielzahl ohne Bruch erreicht haben, bezeichnet man auch als Dauerläufer oder Durchläufer.

liefen sich in diesen Untersuchungen auf 30%. Ohne Umrüst- und Wartungszeiten der Maschinen betrug die mittlere Versuchsdauer der Dauerläufer 7,2 Tage.

5.2.2 Auswertung der Versuchsergebnisse

Zur Ermittlung der Korrelation zwischen Festigkeit, Seilkonstruktion, Werkstoff und Seildurchmesser wird die Schwingenspielzahl N über der unteren durchmesserbezogenen Seilzugkraft S_u/d^2 aufgetragen. Von Feyrer wurde in [10] ein Regressionsansatz zur Beschreibung der mittleren Bruchschwingenspielzahl für unterschiedliche Stahlseilkonstruktionen mit Vergussverankerungen entwickelt. Dieser Ansatz wurde von Klöpfer [12] für die Konstruktionen Warrington-Seale 6x36 und Spiralseil 1x37 für den Durchmesserbereich von $d=10$ mm bis $d=24$ mm erweitert. Regressionen stellen den Zusammenhang zwischen den Werten einer abhängigen und mindestens einer unabhängigen Variablen (wie z.B. dem Seilnenndurchmesser) dar und verwenden die Methode der kleinsten Quadrate. Die mittlere Bruchschwingenspielzahl nach Feyrer, vergleiche [10], ist bei gleicher Seilkonstruktion eine Funktion der Schwingweite $2S_a$, der unteren Seilzugkraft S_u und des Seilnenndurchmessers d . Zur besseren Übertragbarkeit der Versuchsergebnisse werden die Spannungen auf den quadratischen Durchmesser der Seilkonstruktionen bezogen. Dies hat den Vorteil, dass für die Berechnung der Seilkräfte die unterschiedlichen Füllfaktoren bzw. Einzeldrahtdurchmesser der verschiedenen Seilkonstruktion nicht berücksichtigt werden mussten. Dieser ursprüngliche Regressionsansatz wird in Gleichung (5.1) aufgrund der unterschiedlichen Drahtnennfestigkeit und Drahtanzahl der untersuchten Seilkonstruktionen um die Glieder a_5 und a_6 erweitert. Feyrer führt die Einheitskraft $S_0=1$ N und den Einheitsdurchmesser $d_0=1$ mm ein, um die Funktion der mittleren Bruchschwingenspielzahl dimensionslos zu halten. Die unterschiedlichen Drahtfestigkeiten werden durch die Einheitsfestigkeit $R_0=1$ N/mm² berücksichtigt.

$$\lg \bar{N} = a_0 + a_1 \lg \frac{2S_a \cdot d_0^2}{d^2 \cdot S_0} + a_2 \frac{S_u \cdot d_0^2}{d^2 \cdot S_0} + a_3 \left(\frac{S_u \cdot d_0^2}{d^2 \cdot S_0} \right)^2 + a_4 \lg \frac{d}{d_0} + a_5 \frac{1}{\lg \frac{R_m}{R_0}} + a_6 \lg z \quad (5.1)$$

Desweiteren sind in dieser dimensionslosen Gleichung

- \bar{N} die mittlere Schwingenspielzahl
- S_a die Amplitude der schwelenden Seilzugkraft in N
- S_u untere Seilzugkraft in N
- d Seilnenndurchmesser in mm
- z die Anzahl der Drähte.

Die Konstanten a_0 bis a_6 ergeben sich aus der Regressionsrechnung. Die Qualität der linearen Approximation der Regressionsfunktion und Versuchsdaten kann mithilfe des Bestimmtheitsmaßes interpretiert werden.

Erwartungsgemäß nimmt mit kleiner werdender Schwingweite die ertragbare Schwingenspielzahl leicht zu. Eine deutliche Mittelspannungsabhängigkeit, wie bei Rundlitzenseilen in [12], ist nicht zu erkennen. Abbildung 5.4 zeigt exemplarisch die Versuchsdaten

für Seil Nr. 4 und Seil Nr. 6. Bereits bei einer Schwingweite $2S_a/d^2=80 \text{ N/mm}^2$ traten erste Dauerläufer auf, d.h. visuell konnten keine Drahtbrüche festgestellt werden. Da Dauerläufer in der Regressionsauswertung nicht berücksichtigt werden, wurden die Versuche bereits bei einer Lastwechselzahl $N \geq 10^6$ abgebrochen.

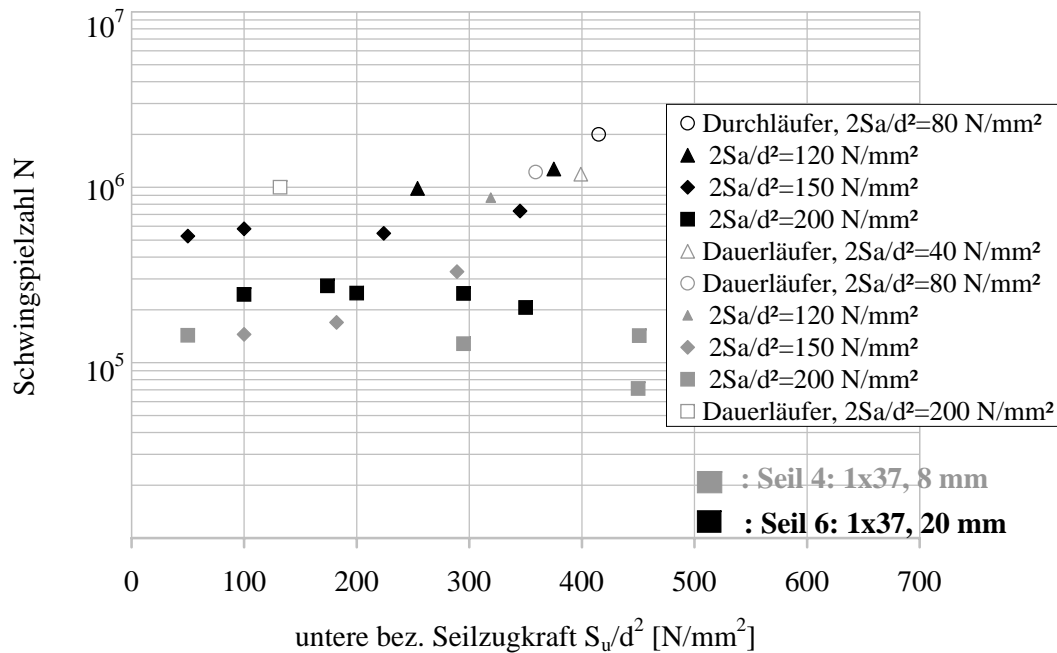


Abbildung 5.4: Versuchsergebnisse für Seil Nr.4 und Seil Nr.6

Die untersuchten Seilkonstruktionen wurden getrennt nach Korrosionsschutzsystemen²¹ mit Einzelregressionen ausgewertet, d.h. die Terme für die Konstanten a_4 bis a_6 bleiben unberücksichtigt. Diese Auswertung wird im nächsten Abschnitt erläutert. Im Anschluss daran wurden für verzinkte und nichtrostende Spiralseilkonstruktionen alle Regressionsparameter getrennt nach Gleichung (5.1) berücksichtigt und eine Mehrfachregression durchgeführt.

Einzelregression

Die Abbildung 5.5 zeigt die Ergebnisse für die offenen Spiralseile 1x19 ($d=14 \text{ mm}$) und 1x37 ($d=20 \text{ mm}$) aus Galvan-verzinkten bzw. nichtrostenden Stahldrähten. Die untersuchten Spiralseile besitzen kein einheitliches Verhalten. Es wurden drei unterschiedliche Regressionsverläufe festgestellt:

1. für die Konstruktion 1x19 wurde für beide Korrosionsschutzarten eine Kurve mit leicht konvexer Krümmung ermittelt,

²¹unlegierte Stahlstränge mit Galvan-Überzügen und nichtrostende Stahlstränge aus der Werkstoffnummer 1.4436 und 1.4401

2. die Regressionsfunktion für offene Spiralseile 1x37 mit Drähten der Werkstoffnummer 1.4436 verläuft als Gerade mit leicht negativer Steigung und
3. betrachtet man dagegen die entsprechende Seilkonstruktion 1x37 aus Galfan-verzinkten Drähten, so entsteht ein schwach konkaver Kurvenverlauf.

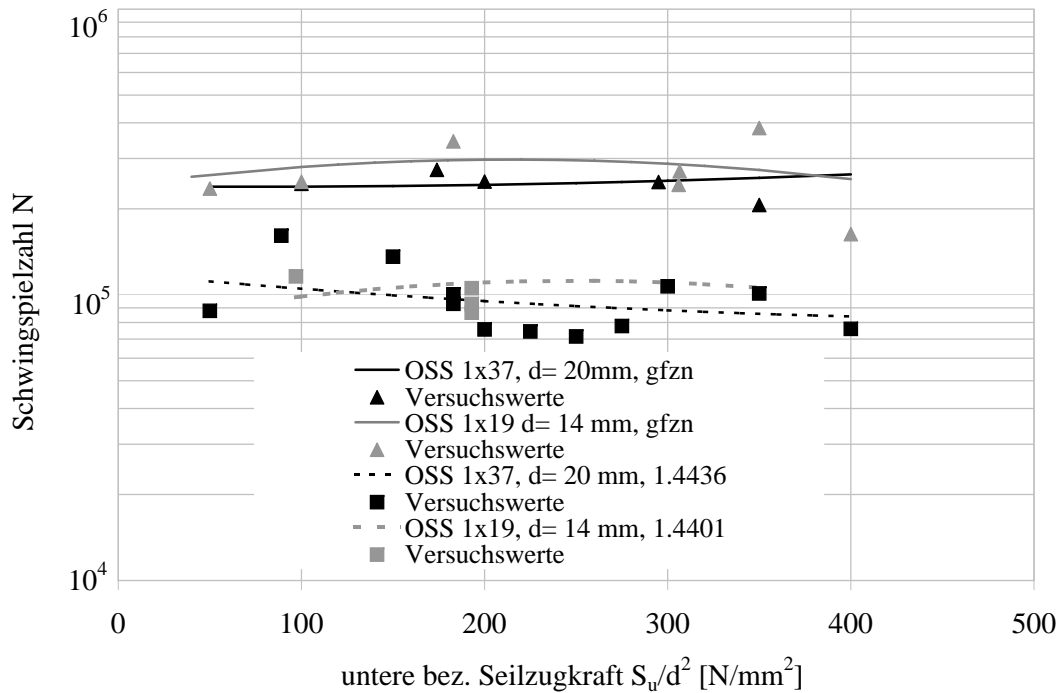


Abbildung 5.5: Einzelregression für offene Spiralseile 1x19 ($d=14$ mm) und 1x37 ($d=20$ mm)

Erwartungsgemäß liegen die Schwingenspielzahlen der nichtrostenden Spiralseile deutlich unter denen der Galfan-verzinkten Konstruktionen. Aus Abbildung 5.5 ist bereits der Größeneinfluss erkennbar. Die Schwingenspielzahlen der Konstruktion 1x37 ($d=20$ mm) liegt unter den Versuchswerten des offenen Spiralseils 1x19 ($d=14$ mm). Das Zugschwellverhalten wird mit Hilfe der Einzelregressionen für die beiden Werkstoffgruppen getrennt betrachtet. Für die Galfan-verzinkten Spiralseile sind die statistischen Ergebnisse der Einzelregressionen in Tabelle 5.4 zusammengefasst. Für die Seilkonstruktionen im Durchmesserbereich von 8 mm bis 20 mm wurden Bestimmtheitsmaße zwischen 0,775 und 0,966 ermittelt. Der logarithmische Standardfehler variiert zwischen $\lg s=0,20$ und $\lg s=0,316$ und stimmt mit dem Größenbereich der Werte nach Klöpfer [12] für die Seilkonstruktion 1x37 mit Kunststoffvergüssen überein.

| Seil Nr. | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | 6 |
|-----------------------------------|------|-------|-------|-------|-------|-------|
| Konstruktion | 1x37 | 1x37 | 1x19 | 1x37 | 1x19 | 1x37 |
| Drahtwerkstoff | gfzn | | | | | |
| Multipler Korrelationskoeffizient | - | 0,767 | 0,919 | 0,880 | 0,981 | 0,983 |
| Bestimmtheitsmaß | - | 0,589 | 0,845 | 0,775 | 0,963 | 0,966 |
| Adjustiertes Bestimmtheitsmaß | - | 0,486 | 0,803 | 0,640 | 0,950 | 0,952 |
| Standardfehler | - | 0,316 | 0,200 | 0,232 | 0,090 | 0,060 |
| Beobachtungen | 5 | 16 | 15 | 9 | 13 | 11 |

Tabelle 5.4: Auswertung der Einzelregression für die Seile Nr. 1 bis 6

Im Laufe der Untersuchungen der Galfan-verzinkten Seilkonstruktionen stellte man fest, dass eine Regressionsauswertung für Seil Nr.1 nicht möglich war. Das Seil Nr.1 befand sich noch im Seillager des IFT und wurde in [12] untersucht. Dieses Seil wurde ausgewählt, da eine ausreichende Datenbasis mit Kunststoffvergüssen für Vergleichsbetrachtungen vorlag. Die Zugschwelluntersuchungen mit Presshülsen zeigen, wie bereits die Versuchsserie mit den Kunststoffvergüssen, dass hier bei einer vergleichsweise großen Doppelamplitude ($S_a/d^2=300 \text{ N/mm}^2$) Lastwechselzahlen $N \geq 2 \times 10^6$ auftreten.

Um jedoch den Größeneinfluss weiterhin zu berücksichtigen, musste für die Konstruktion 1x37 der Seildurchmesser $d=5,3 \text{ mm}$ (Seil Nr. 2) für die Versuche herangezogen werden. Gegenüber der Seilkonstruktion Nr. 1 besitzt die Konstruktion Nr. 2 eine deutlich höhere Drahtnennfestigkeit $R_m=1960 \text{ N/mm}^2$. Bei der Auswertung der Zeitfestigkeit traten für die Schwingweite $S_a/d^2=300 \text{ N/mm}^2$ auch bei dieser Konstruktion Dauerläufer auf und die Ergebnisse zeigten bei konstanten Versuchsbedingungen (Schwingweite und untere Seilzugkraft) eine deutliche Streuung. Sowohl das Bestimmtheitsmaß $B=0,589$ als auch die Standardabweichung $l_{gs}=0,316$ entsprechen hier nicht den bisherigen Erfahrungswerten. Der Regressionsansatz nach Feyrer stellt eine Funktion der Schwingweite und der unteren Seilzugkraft dar. Die geringe Übereinstimmung der Regressionsfunktion mit den Versuchsdaten kann auf die Streuung der Ergebnisse (Standardabweichung $l_{gs}=0,316$) und die geringe Variation der untersuchten Schwingweiten zurückgeführt werden.

Für den untersuchten Seildurchmesser $d=28 \text{ mm}$ (Seil Nr. 7) war es ebenfalls nicht möglich, das Zugschwellverhalten im Bereich der Zeitfestigkeit zu bestimmen. In den Zugschwellversuchen traten bei der Schwingweite $S_a/d^2=150 \text{ N/mm}^2$ entweder Dauerläufer oder ein Bruch des Gewindefittings auf. Für diesen Seildurchmesser waren stichprobenartig Versuche vorgesehen, so dass auf eine Wiederholung der Versuche mit einem größeren Außengewindedurchmesser verzichtet werden konnte.

Entsprechend dem Versuchsplan wurden für nichtrostende Spiralseilkonstruktionen deutlich mehr Zugschwellversuche durchgeführt. In Summe standen für die Auswertung der Einzelregression 132 Zugschwellversuche zur Verfügung. Wie bereits bei den Seilkonstruktionen aus Galfan-verzinkten Stahldrähten konnte auch bei den offenen Spiralseilen aus nichtrostenden Drähten kein einheitliches Verhalten in der Einzelregression festgestellt werden. Für den Durchmesserbereich $d \leq 22 \text{ mm}$ liegt das Bestimm-

heitsmaß B zwischen $B=0,982$ und $0,94$. Für die Seilkonstruktionen 1×19 variiert die logarithmische Standardabweichung zwischen $\lg s=0,158$ und $\lg s=0,222$. Auch für die Seilkonstruktion 1×37 liegt die logarithmische Standardabweichung $\lg s$ in diesem Bereich. Die Tabelle 5.5 fasst die Regressionsstatistik für die nichtrostenden Stahlseile der Werkstoffgruppen 1.4401 und 1.4436 zusammen.

| | | | | | | |
|-----------------------------------|--------|-------|-------|-------|-------|--------|
| Seil Nr. | 8 | 9 | 10 | 11 | 12 | 13 |
| Konstruktion | 1x37 | 1x19 | 1x37 | 1x19 | 1x61 | 1x91 |
| Drahtwerkstoff | 1.4401 | | | | | |
| Multipler Korrelationskoeffizient | 0,958 | 0,968 | 0,826 | 0,939 | 0,966 | 0,555 |
| Bestimmtheitsmaß | 0,919 | 0,938 | 0,682 | 0,882 | 0,934 | 0,308 |
| Adjustiertes Bestimmtheitsmaß | 0,884 | 0,919 | 0,608 | 0,853 | 0,925 | -0,038 |
| Standardfehler | 0,166 | 0,158 | 0,199 | 0,177 | 0,102 | 0,285 |
| Beobachtungen | 11 | 14 | 17 | 16 | 27 | 10 |

| | | | |
|-----------------------------------|--------|-------|-------|
| Seil Nr. | 14 | 15 | 16 |
| Konstruktion | 1x19 | 1x37 | 1x61 |
| Drahtwerkstoff | 1.4436 | | |
| Multipler Korrelationskoeffizient | 0,929 | 0,967 | 0,950 |
| Bestimmtheitsmaß | 0,862 | 0,936 | 0,903 |
| Adjustiertes Bestimmtheitsmaß | 0,725 | 0,928 | 0,845 |
| Standardfehler | 0,222 | 0,124 | 0,104 |
| Beobachtungen | 7 | 27 | 9 |

Tabelle 5.5: Auswertung der Einzelregression für die untersuchten Prüfseile

Das Seil Nr. 13 (OSS 1×91 $d=30$ mm) erreicht ein Bestimmtheitsmaß $B=0,308$, das deutlich unter den Erwartungen liegt. Da die Einspannlänge der zur Verfügung stehenden Prüfmaschinen auf maximal 2000 mm begrenzt war, konnte eine freie Seillänge von $30 \times d$ für diesen Seildurchmesser nicht mehr eingehalten werden. Für den Seildurchmesserbereich $d > 22$ mm war daher vorgesehen, das Zugschwellverhalten nur stichprobenartig zu überprüfen.

Ein Einfluss der Versuchsanzahl auf das Bestimmtheitsmaß konnte nicht durchgängig festgestellt werden. In der Versuchsreihe mit Seil Nr. 10 (OSS 1×37 $d=8$ mm) wurden insgesamt 17 Versuchen ausgewertet. Die Güte der Auswertung ist dagegen im Vergleich mit Seil Nr. 11 (OSS 1×19 $d=14$ mm) mit $B=0,682$ verhältnismäßig gering. Sowohl die Konstruktion 1×19 und 1×61 (Seil Nr. 14 bzw. 16) erzielt bei relativ kleiner Stichprobenanzahl $n < 10$ eine gute Übereinstimmung zwischen Regressionsgerade und Versuchsdaten, während für Seil Nr. 13 ein Bestimmtheitsmaß $B=0,308$ berechnet wurde. Es konnte festgestellt werden, dass die Versuchsanzahl nicht zur Beurteilung der Güte herangezogen werden kann.

Der Zusammenhang der Parameter „Seilbelastung (Seilkraft und Schwingweite)“, „Seilkonstruktion“ und „Drahtnennfestigkeit“ wird mit der Mehrfachregression nach Gleichung (5.1) im nachfolgenden Abschnitt erfasst.

Mehrfachregression

Die für Abbildung 5.5 beschriebenen unterschiedlichen Verläufe der Regressionsgeraden deuten darauf hin, dass eine Auswertung mit Hilfe einer Mehrfachregression der Galfan-verzinkten Seilkonstruktionen ohne Differenzierung der Seilkonstruktionen nicht sinnvoll ist. Dies wird durch die Ergebnisse der Mehrfachregression in Tabelle 5.6 bestätigt. Obwohl eine relativ große Versuchsanzahl ($n=63$) für Spiralseile aus unlegierten Stahl-drähten vorlag, wurde ein Bestimmtheitsmaß von nur $B=0,397$ berechnet. Dieser Wert ist für eine zuverlässige Aussage des Verhalten der Zugfestigkeit der untersuchten Seilkonstruktionen nicht akzeptabel. Auch eine Bewertung der Ansatzfunktion nur auf Basis der logarithmischen Standardabweichung lgs scheint nicht geeignet zu sein, da hier mit $lgs=0,344$ ein deutlich höherer Wert ermittelt wird als beispielsweise in [12].

Bei der Analyse der untersuchten, offenen Spiralseile aus nichtrostenden Stahl-drähten wurde für die Stahlsorte 1.4401 eine leichte Mittelspannungsempfindlichkeit festgestellt, während bei der zweiten Stahlsorte 1.4436 eine lineare Reduzierung der Zeitfestigkeit mit zunehmender unterer Seil-Zugkraft ermittelt wurde. Da aus der Gruppe der austenitischen Stähle (Werkstoffnummer 1.4436) nur drei Seilkonstruktionen zur Verfügung gestellt werden konnten, wurden die beiden Stahlsorten zu einer Datenbasis zusammen gefasst und ausgewertet. Im Vergleich zur Stahlbezeichnung X5CrNiMo17-12-2 (Werkstoffnummer 1.4401) weist der austenitische korrosionsbeständige Stahl X3CrNiMo17-13-3 (Werkstoffnummer 1.4436) einen Kohlenstoffanteil von höchstens 5% auf. Der Legierungsbestandteil Kohlenstoff (C) hat u.a. Einfluss auf die Härte und Festigkeit. Die Drahtfestigkeiten der Werkstoffnummer 1.4401 sind geringfügig höher als bei Drähten aus der Werkstoffnummer 1.4436. Daher wurden beide Werkstoffe gemeinsam in einer Regressionsauswertung untersucht.

Im Gegensatz zu den Galfan-beschichteten Seilkonstruktionen trat bei den offenen Spiralseilen aus nichtrostenden Stahl-drähten eine hohe Übereinstimmung zwischen der Mehrfachregressionsanalyse nach Gleichung (5.1) und den Versuchswerten auf. Die Ergebnisse der durchgeführten Mehrfachregressionen für verzinkte und nichtrostende Spiralseile sind in Tabelle 5.6 zusammengefasst.

| Werkstoff | | unlegierte Stähle | nichtrostende Stähle |
|-----------------------|-------|------------------------|-------------------------|
| Regressionsergebnisse | | Gl.(5.1) | |
| Konstanten | a_0 | 17,809 | 11,217 |
| | a_1 | -1,994 | -2,545 |
| | a_2 | 0,005 | 0,0004 |
| | a_3 | $-8,683 \cdot 10^{-6}$ | $-1,2251 \cdot 10^{-6}$ |
| | a_4 | -0,756 | -0,147 |
| | a_5 | -23,530 | 1,262 |
| | a_6 | -0,083 | -0,399 |
| Bestimmtheitsmaß | B | 0,397 | 0,830 |
| Standardabweichung | lgs | 0,344 | 0,183 |
| Beobachtungen | n | 63 | 146 |

Tabelle 5.6: Mehrfachregression der offenen Spiralseile aus unlegierten und nichtrostenden Stahldrähten

Im nachfolgenden werden die Versuchsergebnisse unter Berücksichtigung der maßgeblich lebensdauerbestimmenden Parameter in der Gesamtheit vorgestellt und interpretiert. Aufgrund der Regressionsergebnisse wird dies zunächst für die Seilkonstruktionen aus nichtrostenden Stahldrähten durchgeführt. Auf die Galfan-verzinkten Spiralseile wird im Abschnitt 5.2.3 eingegangen.

Die grafische Darstellung der Regressionsscharen der untersuchten nichtrostenden Seilkonstruktionen, die mit gewalzten Fittingsen konfektioniert wurden, zeigt die Abbildung 5.6. Beispielhaft ist in dieser Abbildung die Schwingspielzahl über der unteren Seilzugkraft S_u/d^2 für die konstante Schwingweite $2S_a/d^2=150 \text{ N/mm}^2$ aufgetragen. Für die Berechnung der ertragbaren mittleren Schwingspielzahl N sind die Konstanten für die Regressionsgleichung nach Tabelle 5.6 zugrunde gelegt. Mit ansteigenden unteren Seilzugkräften nehmen die Schwingspielzahlen bogenförmig ab. Im Gegensatz zu den von Klöpfer [12] ermittelten Verhalten kann für die hier untersuchten Spiralseile für sehr kleine untere Seilzugkräfte ($S_u/d^2 \leq 100 \text{ N/mm}^2$) kein deutlicher Abfall der ertragbaren Schwingspielzahl festgestellt werden. Bei gleicher Seilkonstruktionen nimmt die Zeitfestigkeit für größere Seilnennendurchmesser ab. Dieses Verhalten entspricht dem aus der klassischen Betriebsfestigkeitslehre nach [68] bekannten Größeneinfluss.

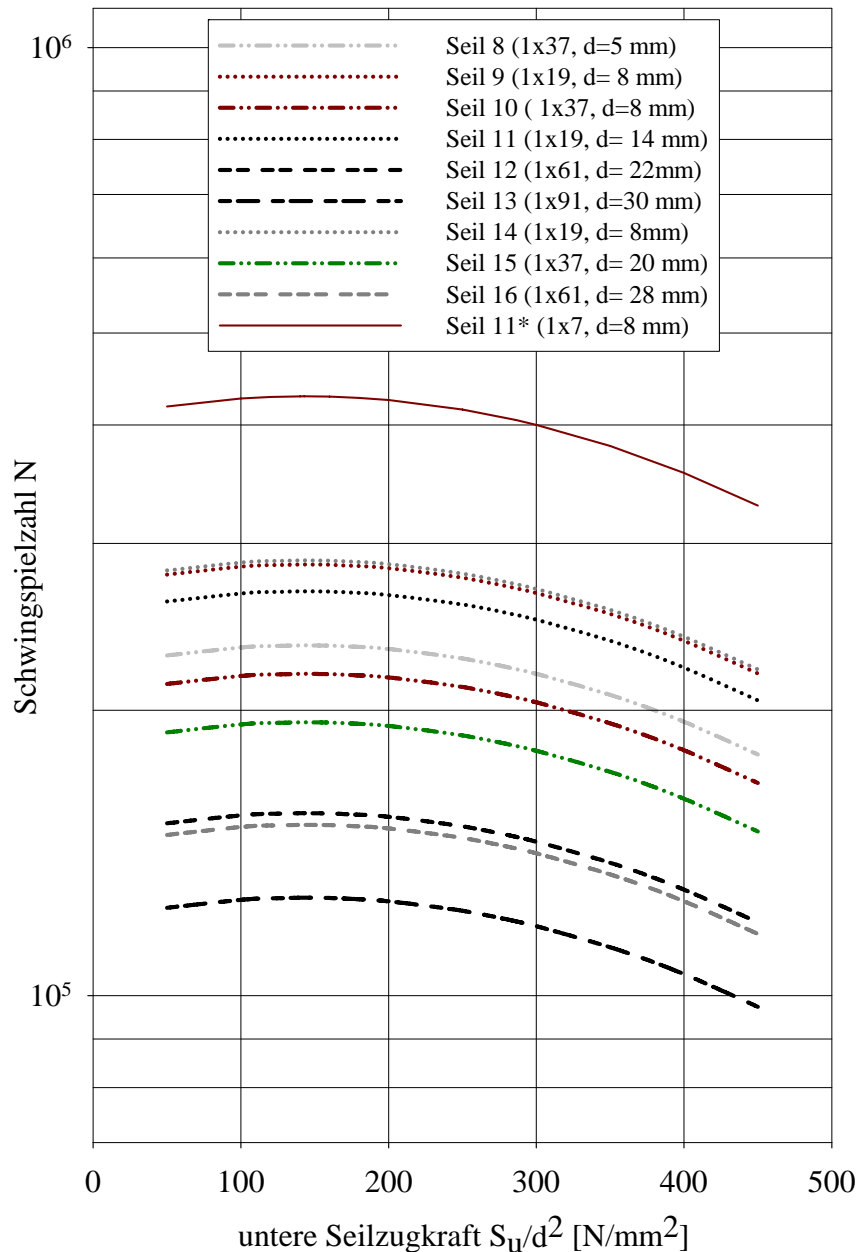


Abbildung 5.6: Gesamtregression für nichtrostende Spiralseile (Schwingweite $2S_a/d^2=150 \text{ N/mm}^2$)

Der Einfluss der Drahtanzahl in den Spiralseilkonstruktionen bei konstantem Seildurchmesser zeigt die Abbildung 5.7. Demnach besitzt die Litze 1x7 (Seil 11*) für den Seilennendurchmesser ($d=8 \text{ mm}$) und der untersuchten Schwingweite $2S_a/d^2=200 \text{ N/mm}^2$ die größte Lebensdauer. Die Zeitfestigkeit nimmt mit steigender Anzahl der Drähte weiter ab. Beim Verseilen einer weiteren Drahtlage von 1x7 auf 1x19 reduziert sich die Schwingspielzahl bis zum Bruch um rund ein Drittel. Durch die zusätzliche Punktberührung zwischen der Außenlage und der zweiten Drahtlage verringern sich die Schwingspielzahlen der Seilkonstruktion 1x37 gegenüber 1x7 um knapp 50%, so

dass sich die Zeitfestigkeit im untersuchten Bereich fast halbiert. Häufig wird die Konstruktion 1x37 gegenüber dem offenen Spiralseil 1x19 bevorzugt eingesetzt, weil durch die größere Drahtanzahl dünnere Einzeldrähte verwendet werden müssen, die das Biegen der Stahlseile in Bereichen von Sätteln oder Umlenkungen begünstigen und sich diese Drähte durch ihre besseren Umformeigenschaften beim Trennen nicht aus dem Seilverband lösen. Diese Eigenschaft wird in der Seiltechnik auch als „schnittfest“ bezeichnet, da ein Abbinden der Seile vor dem Trennen bei entsprechender Seilgeometrie nicht mehr erforderlich ist. Beim Wechsel der Konstruktion von 1x19 auf 1x37 reduziert sich jedoch die ertragbare Schwingspielzahl um fast ein Viertel. Die zusätzliche Beanspruchung durch die lokalen Spannungen infolge der Kreuzungspunkte zweier aufeinander folgenden Drahtlagen hat daher einen lebensdauerreduzierenden Einfluss.

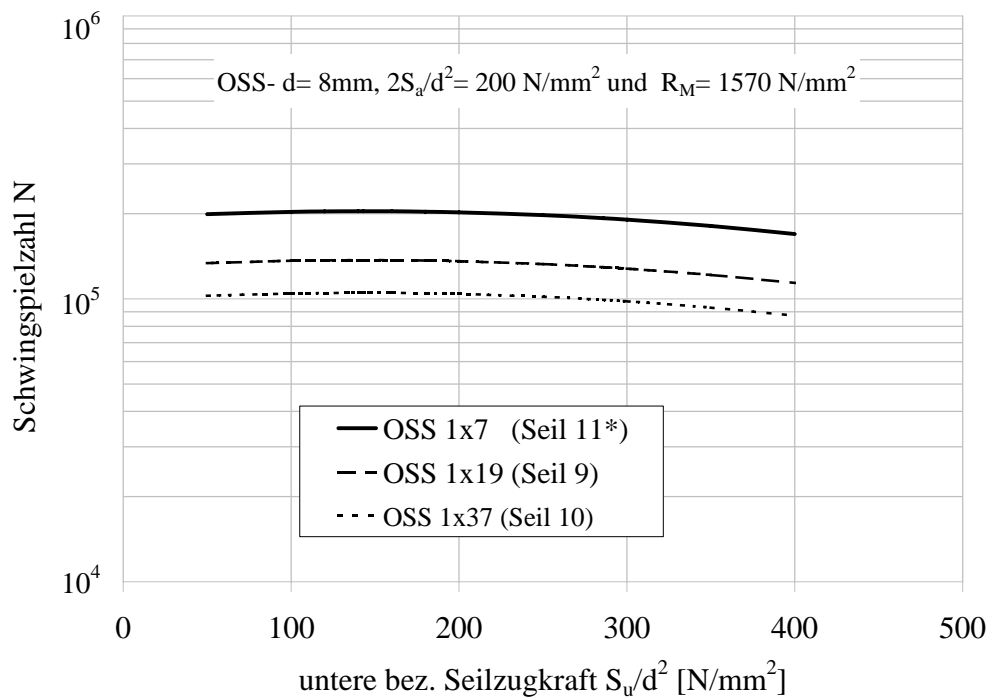


Abbildung 5.7: Vergleich der Spiralseile mit $d=8\text{mm}$ für die Schwingweite $2S_a/d^2=200\text{ N/mm}^2$

Die unterschiedlichen Verläufe der unlegierten und nichtrostenden Stähle werden auf das komplexe Verhalten der Seilstruktur und das Werkstoffverhalten zurückgeführt. Wie bereits erwähnt liegen die Ergebnisse der Mehrfachregression der Galfan-verzinkten Spiralseile (siehe S. 133) weit unter den Erwartungen und entsprechen nicht den bisher gemachten Erfahrungen. Um die Versuchsergebnisse der Galfan-verzinkten Spiralseile mit den Seilkonstruktionen aus nichtrostenden Stahldrähten vergleichen zu können, müssen die Parameter abgegrenzt werden, welche die Regressionsauswertung maßgeblich beeinflussen. Neben den unterschiedlichen Drahtnennfestigkeiten hängt die

Bestimmung der Zeit- bzw. Dauerfestigkeit von der Seilgeometrie ab. Für offene Spiralseile aus nichtrostenden Stahldrähten wurde eine Abhängigkeit der Lebensdauer von der Anzahl der Drahtlagen bzw. der Drahtanzahl festgestellt. In einer zusätzlichen Versuchsreihe wird im folgenden Abschnitt der Einfluss der Kontaktstellen an Galfan-beschichteten Seilkonstruktionen untersucht. Dieses Vorgehen war möglich, da von einem Seilhersteller zwei verschiedene Seilkonstruktionen (Seil 5 und Seil 6) mit annähernd gleichen Drahtdurchmessern und Werkstoffeigenschaften zur Verfügung standen.

5.2.3 Einfluss der Seilkonstruktion auf das Zugschwellverhalten am Beispiel der Galfan-beschichteten offenen Spiralseile

Bei den bisher durchgeführten Versuchen zeigte sich, dass die Drahtbrüche überwiegend an oder in der Nähe der Presshülse auftraten. Aufgrund des Herstellungsverfahrens ist davon auszugehen, dass durch die Kaltverformung der Hülse eine Kerbwirkung an den Stahldrähten entsteht, die eine Rissentwicklung an dieser Stelle beschleunigen. Im Seilinnern muss man während des Walzens der Presshülse mit Setzvorgängen und Abplattungen durch lokale Spannungsspitzen an den Drahtkreuzungsstellen rechnen. Von weiteren plastischen Verformungen am Seil wird nicht ausgegangen, da der Seilwerkstoff eine höhere Festigkeit besitzt als der Hülsewerkstoff. Die beschriebenen Abplattungen bzw. lokale Spannungsspitzen konnten in Abbildung 5.8 nach dem Aufschneiden der Stahlhüllen unmittelbar nach dem Walzen an der Außenlage (2. Drahtlage) und der benachbarten Drahtlage (1. Drahtlage) beim Seil Nr. 3 gut dokumentiert werden. Das Entfernen der Zinkschicht zeigt die tatsächliche Verformung der Kreuzungsstellen. Es kann nicht ausgeschlossen werden, dass diese Abplattungen eine zusätzliche Kerbwirkung bei der Zugschwellbelastung darstellen. Des Weiteren sind die relativen Bewegungen innerhalb der Hülse stark eingeschränkt.



Abbildung 5.8: Kontaktstellen an der 2. Drahtlage (Außenlage) Seil Nr.3 (OSS 1x19) vor (links) und nach (rechts) dem Entzinken

Bei den untersuchten Seildurchmessern wurde festgestellt, dass die Seilkonstruktionen 1x19 höhere Lastwechselzahlen ertragen als offene Spiralseile der Konstruktion 1x37, d.h. mit mehr als zwei Drahtlagen um den Kerndraht. Als mögliche Ursachen kommen nach [68]

1. die Anzahl der Kreuzungspunkte und damit verbunden Anzahl der Drähte im Seil (Reiberermüdung),
2. die Eigenspannungen der Drähte infolge des Ziehprozesses und
3. das Werkstoffverhalten der Stahldrähte (Festigkeitskennwerte, Legierungszusammensetzung, Korngröße, Wärmebehandlungszustand, Gefügeausbildung etc.)

in Betracht. Reiberermüdung (fretting fatigue) wird hervorgerufen durch Kontakt mit einem anderen Körper. Dies kann insbesondere bei Stahlseilen, die aufgrund der Wendelstruktur der Drähte über zahlreiche Kontaktflächen im Seilverband verfügen, eine kritische Größe darstellen. Der oft als Synonym zur Reiberermüdung verwendete Begriff Reibkorrosion (fretting corrosion) weist auf die Funktionsweise der Reiberermüdungsschädigung hin. Die Spannungen an der Kontaktfläche sind nicht nur durch die äußere Belastung und den Reibungskoeffizienten des Materials im ungeschädigten Zustand bedingt. Sie hängen insbesondere auch von der Oberflächenrauheit und der Reibung ab, welche sich während der Belastung durch Verschleiß und korrosionsähnliche, elektro-chemische Prozesse an den Kontaktstellen ändern [8].

Aufgrund des komplexen Verhaltens der Seilstruktur und der daraus resultierende Einfluss der Reibkorrosion wurde die Anzahl der Kreuzungspunkte in einer zusätzlichen Versuchsreihe betrachtet. Hierfür wurden im Rahmen der Untersuchungen unterschiedliche Seilkonstruktionen ausgewählt, die annähernd gleiche Werkstoffeigenschaften besitzen. Um einen direkten Vergleich zum Einfluss der Kontaktstellen finden zu können, wurden die Versuchsdaten einzeln ausgewertet. Die ausgewählten Seilkonstruktionen eines Herstellers mit vergleichbaren Drahtfestigkeiten und Einzeldrahtdurchmessern sind in Tabelle 5.7 aufgelistet. Das Seil Nr. 5* entspricht keiner Standardverseilung und konnte nur durch Abschälen (Entfernen) der äußeren Drahtlage des Seils Nr. 4 erreicht werden. Für diese offenen Spiralseile 1x7, 1x19 und 1x37 wurde eine Einzelregressi-

| Seil | d [mm] | Drahtanzahl | Durchmesser der Einzeldrähte [mm] | | | | ermittelte Drahtfestigkeit [N/mm ²] |
|------|--------|-------------|-----------------------------------|------------|------------|------------|---|
| | | | δ_k | δ_1 | δ_2 | δ_3 | |
| 5 | 14 | 19 | 3,08 | 2,80 | 2,80 | - | 1813,40 |
| 6 | 20 | 37 | 3,11 | 2,90 | 2,90 | 2,90 | 1773,14 |
| 5* | 8 | 7 | 3,08 | 2,80 | - | - | 1813,40 |

Tabelle 5.7: Galfan-beschichtete Prüfseile (Hersteller A)

onsanalyse nach Gleichung (5.1) ohne Berücksichtigung des Seildurchmessers (Glied a_4) durchgeführt. Die Abbildung 5.9 im halblogarithmischen Maßstab zeigt für zwei Kurven (OSS 1x7 bzw. 1x19) eine konvexe Krümmung und für die Konstruktion OSS 1x37 einen linearen Verlauf. Aus der Darstellung geht hervor, dass die Seilkonstruktion mit der kleinsten Drahtanzahl (OSS 1x7) im Bereich der zulässigen Grenzzugkraft des Seiles eine größere Anzahl von Lastwechseln ertragen kann. Bei einer Schwingweite $2S_a/d^2=200$ N/mm² erreicht die Konstruktion 1x7 im Vergleich zu den Spiralseilen

1x19 bzw. 1x37 bereits Dauerläufer. Die ertragbaren Schwingspielzahlen für die Seilkonstruktion 1x37 liegen um 20% unter den Werten für die Konstruktion 1x19. Diese Untersuchungsergebnisse stützen die Beobachtungen aus den Untersuchung von nicht-rostenden Spiralseilen, dass die Seilkonstruktion die Lebensdauer beeinflusst.

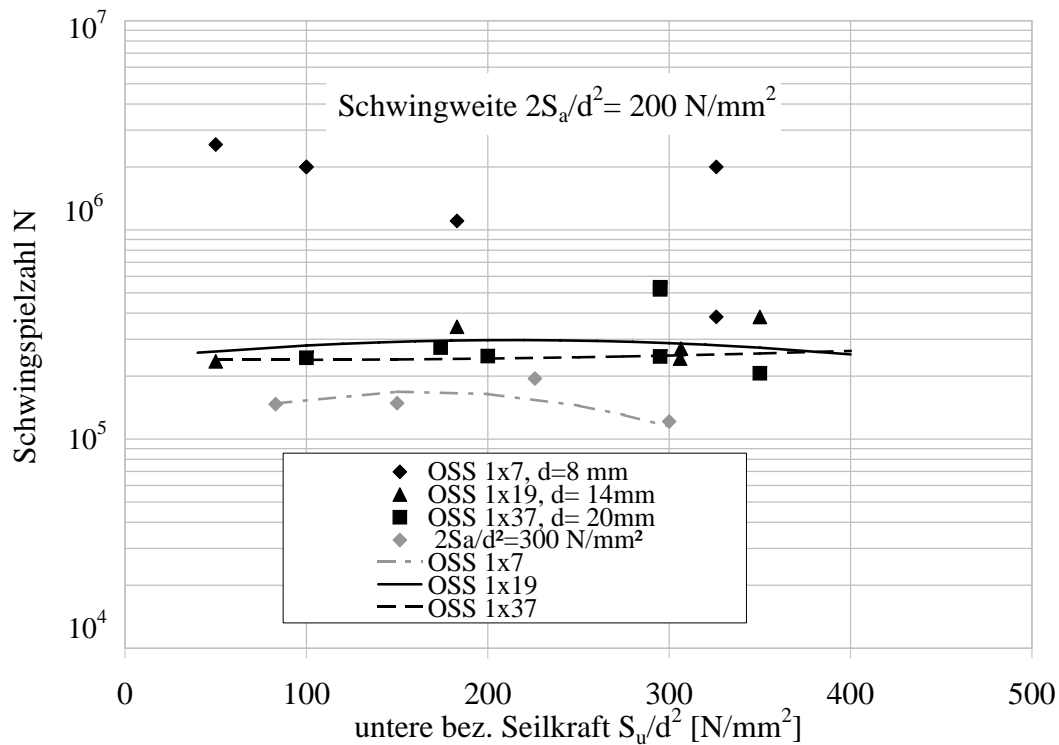


Abbildung 5.9: Einzelregression der Seilkonstruktionen Nr. 5*, 5 und 6

Aufgrund des vergleichbaren Regressionsverlaufs der ausgewählten Seilkonstruktionen wird zur Bestimmung der Lebensdauer eine Übertragungsfunktion für diese Datenmenge gesucht. Die Anzahl der Drahtlagen ist charakteristisch für offene Spiralseile und der Seilnenndurchmesser summiert sich aus den Einzeldrahtquerschnitten. Mit Hilfe der Anzahl und Dicke der Lagendrähte lassen sich somit beliebige Durchmesser konstruieren. Um die Anzahl der Kreuzungspunkte zu untersuchen, wurde an den ausgewählten Konstruktionen eine lineare Mehrfachregressionsanalyse nach Gleichung (5.2) durchgeführt. Die mittlere ertragbare Schwingspielzahl berechnet sich zu

$$\lg \bar{N} = a_0 + a_1 \lg \frac{2S_a \cdot d_0^2}{d^2 \cdot S_0} + a_2 \frac{S_u \cdot d_0^2}{d^2 \cdot S_0} + a_3 \left(\frac{S_u \cdot d_0^2}{d^2 \cdot S_0} \right)^2 + a_5 \frac{1}{\lg \frac{R_m}{R_0}} + a_6 \lg z. \quad (5.2)$$

Die Ergebnisse der Regression nach Gleichung (5.2) und den Versuchswerten ist in Abbildung 5.10 dargestellt. Der gewählte Regressionsansatz zeigt eine sehr gute Übereinstimmung mit den Versuchsergebnisse. Trotz der relativ kleinen Stichprobenzahl mit 32 Beobachtungen kann mit einem Bestimmtheitsmaß $B=0,93$ und einer logarithmischen Standardabweichung $\lg s=0,108$ das Zugschwellverhalten der untersuchten

Spiralseile eindeutig beschrieben werden. Die Gerade verläuft mit einer geringen negativen Steigung, d.h. die ertragbaren Schwingenspielzahl N reduziert sich mit zunehmender unteren bezogenen Seilzugkraft. Für die Litze 1x7 wurden Drahtbrüche hauptsächlich für Schwingweiten $2S_a/d^2=300 \text{ N/mm}^2$ festgestellt, während dies für Spiralseile der Konstruktion 1x19 bzw. 1x37 bereits bei zwei Drittel dieser Amplitude zum Bruch der Prüfseile führte.

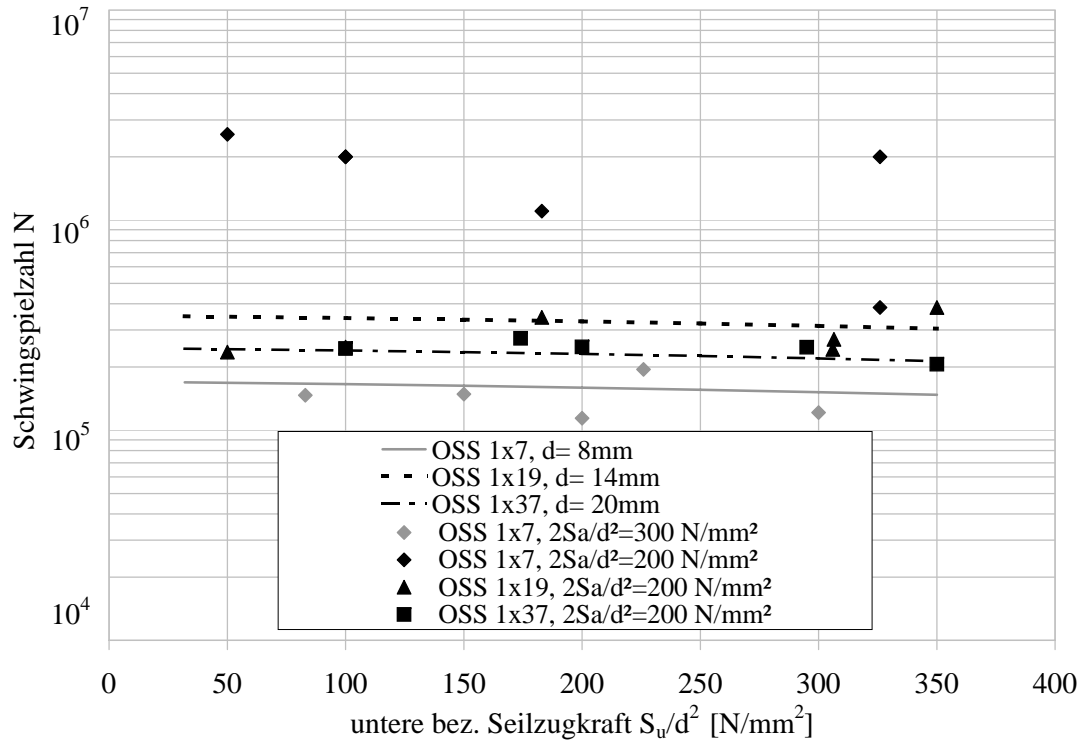


Abbildung 5.10: Mehrfachregression nach Gl. (5.2) ohne Berücksichtigung der Konstante a_4

Es konnte gezeigt werden, dass eine Abhängigkeit der ertragbaren Schwingenspielzahl in Bezug auf die Seilkonstruktion besteht und zusätzliche Kreuzungspunkte zwischen den Drahtlagen eine Reduzierung der Lebensdauer zur Folge haben.

Die durchgeführte Gesamtregression in Abschnitt 5.2.2 liefert für die ausgewählte Übertragungsfunktion nach Gleichung (5.1) aufgrund des geringen Bestimmtheitsmaßes keine aussagekräftigen Ergebnisse. Mögliche Gründe sind die Anzahl der Versuchsergebnisse und deren sehr große Streuung. Die ergänzend durchgeführte Mehrfachregression mit dem Ansatz nach Gleichung (5.2) zeigt dagegen eine sehr gute Korrelation mit den Versuchsergebnissen. Um das Verhalten der Spiralseile aus nichtrostenden und Galfan-verzinkten Stählen unter Zugschwellbelastung miteinander vergleichen zu können, wurde die in diesem Abschnitt selektierte Datenmenge verwendet. Das nächste Unterkapitel stellt die Regressionskurven für nichtrostenden mit den unlegierten Spiralseilen gegenüber und wertet diese aus.

5.3 Vergleich der Drahtseile aus Kohlenstoffstahl und nichtrostenden Stählen

Aus früheren Untersuchungen ist bekannt, dass Seilkonstruktionen aus nichtrostenden Drähten eine deutlich niedrigere Zeitfestigkeit aufweisen, als vergleichbare Konstruktionen aus unlegierten Stahldrähten. Von Wehking/Vogel wurden in [5] exemplarische Untersuchungen im Zugschwellbereich durchgeführt. Ein direkter Vergleich der beiden Stahlsorten ist aufgrund der geringen Stichprobe nur für die Seilkonstruktion 1x37 möglich. Bei konstanten Versuchsparametern ($2S_a/d^2 \approx 320 \text{ N/mm}^2$ und $S_u/d^2 \approx 65 \text{ N/mm}^2$) weist die verzinkte Seilkonstruktion eine etwa 70% größere mittlere Schwingspielzahl auf als das offene Spiralseil aus nichtrostenden Stahldrähten.

Die unterschiedliche Zeitfestigkeit kann u.a. durch die vorhandenen Eigenspannungen aus der Drahtherstellung und der unterschiedlichen Drahtnennfestigkeit resultieren. Aufgrund der Legierungsbestandteile besitzen nichtrostende Stahldrähte eine 78% um geringere Zugfestigkeit als Drähte aus unlegierten Kohlenstoffstahl. Bei Untersuchungen an unlegierten Stahldrähten wurde festgestellt, dass die Schwellfestigkeit mit zunehmender Zugfestigkeit steigt. Eine weitere Begründung für die unterschiedlichen Zeitfestigkeiten in den Zugschwellversuchen ist im Werkstoffverhalten der gezogenen Drähte zu suchen. Aufgrund ihrer Gefügestruktur treten bei Kohlenstoffstählen und nichtrostenden Stählen nach dem Ziehprozess in Querschnittsrichtung Eigenspannungen mit unterschiedlichen Vorzeichen [11] auf. Unlegierte Stahldrähte (b)) besitzen nach dem Ziehen an der Oberfläche die höchste Festigkeit, während beim nichtrostenden Werkstoff (c)) das Maximum der Festigkeit im Drahtinnern liegt, vergleiche Abbildung 5.11.

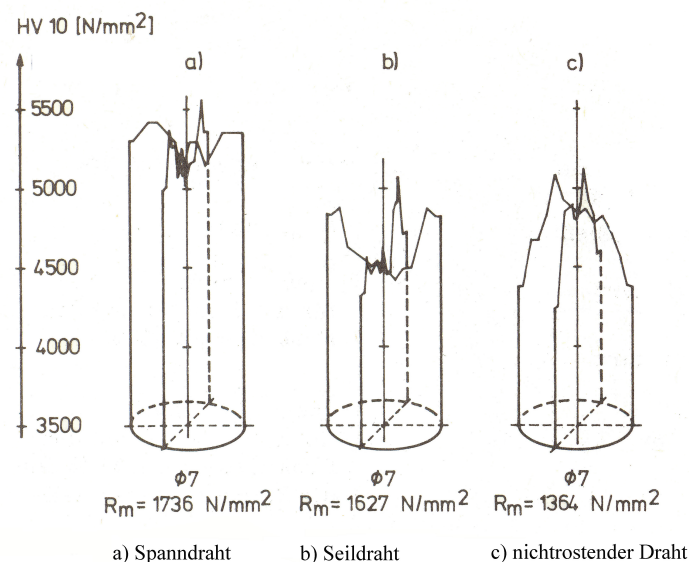


Abbildung 5.11: Verteilung der Vickershärte an drei kalt gezogenen Stahldrähten [11]

Diese Verteilung wird durch Härtemessungen an der Drahtoberfläche ermittelt. Entsprechend der gewählten Prüfmethode kann aus der Härtemessung näherungsweise die Festigkeit des Werkstoffes berechnet werden. Im Rahmen dieser Arbeit sollte ausschließlich das Zugschwellverhalten der gewalzten Fittinge untersucht und bewertet werden. Daher war eine grundlegende Untersuchung der werkstoffspezifischen Eigenschaften nicht Gegenstand dieser Arbeit. Wenn man annimmt, dass bei Galfan-beschichteten zugschwellbeanspruchten Seilen zunächst die Eigenspannungen abgebaut werden, bevor der Werkstoff „geschädigt“ wird, so kann die Härteverteilung im Drahtquerschnitt u.a. zu einer Erhöhung der Lebensdauer beitragen.

Der Vergleich der zwei Werkstoffgruppen (unlegierte und nichtrostende Stähle) erfolgt mit der Übertragungsfunktion nach Gleichung (5.2) für den Seildurchmesserbereich $8 \text{ mm} \leq d \leq 20 \text{ mm}$. Die Gegenüberstellung der Regressionsgeraden im Zeitfestigkeitsbereich zeigt die Abbildung 5.12. Für die untersuchten Spiralseile, die mit Fittingen konfektioniert sind, konnte für die beiden Korrosionsschutzsysteme kein einheitliches Verhalten ermittelt werden. In der logarithmischen Darstellung der Schwingspielzahlen zeigen die nichtrostenden Seilkonstruktionen eine leichte Krümmung, so dass für kleine, untere Seilzugkräfte eine Abnahme der Zeitfestigkeit vorliegt. Der Mehrfachregressionsgraph der Galfan-verzinkten Stahlseile verläuft dagegen mit einer geringen negativen Steigung (siehe Abbildung 5.12).

Die ertragbaren Schwingspielzahlen hängen im Wesentlichen von der Drahtanzahl und den Belastungsparametern wie zum Beispiel Mittellast und Schwingweite ab. Bei einer konstanten unteren Seilzugkraft und einer Schwingweite $2S_a/d^2=200 \text{ N/mm}^2$ erzielen verzinkte Litzen 1x7 bereits Dauerläufer siehe S. 132. Die zusätzliche Beanspruchung durch eine weitere Drahtlage und dem damit verbundenem Richtungswechsel der Drahtlage führt bei unveränderten Versuchsparametern zu einer mittleren Begrenzung der Lebensdauer auf $N \approx 300\,000$ Lastwechsel. Mit zunehmender Drahtanzahl verringert sich das Zeitfestigkeitsverhalten weiter. Für die verzinkte Litze 1x7 konnte aufgrund der auftretenden Dauerläufer keine Zeitfestigkeit für die Schwingweite $2S_a/d^2=200 \text{ N/mm}^2$ ermittelt werden. In Abbildung 5.12 sind zusätzlich die Bruchschwingspielzahlen für die Schwingweite $2S_a/d^2=300 \text{ N/mm}^2$ dargestellt. Die untersuchten Seilkonstruktionen, die aus nichtrostenden Drähten hergestellt werden, zeigen ein ähnliches Verhalten. Allerdings traten für die Litzen 1x7 aus nichtrostenden Stählen bereits bei einer Schwingweite $2S_a/d^2=200 \text{ N/mm}^2$ Probenbrüche ein.

Abbildung 5.12 bestätigt die erwartete höhere Zeitfestigkeit der Galfan-beschichteten offenen Spiralseile gegenüber den Seilkonstruktionen der Werkstoffnummer 1.4401 bzw. 1.4436. Der Vergleich der Litzen 1x7 erfolgt auf Basis der Schwingweite $2S_a/d^2=300 \text{ N/mm}^2$. Die Konstruktion 1x7 erträgt bei einer oberen Seilzugkraft, die der Grenzzugkraft $Z_{R,d}$ entspricht, eine rund 2,3-fache höherer Lebensdauer als die vergleichbare Konstruktion aus Stahldrähten der Werkstoffnummer 1.4401. Stellt man die offenen Spiralseile der Konstruktion 1x19 gegenüber, beträgt der Unterschied zwischen nichtrostenden und Galfan-verzinkten Stahlseile knapp 48% und die Zeitfestigkeit der nichtrostenden offenen Spiralseile entspricht nicht einmal der Hälfte der Galfan-

beschichteten Konstruktionen. Bei der Seilkonstruktion mit 37 Einzeldrähte (OSS 1x37) liegen nur noch 40% der ertragbaren Schwingenspielzahlen der Galvan-verzinkten Seilkonstruktion (Seil Nr. 6) vor. Diese Vergleichswerte beziehen sich immer auf die maximal zulässige obere Seil-Zugkraft $S_o/d^2=Z_{R,d}$. Für die untersuchten Grenzen der unteren Seil-Zugkräfte variieren die Werte geringfügig.

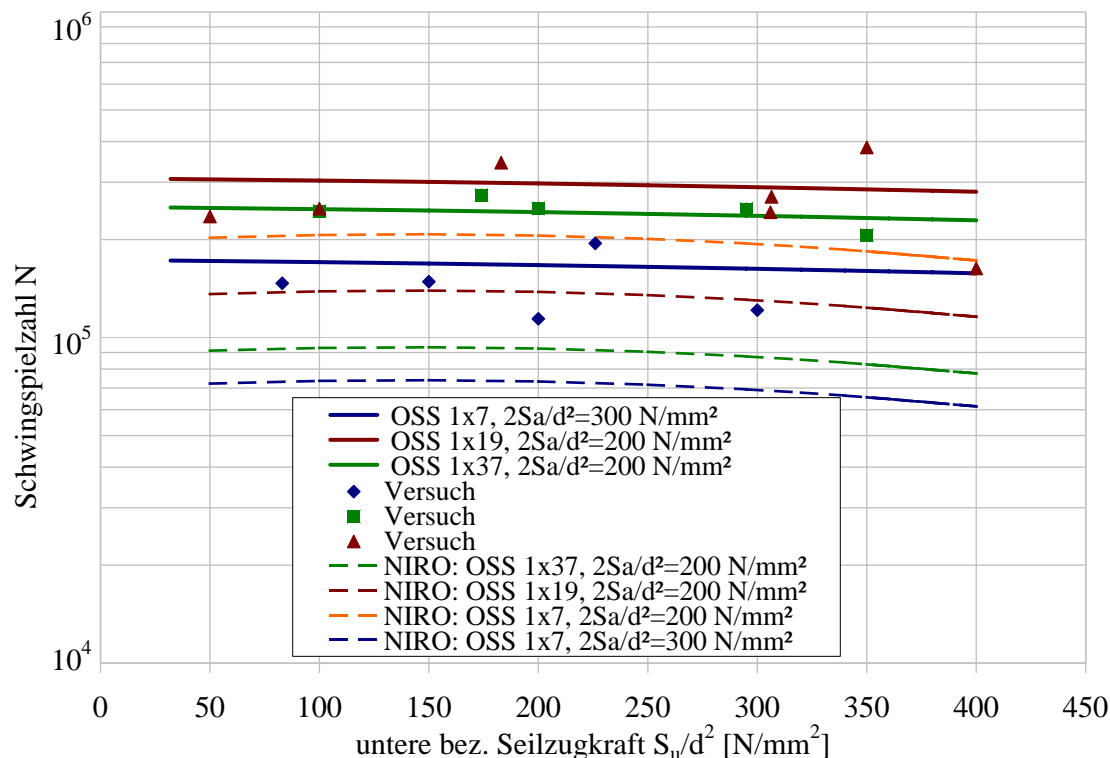


Abbildung 5.12: Vergleich der mittleren Schwingenspielzahl der Galvan-beschichteten und nichtrostenden Spiralseilkonstruktionen

Um das unterschiedliche Verhalten der Korrosionsschutzsysteme zu erklären, wurden Versuche mit verlustfreien Endverbindungen durchgeführt. Aufgrund des großen Zeitaufwands, der für die Zugschwellversuche erforderlich ist, wurden als Referenzseile die Konstruktionen Seil Nr.3, Seil Nr.9 und Seil Nr.14 ausgewählt. Für die Herstellung der "verlustfreien" Endverbindung wurden daher Vergüsse aus Kunstharz nach DIN EN 13411-4:2002-05 [24] gewählt. Bei sorgfältiger Herstellung tritt der Probenbruch auf freier Strecke und somit außerhalb der Verankerung auf. Diese Endverankerung eignet sich besonders gut zur Beurteilung der wirklichen Seilbruchkraft und wird zur Beurteilung der Schwingfestigkeit der Seilkonstruktion ebenfalls herangezogen.

Die Auswahl der Versuchsparameter erfolgt auf Basis der Drahtnennfestigkeiten, so dass ein einheitliches Spannungsniveau vorliegt. Zum besseren Verständnis fasst die Tabelle 5.8 die Seilparameter für die ausgewählten Seilkonstruktionen zusammen.

| Seil Nr. | | | 3 | 9 | 14 |
|---------------------------|----------------------|---------------------------------|-------|--------|--------|
| Konstruktion | | | 1x19 | | |
| Seildurchmesser | [mm] | d | 8 | | |
| | | d _{ist} | 8,07 | 8,00 | 8,10 |
| Schlagrichtung | | | s/Z | | |
| Schlaglänge (gemessen) | [mm] | l ₁ | 37,1 | 34,1 | 34,0 |
| | | l ₂ | 71,7 | 62,8 | 62,0 |
| Oberfläche | | | gfzn | 1.4401 | 1.4436 |
| Drahtfestigkeit | [N/mm ²] | R _m | 1770 | 1450 | 1450 |
| | | R _{ist} | 1860 | 1599 | 1546 |
| Seilquerschnitt | [mm ²] | A _m | 38,91 | 39,05 | 38,19 |
| Einzeldrähte | [mm] | δ _k | 1,70 | 1,75 | 1,74 |
| | | δ ₁ | 1,61 | 1,59 | 1,59 |
| | | δ ₂ | 1,61 | 1,62 | 1,59 |
| Seilbruchkraft | [kN] | F _{min} | 59,50 | 48,75 | 48,75 |
| | | Z _{R,d} | 32,45 | 26,60 | 26,60 |
| obere Seilzugkraft | [N/mm ²] | S _o /d ² | 507 | 416 | 416 |
| Schwingweite | [N/mm ²] | 2S _a /d ² | 300 | 246 | 246 |
| Versuchszahl | [-] | n | 11 | 10 | 8 |

Tabelle 5.8: Ausgewählte Seilkonstruktionen OSS 1x19 d=8mm

Als Abbruchkriterium wurde, wie bei den Zugschwellversuchen mit gewalzten Fittings, die maximale Seilschädigung gewählt, d.h. die Prüfmuster wurden bis zum Bruch belastet. Die Ergebnisse wurden in ein Weibullnetz eingezeichnet und eine Regressionsgerade ermittelt. Für alle Werkstoffe konnte keine ausgeprägte Verteilungsfunktion festgestellt werden. Entsprechend der allgemeinen Vorgehensweise nach [10] wird die logarithmische Normalverteilung als Basisfunktion beibehalten.

Der Vergleich in Abbildung 5.13 zeigt auch hier, dass die Seilkonstruktionen aus nichtrostenden Stählen eine geringere Lebensdauer aufweisen als vergleichbare Spiralseile mit Verzinkung. Die Lebensdauer der Galfan-beschichteten Versuchseile erhöhte sich um den Faktor 4 gegenüber den Seilkonstruktionen der Stahlsorte 1.4401. Gegenüber den offenen Spiralseilen, die aus nichtrostenden Stahldrähten der Werkstoffnummer 1.4436 hergestellt werden, vergrößert sich das Zugschwellverhalten im Zeitfestigkeitsbereich um den annähernd fünffachen Wert.

Bei der Unterscheidung der nichtrostenden Stähle fällt auf, dass die Ausgleichsgeraden für beide Werkstoffe nahezu parallel verlaufen. Der Größeneinfluss der Drahtdurchmesser ist nach Tabelle 5.8 vernachlässigbar. Die Reduzierung der Zeitfestigkeit resultiert daher aus der für nichtrostende Stähle geringeren Zugfestigkeit bedingt durch die vorliegenden Legierungsbestandteile insbesondere der Kohlenstoffmassenanteile. Die Stahldrähte der Werkstoffnummer 1.4401 erzielten durchschnittlich eine bis zu 24% höhere Zeitfestigkeit als die entsprechenden Drähte der Werkstoffnummer 1.4436.

Dieses ausgeprägte Verhalten konnte nur bei der Untersuchung mit Kunststoffvergüssen in dieser Deutlichkeit beobachtet werden. Die Ergebnisse der offenen Spiralseile aus unlegierten Stahldrähten zeigen eine deutliche Streuung. Im Weibull-Diagramm drückt sich dieses Verhalten durch eine flache Neigung der Regressionsgeraden im Vergleich zu den untersuchten Seilkonstruktionen aus nichtrostenden Stahldrähten aus. Diese Eigenschaften wurden auch bei den exemplarisch durchgeführten Zugschwellversuchen mit gewalzten Fittings beobachtet. Ursachen für dieses unterschiedliche Verhalten können die Werkstoffeigenschaften und der Einfluss des Korrosionsschutzes sein. Die Kreuzungs- und Berührungspunkte führen zu Zusatzbeanspruchungen wie z.B. Pressungen in der Seilkonstruktion.

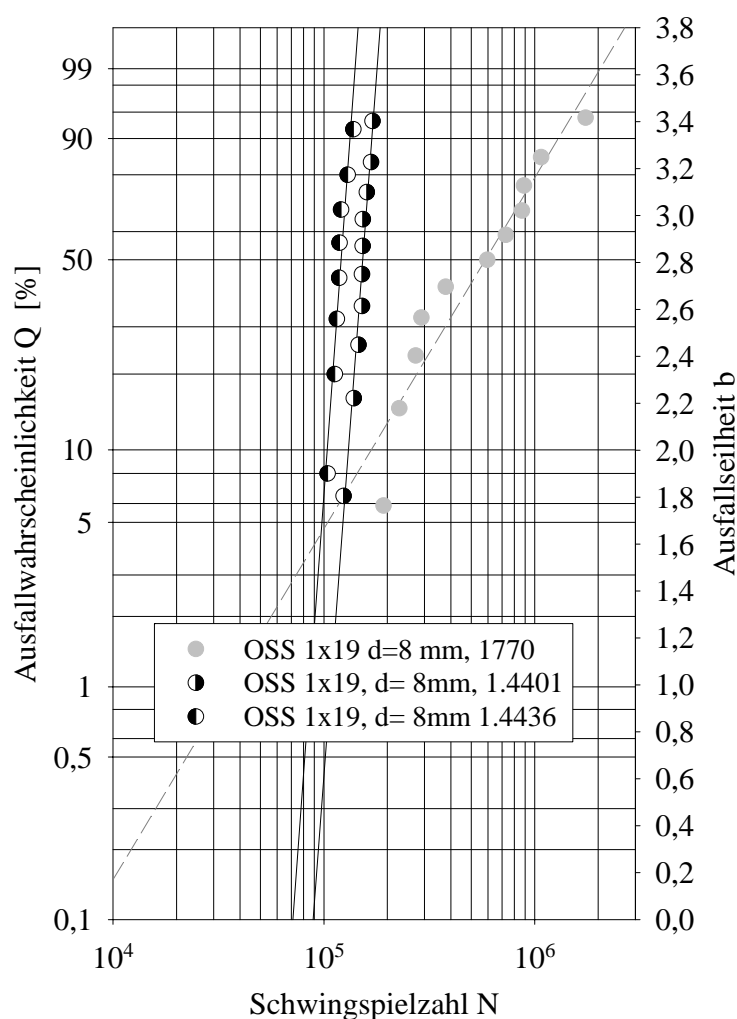


Abbildung 5.13: Weibullverteilung der offenen Spiralseile mit Kunststoffvergüssen

In [12] wurde nach den Zugschwellversuchen an diesen Stellen eine Ellipsenbildung an der Beschichtung, die zu einem möglichen Verschleiß der Zinkauflage führt, festgestellt. Infolge einer mechanischen Seilvorformung während der Seilproduktion kann diese Ellipsenbildung an den Kreuzungspunkten die Lebensdauer herabsetzen. Auch nach dem

Aufwalzen der Fittinge zeigt Abbildung 5.8 an den Kreuzungsstellen eine sichtbare Kerbbildung sowohl am verzinkten als auch am entzinkten Draht. In Verbindung mit der entstehenden Reibkorrosion kommt es im Seilverband unter Zugschwellbelastung zu Störungen, die lebensdauerreduzierend wirken und zu unterschiedlichen Ausfallwahrscheinlichkeiten führen. Neben dem Herstellungsprozess der Verzinkung hat auch die Drahtherstellung nach [62] einen Einfluss auf die Oberflächenstruktur. Bei der Drahtherstellung entstehen mikroskopisch sichtbare Oberflächenfehler, die die Lebensdauer der Proben erheblich heruntersetzen können.

Die ermittelte Streuung kann auf die Werkstoff- und Seileigenschaften zurückgeführt werden. Um diesen Einfluss näher zu untersuchen, wurden Zugschwellversuche an Einzeldrähten durchgeführt.

Im Rahmen dieser Arbeit stand ein Hochfrequenzpulsator der Firma Roell Amsel GmbH & Co. KG (mit einer max. dynamische Kraft $F=5$ kN) zur Verfügung. Der Pulsator ist am Institut für Maschinenelemente (IMA) der Universität Stuttgart inventarisiert und konnte für diese Untersuchungen eingesetzt werden. Mit dieser Prüfmaschine kann der Einfluss der Mittelspannung untersucht werden, der mit den herkömmlichen Drahtumlaufbiegeversuchen nicht bestimmt werden kann. Für die Schwingfestigkeitsuntersuchungen standen ein blanker und ein verzinkter Stahldraht sowie eine Drahtprobe der Werkstoffnummer 1.4401 zur Verfügung. Die untersuchten Drähte hatten einen Einzeldrahtdurchmesser $\delta=1,80$ mm. In [62] wurde die Schwingfestigkeit dieser Drahtdurchmesser systematisch in Drahtumlaufbiegeversuchen untersucht. Der untersuchte Durchmesser ist geringfügig größer als die gemessenen Einzeldrahtdurchmesser der Versuchseile Nr. 3, 9 und 14, so dass der Größeneinfluss eine untergeordnete Rolle spielt.

Insgesamt wurden je Stahldraht vier Schwingweiten bei einer Mittelspannung $\sigma_M=800$ N/mm² im Medium Luft bei Raumtemperatur geprüft. Je Drahtprobe und Schwingweite wurde die Zeitfestigkeit durch jeweils 20 Zugschwellversuche ermittelt. Danach wurde mit Hilfe des Treppenstufenverfahrens der Übergangsbereich zwischen der Zeit- und Dauerfestigkeit abgegrenzt.

Aus den durchgeführten Zugschwelluntersuchungen an Drähten geht hervor, dass die Streuung der Versuchsergebnisse getrennt nach der Oberflächenbeschaffenheit sehr gering ist. Erwartungsgemäß erreicht der nichtrostende Stahldraht aufgrund der chemischen Zusammensetzung die geringste Zeitfestigkeit und die blanke Drahtprobe erzielt die größte Lebensdauer. Die in Abbildung 5.14 untersuchten Werkstoffe besitzen eine verhältnismäßig geringe Streuung.

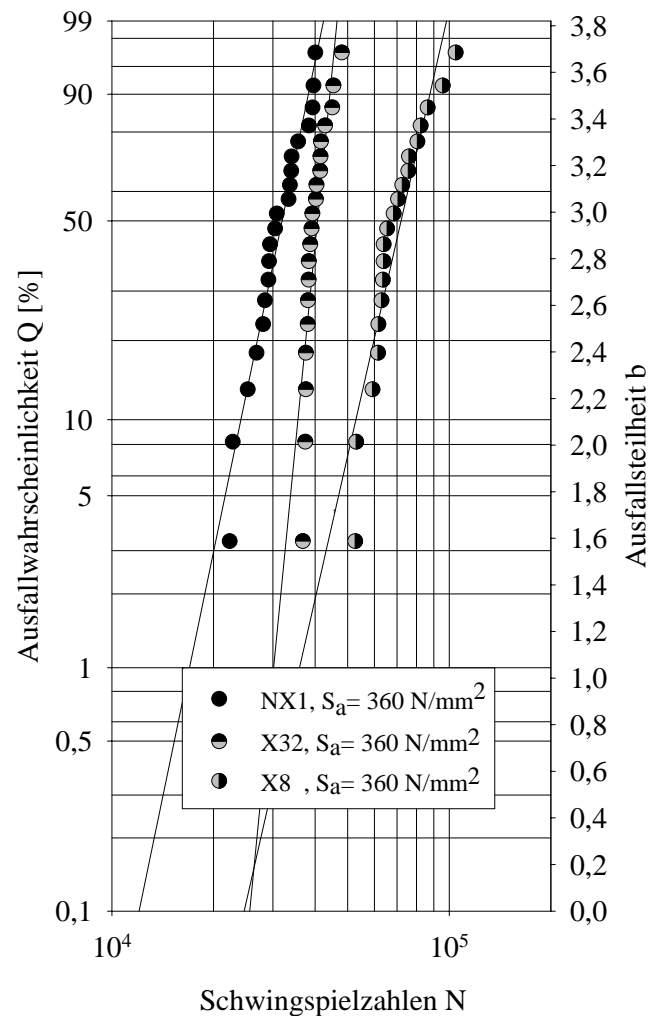


Abbildung 5.14: Weibullverteilung der Drahtwerkstoffe (X8, X32 und NX1)

Mit Hilfe des Treppenstufenverfahrens ist es möglich, den Bereich zwischen Zeit- und Dauerfestigkeit genauer zu lokalisieren. Die Eckschwingspielzahl markiert den Übergang der Kurz- in die Langzeitfestigkeit für eine definierte Grenze z.B. $N=2 \times 10^6$ Schwingspiele²². Da die Durchführung des Treppenstufenverfahrens eine gewisse Erfahrung bei der Festlegung der Treppenstufen bedarf und die Wiederholungsprüfung sehr zeit- und kostenintensiv ist, wird vor allem bei den Zugschwelluntersuchungen von Stahlseilen auf diese statistische Anwendung verzichtet und auf der sicheren Seite liegend ein linearer Verlauf der Wöhlerlinie über den gesamten Zeitfestigkeitsbereich angenommen. Die Tabelle 5.9 fasst die statistisch ausgewertete Eckschwingspielzahl für die Überlebenswahrscheinlichkeit $P_{\ddot{u}}=50\%$ zusammen. Die berechneten Dauerschwingfestigkeiten liegen deutlich unter den Nennzugfestigkeiten der Einzeldrähte und bewegen sich in einem Bereich von 8 bis 15% der Nennzugfestigkeit. Diese Ergebnisse entsprechen gut den Literaturangaben zur Betriebsfestigkeit nach [68] und [70].

²²Nach DIN EN 1993-1-11 wird diese Grenze üblicherweise für Zugglieder verwendet.

| Draht | Oberfläche | Drahtnennfestigkeit [N/mm ²] | Überlebenswahrscheinlichkeit $P_{\dot{U}}=50\%$ | |
|-------|------------|---|---|----------------------------|
| | | | Dauerfestigkeit [N/mm ²] | Eckschwingspielzahl [-] |
| X8 | blank | 1770 | 282,50 | 134119 |
| X32 | verzinkt | 1960 | 210,71 | 166416 |
| NX1 | 1.4401 | 1570 | 135,00 | 682646 |

Tabelle 5.9: Statistisch ausgewertete Ergebnisse der Zugschwellversuche an Einzeldrähten

Die untersuchten Werkstoffe weisen bei den Zugschwellversuchen der Einzeldrähte keine ausgeprägte Streuung vor. Die unterschiedlichen Streuungen aus Abbildung 5.13 werden daher auf die zusätzlichen Beanspruchungen an den Kreuzungsstellen zurückgeführt, die durch das Beschichtungssystem hervorgerufen werden.

Die Vergleichsuntersuchung der stichprobenartig durchgeführten Zugschwellversuche mit Kunststoffvergüssen in Abbildung 5.13 zeigt, dass neben der Seilkonstruktion und dem Korrosionsschutz auch die Seilendverbindung einen nicht unerheblichen Einfluss auf die Zeitfestigkeit der Seil-Zugglieder hat und sich der deutliche Vorteil von Galfan-beschichteten Seilen OSS 1x19 mit Vergussverankerung gegenüber nichtrostenden Stahlseilen mit einem gleichen Aufbau und der Verankerung mit Kunststoffvergüssen als Endverbindung in einer bis zu 5-fachen Lebensdauer widerspiegelt. Diese Beobachtung beschränkt sich nicht nur auf die so genannten stehenden Seile, sondern wurde zum Beispiel in [36] auch bei durchgeführten Untersuchungen für laufende Seile festgestellt.

In Kapitel 4 konnte mit Hilfe eines FE-Modells der in der Verpressung wirkende Fugendruck für eine gegebene Seilkonstruktion und einen bestimmten Pressgrad berechnet werden. Für die Auswahl des Pressgrades wurde das Durchmesser Verhältnis ($\varphi=1,07$) vor und nach dem Walzen so gewählt, dass die Seilkonstruktion in der Verpressung rutscht. Nach Abschnitt 4.2.2 beträgt für diesen Pressgrad der ermittelte Fugendruck $p=385 \text{ N/mm}^2$. Durch den Fugendruck wird eine Querpressung auf die Seilkonstruktionen erzeugt und der Bruch der Seil-Zugglieder mit gewalztem Fitting tritt überwiegend in bzw. in der Nähe der Verpressung ein. Eine Erhöhung des Pressgrades führt zu der Annahme, dass die Zugschwellfestigkeit deutlich herabgesetzt wird, da der Fugendruck mit größeren Pressgraden ebenfalls ansteigt.

Im folgenden Abschnitt wird daher die Einflussgröße der Seilendverbindung auf das Zugschwellverhalten der offenen Spiralseile im Zeitfestigkeitsbereich näher betrachtet. Dabei werden zunächst Spiralseile mit Pressfittings ($\varphi=1,15$ bzw. $1,18$) den Versuchsergebnissen von Seilkonstruktionen mit Kunststoffvergüssen gegenübergestellt. Im Anschluss werden die Ergebnisse für zwei unterschiedliche Pressgrade von Galfan-verzinkten Seilkonstruktion OSS 1x19-8 mm ausgewertet und im Vergleich mit der verlustfreien Endverbindung Kunststoffverguss bewertet.

5.4 Einfluss der Seilendverbindung

Es wurde gezeigt, dass die Kontaktstellen im Seilverband eine der relevanten Einflussgrößen bei der Betrachtung der Lebensdauer darstellen. Zunächst werden die Versuchsergebnisse mit einem Pressgrad $\varphi=1,18$ den verlustfreien Vergussverankerungen gegenübergestellt. Durch den dauerhaften Pressverband wirken zusätzliche Querdruckbeanspruchungen auf den Stahldrähte. Die Drahtbrüche wurden bei den gewalzten Fittingen unabhängig des gewählten Werkstoffes regelmäßig in oder in der Nähe der Verpressung lokalisiert. Ziel dieser Versuchsreihe ist es, das Zugschwellverhalten bei einem verringerten Pressgrad zu untersuchen. In [12] und [69] wurden unter anderem offene Spiralseile der Konstruktion 1x37 aus Galfan-verzinkten Drähten mit Kunststoffvergüssen untersucht, die als Referenzwerte herangezogen werden. Mit Bezug auf die Durchmesserabhängigkeit wurden aus [69] 47 Versuchsergebnisse ausgewertet. Das Bestimmtheitsmaß ist mit $B=0,68$ vergleichsweise gering. Die ertragbare Schwingspielzahl kann für die ausgewählte Datenmenge nach Gleichung (5.3) berechnet werden.

$$\begin{aligned} \lg \bar{N} = & 19,02 - 4,624 \cdot \lg \frac{2S_a \cdot d_0^2}{d^2 \cdot S_0} + 2,6 \cdot 10^{-4} \cdot \frac{S_u \cdot d_0^2}{d^2 \cdot S_0} \\ & - 2,414 \cdot 10^{-6} \left(\frac{S_u \cdot d_0^2}{d^2 \cdot S_0} \right)^2 - 1,745 \cdot \lg \frac{d}{d_0}. \end{aligned} \quad (5.3)$$

In Abbildung 5.15 werden die Zeitfestigkeiten aus den Zugschwellversuchen für die zwei Seilendverbindungen und dem Seilnennendurchmesser $d=20$ mm gegenübergestellt. Die gewalzten Gewindefittinge weisen eine deutliche Lebensdauerminderung gegenüber Kunststoffvergüssen (KV) auf. Im Mittel erzielen Seilkonstruktionen mit Pressfittingen um den Faktor 5 kleinere ertragbare Lastwechselzahlen als die verlustfreien Kunststoffvergüsse.

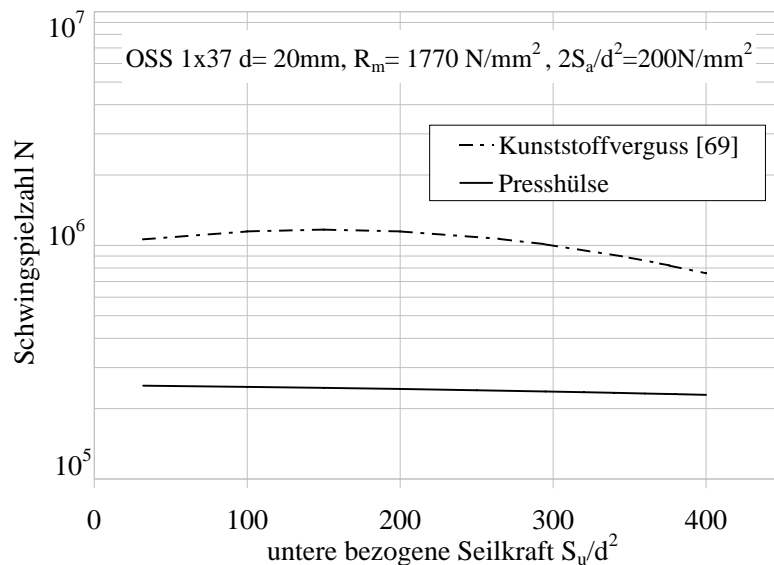


Abbildung 5.15: Gesamtregression für Kunststoffverguss und Presshülse

Im Folgenden soll der Einfluss des Pressgrades untersucht werden. Je höher der Pressgrad gewählt wird, umso größer ist der wirkende Fugendruck in der Pressverbindung und somit die zusätzliche Querpressung der Stahldrähte. Den Untersuchungen in [5] ist zu entnehmen, dass der minimale Pressgrad abhängt von der Seilkonstruktion und dem Werkstoff. Durch zusätzliche Maßnahmen (siehe S. 48) lässt sich der Haftreibungskoeffizient zwischen Hülse und Stahlseil steigern, so dass auch bei verhältnismäßig kleinem Pressgrad ($1,08 \leq \varphi \leq 1,15$) ein Seilbruch erzwungen werden kann. Für eine zuverlässige Detektion der Drahtbrüche mit Hilfe der zerstörungsfreien magnetinduktiven Prüfung ist jedoch eine Bruchentstehung auf freier Seilstrecke erforderlich. Für die Untersuchungen des Einflusses des Pressgrades wurde das Seil Nr.3 ausgewählt. Bei dieser Seilkonstruktion wurden in [18] die Drahtbrüche für den Pressgrad $\varphi=1,18$ mehrheitlich außerhalb der Verpressung festgestellt. Des Weiteren steht für die eingesetzte Walzmaschine A 300 eine größere Anzahl an Walzbacken zur Verfügung, die für diese Untersuchung die Herstellung unterschiedlicher Prüfmuster ermöglicht. Die Größenauswahl der Walzbacken basiert auf den bereits vorhandenen Versuchsdaten aus [5] und [9].

Die Reduzierung des Querdruckes wird durch eine Verringerung des Außendurchmessers und somit des Pressgrades erzielt. Bei der Verringerung des Pressgrades muss berücksichtigt werden, dass bei einem zu geringen Pressgrad das Seil aus der Hülse gezogen wird. Als Anforderung wurde an die Endverbindung eine Tragfähigkeit von 90% der Seilmindestbruchkraft gestellt. In [5] wurde die Auswirkung unterschiedlicher Pressgrade bei Variation der Hülsenparameter auf ihr Verhalten im Zugversuch ausgewertet und die relative Bruchkraft ermittelt. Aus den Versuchsergebnissen für ein offenes Spiralseil 1x19 ($d=8\text{mm}$) lässt sich unter Berücksichtigung einer 10%-igen Tragkraftreduzierung ein gemessener minimaler Pressgrad $\varphi=1,15$ bestimmen. Wird der Pressgrad weiter verringert, rutscht das Seil aus der Hülse heraus und es liegt eine deutliche Verringerung der Tragfähigkeit vor.

Insgesamt wurden 26 Zugschwellversuche mit offenen Spiralseilen aus Galfan-beschichteten Stahldrähten und Fittingen mit dem Pressgrad $\varphi=1,15$ im Zugschwellversuch geprüft. In Abbildung 5.16 ist die ertragbare Schwingenspielzahl N über der unteren bezogenen Seil-Zugkraft S_u/d^2 dargestellt. Bis zur maximalen Oberlast $S_o=Z_{R,d}$ liegen die Versuchswerte für den Pressgrad $\varphi=1,15$ deutlich über den ertragbaren Schwingenspielzahlen für den Pressgrad $\varphi=1,18$. Die ertragbaren Schwingenspielzahlen nehmen mit zunehmender Unterlast ab. Im Gegensatz zu Fittingen mit einem Pressgrad $\varphi=1,18$ beschreibt die Regressionsgerade für Fitting mit einem Pressgrad $\varphi=1,15$ eine abfallende Kurve. Bei Seilen mit Fittingen, die mit einem höheren Pressgrad hergestellt wurde, fallen die Schwingenspielzahlen zunächst bei kleinen Seilkräfte deutlich ab. Aufgrund der vorhandenen Streuung der Versuchsergebnisse (vergleiche Abbildung 5.16) ist für eine statistisch abgegrenzte Aussage zur Mittelspannungsempfindlichkeit in Anlehnung an die Ergebnisse nach Klöpfer [12] die Versuchsanzahl für diesen Bereich der Seilkräfte zu erhöhen. Für die Anwendung der konfektionierten offenen Spiralseile als stehende Seile werden Vorspannungszustände definiert, so dass ein Ausfall, d.h. eine vollständige Entlastung ($S_u/d^2=0 \text{ N/mm}^2$) nicht eintritt. Aus diesem Grund wurden für den

Bereich der unteren Seilkräfte $S_u/d^2 < 200 \text{ N/mm}^2$ einzelne exemplarische Zugschwellversuche durchgeführt.

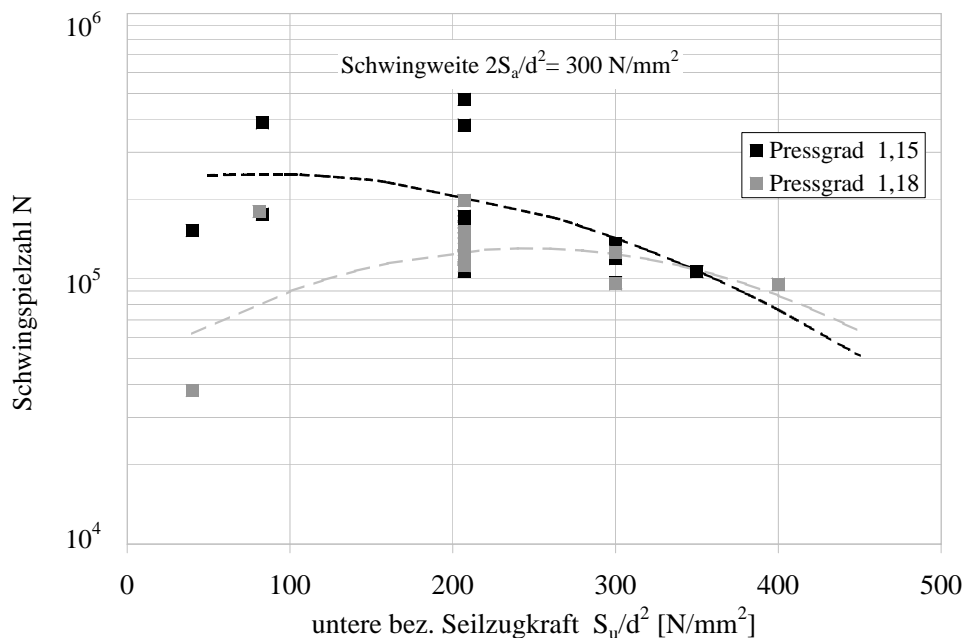


Abbildung 5.16: Gegenüberstellung der Pressgrade $\varphi=1,15$ und $\varphi=1,18$ für das Spiralseil OSS 1x19 ($d=8 \text{ mm}$ 1770-Galfan)

Um den Einfluss der Endverbindung beurteilen und unterschiedliche Endverbindungen untereinander vergleichen zu können, muss die in Abbildung 5.16 beschriebene Streuung erfasst werden. Hierzu wurden für Fittings mit den Pressgrad $\varphi=1,15$ bzw. $\varphi=1,18$ und Kunststoffvergüsse zusätzlich eine Versuchsserie von mindestens sieben Versuchen bei konstanter Schwingweite ($2S_a/d^2=300 \text{ N/mm}^2$) und Oberlast ($S_o=Z_{R,d}$) durchgeführt und ausgewertet. Bei der Wahl der untersuchten Schwingweiten sollte zur Vergleichbarkeit ein einheitliches Spannungsverhältnis in den Einzeldrähten vorliegen. Die Überlebenswahrscheinlichkeiten für die Versuchsergebnisse der Pressfittings werden berechnet und den Daten der untersuchten offenen Spiralseile mit Kunststoffvergüssen gegenübergestellt. Es ist nicht erforderlich, das lokale Auftreten der Drahtbrüche zu klassifizieren, da bei allen Prüflingen mit Kunststoffvergüssen nur vereinzelt Drahtbrüche an und/oder in der Endverbindung visuell festgestellt wurden, die das Versagen des Prüflings nicht beeinflussten. Zur Auswertung werden die Ausfallwahrscheinlichkeiten der Versuchsdaten in Abbildung 5.17 in ein Weibulldiagramm übertragen und eine Ausfallgerade mit Hilfe einer Regression berechnet. Entsprechend der Streuung der Ergebnisse liegen verschiedene Steigungen der Ausgleichsgeraden vor. Auffallend ist, dass die Versuchsdaten für Kunststoffverankerungen der Galfan-verzinkten Seilkonstruktion OSS 1x19, $d=8 \text{ mm}$ -1770, (Seil 3, vergleiche Tabelle 5.1) eine große Streuung aufweist und eine vergleichsweise flache Ausgleichsgerade besitzen. Die ermittelte logarithmische Standardabweichung $\lg s$ beträgt $\lg s=0,313$ und entspricht der in [5]

ermittelten Größenordnung. Für die Zugschwellversuche, die mit Pressfittings durchgeführt wurden, verläuft die Ausgleichsgerade dagegen deutlich steiler.

Mit Hilfe des Weibullnetzes kann grafisch die Zuordnung der Verteilungsfunktion bestimmt werden. Hierzu muss eine Parallele zur Ausgleichsgeraden durch den Pol gelegt werden. Der Pol ist dabei der Schnittpunkt einer Geraden mit der x-Achse, der die Achse der Ausfallsteilheit bei $b=1,0$ unter einem Winkel von 45° schneidet. Eine logarithmische Normalverteilung liegt vor, wenn die Ausfallsteilheit Werte zwischen 1,5 und 3 annimmt. Für den Wert $b=1$ liegt eine Exponentialverteilung und für Werte $b < 3$ eine Normalverteilung vor. Nach dieser Definition folgt für das untersuchte Seil 3 mit Kunststoffvergüssen einer logarithmischen Normalverteilung, da die Parallele durch den Pol die Achse der Ausfallsteilheit zwischen $1,5 < b < 1,6$ schneidet. Die Schnittpunkte mit der zweiten y-Achse liegen für Spiralseile mit Fittings deutlich über dem Wert $b=3$. An dieser Stelle muss jedoch angemerkt werden, dass die angegebenen Bereiche keine festen Grenzen darstellen und eine eindeutige Zuordnung nicht erreicht werden kann. Für Vergussverankerungen wurde nach [10] eine logarithmische Verteilungsfunktion empfohlen, die auch in dieser Arbeit weiter angewendet wird.

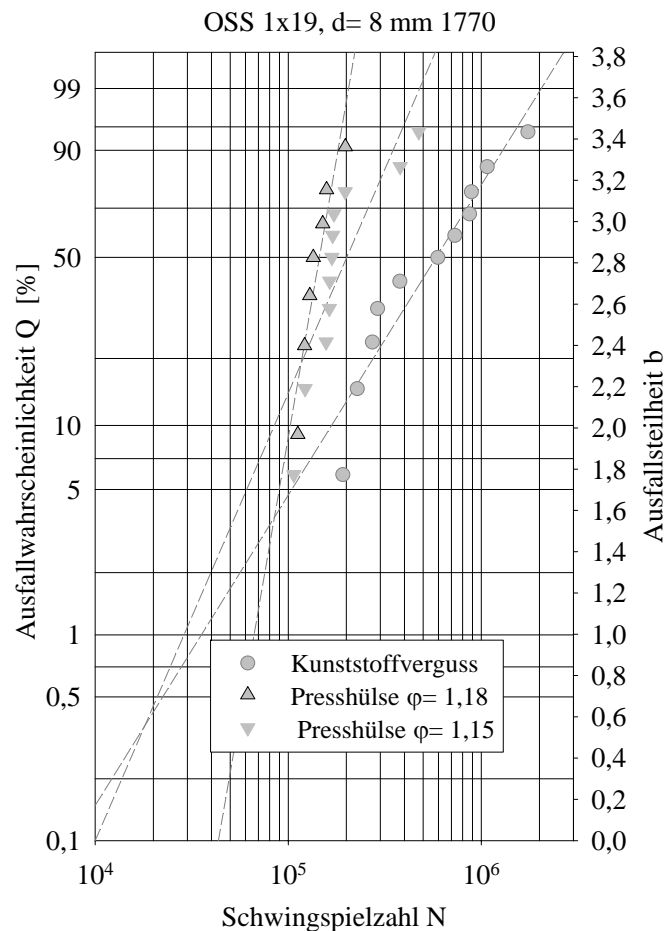


Abbildung 5.17: Vergleich unterschiedlicher Seilendverbindungen mittels Weibullverteilung

Aus dem Weibullnetz lassen sich nun die ertragbaren Schwingspielzahlen für unterschiedliche Ausfallwahrscheinlichkeiten bestimmen. Erwartungsgemäß erreichen die Kunststoffvergüsse die höchste Lebensdauer. Der Mittelwert der Weibullverteilung liegt bei $N_{Q=0,5}=764000$ Lastwechsel. Die geprüften Fittinge mit einem Pressgrad $\varphi=1,18$ erreichten dagegen nur eine mittlere Lastwechselzahl von $N_{Q=0,5}=146200$ und bestätigen den deutlichen Abfall der in Abbildung 5.15 bei der Regressionsauswertung für das Seil 6 (OSS 1x37 d=20 mm, 1770) ermittelt wurde. Die Stahlhülsen, die mit einem Pressgrad $\varphi=1,15$ hergestellt wurden, erreichen um 38% höhere Schwingspielzahlen ($N_{Q=0,5}=146200$) als die Fittinge mit einem Pressgrad $\varphi=1,18$. Eine Reduzierung um ca. 6% erwirkt eine 1,38-fache Verbesserung der ertragbaren Lastwechselzahlen. Für unterschiedliche Ausfallwahrscheinlichkeiten können die zugehörigen Schwingspielzahlen aus dem Wahrscheinlichkeitsdiagramm abgelesen werden. Hierzu muss der Schnittpunkt der Ausgleichsgeraden mit der Parallelen zur x-Achse durch die gewünschte Ausfallwahrscheinlichkeit ermittelt werden. Das Lot dieses Schnittpunktes mit der x-Achse liefert den zugehörigen Wert der Schwingspielzahl N . Tabelle 5.10 fasst die ertragbaren Lastwechselzahlen für die untersuchten Endverbindungen Kunststoffverguss und gewalzter Fitting für die Ausfallwahrscheinlichkeit $Q=50\%$ zusammen.

| Seilkonstruktion | Seil 3 OSS 1x19, d=8mm -1770 | | | |
|------------------------------|---------------------------------------|-------------------|-------------------|----------|
| Endverbindung | Kunststoffverguss | gewalzter Fitting | | |
| | | $\varphi = 1, 15$ | $\varphi = 1, 18$ | |
| Regressionsparameter: | m= | 3,4784 | 5,016 | 11,40603 |
| | c= | -20,4249 | -26,9721 | -59,2795 |
| Regressionsgleichung | $N_Q = 10^{\frac{\ln(-\ln(Q))-c}{m}}$ | | | |
| Schwingspielzahl $N_{Q=0,5}$ | 593580 | 201200 | 146200 | |

Tabelle 5.10: Auswertung des Weibullnetzes unter Berücksichtigung aller Versuchsdaten

In diesem Abschnitt wurde gezeigt, dass der Parameter „Pressgrad“ ebenfalls einen relevanten Einfluss auf die Lebensdauer von Stahlseilen mit gewalzten Seilendverbindungen besitzt. Erwartungsgemäß erhöht sich die Lebensdauer bei Reduzierung des Pressgrades. Überraschend ist die Höhe der ertragbaren Schwingspielzahlen um fast 40% bei einer Verringerung des Außendurchmessers (Pressgrad) um nur 8%.

Bei der Dimensionierung von gewalzten Seilendverbindungen ist jedoch zu beachten, dass eine zyklische Belastung dazu führt, dass ein Werkstoff deutlich geringere Lasten als im statischen Fall erträgt.

Für eine rein statische Zugbeanspruchung kann mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode die Tragfähigkeit durch einen kombinierten Ansatz aus Kraft- und Formschluss ermittelt werden. Bisher fehlten für die empirische Beurteilung des Zugschwellverhaltens die

experimentellen Grundlagenarbeiten. Mit der nun vorliegenden Datenbasis kann eine Lebensdauergleichung für Spiralseile mit gewalzten Seilendverbindungen in Anlehnung an Feyrer [10] erfolgen. Die vorliegenden Ergebnisse bestätigen die Annahme, dass durch den Pressverband ein Fugendruck zwischen Stahlseil und -hülse entsteht, der zu einer Erhöhung bzw. Reduzierung der Lebensdauer der konfektionierten Stahlseile führt. Im Einzelfall muss daher entschieden werden, ob die Presshülse überwiegend für eine statische Zugbeanspruchung oder eine Zugschwellbeanspruchung bemessen werden soll.

Diese Untersuchungen zur Bestimmung maximal erreichbarer Zugschwellbeanspruchungen sind ein Teil der Betriebsfestigkeit. Für einen Betriebsfestigkeitsnachweis sind als Kriterien das Erreichen der geforderten Lebensdauer, die Zuverlässigkeit der Komponenten und die Sicherheit gefordert. Mit Hilfe der bisher gewonnenen Erkenntnisse lassen sich die Grenzen für den Praxiseinsatz definieren. Der folgende Abschnitt stellt eine Wöhlerkurve (das so genannte N-S-Diagramm) für die Seilkonstruktion OSS 1x37 mit dem Seilennendurchmesser $d=20$ mm vor.

5.5 Empfehlungen für den Praxiseinsatz

Die durchgeführten experimentellen Arbeiten zeigen, dass bei der Beschreibung des Zugschwellverhaltens von hochfesten Seil-Zuggliedern eine Vielzahl an Einflussgrößen berücksichtigt werden müssen. Neben der Werkstoffauswahl, den Versuchsparametern und dem Größeneinfluss muss bei einer sicherheitsrelevanten Bemessung der Zugglieder auch die Seilkonstruktion und -endverbindung einbezogen werden.

In Kapitel 2 (Stand der Technik) wurden einige Schwingweiten für Seil-Zugglieder in bestimmten Tragkonstruktionen vorgestellt. Diese Grenzen beziehen sich überwiegend auf Vergussverankerungen. Je nach Beanspruchung, Zugelement und Endverankerung liegen deutliche Unterschiede hinsichtlich der Ermüdungslasten vor. Offene Spiralseile mit gewalzten Fittings werden vorwiegend als hochfeste Zugglieder im konstruktiven Hochbau bzw. in Fußgänger- und Radwegbrücken oder in Stegen eingesetzt. Aufgrund des Produktionsprozesses lassen sich Fittings im Seildurchmesserbereich $d \leq 32$ mm wirtschaftlich herstellen. Bei großen Spannweiten werden dagegen vollverschlossene Spiralseile oder Parallellitzenbündel aufgrund der deutlich höheren Zugkräfte eingesetzt. Die Anwendungsbereiche im klassischen Brückenbau stehen den offenen Spiralseilen allenfalls für sehr kleine Spannweiten offen.

Der Nachweis der Betriebsfestigkeit erfolgt für Werkstoffe oder Konstruktionselemente mit Hilfe des so genannten Wöhlerdiagramms. Diese Darstellung beschreibt den Zusammenhang zwischen Schwingspielzahl und Schwingweite. Im doppellogarithmischen Massstab wird die Dauerfestigkeit durch eine Gerade nach Gleichung (5.4) dargestellt.

$$\lg N = -m \cdot 2S_a/d^2 + k \quad (5.4)$$

Die Zeitfestigkeitsgeraden wurden mit Hilfe des Programms Fatigue 1.1 [70] für ausgewählte Seilkonstruktionen berechnet.

Bei der Auswertung der Gesamtregression wurde festgestellt, dass keine ausgeprägte Mittelspannungsempfindlichkeit vorliegt. Aus diesem Grund konnten alle Ergebnisse der untersuchten Belastungshorizonte berücksichtigt werden. Die Ermittlung des Übergangsbereiches von Zeit- und Dauerfestigkeit war nicht Gegenstand dieser Untersuchungen. Auf der sicheren Seite liegend wird die Gerade bis zu der Schwingspielzahl $N=2 \times 10^6$ linear verlängert und verläuft danach waagrecht. In Anlehnung an das Vorgehen zur Bestimmung der Ermüdungsfestigkeit von Verbindungsmittel (z. B. Schweißnähte) bzw. den Angaben für genormte Seil-Zugglieder wird der Übergangsbereich zur Dauerfestigkeit mit einer Schwingspielzahl $N=2 \times 10^6$ bestimmt. Abbildung 5.18 zeigt die Wöhler-Linie im Bereich der Zeitfestigkeit der offenen Spiralseile (OSS 1x37, $d=20$ mm) aus Galfan-verzinkten und nichtrostenden Stahldrähten für die Überlebenswahrscheinlichkeit $Q=50\%$. Die Geraden für Galfan-verzinkte und nichtrostende Spiralseile OSS 1x37 verlaufen nahezu parallel. Die Konstruktion 1x37 aus nichtrostenden Einzeldrähte erreicht für die Schwingspielzahl $N=2 \times 10^6$ eine Dauererschwingfestigkeit $2S_{aD}/d^2=74$ N/mm². Für die verzinkte Konstruktion erhöht sich die

Schwingfestigkeit gegenüber dem Werkstoff 1.4436 um 34% auf $2S_{aD}/d^2=100 \text{ N/mm}^2$. Aus Abbildung 5.18 können die Geradenparameter bestimmt werden. Die Steigung der untersuchten Stahlsorten beträgt $m_{\text{KSS}}=3,1$ bzw. $m_{1.4436}=3,3$.

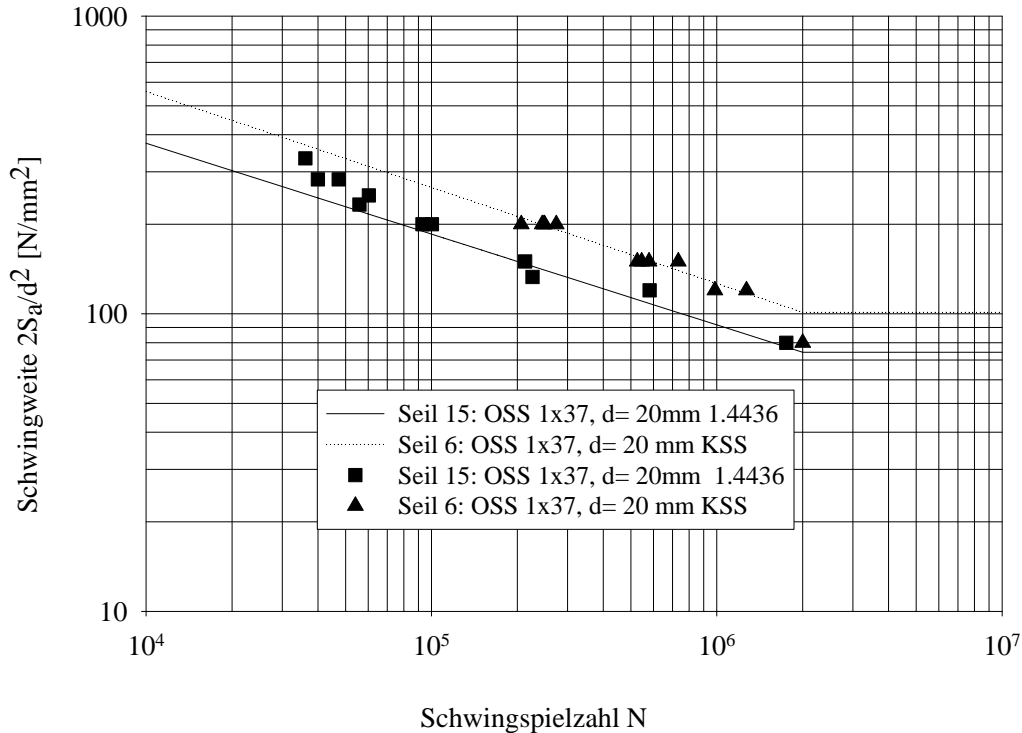


Abbildung 5.18: Zeitfestigkeitsgerade ($Q=50\%$) für die Seile 6 und 15

In der vorliegenden Arbeit wurde gemäß dem Vorgehen in der Seiltechnik (vergleiche [12], [5], [10]) eine durchmesserbezogene Bezeichnung der Belastungsparameter (z.B. Amplitudenspannung ($2S_a/d^2$)) gewählt. Diese Methode vereinfacht die Berechnungen der untersuchten Spannungen, da für die Ermittlung des metallischen Seilquerschnitts der Füllfaktor nicht berücksichtigt werden muss, der je nach Seilkonstruktion variiert. In den Literaturstellen beziehen sich dagegen die Spannungen bei Seilkonstruktionen meist in Anlehnung an die Nachweismethoden der Betriebsfestigkeit auf den metallischen Querschnitt der Zugglieder. Der Umrechnungsfaktor $f_{\sigma/S}$ von der durchmesserbezogenen Schwingweite $2S_a/d^2$ auf die zulässige Schwingweite σ_A beträgt bei Berücksichtigung des Füllfaktors nach DIN 18800-1:1990-11 [2] rund 1,7. Es ist jedoch zu beachten, dass dieser Füllfaktor einen theoretischen Wert und für die Berechnung der Mindestbruchkraft eine untere Grenze darstellt. Bei der Umrechnung der durchmesserbezogenen Spannungen auf die Spannungen, die sich auf den metallischen Querschnitt beziehen, steht der Füllfaktor im Nenner. Auf der sicheren Seite liegend (untere Abgrenzung) empfiehlt sich, den Umrechnungsfaktor für einen theoretischen Grenzwert zu betrachten. Der maximale theoretische Füllfaktor beträgt $f=1,0$. Daraus ergibt sich, dass die durchmesserbezogenen Schwingweiten mit einem Faktor $f_{\sigma/S}=1,27$ multipliziert werden können. Um die ermittelten Dauerfestigkeiten den Anforderungen der vorhandenen Normen gegenüberstellen zu können, müssen diese umgerechnet werden.

Für die untersuchte Seilkonstruktion 1x37 ($d=20$ mm und Pressgrad $\varphi=1,18$) betragen die Schwingfestigkeiten bezogen auf den metallischen Querschnitt $\sigma_{zD,KSS}=130$ N/mm² bzw. $\sigma_{zD,NIRO}=90$ N/mm². Bei der Bemessung nach DIN EN 1993-1-11:2007-02 [30] ist für den Nachweis der Ermüdung für Spiralseile mit metall- oder harzvergossenen Seilköpfen (Vergüsse) eine Schwingweite $\sigma_{zD}=150$ N/mm² gefordert. Die untersuchten Seil-Zugglieder (Pressgrad $\varphi=1,18$) erreichen diese Forderung bisher nicht. Die durchgeführten Untersuchungen haben gezeigt, dass eine Optimierung der ertragbaren Schwingspielzahl möglich ist. Für den Praxiseinsatz empfiehlt sich eine Differenzierung der Anwendungsbereiche von Seil-Zuggliedern mit gewalzten Fittingen (Pressfittings). Nach dem Eurocode 3 (DIN EN 1993-1-11:2007-02) [30] liegen für Pressfittings keine Kerbfallgruppen bzw. ertragbaren Schwingweiten vor. Um diese Lücke zu schließen, ist es zwingend erforderlich, die Datenbasis im Bereich der Dauerfestigkeit deutlich zu erhöhen, um statistisch abgegrenzte Ausfallwahrscheinlichkeiten als Grundlage für ein sinnvolles und wirtschaftliches Bemessungs- bzw. Sicherheitskonzept zu erstellen.

Mit den Ergebnissen dieser Arbeit wird empfohlen für den Nachweis der Ermüdungssicherheit von Seil-Zugglieder aus offenen Spiralseilen ($d \leq 20$ mm) und gewalzten Seilendverbindungen (Pressgrad $\varphi=1,18$) die ertragbaren Schwingweiten $\sigma_{zD,KSS}=80$ N/mm² bzw. $\sigma_{zD,NIRO}=60$ N/mm² festzulegen.

Bei der Seilauswahl sollte bei ermüdungsgefährdeten Bauwerken die Seilkonstruktion mit der kleineren Anzahl der Drähte zum Beispiel OSS 1x19 statt OSS 1x37 berücksichtigt werden. Spielen ästhetische und/oder gestalterische Aspekte keine Rolle, so ist ein auf Zinklegierung basiertes Korrosionsschutzsystem den nichtrostenden Stahldrähten vorzuziehen. Exzessive windinduzierte und Regen-Wind-induzierte Schwingungen in den Seil-Zuggliedern sollten durch eine geeignete Wahl von Dämpfungssystemen reduziert werden.

Um den Versuchsumfang bzw. die Versuchsdauer zu reduzieren, empfiehlt sich für Abnahmeversuche von Seil-Zugglieder, die mit gewalzten Seilendverbindungen konfektioniert sind, in Anlehnung an DIN EN 13411 Teil 2 bis Teil 7 [22]-[24], [26]-[28] die Dauerschwingversuche für ein definiertes Lastkollektiv bis zu einer definierten Schwingspielzahl $N=75\,000$ Lastwechsel durchzuführen. Die Datenbasis muss in dieser Richtung systematisch erweitert werden, um eine sinnvolle statistische Abgrenzung zu ermöglichen.

6 Zusammenfassung und Ausblick

Seilkonstruktionen sind aufgrund ihres geringen Gewichts und der hohen Festigkeit als Zugglieder wesentliche Bestandteile sowohl im konstruktiven Ingenieurbau als auch in der Fördertechnik. Als Endverankerungen werden vermehrt die so genannten Pressfittings, die durch Kaltumformung dauerhaft mit dem Stahlseil verbunden sind, eingesetzt. Für die Berechnung der Tragfähigkeit und die Herstellung der Pressfittings stehen keine Normen oder Grundlagen zur Verfügung wie dies beispielsweise für Vergussverankerungen nach DIN 18800-1:1990-11 [2] und DIN EN 13411-4:2002-05 [24] der Fall ist. Die Tragfähigkeit der Verpressung kann nach [5] über den Pressgrad $\varphi = D_0/D_W$, der den Quotienten des Außendurchmessers vor und nach dem Walzen beschreibt, abgeschätzt werden. Der Nachweis der Tragfähigkeit dieser Endverbindung erfolgt bis heute ausschließlich über zerstörende Zug- und zeitintensive Zugschwellversuche. Als Stand der Technik wird in [30] und [63] für kaltumgeformte Fittings ein Wirkungsgrad von 90% der theoretischen Mindestbruchkraft gefordert. Der kontinuierliche Entwicklungs- und Optimierungsprozess führte jedoch bereits dazu, dass abweichend hierzu zwei allgemeine bauaufsichtliche Zulassungen [3] und [4] erteilt wurden, die einen Verlustfaktor $k_e = 0,95$ berücksichtigen.

Seilkonstruktionen in der Anwendung als stehende Seile sind nicht nur statischen, sondern auch zeitlich veränderlichen Lasten ausgesetzt. Im Gegensatz zu laufenden Seilen ist das Zugschwellverhalten von stehenden Seilen kaum untersucht. Vereinzelt experimentelle Untersuchungen zeigen, dass Pressfittings gegenüber Kunststoffvergüssen eine deutlich reduzierte Lebensdauer im Zugschwellbereich besitzen. Für eine gesicherte Abgrenzung der Lebensdauer von Seilkonstruktionen mit gewalzten Fittings fehlte bisher eine ausführliche Datenbasis.

Im ersten Teil dieser Arbeit wurden die theoretischen Grundlagen erarbeitet, die für eine Beurteilung der mechanischen Verbindung zwischen Seil und Hülse unter Zugbeanspruchung wirksam sind. Durch die Kaltumformung der Stahlhülse wird einerseits die Seilkonstruktion elastisch beansprucht und andererseits fließt das Hülsenmaterial in die Drahtzwischenräume der Außenlagen. Durch diese Herstellung entsteht ein Wirkprinzip aus Kraft- und Formschluss, siehe Abbildung 4.16. Das elastische Zurückfedern der Stahlseile erzeugt einen dauerhaften Fugendruck zwischen Stahlseil und -hülse, ähnlich wie in einem Pressverband. Für Pressverbände, wie sie zum Beispiel in Welle-Nabe-Verbindungen vorkommen, liegen analytische Berechnungskonzepte vor, die das Verhalten von Außen- und Innenteil über den elastischen Bereich hinaus unterschiedlich berücksichtigen.

In Kapitel 3 wurden daher Berechnungsansätze vorgestellt, die auf die Auslegung von Pressverbänden in Welle-Nabe-Verbindungen und auf umformtechnische Grundlagen zurückgehen. Der größte Nachteil der Übertragung dieser analytischen Ansätze auf Seilkonstruktionen zeigt sich in der Helixstruktur der Drähte, die durch Ersatzsysteme angenähert werden müssen. Für eine Beurteilung der zusätzlichen Beanspruchungen infolge der Verpressung auf das Tragverhalten der Stahlseile bzw. der Querdruckempfind-

lichkeit der verseilten Drähte, muss das tatsächliche Verhalten untersucht werden. Neben dem Wirkprinzip Kraftschluss wird der Formschluss durch unterschiedliche Lastabtragungsansätze berücksichtigt. Es wurde gezeigt, dass weder eine analytische noch eine messtechnische Lösung gefunden werden konnte, um das mechanische Wirkprinzip von gewalzten Stahlfittingen zu erfassen. Mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode war es schließlich möglich, die Problemstellung der Berechnung des vorhandenen Fugendruckes zu lösen.

Die Möglichkeiten heutiger Finite-Elemente-Programme wurden in einem ersten Modell strukturmechanisch anhand eines Pressverbandes aus Hohlzylinder und Vollstab untersucht. Durch den modularen Aufbau im Seilverband (Wendelstruktur der Stahldrähte) liegen Materialeigenschaften vor, die nicht mit einem homogen Körper, zum Beispiel einem Stab, identisch sind. Um die Berechnungsdauer zu verkürzen, wurde das tatsächliche Verhalten der Seilkonstruktion mit phänomenologischen Kennwerten beschrieben und in das FE-Modell (Modell II) integriert. Die Berechnung wurde für eine Litze 1x7 und den Pressgrad $\varphi=1.07$ durchgeführt. Es zeigte sich, dass der radial wirkende Fugendruck in Umfangrichtung nicht konstant verteilt ist, wie dies bei dem Modell I (Hülse-Stab) in Abschnitt 4.2.1 der Fall ist. Neben dem in der Kontaktfläche wirkenden Fugendruck beeinflussen auch die Presslänge und die Reibungszahl die Tragfähigkeit. Zur Verifikation der FE-Ergebnisse wurden Zugversuche an Galfanverzinkten Prüfseilen (OSS 1x7, $d=8,32$ mm) durchgeführt. Für die im FE-Modell untersuchten Geometrieabmessungen wurde im Zugversuch eine maximale Zugkraft $F_{\text{Versuch}}=61$ kN erreicht. Das Prüfmuster (Stahlseil) wurde dabei komplett aus der Stahlhülse gezogen. An der Hülseninnenwand konnten visuell keine Beschädigungen an der abgebildeten Seiloberfläche festgestellt werden. Es ist daher davon auszugehen, dass unmittelbar vor dem Erreichen der maximalen Versuchskraft der wirksame Fugendruck in der Verpressung der Drehbewegung der Seilkonstruktion infolge der Seilkraft nicht mehr entgegenwirkt. Für Berechnungen von Presshülsen wurde in [15] von einer konstanten Lastabtragung zwischen Hülse und Stahlseil ausgegangen. Für elastisch beanspruchte Seilklemmen konnte dies in [61] bestätigt werden. Die tatsächlich vorhandenen Werte des Fugendruckes in der Kontaktfläche weisen in Kapitel 4 deutlich höhere Werte auf, als zunächst angenommen. Der Ansatz der linearen Krafteinleitung und die Ergebnisse der FE-Analyse ergaben eine maximal übertragbare Zugkraft $F_{\text{max}}=57,8$ kN. Der gewählte Lastabtragungsansatz stellt eine auf der sicheren Seite liegende konservative Abschätzung gegenüber dem Versuchswert $F_{\text{Versuch}}=61$ kN dar und stützt somit den kombinierten Ansatz von Form- und Kraftschluss, auch wenn dieser nicht näher beschrieben werden konnte. Für den untersuchten Pressgrad werden durch ein lineares Lastabtragungsmodell Werte für die übertragbare Zugkraft erreicht, die die Ergebnisse der Zugversuche gut wiedergeben.

Von Ziegler wurde in [62] ein erster Ansatz zur Bestimmung der Lebensdauer mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode für zugschwellbeanspruchte Seil-Zugglieder, die mit Vergüssen verankert werden, vorgestellt. Die Verifikation der FE-Ergebnisse erfolgt in der Regel durch eine analytische Vergleichsrechnung oder wo diese nicht möglich

ist durch eine experimentelle Datenbasis. Für Seil-Zugglieder mit gewalzten Fittings mussten die Ergebnisse dieser Grundlagenuntersuchung erst erarbeitet werden. Der experimentelle Teil dieser Arbeit (Kapitel 5) befasst sich daher systematisch mit dem Zugschwellverhalten von offenen Spiralseilen aus nichtrostenden bzw. Galfan-verzinkten Stahldrähten mit gewalzten Fittings aus den Werkstoffnummern 1.0577 bzw. 1.4462 hinsichtlich der seilbedingten Einflussgrößen in Abhängigkeit der Oberlast, Schwingweite, Seilkonstruktion und Seildurchmesser.

Für beide Werkstoffgruppen wurde getrennt ein Regressionsansatz nach Feyrer [10] mit den Parametern „Schwingweite $2S_a/d^2$ “, „untere bezogene Seilzugkraft S_u/d^2 “, „Seildurchmesser d “, berücksichtigt bzw. um die Terme „Nennfestigkeit R_m “, und „Drahtanzahl z “ erweitert. Es zeigte sich, dass für nichtrostende Spiralseile mit diesem mathematischen Ansatz nach Seite 133 eine gute Übereinstimmung mit den Versuchsergebnissen vorliegt. Mit zunehmendem Seildurchmesser nimmt die ertragbare Anzahl des Schwingspiels bei gleicher Seilkonstruktion erwartungsgemäß ab. Eine Abnahme der ertragbaren Schwingspielzahlen bei kleinen unteren Seilzugkräften trat nicht durchgängig auf. Eine deutliche Mittelspannungsempfindlichkeit wie in [12] konnte im Rahmen dieser Arbeit mit den durchgeführten Untersuchungen nicht festgestellt werden.

Bei Spiralseilen aus unlegierten Stahldrähten wurde eine geringe Übereinstimmung zwischen Gleichung (5.1) und den Versuchsergebnissen gefunden. Zurückzuführen ist dies auf die geringe Versuchsanzahl mit diesen Seilen und die große Streuung der Versuchsergebnisse.

An drei ausgewählten Galfan-verzinkten Spiralseilkonstruktionen (1x7, 1x19 und 1x37) konnte der Einfluss der Kreuzungsstellen bzw. der Drahtanzahl untersucht werden. Bei konstant gehaltenen Parametern wie Einzeldrahtdurchmesser und Drahtfestigkeit nimmt die Lebensdauer mit steigender Anzahl der Drahtlage und dem damit verbundenen Wechsel der Schlagrichtung ab. Die mittlere Schwingspielzahl bis zum Bruch beträgt

$$\begin{aligned} \lg \bar{N} = & 9,249 - 3,3105 \cdot \lg \frac{2S_a \cdot d_0^2}{d^2 \cdot S_0} - 8,998 \cdot 10^{-5} \frac{S_u \cdot d_0^2}{d^2 \cdot S_0} \\ & - 2,52 \cdot 10^{-6} \left(\frac{S_u \cdot d_0^2}{d^2 \cdot S_0} \right)^2 + 13,385 \cdot \frac{1}{\lg \frac{R_m}{R_0}} - 0,534 \cdot \lg z \end{aligned} \quad (6.1)$$

und es liegt eine gute Korrelation mit den Versuchsergebnissen vor. Die untersuchten Galfan-verzinkten offenen Spiralseile weisen nach Gleichung (6.1) mit zunehmender Drahtnennfestigkeit eine höhere Zeitfestigkeit auf. Dies konnte bei den nichtrostenden Stahldrähten der Werkstoffnummern 1.4401 und 1.4436 nicht abschließend untersucht werden, da nur wenige unterschiedliche Drahtfestigkeiten vorliegen und sich diese in der Regel auf eine Festigkeit $R_m=1450 \text{ N/mm}^2$ beschränken.

Die Galfan-beschichteten Seil-Zugglieder besitzen gegenüber vergleichbaren Konstruktionen aus nichtrostenden Stählen der Werkstoffnummer 1.4401 oder 1.4436 eine höhere

Zeitfestigkeit. An ausgewählten Konstruktion ($d \leq 20$ mm) wurde im Mittel bei Kohlenstoffstählen eine bis zu 2,6-fache höhere Lebensdauer ermittelt als bei nichtrostenden Seil-Zugglieder. Dieses Verhalten trat auch bei den exemplarischen Versuchen mit dem Seildurchmesser $d=28$ mm auf.

Der in Kapitel 4 mit der Finite-Elemente-Methode berechnete Fugendruckverlauf zeigt eine sehr hohe mittlere Querpressung auf den Seilverband. Eine Reduzierung des Pressgrades von $\varphi=1,17$ auf $\varphi=1,15$ führt zu einem verringerten Fugendruck. Da sich damit auch der Betrag der Querpressung auf die Drähte im Seilverband reduziert, erhöhen sich die ertragbaren Schwingspielzahlen bis zum Bruch um 38%. Die deutlich höhere Lebensdauer von Stahlseile mit einem Pressgrad $\varphi=1,15$ überrascht in dieser Größenordnung, kann jedoch mit dem wirkenden Fugendruck bzw. der Querdruckempfindlichkeit der Spiralseile erklärt werden.

Im Rahmen dieser Arbeit wurde mit den durchgeführten Zugschwellversuchen für den Seilnennendurchmesser $d=20$ mm ein Wöhlerdiagramm für den Zeitfestigkeitsbereich erstellt. Mit den aufgestellten Regressionsfunktionen kann der Übergangsbereich zwischen Zeit- und Dauerfestigkeit nur quantitativ beschrieben werden. Für den Einsatz von Spiralseilen mit Pressfittings als stehende Seile spielt die Mittelspannungsempfindlichkeit eine untergeordnete Rolle, da hier einer vollständigen Entlastung durch eine geeignete Wahl der Vorspannung entgegen gewirkt wird. Der Übergangsbereich der Zeit- in die Dauerfestigkeit wird in der Regel für die Schwingspielzahl $N=2 \times 10^6$ festgelegt. Nach Auswertung der berechneten Wöhlerlinie für Spiralseile aus der Werkstoffnummer 1.4436 und Fittings mit dem Pressgrad $\varphi=1,18$ beträgt die zulässige Schwingweite $2S_{zD,A}/d^2=74$ N/mm² (bzw. $\sigma_{zD,NIRO}=90$ N/mm²) für eine Überlebenswahrscheinlichkeit $P_{\bar{U}}=50$ %. Für Seilkonstruktionen, die aus Galfan-beschichteten Drähten hergestellt werden, liegt die Schwingfestigkeit um 34% höher.

In einstufigen Zugschwelluntersuchungen wurde an Galfan-verzinkten Einzeldrähten keine werkstoffseitige Streuung der Versuchsergebnisse ermittelt. Das unterschiedliche Verhalten von Einzeldraht und Spiralseil wird auf die im Seilverband auftretende Reibkorrosion zurückgeführt. Bei den Galfan-beschichteten Spiralseilen wurde an den Kreuzungspunkten eine sichtbare Pressellipsenbildung sowohl in der Legierungsschicht als auch am entzinkten Draht festgestellt. Diese Oberflächenfehler und die Kerbbeanspruchung an den Kontaktstellen können als Erklärung für die Streuung der Versuchsergebnisse und damit der unterschiedlichen ertragbaren Schwingspielzahlen herangezogen werden.

Bei der Auswahl und Bemessung der Fittings ist im Anwendungsfall die Tragfähigkeit hinsichtlich Zug- und Zugschwellverhalten differenzierter zu betrachten. Das Zugverhalten der in dieser Arbeit untersuchten gewalzten Fittings kann mit dem in Abschnitt 4.3 entwickelten linearen Berechnungsansatz beschrieben werden. Für das Verhalten unter Zugschwellbeanspruchung wurden umfangreiche Versuchsreihen durchgeführt. Die experimentellen Untersuchungen zeigen, dass die Wahl der Drahtnennfestigkeit, des Seildurchmessers, der Seilkonstruktion, des Drahtwerkstoffes und des Pressgrades die Schwingfestigkeit von offenen Spiralseilen deutlich beeinflussen.

Bei der Dimensionierung von Pressfittingen kann infolge einer Reduzierung der lebensdauerermindernden Zusatzbeanspruchung im Verpressbereich eine Verbesserung des Zugschwellverhaltens erzielt werden. Je nach Einsatzbereich der Zugglieder muss dann jedoch eine Verringerung des Verlustfaktors k_e in Kauf genommen werden. Zugglieder bei denen der Reibungswert zwischen Seil und Hülse durch Zusatzmaßnahmen gesteigert werden, waren nicht Gegenstand der Untersuchung.

Für eine kontinuierliche Monitoring-Funktion der Seil-Zugglieder muss der zum Versagen führende Bruchausgang auf der freien Strecke, d.h. zwischen den Seilendverbindungen, liegen. Nur wenn diese Randbedingung erfüllt ist, kann eine zerstörungsfreie Überwachung, zum Beispiel durch eine magnetinduktive Seilprüfung, erfolgen. In zukünftigen Forschungsarbeiten sollte die Grenzwertuntersuchung des minimalen Pressgrades unter Berücksichtigung von zusätzlichen Maßnahmen zur Steigerung der Haftwirkung im Pressverband herausgearbeitet werden. Die seilschädigende Drahtbruchentwicklung bei einem Pressgrad $\varphi=1,15$ trat überwiegend auf der freien Seilstrecke ein. Dennoch lagen die ertragbaren Schwingenspielzahlen deutlich unter den durchgeführten Referenzversuchen mit Kunststoffvergüssen. In zukünftigen Forschungsprojekten ist zu untersuchen, ob dieses Verhalten von der Prüflänge abhängt und der Einfluss der Verformungsbehinderungen in der Verpressung mit zunehmender Prüflänge abnimmt. In dem von der Deutschen Forschungsgemeinschaft geförderten Projekt „Sicherheit von Drahtseilen unter Zugschwellbeanspruchung“ (2003-2005) wurde die Drahtbruchentwicklung in Spiralseilen untersucht. Entsprechende Untersuchungen zur Bruchentwicklung an Spiralseilen mit Pressfittingen können Gegenstand der zukünftigen Forschungsaktivitäten am Institut für Fördertechnik und Logistik der Universität Stuttgart sein.

Unter Praxisbedingungen sind Seilkonstruktionen als stehende Seile nur selten einstufigen Belastungen ausgesetzt, daher ist eine Untersuchung der Schädigungsakkumulation bei mehrstufigen Belastungen, d.h. Belastungen mit veränderlichen Amplituden und Mittelwerten für Spiralseile mit Pressfittingen erforderlich. Mit den Hard- und Software-Entwicklungen der letzten Jahre und nicht zuletzt mit der stetig wachsenden Versuchdatenbank, ist eine gute Ausgangsbasis für zukünftige und langfristige Forschungsprojekte vorhanden. Es empfiehlt sich an ausgewählten Seilkonstruktionen die aus der „klassischen“ Betriebsfestigkeitslehre bekannten Verfahren zur Bestimmung dieses Bereiches heranzuziehen. In diesen weiterführenden Arbeiten sind die Modelldaten fortlaufend hinsichtlich Variation des Pressgrades, der Seilkonstruktion und dem Einfluss auf das Drahtverhalten in der Verpressung systematisch zu ergänzen.

Wünschenswert wäre ein Lebensdauermodell, das unter Berücksichtigung der Schwingfestigkeitsuntersuchungen an Drähten und der Wahl der Endverbindung entsprechende Berechnungen zur Ermittlung der Dauerfestigkeit durchführen kann. Die Kenntnis des tatsächlichen Fugendrucks kann zukünftig als Erweiterung der FEM-unterstützten Lebensdauerberechnung nach Ziegler [62] aus dem Jahr 2006 dienen und trägt somit langfristig dazu bei, die zeit- und kostenintensive experimentellen Untersuchungen zu reduzieren.

Literatur

- [1] VDI 2358: VDI-Richtlinie - Drahtseile für Fördermittel, Beuth Verlag GmbH Berlin, 1984
- [2] DIN 18800-1:1990-11: Stahlbauten- Bemessung und Konstruktion, Beuth Verlag GmbH Berlin, 1990
- [3] Allgemeine bauaufsichtliche Zulassung PFEIFER Seil-Zugglieder aus nichtrostenden Stählen, Z.14.7-411, gültig bis 30. April 2010, Deutsches Institut für Bautechnik Berlin, 13. April 2006
- [4] Allgemeine bauaufsichtliche Zulassung PFEIFER Seil-Zugglieder aus unlegierten Stählen, Z.14.7-413, gültig bis 30. April 2010, Deutsches Institut für Bautechnik Berlin, 13. April 2006
- [5] Vogel, W.; Wehking, K.-H.: Seilendverbindungen- Bolzenverpressungen für Drahtseile, Schriftenreihe der Bundesanstalt für Arbeitsschutz und Arbeitsmedizin Forschung Fb 942, Wirtschaftsverlag, Bremerhaven, 2002
- [6] Beck, J.: Die Befestigung von Drahtseilen durch aufgezogenen Stahlhülsen, Dissertation Universität Stuttgart, 1940
- [7] Gabriel, K.; Mayr, G.: Seilkonstruktionen- Untersuchungen an Netzlitzen, -knoten und -endbeschlägen, Sonderforschungsbereich 64 Universität Stuttgart, Mitteilung 7/1973, Werner-Verlag Düsseldorf, 1975
- [8] Patzak, M.: Die Bedeutung der Reibkorrosion für nicht ruhend belastete Verankerungen und Verbindungen metallischer Bauteile des konstruktiven Ingenieurbaus, Dissertation Universität Stuttgart, 1979
- [9] Hemminger, R.: Drahtseile mit Bolzenverpressungen, DRAHT 45 (1994) Heft 3, S. 190-195
- [10] Feyrer, K.: Drahtseile - Bemessung, Betrieb, Sicherheit, 2. Auflage, Springer Verlag Berlin Heidelberg New York, 2000
- [11] Feyrer, K. et al.: Stehende Drahtseile und Seilendverbindungen, Band 306, expert verlag GmbH Ehningen, 1990
- [12] Klöpfer, A.: Untersuchungen zur Lebensdauer von zugschwellbeanspruchten Drahtseilen, Dissertation Universität Stuttgart, 2003
- [13] Dillmann, U.; Gabriel, K.: Archiv für das Eisenhüttenwesens Fachberichte, 52. Jahrgang (1981), Verlag Stahleisen M.B.M Düsseldorf, S. 187/188

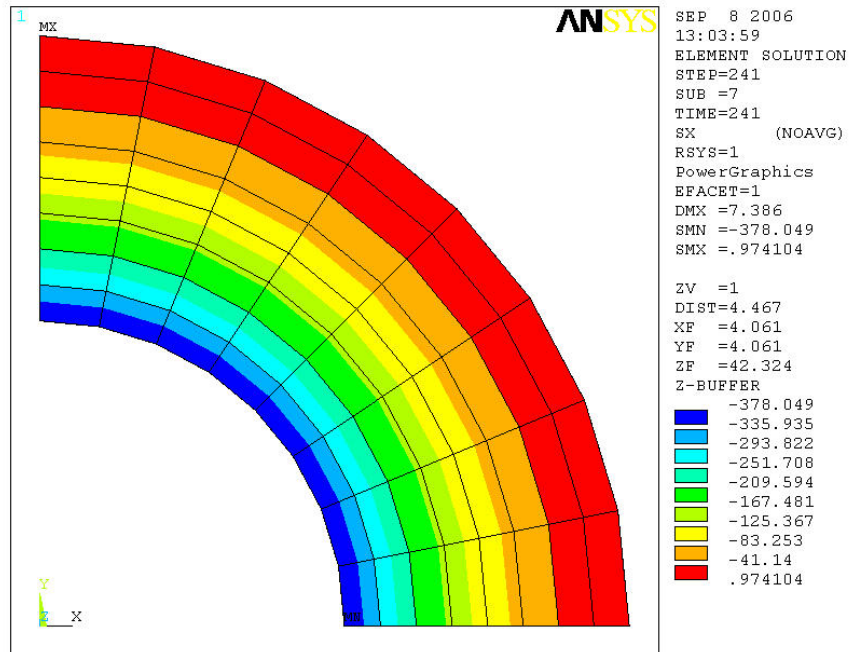
-
- [14] Gabriel, K.; Dillmann U.: Hochfester Stahdraht für Seile und Bündel in der Bautechnik, Sonderforschungsbereich 64 Universität Stuttgart, Mitteilung 21/1982, Werner-Verlag Düsseldorf, 1982
- [15] Patzak, M.: Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit von Seilen und Seilendverbindung im Konstruktiven Ingenieurbau, Die Bautechnik 2/1985, Seite 47- 50; Ernst und Sohn Verlag, 1985
- [16] N.N.: Seile und Bündel im Bauwesen: Berichte zu einem Seminar 24./25. September 1981, Sonderforschungsbereich 64 Universität Stuttgart, Mitteilung 59/1982; herausgegeben von der Beratungsstelle für Stahlverwendung, Werner-Verlag Düsseldorf, 1982
- [17] Nürnberger, K.; Patzak, M.: Grundlagenuntersuchungen zur statischen und dynamischen Belastbarkeit von metallischen Drahtseilvergüssen, Sonderforschungsbereich 64 Universität Stuttgart, Mitteilungen 45/1978; herausgegeben von der Beratungsstelle für Stahlverwendung, Werner-Verlag Düsseldorf, 1978
- [18] Abschlußbericht AiF- Forschungsvorhaben Nr.13750 N/1: Vergleich der Zugschwelleigenschaften von Bolzenverpressungen für Stahlseile mit unterschiedlichen Werkstoffen, 2006
- [19] Raupp, D.; Vogel, W.; Wehking, K.-H.: Zugschwellverhalten von offenen Spiralseilen, Stahlbau Ernst und Sohn Verlag Volume 84 Issue 1/2007, S.41-46
- [20] Kintscher, M.R.: Versuche mit Ziehhülsen mit einem Abzugsgrad von 21,5 mm, interner nicht veröffentlichter Bericht der Pfeifer Seil- und Hebetchnik GmbH Memmingen, 1990/1991
- [21] Steinpilper, W.; Sauer, B.(Hrsg): Konstruktionselemente des Maschinenbaus 1 - Grundlagen der Berechnung und Gestaltung von Maschinenelementen - 7. Auflage, Springer Verlag Berlin Heidelberg New York, 2008
- [22] DIN EN 13411-5:2003-09: Endverbindungen für Drahtseile aus Stahldraht Sicherheit Teil 5: Drahtseilklemmen mit U-förmigem Klemmbügel; Deutsche Fassung EN 13411-5:2003, Beuth Verlag GmbH Berlin, 2003
- [23] DIN EN 134113:2004-09: Endverbindungen für Drahtseile aus Stahldraht, Sicherheit, Teil 3: Pressklemmen und Verpressen; Deutsche Fassung EN 134113:2004, Beuth Verlag GmbH Berlin, 2004
- [24] DIN EN 13411-4:2002-05: Endverbindungen für Drahtseile aus Stahldraht, Sicherheit, Teil 4: Vergießen mit Metall und Kunstharz; Deutsche Fassung EN 13411-4:2002, Beuth Verlag GmbH Berlin, 2002
- [25] Verreet, R.: Seilendverbindungen, PR GmbH Werbeagentur und Verlag GmbH Aachen, 2003

- [26] DIN EN 13411-2:2002-04: Endverbindungen für Drahtseile aus Stahldraht Sicherheit Teil 2: Spleißen von Seilschlaufen für Anschlagseile; Deutsche Fassung EN 13411-2:2001, Beuth Verlag GmbH Berlin, 2002
- [27] DIN EN 13411-6:2004-09: Endverbindungen für Drahtseile aus Stahldraht Sicherheit Teil 6: Asymmetrische Seilschlösser; Deutsche Fassung EN 134116:2004, Beuth Verlag GmbH Berlin, 2004
- [28] DIN EN 13411-7:2005-08 (Entwurf): Endverbindungen für Drahtseile aus Stahldraht Sicherheit Teil 7: Symmetrische Seilschlösser Deutsche Fassung prEN 13411-7:2003, Beuth Verlag GmbH Berlin, 2005
- [29] DIN EN 2357:1989-11: Seilschuhe aus korrosionsbeständigem Stahl zum Aufquetschen auf Steuerseile- Maße und Belastungen, Beuth Verlag GmbH Berlin, 1989
- [30] DIN EN 1993-1-11:2007-02, Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 1-11: Bemessung und Konstruktion von Tragwerken mit Zuggliedern aus Stahl, Beuth Verlag GmbH Berlin, 2007
- [31] DIN 1045-1:2001-06: Tragwerke aus Beton, Stahlbeton und Spannbeton Teil 1: Bemessung und Konstruktion, Beuth Verlag GmbH Berlin, 2001
- [32] DIN prEN 10337:2003-11: Spannstahldrähte und -litzen mit Überzug aus Zink und Zinklegierung, Deutsche Fassung, Beuth Verlag GmbH Berlin, 2003
- [33] Technische Lieferbedingungen für vollverschlossenen Brückenseile, Fassung November 1994, Bundesministerium für Verkehr - Abteilung Straßenwesen, Verkehrsblatt- Dokument Nr.B 5229
- [34] Peil, U.: Bauen mit Seilen, Stahlbaukalender 2000, Hrg. U. Kuhlmann; W. Ernst und Sohn Verlag Berlin, 2000
- [35] Klöpfer, A.; Raupp, D.: Stehende Seile unter ermüdender Zugbeanspruchung, Stahlbau Volume 75 Issue 1/2006, Ernst und Sohn Verlag Berlin, S.40-44
- [36] Schönherr, S.; Vogel, W.; Wehking, K.-H.: Alternative materials for suspension means in material handling and material flow systems, OIPEEC 12.-14. September 2007 Johannesburg, South Africa
- [37] Kollmann, F. G.: Welle-Nabe-Verbindung: Geslatung, Auslegung, Auslegung Konstruktionshandbücher, Band 32, Springer Verlag Berlin Heidelberg, 1984
- [38] Lange, K.: Umformtechnik, Band 1: Grundlagen; 2. überarb. Auflage Springer Verlag Berlin Heildelberg New York, 1984
- [39] Kopp, R.; Wiegels, H.: Einführung in die Umformtechnik, 2. korr. Auflage, Verlag der Augustinus Buchhandlung, Aachen Mainz, 1999

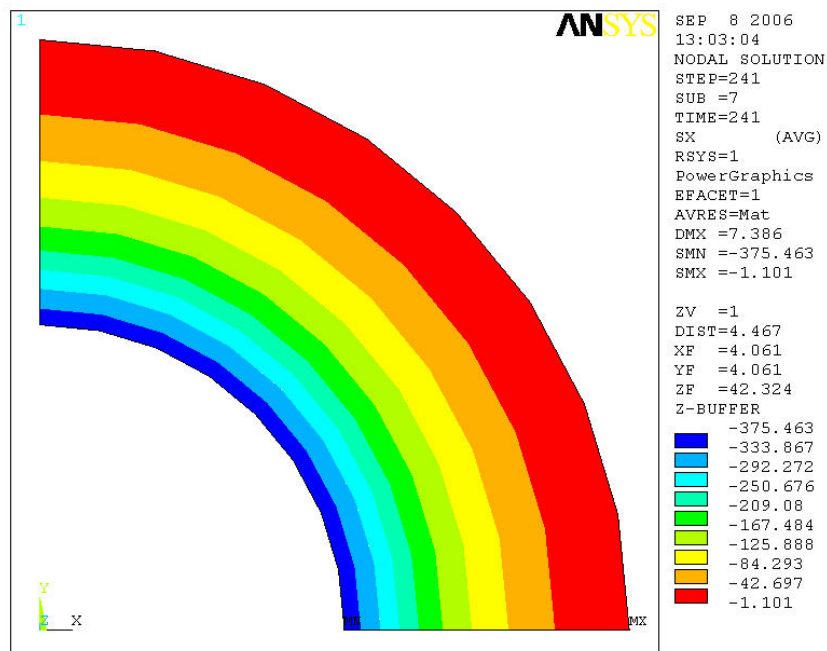
-
- [40] DIN 8582:2003-09 Fertigungsverfahren Umformen Einordnung, Unterteilung, Begriffe, Alphabetische Übersicht Beuth Verlag GmbH Berlin, 2003
- [41] DIN 8583-2:2003-09 Fertigungsverfahren Druckumformen Teil 2: Walzen Einordnung, Unterteilung, Begriffe, Beuth Verlag GmbH Berlin, 2003
- [42] DIN 8584-2:2003-09 Fertigungsverfahren Zugdruckumformen Teil 2: Durchziehen Einordnung, Unterteilung, Begriffe, Beuth Verlag GmbH Berlin, 2003
- [43] DIN 7190:2001-02 Pressverbände - Berechnungsgrundlagen und Gestaltungsregeln, Beuth Verlag GmbH Berlin, 2001
- [44] Buchter, H. H.: Apparate und Armaturen der chemischen Hochdrucktechnik Springer Verlag Berlin Heidelberg, 1967
- [45] Backhaus, G.: Deformationsgesetze, Akademie-Verlag Berlin, 1983
- [46] Gruttmann, F.: Nichtlineare Probleme der Baustatik III, Unterlagen zur Vorlesung WS 96/97, Institut für Baustatik, Universität Karlsruhe (TH), 1997
- [47] Schütt, J.: Theorie und Finite-Element-Implementierung eines elasto-plastischen 3D Stoffgesetzes, Institut für Baustatik Universität Karlsruhe, Diplomarbeit 1998
- [48] DIN EN 12385-2:2003-04: Stahlseil, Teil 2: Begriffe, Bezeichnung und Klassifizierung, Beuth Verlag GmbH Berlin, 2003
- [49] Illgner, K.H.; Blume, D.: Schrauben Vademecum, eine Veröffentlichung der Bauer & Schaurte Kracher GmbH, 3. Auflage, 1980
- [50] Tekscan Inc., http://www.tekscan.com/flexiforce/specs_flexiforce.html, 18. Mai 2006
- [51] Sensor Products Inc. http://www.sensorprod.com/pressurex_php, 18. Mai 2006
- [52] Electrade Elektronik und Consulting: Produktinformation zu FSR-Folie, http://www.electrade.com/html/produkte/sensorik_fsr.htm, 18. Mai 2006
- [53] Schöpf, H.-J.; Stecher, J.; Karg, E.: Ermittlung von Pressungsverteilungen an Kontakt- und Dichtflächen, Messen+Prüfen, S.388-404, Nr. 6, Juni 1980
- [54] <http://www.uni-stuttgart.de/ifu/forschung/einrichtungen/qualitaetsmessung/>, 18. Juli 2006
- [55] Schiffner, G.: Spannungen in laufenden Drahtseilen, Dissertation Universität Stuttgart, 1986
- [56] Wang, N.: Spannungen in Spiralseilen mit freier und erzwungener Krümmung, Dissertation Universität Stuttgart, 1990

-
- [57] Roos, E., Maile, K.: Werkstoffkunde für Ingenieure, 2. Auflage, Springer Verlag Berlin Heidelberg New York, 2005
- [58] Eurocode 3-DIN V ENV 1993-2:2001-02: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten Teil 2: Stahlbrücken, Beuth Verlag GmbH Berlin, 1997
- [59] Lechnitzky, S. G.: Theory of Elasticity of an Anisotropic Elastic Body Holden-Day, Inc., 1963
- [60] ANSYS Help Manual, Release 10.0: Element Reference, Element Library, ANSYS Inc. Canonsburg, USA, 2006
- [61] Bechtold, M.: Tragverhalten lösbarer Seilklemmen an offenen und vollverschlossenen Spiralseilen, Dissertation Universität Karlsruhe (TH), 2005
- [62] Ziegler, S.: Einfluss der Drahtschwingfestigkeit auf die Lebensdauer von Seilen, Dissertation Universität Stuttgart, 2007
- [63] Kathage, K.: Neue technische Regeln für vorgefertigte Seil-Zugglieder, DIBt MITTEILUNGEN Jg.: 31, Nr.4, Seite 124-128, 2000
- [64] Dietmann, H.; Beier, F.: Spannungszustand und Festigkeit, 2. Teil: Schwingende Beanspruchung, Technisch-wissenschaftliche Berichte der Staatlichen Materialprüfungsanstalt an der Universität Stuttgart, 1971
- [65] Kuhlmann, U.: K 4.2- Modellierung und Auslegung von Tragwerken unter ruhender und wechselnder Beanspruchung Skript Teil IV: Ermüdung und Betriebfestigkeit, Vorlesung WS 2003/2004, Universität Stuttgart
- [66] Pantucek, P.: Pressung von Seildraht unter statischer und dynamischer Beanspruchung, Dissertation Universität Karlsruhe, 1977
- [67] Hoppe, M.: Eigenspannungen in kaltgezogenen Drähten und Stäben- Einflußgrößen und deren Bewertung, Dissertation RWTH Aachen, 1994
- [68] Haibach, E.: Betriebsfestigkeit, Verfahren und Daten zur Bauteilberechnung, 2. Auflage, SpringerVerlag Berlin Heidelberg New York, 2002
- [69] Wehking, K.-H.; Klöpfer, A.: Lebensdauer und Ablegereifeerkennung von Drahtseilen unter Zugschwellbeanspruchung. Abschlußbericht des AVIF-Vorhabens A107, Forschungsvereinigung der Arbeitsgemeinschaft der Eisen und Metallverarbeitenden Industrie e.V. Düsseldorf, 1999
- [70] Naubereit, H., Weihert, J.: Einführung in die Ermüdungsfestigkeit, Carl Hanser Verlag München Wien, 1999

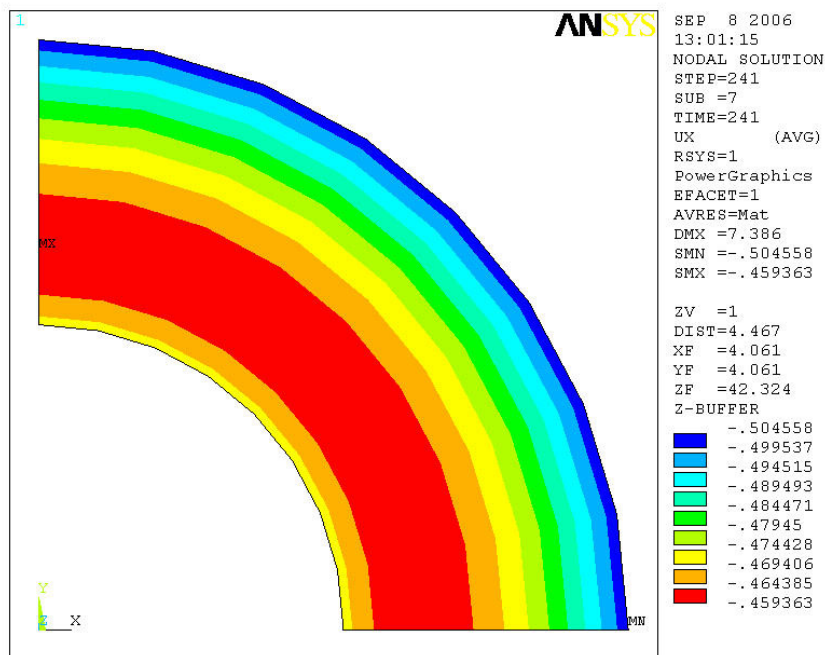
Anhang



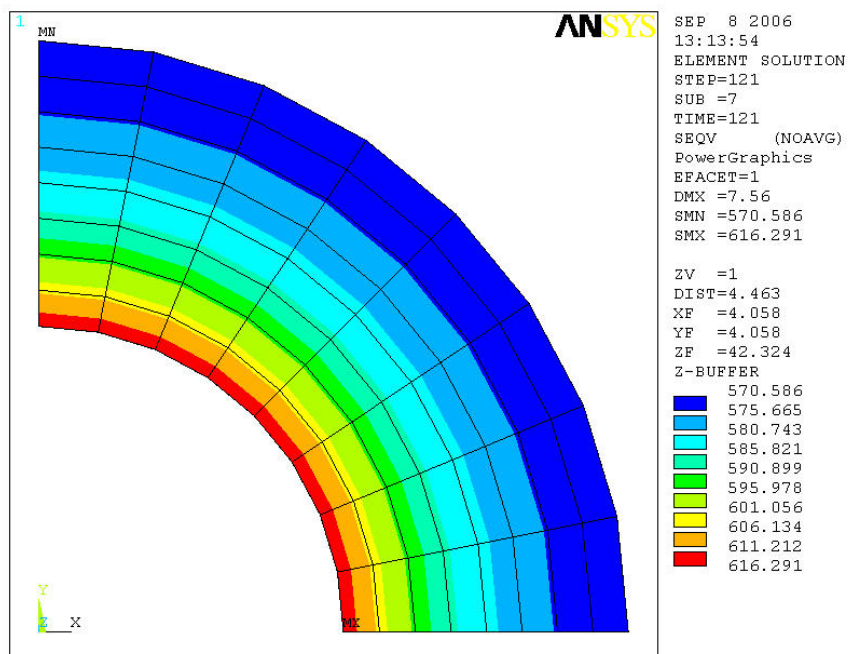
A. 1: Elementlösung der radialen Spannungen S_x [N/mm²]



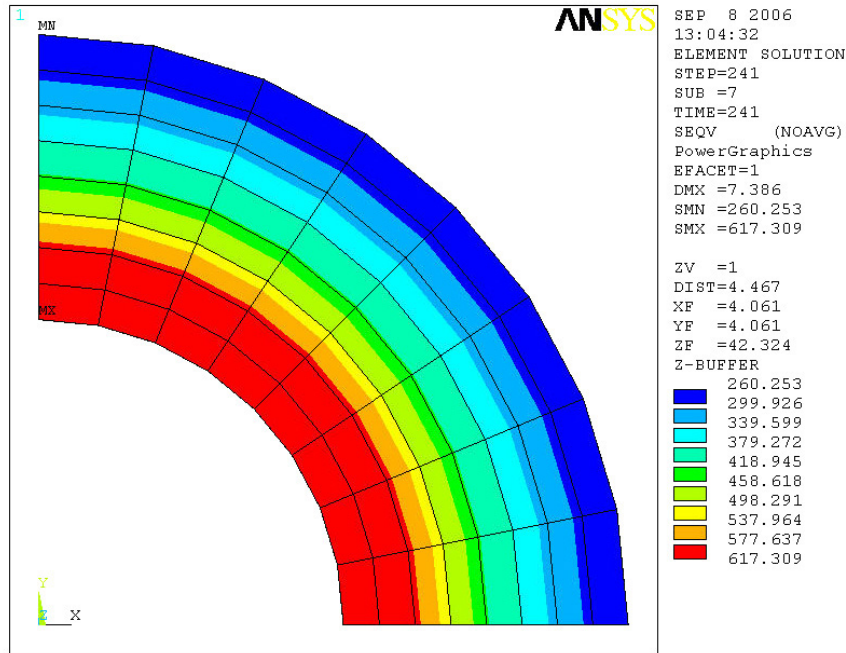
A. 2: Knotenlösung der radialen Spannungen S_x [N/mm²]



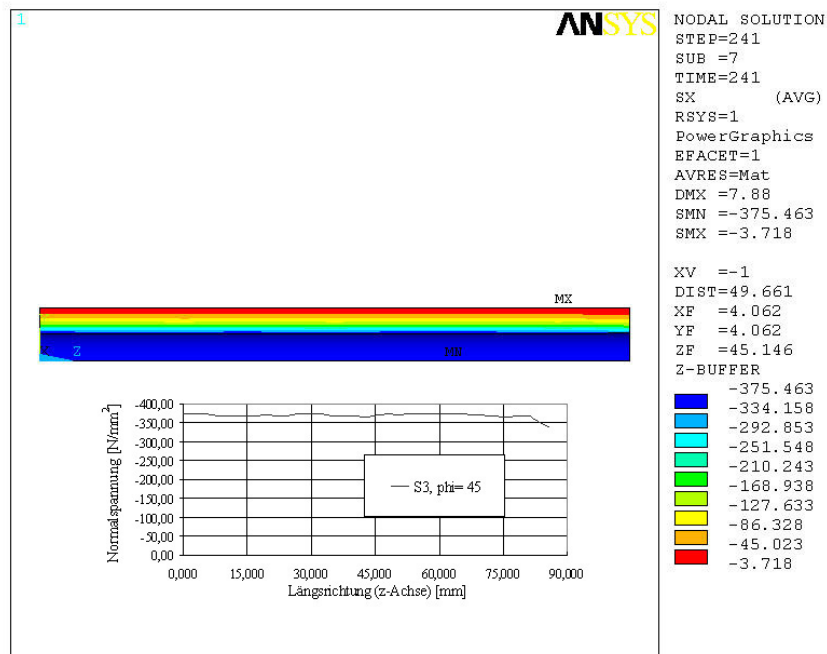
A. 3: Verformung u_x [mm] in radialer Richtung im Lastfall 241



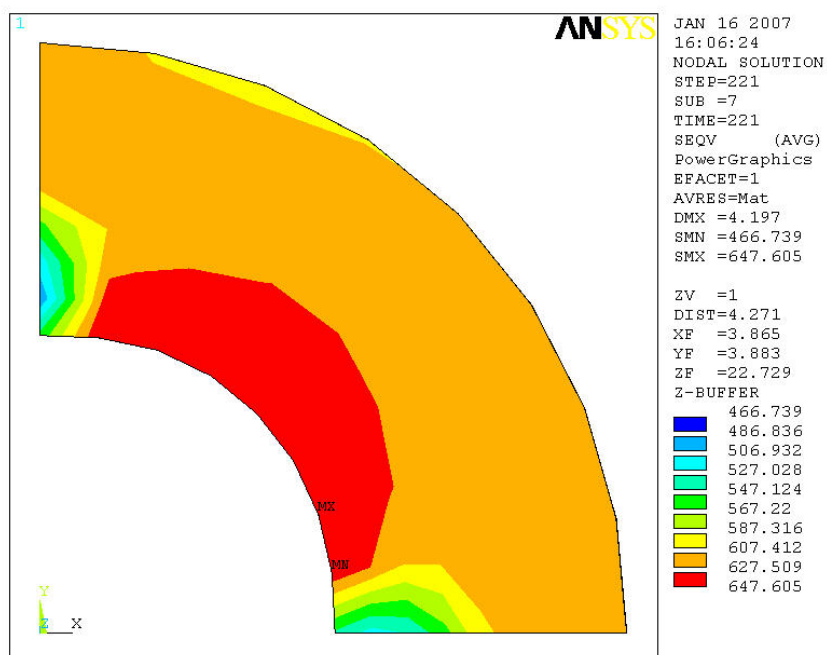
A. 4: Von-Mises-Spannungen [N/mm²] im Lastfall SET 121



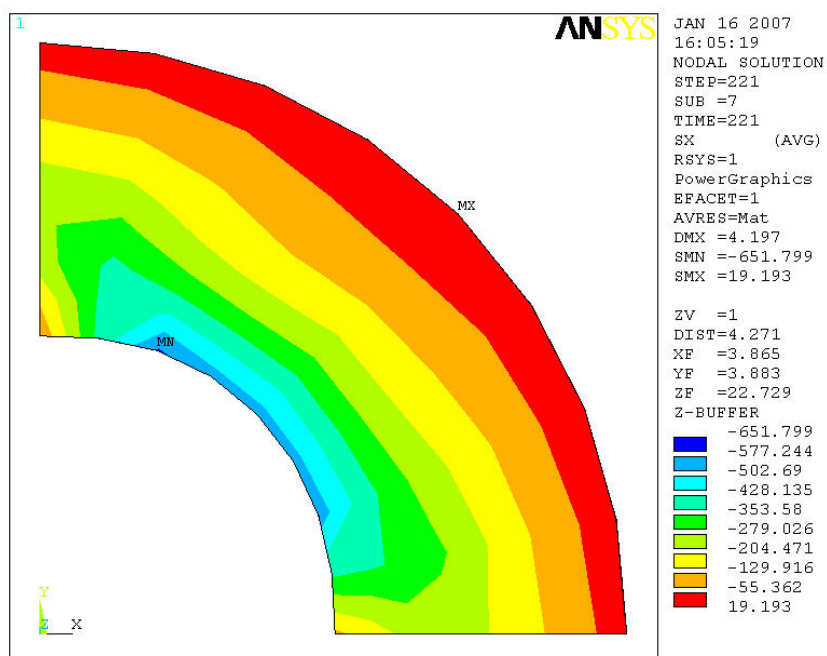
A. 5: Von-Mises-Spannungen σ_v [N/mm²] im Lastfall SET 241



A. 6: Normalspannungen (Fugendruck) S_x [N/mm²] in Längsrichtung (z-Achse)



A. 7: Von-Mises-Spannungen σ_v [N/mm²] im Lastfall SET 221, z=30 mm



A. 8: Normalspannungen σ_{xx} [N/mm²] im Lastfall SET 221, z=30 mm