

Berichte aus dem

**INSTITUT FÜR FÖRDERTECHNIK
UND LOGISTIK**

Institutsleiter: Prof. Dr.-Ing. K.-H. Wehking

UNIVERSITÄT STUTTGART



Andreas Klöpfer

**Untersuchung zur Lebensdauer
von zugschwellbeanspruchten
Drahtseilen**

Juni 2002

Untersuchung zur Lebensdauer von zugschwellbeanspruchten Drahtseilen

Von der Fakultät Konstruktionstechnik- und Fertigungstechnik
der Universität Stuttgart
zur Erlangung der Würde eines
Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.)
genehmigte Abhandlung

Vorgelegt von
Dipl.-Ing. Andreas Klöpfer
geboren in Winnenden

Hauptberichter: Prof. Dr.-Ing. K.-H. Wehking

Mitberichter: Prof. Dr.-Ing. Bernd Bertsche

Tag der Einreichung: 27.06.2001

Tag der mündlichen Prüfung: 05.02.2002

Institut für Fördertechnik und Logistik
der Universität Stuttgart

2002

Meinen Eltern gewidmet.

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Fördertechnik und Logistik (IFT) der Universität Stuttgart. Die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Zugschwelluntersuchungen waren Bestandteil des Forschungsprojekts „Lebensdauer und Ablegereifeerkennung von Drahtseilen unter Zugschwellbeanspruchung“. Das Projekt wurde durch die Forschungsvereinigung der Arbeitsgemeinschaft der Eisen und Metallverarbeitenden Industrie e.V (AVIF) gefördert.

Mein Dank gilt an erster Stelle Herrn Prof. Dr.-Ing. K.-H. Wehking, Leiter des Instituts für Fördertechnik und Logistik, für die Förderung und das entgegengebrachte Vertrauen.

Herrn Prof. Dr.-Ing. B. Bertsche danke ich für die eingehende Durchsicht der Arbeit und für die Übernahme des Mitberichts.

Dem ehemaligen Leiter der Abteilung Seiltechnik und Seilanwendung, Herrn Prof. Dr.-Ing. K. Feyrer, danke ich für die stete und freundliche Unterstützung meiner Arbeit.

Herzlich bedanken möchte ich mich auch bei allen Kollegen, besonders Herrn Dr.-Ing. W. Vogel und meinem Zimmerkollegen Herrn Dipl.-Ing. U. Weiskopf die mir mit Rat, Tat und Freundschaft zur Seite gestanden haben. Herrn Dipl.-Ing. R. Hemminger danke ich für seine wertvolle und tatkräftige Unterstützung während der gemeinsamen Zeit am Institut.

Danken möchte auch allen Studentinnen und Studenten, die im Rahmen von Studien- und Diplomarbeiten oder als wissenschaftliche Hilfskräfte, allen voran Herrn Dipl.-Ing. M. Holdt, zum Gelingen dieser Arbeit wesentlich beigetragen haben.

Zu Dank bin auch den Mitarbeitern der Institutswerkstatt unter der Leitung von Herrn Süßmuth und Herrn Haase für die stete Unterstützung bei den experimentellen Untersuchungen verpflichtet.

Der Fa. Casar danke ich für die unkomplizierte Abwicklung von ergänzenden Zugschwellversuchen.

Nicht zuletzt möchte ich mich ganz besonders bei meiner Frau Daniela, für das Korrektur lesen und die Aufmunterung während der Bearbeitungszeit bedanken.

Inhaltsverzeichnis

Inhaltsverzeichnis	7
Formelzeichen.....	9
Kurzzusammenfassung	12
Abstract	13
1 Einleitung	22
1.1 Problemstellung und Zielsetzung	23
1.2 Stand der Forschung	24
2 Ermittlung der Spannungsverteilung in Drahtseilen	40
2.1 Seilgeometrie und Primärbeanspruchungen	41
2.1.1 Drahttraumkurve des unbelasteten Seiles.....	41
2.1.2 Spannungsverteilung in Drahtseilen	45
2.2 Verformung der Litzen- bzw. Drahtwendel unter Zugbelastung.....	46
2.2.1 Litzendehnung.....	47
2.2.2 Seildehnung	49
2.2.3 Seilquerkontraktion	49
2.3 Vergleich der berechneten und der gemessenen Seilverformungen im Seil	50
2.4 Zusatzbeanspruchungen im geraden Seil.....	52
2.4.1 Sekundäre Zugspannungen.....	52
2.4.2 Biegespannungen	60
2.5 Spannungsverteilung im realen Seilquerschnitt.....	61
3 Experimentelle Lebensdaueruntersuchungen	69
3.1 Versuchseinrichtungen.....	69
3.1.1 Prüfmaschinen für die Zugschwellprüfung von Drahtseilen.....	69
3.1.2 Herstellung von Seilvergüssen	70
3.2 Versuchsparameter	71
3.3 Versuchsdurchführung.....	73
3.4 Versuchsauswertung.....	75
4 Ergebnisse der Zugschwelluntersuchungen.....	78
4.1 Zugschwellversuche mit Litzenseilen	80
4.1.1 Einfluss der Belastungsparameter.....	80
4.1.2 Ergebnisse durch Regression mit der Ausgangsgleichung	92
4.2 Zugschwellversuche mit Spiralseilen	100
4.2.1 Einfluss der Belastungsparameter.....	100
4.2.2 Ergebnisse durch Regression mit der Ausgangsgleichung	108
4.2.3 Lebensdauerprognosen	110
4.3 Seildehnung und Dämpfungsarbeit im Zugschwellversuch	112

4.4 Seilablegereife	117
4.4.1 Drahtbruchentwicklung der Litzenseile	117
4.4.2 Drahtbruchentwicklung der Spiralseile	121
4.5 Bemessung der stehenden Seile nach DIN 15018	123
5 Zusammenfassung.....	126
6 Literatur	130
Anhang.....	135

Formelzeichen

Zeichen Einheit Bedeutung

a_i	--	Regressionskoeffizienten mit $i = 0,1,2,3$
$c_{i,j}$	--	inverse Koeffizientenmatrix
c_x	--	x-Koordinate des Hauptnormalenvektors
c_y	--	y-Koordinate des Hauptnormalenvektors
c_z	--	z-Koordinate des Hauptnormalenvektors
d	mm	Seildurchmesser
f	Hz	Prüffrequenz im Zugschwellversuch
k_T	--	Faktor für die Berechnung der statistischen Abgrenzung
l	mm	Schlaglänge der Litze
$l_{i,j}$	mm	Bogenlänge eines Drahtes der j-ten Drahtlage in der i-ten Litzenlage
$lg s$	--	logarithmische Standardabweichung
$m_{i,j}$	--	Drehwinkelverhältnis von Draht und Litze
n	--	Anzahl der betrachteten Versuchspunkte
n_x	--	x-Koordinate des Normalenvektors der Schmiegeebene
n_y	--	y-Koordinate des Normalenvektors der Schmiegeebene
n_z	--	z-Koordinate des Normalenvektors der Schmiegeebene
p_R	--	Anzahl der Einflussgrößen x_1, \dots, x_p der Regression
p	N/mm	Schnürdruck
$r_{i,j}$	mm	Wickelradius der j-ten Drahtlage in der i-ten Litzenlage
$u_{1-\alpha}$	--	Zufallsgröße für die Sicherheit $1-\alpha$
$u_{1-\gamma}$	--	Zufallsgröße für den Ausfallanteil γ
$x_{i,j}$	mm	x-Koordinate der Drahraumkurve
$y_{i,j}$	mm	y-Koordinate der Drahraumkurve
$z_{i,j}$	mm	z-Koordinate der Drahraumkurve
z_D	--	Anzahl der Drähte
z_L	--	Anzahl der Litzen
A	--	Anteil
A_m	mm ²	metallischer Seilquerschnitt
A_D	mm ²	Drahtquerschnitt
B	--	Bestimmtheitsmaß
D	--	Drahraumkurve

E	N/mm ²	Elastizitätsmodul
F	N	Kraft auf Drahtelement
F_r	N	Rechnerische Seilbruchkraft
L	mm	Schlaglänge des Seiles
$K_{i,j}$	1/mm	Krümmung der j-ten Drahtlage in der i-ten Litzenlage
N	--	Schwingspielzahl
R_i	mm	Wickelradius der i-ten Litzenlage
R_m	N/mm ²	Zugfestigkeit
R_0	N/mm ²	Drahtnennfestigkeit
S	N	Seilzugkraft
S_a	N	Kraftamplitude
$2S_a$	N	Schwingweite der Kraftamplitude
S_m	N	Mittlere Seilzugkraft
S_o	N	Obere Seilzugkraft
S_u	N	Untere Seilzugkraft
T	°C	Seiloberflächentemperatur
$T_{i,j}$	--	Windung eines Drahtes der j-ten Drahtlage in der i-ten Litzenlage
W	J	Dämpfungsarbeit
W_n	--	Hilfsgröße bei der Berechnung der statistischen Abgrenzung
$\alpha_{i,j}$	°	Drahtschlagwinkel in der j-ten Drahtlage der i-ten Litzenlage
β_i	°	Litzenschlagwinkel der i-ten Litzenlage
γ_k	°	Winkel zwischen der Schmiegeebene und der Hauptnormalen
δ_k	mm	Durchmesser des Kerndrahtes
δ_L	mm	Durchmesser des Lagendrahtes
$\delta_{i,j}$	mm	Durchmesser eines Drahtes in der j-ten Drahtlage der i-ten Litzenlage
ϵ_S	--	Seildehnung
ϵ_L	--	Litzendehnung
ϵ_{LD}	--	Litzendehnung aus Drahtdehnung
ϵ_{Lqr}	--	Litzendehnung aus Drahtquerkontraktion
ϵ_{qR}	--	Wickelradiuskontraktion der Litze
ϵ_{qr}	--	Wickelradiuskontraktion der Drähte
ϵ_z	--	Drahtdehnung
φ_L	°	Litzendrehwinkel
Φ	°	Drahtdrehwinkel
$\vartheta_{i,j}$	°	Umschlingungswinkel des Drahtes der j-ten Drahtlage in der i-ten Litzenlage
σ	N/mm ²	Spannung
σ_{nem}	N/mm ²	Nennzugspannung

$\sigma_{zpri,i,j}$	N/mm ²	Primäre Drahtzugspannung der j-ten Drahtlage in der i-ten Litzenlage
$\sigma_{zsi,j}$	N/mm ²	Sekundäre Drahtzugspannung der j-ten Drahtlage in der i-ten Litzenlage
$\sigma_{zges,i,j}$	N/mm ²	Gesamtdrahtzugspannung der j-ten Drahtlage in der i-ten Litzenlage
$\sigma_{bi,j}$	N/mm ²	Biegespannung der j-ten Drahtlage in der i-ten Litzenlage
$\sigma_{ges,i,j}$	N/mm ²	Gesamtdrahtspannung der j-ten Drahtlage in der i-ten Litzenlage
$\sigma_{mini,j}$	N/mm ²	Minimale Zugspannung der j-ten Drahtlage in der i-ten Litzenlage
σ_{zSchw}	N/mm ²	Zugschwellfestigkeit
σ_{zA}	N/mm ²	Zug-Druck-Dauerfestigkeit
$2\sigma_{zA,Draht}$	N/mm ²	Zugschwingweitendauerfestigkeit des Drahtes
$2\sigma_{zA,Seil}$	N/mm ²	Zugschwingweitendauerfestigkeit des Seils
σ_{zM}	N/mm ²	Mittelspannungsdauerfestigkeit
σ_{bW}	N/mm ²	Biegewechselfestigkeit
$\rho_{i,j}$	mm	Krümmungsradius der j-ten Drahtlage in der i-ten Litzenlage
μ	--	Reibungszahl
$\mu_{i,j}$	--	Reibungszahl unter Berücksichtigung der Keileffekte
$\xi_{i,j}$	°	Hilfswinkel in j-ten Drahtlage und der i-ten Litzenlage
Ψ	°	Drahtumfangswinkel

Kurzzusammenfassung

Die vorliegende Arbeit befasst sich in umfassender Weise mit der Thematik der stehenden Seile. Von der Berechnung der Drahtspannungen von zugschwellbeanspruchten Seilen über die Versuchsdurchführung und -auswertung von über 350 Zugschwellversuchen, der Prüfung von Kriterien zur Ablegereifeerkennung bis hin zur Bemessung von stehenden Seilen wurden die wichtigsten Fragestellungen auf dem Forschungsgebiet der stehenden Seile abgedeckt. Es existieren zwar Untersuchungen -hauptsächlich Zugschwelluntersuchungen- von verschiedenen Forschungsstellen, allerdings ist festzustellen, dass die Ergebnisse oftmals nur sehr eingeschränkt aussagekräftig oder keine geeigneten Auswertemethoden angewandt bzw. entwickelt worden sind.

Auch die analytischen Betrachtungen zur Seillebensdauer von zugschwellbeanspruchten Drahtseilen sind z.T. fehlerbehaftet und bereits im Ansatz fragwürdig. Stets wurden nämlich nur die planmäßigen Spannungsanteile im idealisierten Seilaufbau berücksichtigt. Tatsächlich treten neben den planmäßigen Drahtspannungen auch sogenannte unplanmäßige Drahtspannungen in erheblicher Größe auf. In Messungen mit Dehnmessstreifen konnten Spannungsunterschiede von Drähten innerhalb einer Drahtlage vom mehrfachen des Mittelwertes festgestellt werden.

Die im Rahmen dieser Untersuchung ausgewerteten Zugschwellergebnisse weisen im untersuchten Bereich eine starke Abhängigkeit der Seillebensdauer von der unteren Seilzugkraft auf. Besonders bei den Litzenseilen konnte dieses charakteristische Seilverhalten regelmäßig beobachtet werden. Der vorgestellte Regressionsansatz eignet sich besonders gut zur Beschreibung der Seillebensdauer und wurde in das Rechenprogramm „Lebschwell“ integriert. Mit diesem Werkzeug können erstmals auf einfache Weise Lebensdauerprognosen erstellt werden.

Ein weiteres wichtiges Ergebnis dieser Arbeit ist der Nachweis für den Überarbeitungsbedarf der DIN 15018. Die vor über 30 Jahre entwickelte DIN 15018 trägt den heute üblichen Seilkonstruktionen nicht mehr Rechnung. Das Lebensdauerpotential der Seile wird durch die DIN 15018 längst nicht ausgeschöpft. Die Ergebnisse dieser Untersuchung können unmittelbar in die europäische Normungsarbeit einfließen und einen wichtigen Beitrag zur sinnvollen Bemessung von stehenden Seilen leisten.

Abstract

In the past research on ropes concentrated predominantly on running ropes. Numerous studies, for example in bending tests, have contributed to a clarification of the rope and load parameters which determine lifespan. *Feyrer 2001* compiled the test results of years of research and subjected them to a statistical evaluation, from which he developed a method for assessing ropes running over sheaves. With this method one can reliably calculate the lifespan of ropes or the time for replacement for any rope drive.

There is no comparable method of rating ropes which are solely under dynamic load. This is due to the fact that in the past far fewer ropes have been tested in dynamic load tests than in bending tests. As *Chaplin and Potts 1991* state, the interpretation of dynamic load tests is often rendered difficult by the use of different benchmarks or the insufficient description of the conditions of the experiment. Moreover, there is still no convincing evaluation method which takes into the consideration the distinct influence of mean load of the ropes in the dynamic load test. The current assessment guidelines for standing ropes, DIN 15018 and DIN 18800, are based on a small number of early experiments with rope constructions which are of no importance today. As standing ropes are also used in applications relevant for safety regulations, a knowledge of the expected lifespan of ropes is essential. Until now there has not been a comprehensive experimental study which includes all rope and load parameters that are decisive in the lifespan of rope constructions common today.

Attempts such as those of *Andorfer 1986* to describe the lifespan of ropes via analytical methods in order to avoid costly experimental studies have not been successful. Andorfer's approach only considered wire tension appearing systematically in the rope. Yet in addition to systematic wire tension, tensile loads in wire ropes also cause considerable unsystematic wire tension, which thus cannot be neglected. Proof of the existence of unsystematic tension has been furnished within this thesis. To do so, the distribution of stress in stranded ropes was first examined in detail. In the subsequent dynamic load tests the mechanisms of variable wire load were established in correlation to the rope and load parameters and to their influence on the required lifespan of ropes.

Distribution of stress in wire ropes

If a wire rope is placed under tensile stress, then ideally all the wires of the rope are involved in load transmission depending on their alignment to the rope axis. *Schiffner 1986* defines so-called primary tensile load for the systematic division of drum load. He calculates primary wire tensile stress for any wire and strand position according to Equation (1).

$$\sigma_{z,i,j} = S \cdot \frac{\cos^2 \alpha_{i,j} \cdot \cos^2 \beta_i}{\sum_{k=0}^{n_i} \left(\sum_{l=0}^{n_{Dk}} z_{Dk,l} \cdot A_{Dk,l} \cdot \cos^3 \alpha_{k,l} \right) \cdot z_{l,k} \cdot \cos^3 \beta_k} \quad (1)$$

The deformation of the spatial curves of strands and wires accompanying the primary load of wires appears as a measurable longitudinal and lateral expansion of the rope. The resulting cur-

vature changes in the wire and strand filaments lead to additional bending and torsional stress. In addition, so-called secondary tensile stress appears especially when ropes are bent. These are the result of the displacement of wires and strands during changes in the curvature of the whole rope. They transfer frictional forces between the wires and strands and therefore appear as additional tensile stress in the rope. The changes in curvature of the bent rope causes secondary tensile stress, and, especially in ropes under tensile stress, considerable secondary stress also occurs, *Schmidt 1965, Andorfer 1983 and Wang 1987*. The calculation of the secondary tensile stress will be presented in Chapter 2.4.1. The overall axial stress thus consists of the following components:

$$\sigma_{ges} = \sigma_z + \sigma_{z,sek} + \sigma_b \quad (2)$$

The distribution of stress according to Equation (2) of a rope wire is presented in Fig. 1.

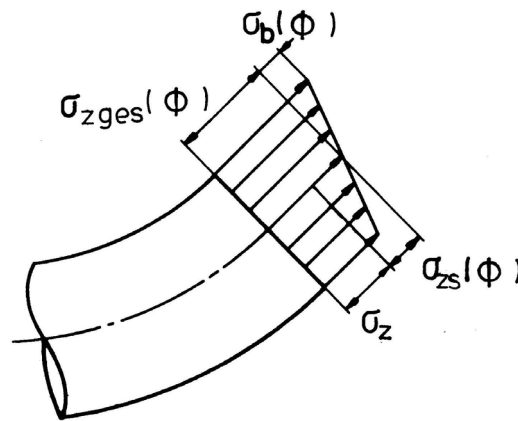


Fig. 1: Axial stress in a wire after Wang 1987.

The single stress components were carefully ascertained, making use of previous groundwork. Some authors came to some questionable conclusions which have been rectified in this thesis. For instance, contrary to the finding of Andorfer, the maximal stress of the wire occurs in the inner position, i. e. when the wire is facing the rope core.

The calculated distribution of stress in the outer wires of a wire rope under dynamic stress is presented in Fig. 2.

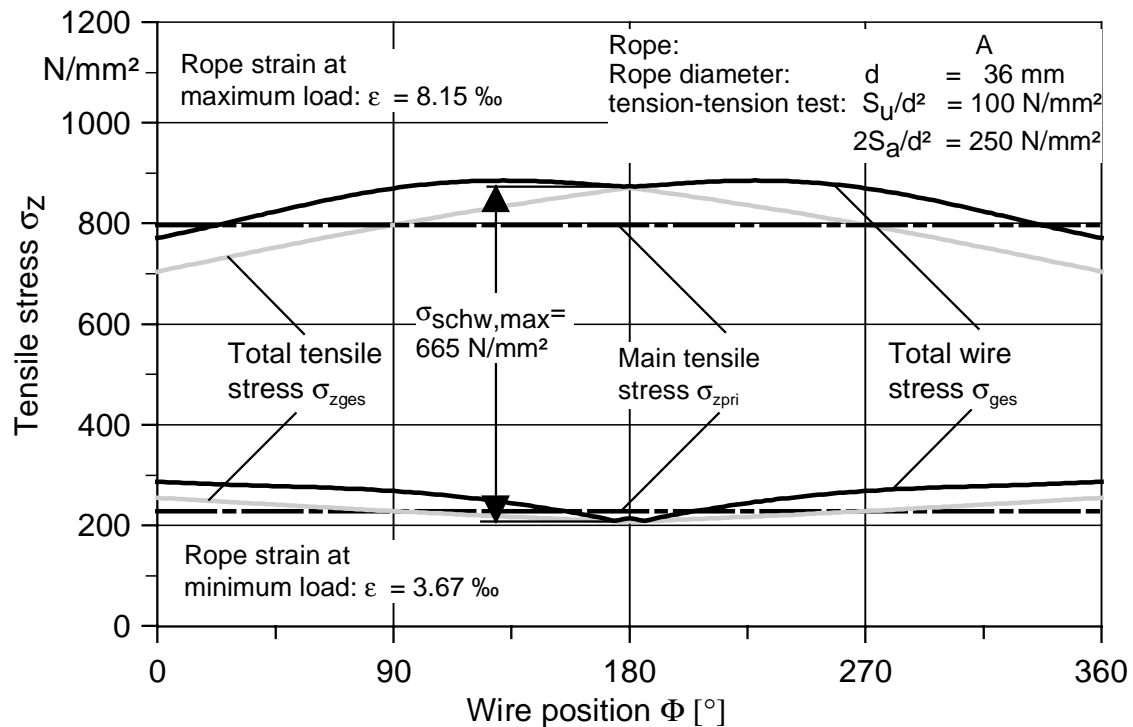


Fig. 2: Tensile Stress in an outer wire of WS SES + 6x36 sZ in T-T test

The stress amplitude for systematic stress calculated for the dynamic load test is greater than the amplitude of the nominal tensile stress of the rope due to the occurrence of additional stress. However, the increased stress amplitude caused by additional stress is not the deciding factor in the lifespan of the wire or rope in question. Previous observations have always assumed a homogeneous division of load in the rope when calculating the distribution of stress. This is not true at all in practice. As has been proven by the authors *Schiffner 1986*, *Evans and Chaplin 1997*, the load of the wires takes place in a highly irregular way. As a consequence in individual wires possibly very considerable unsystematic tension is superimposed on the systematic stress. The consequence is corresponding effects on the lifespan of wires and ropes in the dynamic load test.

Measurements of stress on the wires are the most obvious method to clarify the non-uniform distribution of stress on the strands and wires in the rope. In my own measurements with strain gauges, variations in the stress of the applied rope stress could be observed that were many times greater. These occur unsystematically. Thus individual wires are subject to loads that are many times higher than the calculation of systematic stress according to Chapter 2.4 showed. Approaches which take only the systematic stress in ropes into consideration are therefore unsuitable for the description of the lifespan of ropes in dynamic load tests.

Reasons for the very irregular load of the wire can particularly be seen in the actual makeup of the rope. In particular the manufacturer's rope laying method exerts a deciding influence on the quality of the rope. A high-quality rope is characterised by a uniform distribution of the load on the rope wires. But it is precisely these rope-laying parameters that are unknown or not accessible. Targeted studies of the influence of these on the lifespan of ropes have as yet not been conducted. To rectify this shortcoming, comprehensive experimental studies have been carried out within the scope of this thesis.

Dynamic load studies

In the first part of this thesis in Chapter 1 the status of research on wire ropes in the field of standing ropes is presented in detail. This section shows that the majority of tension – tension fatigue studies which have been conducted in the past have not presented meaningful results, as numerous mistakes were made in planning, conducting and interpreting the test results, *Chaplin and Potts 1991*. Therefore in my own studies all test parameters which are relevant for rope lifespan were included from the initial planning stages on. The most important parameters are:

- ❑ Construction of the rope
- ❑ Diameter related amplitude of the tensile load $2S_a/d^2$
- ❑ Diameter related minimum rope tensile load S_u/d^2
- ❑ Diameter of the rope

The two rope constructions which are commonly used as standing ropes, the “open spiral strand 1x37” as a representative of spiral strands and the Warrington-Seale SES + 6x36 sZ as a representative of stranded ropes, were tested and evaluated in more than 350 tension – tension fatigue tests. However, for a long time there was no convincing method for evaluating dynamic load tests. The first proposals were put forward by *Yeung and Walton 1985* and *Matsukawa 1985*, who reduced the number of determining variables by creating an equivalent tensile load of the rope. The method is described in more detail in Chapter 1.2. This procedure is based on a simple Goodman transformation, in which the authors indirectly transfer the materials behaviour of round steel samples to that of ropes. *Feyrer 1996* disagrees with the view of Yeung and Walton and Matsukawa, who claim that a Goodman line is suitable for evaluating dynamic load tests. In his own studies Feyrer refutes the Goodman approach and presents a regression approach as in Equation (3) for the mean number of load cycles until rupture.

$$\lg \bar{N} = a_0 + a_1 \lg \frac{2S_a \cdot d_0^2}{d^2 \cdot S_0} + a_2 \frac{S_u \cdot d_0^2}{d^2 \cdot S_0} + a_3 \left(\frac{S_u \cdot d_0^2}{d^2 \cdot S_0} \right)^2 + a_4 \lg \frac{d}{d_0} \quad (3)$$

The average number of load cycles until rupture N is a function of the range of stress of the tensile load of the rope $2S_a$, the minimum tensile load of the rope S_u and the rope diameter d . In Equation (3) the relative range of stress of the tensile load of the rope $2S_a/d^2$ and the diameter of the rope are included as logarithmic terms. The minimum relative tensile load of the rope S_u/d^2 enters the regression as a first-order and second-order term. Feyrer introduces the unified_load $S_0 = 1\text{N}$ and the unified diameter $d_0 = 1\text{mm}$ to keep Equation (3) undimensioned. The constants a_i result from the regression calculation.

For evaluation only reliable test results are used. Reliability could be tested with the following criteria. Tests where the following shortcomings occurred were considered to be unreliable:

1. Fracture of the connection at the end of the rope
2. Early failure of the sample
3. Testing machine defects
4. Exceeding the fatigue limit without damage of the rope

5. Faulty socket terminations

So-called life diagrams are especially suitable for depicting the results, in which the load cycle until breakage N achieved in the dynamic load test is plotted against the minimum diameter-related tensile load of the rope S_u/d^2 . Test points for the different diameter related ranges of tensile load $2S_a/d^2$ are marked in the investigated area with symbols, which were selected uniformly for each rope for better comparability. In the diagram the number of load cycles is plotted on a logarithmic scale for clarity. The load parameters are shown as diameter related values, which enables the test results to be directly compared independently of the construction of the rope.

It could be ascertained that the test points of all investigated ropes are described in a highly satisfactory way by means of the regression array of curves arrived at via Equation 3. On instance is the life span diagram shown in Fig. 3 for rope D. In addition to the test results and the array of curves of the regression, half the arithmetical breaking load is additionally shown in the life diagram. The calculated breaking load is by far the highest limit of the allowable load of ropes in practice. As the relative range of tensile load $2S_a/d^2$ increases, the number of load cycles N naturally decreases for all ropes. At the same time the array of curves are always arc-shaped in the area of the investigated minimum load. The maximum life span occurred at a related minimum tensile load between $S_u/d^2 = 50 \text{ N/mm}^2$ and $S_u/d^2 = 170 \text{ N/mm}^2$ for all investigated stranded ropes, independently of the chosen range of tensile load, and then decreases on both sides. The decrease of life span with small related minimum load appears to different extents for the investigated ropes and is called mean load sensitivity. The reason is the unhomogeneous wire load in the cross-section of the rope, which is especially influenced by the rope laying process used by the producer of the rope.

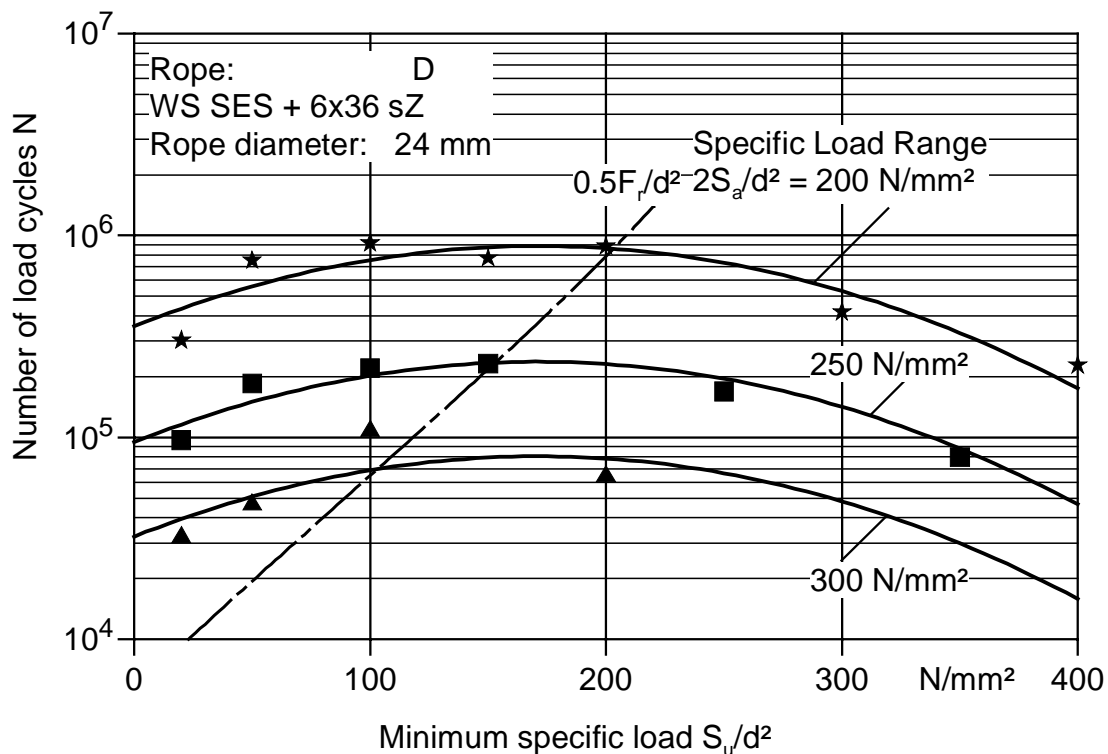


Fig. 3: Number of load cycles in Tension – Tension fatigue test until breakage for rope D

In the case of spiral ropes it was also shown that as the relative tensile load range $2S_a/d^2$ increases, the number of load cycles N attained until the failure of the sample decreases. In the

entire investigated range of the minimum related tensile load of the rope S_u/d^2 , the life span of the investigated spiral ropes with the same load range remains almost the same. The families of regression curves therefore do not have an extreme arc shape but follow more horizontal straight lines in comparison to the stranded ropes.

In addition to the ascertained mean load sensitivity a very considerable influence of the size of the samples on the number of load cycles of the stranded rope construction could be ascertained. The influence of the diameter established in this study for the stranded rope construction Warrington Seale SES + 6x36 sZ can be calculated by

$$\frac{N_1}{N_2} = \left(\frac{d_2}{d_1} \right)^{1.43} \quad (4)$$

Doubling the rope diameter the number of load cycles decreases by the factor 3!. This enormous influence of the rope diameter was not been expected in this magnitude. In comparison, the influence of size at 0.78, visible from the exponent in Equation (4), is considerably smaller for stranded ropes. The reason why the diameter influence of 0.32 in the bending test is so much smaller than in the tension – tension fatigue test is still unknown.

Interpretation of the tension – tension fatigue test results

To this day the interpretation of dynamic load is based on insights gained from classic materials testing. At an early stage this approach influenced the assessment guidelines for staying ropes of cranes according to DIN 15018. In the following the test results will be compared with the findings of materials testing in the Haigh-Diagram. Predominant methods in general materials testing are compression-tension as well as bending fatigue tests. Steel alloys and nonferrous metals with a tensile strength up to about 800 N/mm² are investigated most often. The rope wire production leads to tensile strengths which are far above this value. Rope wire production involves wires with a nominal tensile strength normally up to about 2160 N/mm². Theoretically the tensile strength of the wires can be further increased through further drawing procedures, but this considerably reduces the ductility of the material. Feyrer has summarised the results of wire studies by different authors and proves that the results of compression-tension fatigue tests with ropes wires which are not stranded can be interpreted according to Goodman.

The calculated specific load range $2S_u/d^2$ is presented in Fig. 4 as an example for the rope diameter $d= 24\text{mm}$. A Goodman line has been imposed on the regression curve based on the related calculated breaking load F_r/d^2 . The regression initially follows the Goodman line and then deviates considerably from it after reaching the maximum at a related minimum load of about 200 N/mm². The diagram was drawn up for the number of load cycles $N = 1.000.000$, which is considered to be the fatigue limit of the rope. As a consequence of additional load (for example, secondary stress, pressings and so on) ropes are not in fact fatigue enduring. Unterberg has conducted compression-tension tests with wire ropes up to a limit number of cycles of 6×10^6 . According to his findings fractures only rarely occur after exceeding 10^6 load cycles. Similar findings could be ascertained in dynamic load tests on ropes. Tests with load cycles $N < 1.75 \times 10^6$ were still included in the evaluation because the definition of the regression increased. The tension – tension fatigue tests were stopped after reaching $N=2 \times 10^6$ without breakage. However, the transition from finite life limit to fatigue endurance did not occur abruptly but took place

between about 750,000 and 2×10^6 load cycles. Establishing a sharply defined border is therefore practically impossible.

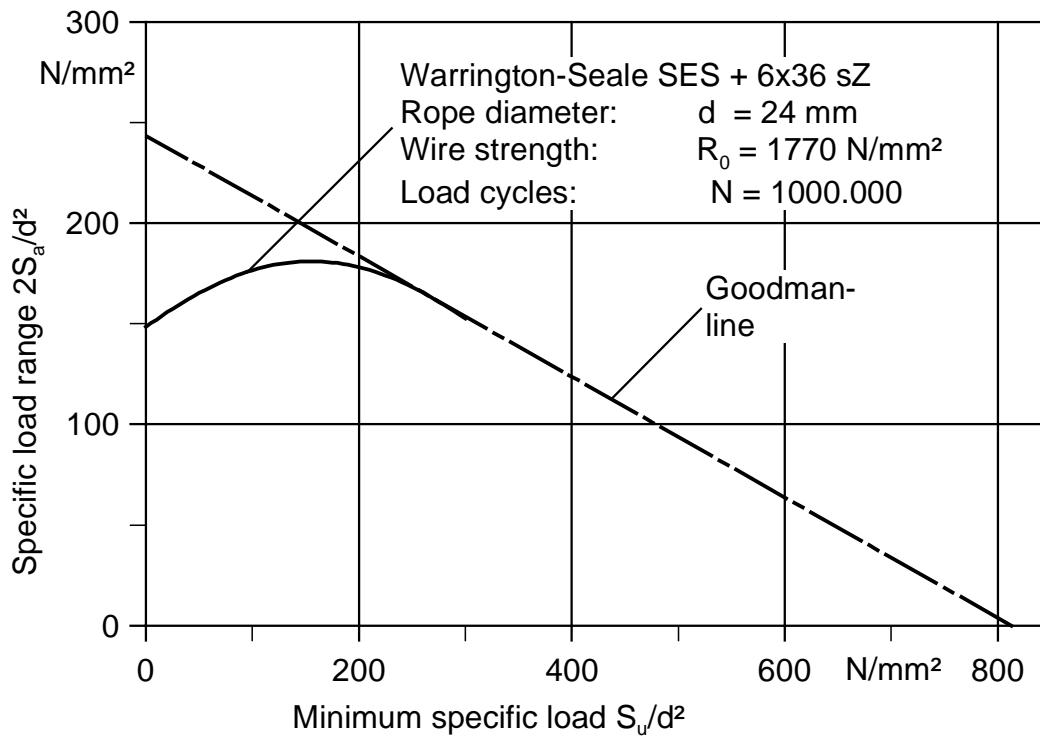


Fig. 4: Haigh-Diagram for entire regression

In contrast to the findings of classic materials testing on round steel samples, stranded ropes in particular showed some drastic decreases in the number of load cycles for low minimum loads. With spiral ropes this decrease is less distinct. Consequently the interpretation of dynamic load tests as defined by the Goodman line predominant until now is no longer valid in the light of the test results established here.

This finding has very concrete consequences, as the valid DIN 15018 assessment guidelines for the staying ropes of cranes are based on the findings of dynamic load tests with standard rope constructions which are no longer in use today. This has as a consequence that the potential of the ropes as interpreted according to DIN 15018 is greatly underestimated. With the extensive results presented here for two rope constructions which are frequently used in practice and which are produced by different rope manufacturers, new tension limits $2S_{a,zul}/d^2$ can be established for them. In further dynamic load tests new tension limits should be gradually laid down for common rope constructions. A reworking of DIN 15018 to that effect is indispensable not only from a scientific point of view but would also clearly bring economic advantages in practice.

Life Span Predictions

To be able to capitalise maximally on the studies in question a calculation program "Lebschwell" has been developed. With Lebschwell the user is given a tool with which any life span calculation can be carried out after the rope and load parameters have been entered. In the simplest case the calculations are based on the test results of this study. But there is also the possibility of entering measurement data or assembling any measurement data, which allows target-

ted life span calculations to be carried out. The data stock thus can be extended at any time. The “Lebschwell” program is the first life span calculation program for wire ropes. More than 10 years ago Feyrer 2000 developed a method for calculating the life span of running ropes, which is now a frequently used and reliable tool for the assessment of running ropes. Fig. 5 shows the results window of the “Lebschwell” program.

Seildaten	
Seilbezeichnung	Seil A
Seilkonstruktion	WS 6x36+SES
Seilnenn Durchmesser	36.0
Drahtnennfestigkeit	1770
Drahtoberfläche	blank

Belastungsparameter	
Untere Seilzugkraft S_u [kN]	100.0
Schwingweite $2S_a$ [kN]	300.0

Berechnete Seillebensdauer	
Schwingspielzahl N bis zum Bruch	158004

Regressionskoeffizienten	
a_0	14.250478
a_1	-4.011636
a_2	0.007242
a_3	-0.000021
a_4	0.000000
Bestimmtheitsmaß B	0.878530
Log. Standardabweichung l_{gs}	0.203298
Anzahl der Beobachtungen	8

Bemerkungen
Regression ohne Durchmesserglied

Buttons: Tabelle Drucken, Tabelle Speichern, Diagramm Anzeigen, Abbrechen

Fig 5: Presentation of the results in the “Lebschwell” program

Conclusion

This thesis has conducted an intensive investigation of the life span of wire ropes under dynamic load. Considerable progress in this field was achieved by proving the unsystematic occurrence of tension in the wire rope under dynamic load. The unequal load of the rope wires has a great influence on the life span of the rope. Unfortunately, the unsystematic wire tension cannot be calculated. This is also the reason why there will be further need for experimental studies of wire ropes in tension – tension fatigue tests in the future. In comprehensive studies more than 350 dynamic load tests were carried out within the scope of this thesis. The test results were evaluated using a suitable regression method which included all test parameters that are relevant for the rope life span. A very high dependence of rope life on the minimum tensile load of the rope was ascertained. This effect can also be described as mean load sensitivity. However, as a result, the widespread interpretation of results from dynamic load tests as defined by Goodman is no longer tenable. As a consequence the assessment guidelines have to be adapted to the typical

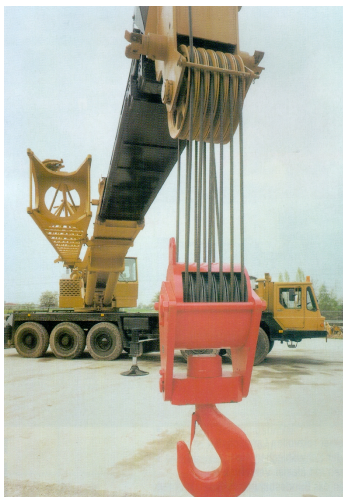
rope behaviour established in this study, especially for stranded ropes. However, in order to be able to make general statements further rope constructions have to be investigated in the dynamic load test.

In further studies the rope quality, which can be measured via the uniform distribution of stress in the rope cross-section, for example, must be taken into consideration as a relevant parameter for the life span of the rope. The differences in life span between ropes of different manufacturers with a comparable rope design are often considerable. Rope quality plays an important role as it is highly dependent on the rope laying method used by the rope manufacturer.

1 Einleitung

Mit der Erfindung des Drahtseiles im Jahre 1834 durch Oberbergrat Wilhelm August Julius Albert hielt das Drahtseil Einzug im Bergbau und verdrängte die bis dahin eingesetzten Hanfseile. Dies war der Ausgangspunkt für die Entwicklung neuer Drahtseilkonstruktionen für immer vielfältigere Anwendungen auf den Gebieten der Förder- und Bautechnik. Diese Entwicklung wäre ohne die begleitenden theoretischen und praktischen Untersuchungen an Drahtseilen nicht denkbar gewesen.

Die VDI 2358 1984 teilt die Drahtseile nach ihrem Verwendungszweck in laufende Seile, stehende Seile, Tragseile und Anschlagseile ein. In *Bild 1.1* sind dafür typische Anwendungsbeispiele dargestellt.



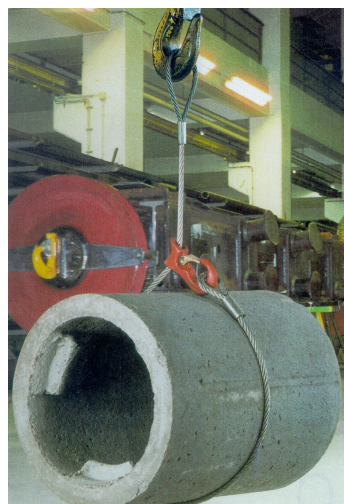
Laufende Seile



Stehende Seile



Tragseile



Anschlagseile

Bild 1.1: Einteilung der Seile nach VDI 2358

Im Unterschied zu den laufenden Seilen sind die stehenden Seile im allgemeinen nicht durch Biegewechsel beansprucht und werden in Abgrenzung zu den Tragseilen nicht durch Querkräfte belastet. Die in der vorliegenden Arbeit ausschließlich betrachteten stehenden Seile werden heute in vielfältiger Weise eingesetzt. Sie sind als Halteseile für Bagger, Krane, Bohrtürme oder als Abspannseile an Masten, Schornsteinen und Antennentragwerken anzutreffen. In den letzten Jahren kommt der Anwendung von stehenden Seile als Zugglieder in Brücken und Flächentragwerken eine immer größere Bedeutung zu.

1.1 Problemstellung und Zielsetzung

Die Lebensdauer und Ablegereifeerkennung von Drahtseilen die über Seilscheiben laufen sind intensiv erforscht worden. Zahlreiche Untersuchungen z.B. im Biegeversuch haben zur Klärung der maßgeblich lebensdauerbestimmenden Seil- und Belastungsparameter beigetragen. *Feyrer 2001* hat die Versuchsergebnisse jahrelanger Forschung zusammengetragen und einer statistischen Auswertung unterzogen. Daraus hat er eine Bemessungsmethode für über Scheiben laufende Seile entwickelt. Mit dieser Methode lassen sich für beliebige Seiltriebe die Seillebensdauer bzw. der Ablegereifezeitpunkt zuverlässig berechnen.

Für Seile die ausschließlich durch schwellende Zugkräfte belastet werden, gibt es keine vergleichbare Bemessungsmethode. Das liegt daran, dass in der Vergangenheit weitaus weniger Seile im Zugschwellversuch als im Biegeversuch untersucht worden sind. Die Deutung von Zugschwellversuchen ist oftmals erschwert, da unterschiedliche Bezugsgrößen verwendet wurden oder aber die Versuchsumstände nur unzureichend beschrieben worden sind, so *Chaplin und Potts 1991*. Zudem fehlt bislang eine überzeugende Auswertemethode die dem ausgeprägten Mittelspannungseinfluss der Seile im Zugschwellversuch Rechnung trägt. Die derzeit gültigen Bemessungsregeln *DIN 15018* und *DIN 18800* für stehende Seile beruhen auf der Grundlage weniger früher Versuche mit heute unbedeutenden Seilkonstruktionen. Da stehende Seile auch in sicherheitstechnisch relevanten Anwendungen eingesetzt werden, ist die Kenntnis der zu erwartenden Seillebensdauer unverzichtbar. Es fehlt bis dato eine umfassende experimentelle Untersuchung heute üblicher Seilkonstruktionen, die alle maßgeblichen lebensdauerbestimmenden Belastungs- und Seilparameter einschließt.

Bemühungen wie die von *Andorfer 1986* zur Beschreibung der Seillebensdauer auf analytischem Wege um so aufwendige experimentelle Untersuchungen zu umgehen waren nicht erfolgreich. *Andorfer* berücksichtigte in seinem Ansatz lediglich die im Seil planmäßig auftretenden Drahtspannungen. Tatsächlich treten bei der Zugbelastung von Drahtseilen zu den planmäßigen Drahtspannungen auch nicht planmäßig Drahtspannungen auf, die eine beträchtliche Größe erreichen und deshalb nicht vernachlässigt werden können. Der Nachweis für die Existenz der nichtplanmäßigen Spannungen soll im Rahmen dieser Arbeit geführt werden. Dazu werden in einem ersten Schritt die Spannungsverteilung in Litzenseilen näher beleuchtet. In den anschließend durchzuführenden Zugschwellversuchen soll die Wirkungsweise der ungleichförmigen Drahtbelastung in Abhängigkeit von den Seil- und Belastungsparametern und deren Einfluss auf die zu erreichende Lebensdauer der Seile ermittelt werden.

1.2 Stand der Forschung

Stehende Seile sind im Betrieb neben statischen Zugbelastungen auch durch zeitlich in Größe und Häufigkeit veränderliche Kräfte belastet. Diese periodischen oder auch aperiodischen auftretenden Kräfte führen auf ein Belastungskollektiv, das für die Seilschädigung im Betrieb neben der Korrosion des Drahtmaterials durch Umwelteinflüsse für die endliche Lebensdauer der Seile von entscheidender Bedeutung ist. Können Korrosion und sonstige äußere Einflüsse (Montagefehler, mechanische Beschädigungen) ausgeschlossen werden, so kann man davon ausgehen, dass die mit der Betriebsdauer zunehmende Materialermüdung der dynamischen Belastung der Seile zuzurechnen ist. Ein sinusförmiger Belastungsverlauf, vgl. *Bild 1.2*, ist gekennzeichnet durch die untere Seilzugkraft S_u und der Schwingweite der Seilzugkraft $2S_a$.

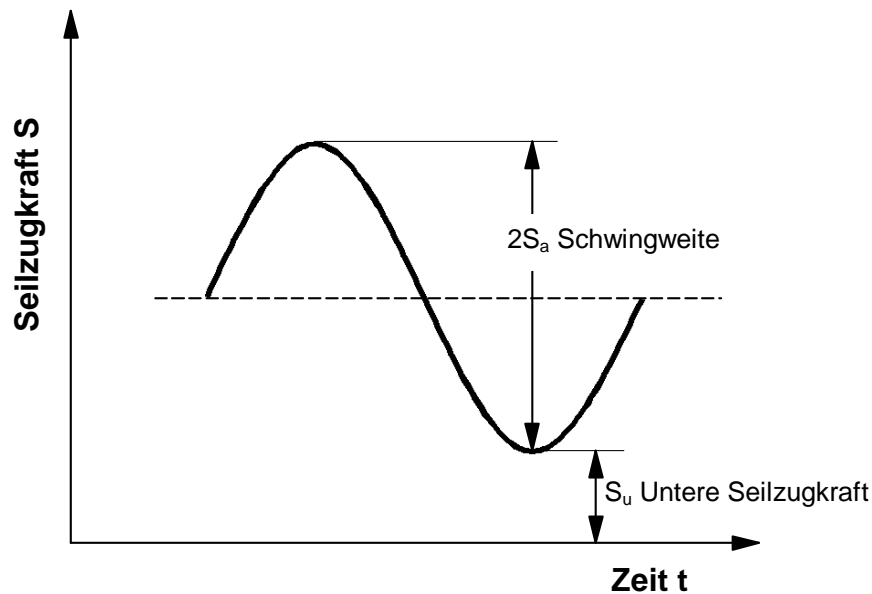


Bild 1.2: Kräfte bei der Zugschwellprüfung von Drahtseilen

Die Prüfung der Seile im Zugschwellversuch erfolgt unter Laborbedingungen, d.h. die Seillängen im Zugschwellversuch sind vergleichsweise klein und äußere Umwelteinflüsse spielen keine Rolle. Die Einspannung der Versuchsseile in die Zugschwell-Prüfmaschine erfolgt über Seilendverbindungen, die je nach Ausführung die damit erzielbare Lebensdauer der Seile erheblich beeinflussen können. Während im praktischen Einsatz die Seile wechselnden Belastungen ausgesetzt sind, werden Zugschwellversuche in der Regel als Einstufenschwingversuche durchgeführt. Der Vorteil der Einstufenbelastung liegt in der besseren Vergleichbarkeit von Ergebnissen und in der einfacheren Versuchsdurchführung begründet.

Zugschwellversuche von Müller

Müller hat Mitte der 50-Jahre begonnen vorwiegend Standardseilkonstruktionen aber auch Seile in Parallelmachart im Zugschwellversuch zu untersuchen. In ca. 250 z.T. nicht veröffentlichten Versuchen hat er neben der Seilkonstruktion, den Seildurchmesser *Müller 1961* und die Seilendverbindung *Müller 1975* und *Müller 1976* variiert und so wegweisende Versuchsergebnisse gewonnen. Gemessen an der Versuchsanzahl und an der Zahl der untersuchten Parameter stellen die Ergebnisse von Müller einen wichtigen Beitrag für die Drahtseilforschung dar, die nicht zuletzt die Basis für Bemessungsvorschriften wie die DIN 15018 bildeten.

In *Bild 1.3* sind Ergebnisse von Müller für Standardseile FEN + 6x19 sZ verschiedener Durchmesser dargestellt. Die freie Seillänge zwischen den mit Metallvergüssen (Vg Pb Sn10

Sb10) ausgeführten Seilendverbindungen betrug stets ca. 0.8 m. Alle Versuche sind mit einer Prüffrequenz zwischen 3 Hz und ca. 4.7 Hz durchgeführt worden. Dabei erreichen die dicken Seile eine deutlich geringere Schwingspielzahl als die dünnen Seile. Allerdings müssen die Ergebnisse mit dem 2.5 mm Seil unter Vorbehalt betrachtet werden, da unklar ist, inwieweit die höhere Drahtfestigkeit zu einer Verbesserung der Lebensdauer beitrug.

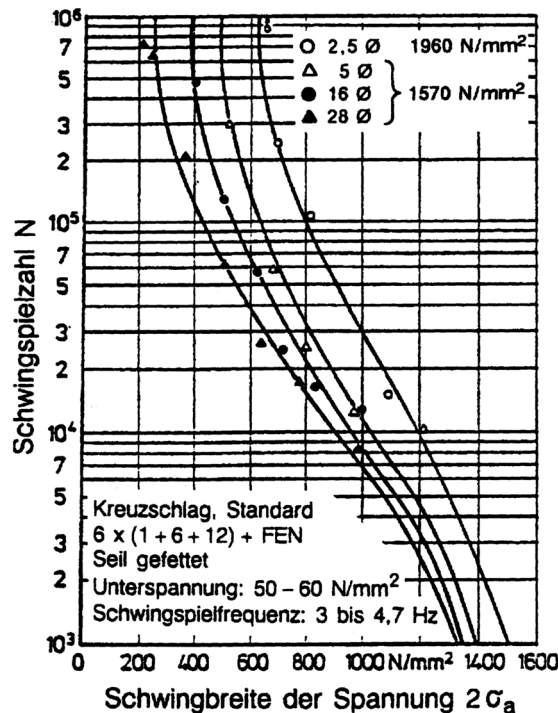


Bild 1.3: Schwingspielzahlen N für Standardseile FEN + 6x19 sZ verschiedener Durchmesser, Müller 1961

Feyrer 2000 hat weitere Versuche von Müller aufgegriffen und unter Bildung von Regressionsgeraden für Standardseile FE + 6x19 und für Parallelschlagkonstruktionen in das in Bild 1.4 dargestellte Diagramm eingetragen. Feyrer weist ausdrücklich daraufhin, dass ausschließlich Versuche herangezogen wurden, die nicht in unmittelbarer Nähe zu den Seilendverbindungen (Metallvergüssen) gerissen sind. Demnach erreichen Standardseile in Gleichschlagausführung eine etwas geringere Schwingspielzahl als die Kreuzschlagvariante. Aufgrund der geringen Versuchsdatenbasis kann aber keine endgültige Aussage getroffen werden. Ein deutlicher Unterschied zeigt der Vergleich zwischen der Standard- und der Parallelverseilung. Hinsichtlich der Schwingspielzahl übertreffen die heute überwiegend eingesetzten Parallelschlagseile die Standardseile deutlich. Es bleibt allerdings anzumerken, dass alle von Müller ermittelten Ergebnisse mit der kleinen Unterlast $S_v/d^2 < 30 \text{ N/mm}^2$ gewonnen wurden und deshalb der Einfluss der Mittelspannung unberücksichtigt blieb. Weitere Einzelheiten sind in Feyrer 2000 erläutert.

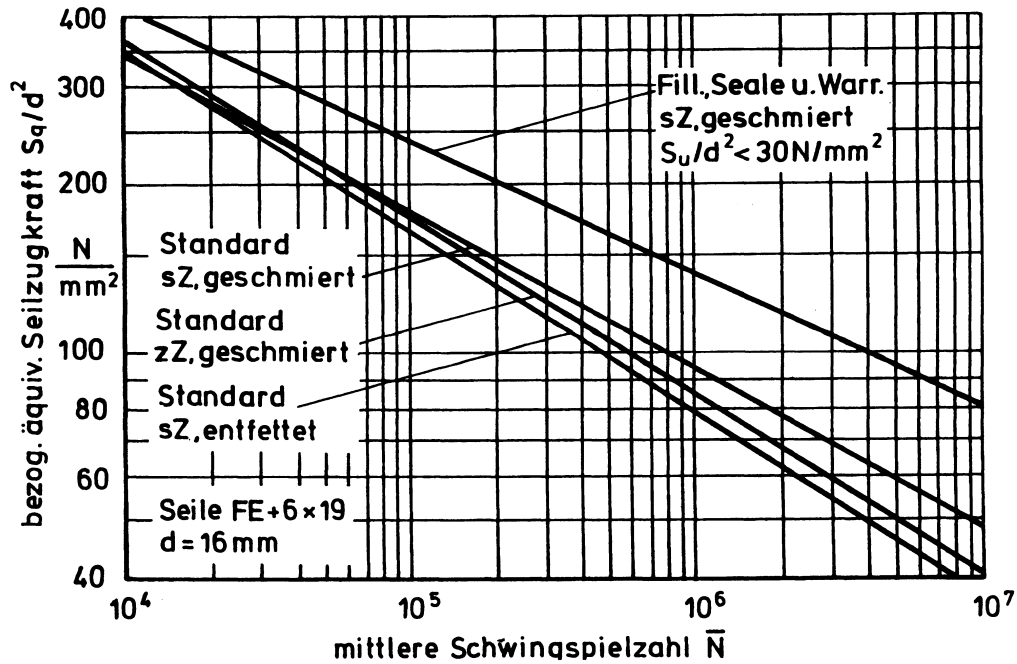


Bild 1.4: Schwingenspielfähigkeiten für verschiedene Litzenseile in Standard- und Parallelmachart aus Zugschwellergebnissen von Müller aus Feyrer 2000

In einer umfangreichen Studie *Chaplin und Potts 1991* haben die Autoren einen großen Teil der im englischsprachigen Raum publizierten Ergebnisse aus Zugschwelluntersuchungen verschiedener Stellen zusammengetragen und kritisch begutachtet. Dazu haben Chaplin und Potts Ergebnisse verschiedener Quellen in gemeinsame Diagramme eingetragen. Die in *Bild 1.5* dargestellten Ergebnisse stammen von *Matanzo 1972*, *Reemsnyder 1972*, *Lucht und Donecker 1977*, *NEL 1984* und *Hanzawa 1982*.

Die den Kurven A-A und B-B zugeordneten Versuche von *Matanzo 1972* wurden mit den Seilkonstruktionen Warrington 6x25 mit Stahl- bzw. Fasereinlage ermittelt. Der Seildurchmesser betrug jeweils 12,5 mm. Im Unterschied dazu hat Hanzawa sehr große Seildurchmesser $d = 50$ (Kurve H-H) mm und $d = 85$ mm (Kurve J-J) untersucht. Einen entsprechenden Einfluss des Seildurchmessers auf die erreichte Schwingenspielfähigkeit geht aus dem direkten Vergleich der Kurven hervor. Allerdings geben Chaplin und Potts zu bedenken, dass die Unterschiede zwischen den Versuchsergebnissen nicht nur z.B. auf den Durchmesser einfluss der Seile zurückzuführen sind, sondern dass vielmehr die uneinheitlich gewählten Versuchsbedingungen der Prüfstellen zwangsläufig zu beträchtlichen Ergebnisstreunungen führen. Im folgenden werden die von den Autoren besonders auffälligen Punkte kurz zusammengefasst.

Versuchsergebnisse von Matanzo (Kurve A-A und B-B in Bild 1.5)

- Die von Matanzo gewählte freie Seillänge betrug bei den Versuchen nur ca. 250 mm (entspricht 2,5 x Schlaglänge) und liegt damit deutlich unterhalb den von *Chaplin 1993* und *Raooof 1994* empfohlenen Werten von mindestens 10 x Schlaglänge des Seiles.
- Die Prüffrequenz liegt mit bis zu 120 Hz deutlich oberhalb der sonst üblichen Werte. Die thermische Belastung der Versuchsseile muss sehr groß gewesen sein.

Versuchsergebnisse von Hanzawa (Kurve H-H und J-J in Bild 1.5)

- ❑ Hanzawa hat seine Zugschwellversuche im Unterschied zu den übrigen Autoren mit frei drehbaren Einspannungen durchgeführt.
- ❑ Als Vergussmaterial wurden unterschiedliche Materialien wie Zink-Kupfer-Legierungen, Polyester und Epoxidharze eingesetzt.
- ❑ Die freie Seillänge betrug nur zwei Seilschlaglängen.
- ❑ Die Versuche wurden nach dem Bruch von 5% der Seildrähte beendet.

Versuchsergebnisse von Lucht und Donecker (Kurve D-D und F-F in Bild 1.5)

- ❑ Sehr viele Einspannbrüche traten wegen mangelhaft ausgerichteten Seilendverbindungen auf.
- ❑ Die Seilendverbindungen wurden teilweise als Metallverguss oder als Bolzenverpressung ausgeführt.

Versuchsergebnisse von Reemsnyder, US Steel Co. (Kurve C-C und G-G in Bild 1.5)

- ❑ Ergebnisse aus Draht-Zugschwellversuchen

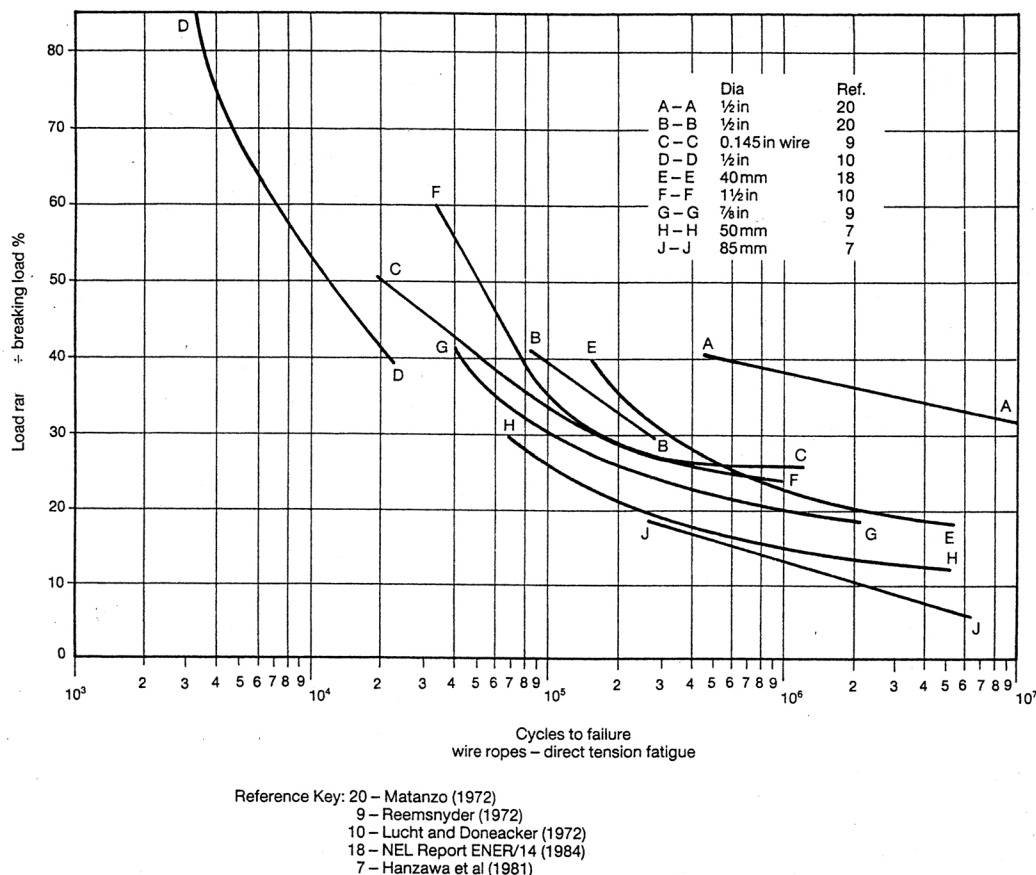


Bild 1.5: Ergebnisse aus Zugschwellversuchen verschiedener Autoren

Reemsnyder 1972 hat sowohl mit 6-litzigen Seilen als auch mit offenen Spiralseilen weitere Zugschwellversuche durchgeführt und dabei den Einfluss der Seilendverbindung und der Seilkonstruktion untersucht. Die Ergebnisse von ca. 60 Zugschwellversuchen mit 6-litzigen Seilen sind in Bild 1.6 und die Ergebnisse der offenen Spiralseile sind in Bild 1.7 dargestellt. Der

Großteil der Versuchsseile im Durchmesserbereich von 13 mm und 73 mm wurde über Bolzenverpressungen in die Prüfmaschinen eingespannt. Dabei erzielten diese Seile eine größere Lebensdauer, als Seile die mit Metallvergüssen ausgeführt waren. Dem stehen Ergebnisse aus den Untersuchungen von Müller 1962 und Feyrer 2000 gegenüber. Insbesondere Feyrer berichtet davon, dass Metallvergüsse im allgemeinen die größte Lebensdauer erreichen.

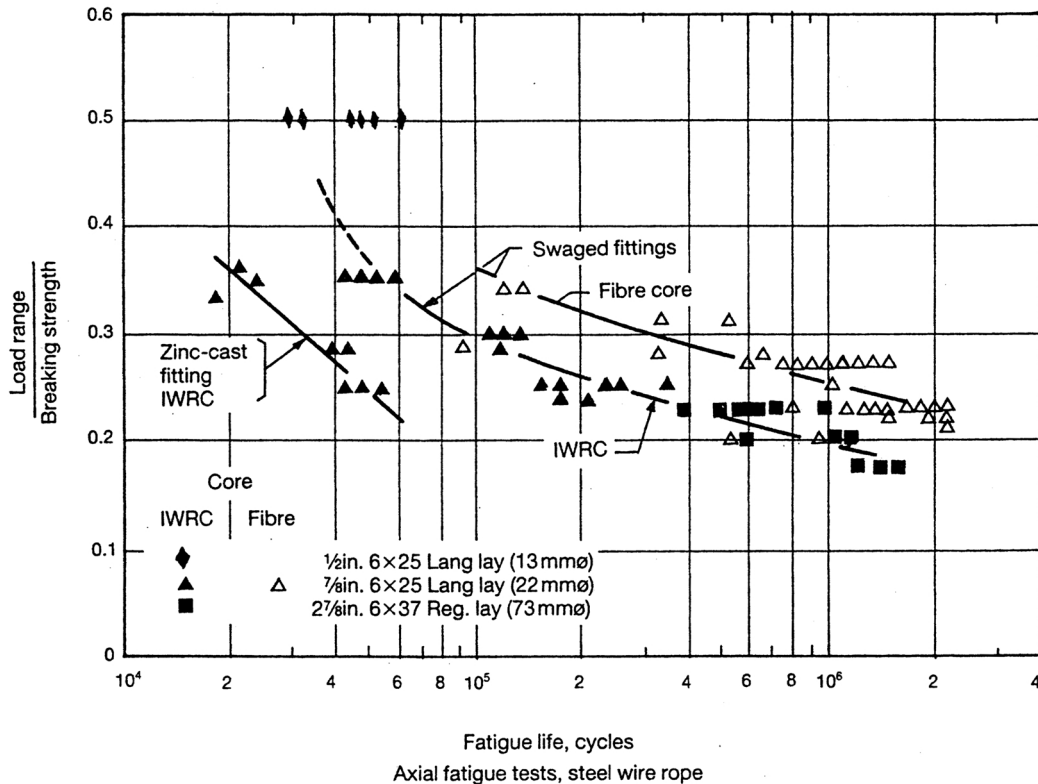


Bild 1.6: Einfluss der Seilendverbindung auf die Lebensdauer im Zugschwellversuch nach Reemsnyder 1972

Die von Reemsnyder mit Spiralseilen ermittelten Schwingspielzahlen bolzenverpresster Seile erreichen wesentlich größere Schwingspielzahlen als Seile mit Metallvergüssen. Nähere Angaben zu den Versuchsbedingungen gehen aus dem Aufsatz nicht hervor. Es ist beispielsweise nicht bekannt, wie groß die Einspannlänge der Versuchsseile war und ob es sich bei den Belastungen um die wirkliche Bruchkraft oder um die Mindestbruchkraft der Seile handelte. Über die bei den Versuchen eingestellte Mittellast wird ebenso wenig eine Aussage getroffen, wie über das Abbruchkriterium und die gewählte Prüffrequenz.

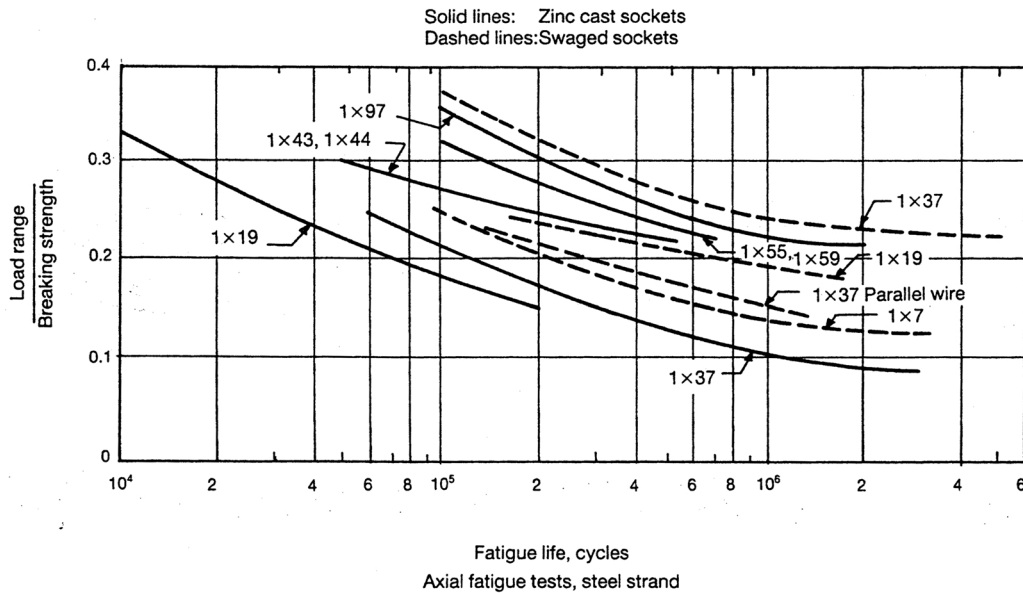


Bild 1.7: Lebensdauer verschiedener Spiralseilkonstruktionen im Zugschwellversuch nach Reemsnyder 1972

Ergebnisse von Fleming, University of Pittsburgh (Bild 1.8)

Fleming hat die Ergebnisse von Reemsnyder aufgegriffen und mit eigenen Ergebnissen verglichen. Die Versuchsbedingungen der Zugschwellversuche sind in *Fleming 1974* vergleichsweise gut dokumentiert. Demnach betrug die freie Seillänge der von ihm untersuchten Spiralseile (1x19) ungefähr die zehnfache Seilschlaglänge. Die Versuche wurden mit einer Prüffrequenz von 3.3 Hz durchgeführt. Als Abbruchkriterium hat Fleming das Auftreten von sechs äußerlich sichtbaren Drahtbrüchen festgelegt. Seiner Meinung nach ist die Seilschädigung zu diesem Zeitpunkt bereits so weit fortgeschritten, dass unmittelbar mit einem Gewaltbruch des gesamten Seiles zu rechnen ist. In *Bild 1.8* sind seine Ergebnisse den Ergebnissen von Reemsnyder mit der gleichen Seilkonstruktion (allerdings mit Bolzenverpressung) gegenübergestellt.

In *Fleming 1974* wird berichtet, dass Drahtbrüche regelmäßig über die gesamte freie Versuchsseillänge verteilt, also keine Drahtbruchhäufungen an den mit Metallverguss ausgeführten Seilendverbindungen, auftraten. Die Ergebnisse von *Reemsnyder 1972* in *Bild 1.8* weisen bei gleicher Schwingweite eine höhere Lebensdauer auf. Allerdings ist unbekannt welche Mittellast Reemsnyder für seine Versuche gewählt hat. Fleming vertritt aufgrund der Versuchsergebnisse von Reemsnyder die These, dass die Anzahl der Drähte bei Spiralseilen mit der Lebensdauer der Seile im Zugschwellversuch eng zusammenhängt. Seiner Meinung nach nimmt die Lebensdauer mit der Anzahl der Drähte im Seil zu. Er begründet dies mit den Kontaktstellen zwischen den Drahtlagen, an denen zusätzlich zu den Zugspannungen sehr hohe, lokal begrenzte Pressungen auftreten. Bei wenigen Kontaktstellen – sprich kleiner Drahtzahl – sind die Pressungsverhältnisse weitaus ungünstiger als bei der Verteilung auf viele Kontaktstellen, also großer Drahtzahl. Damit verbunden ist eine größere Lebensdauer.

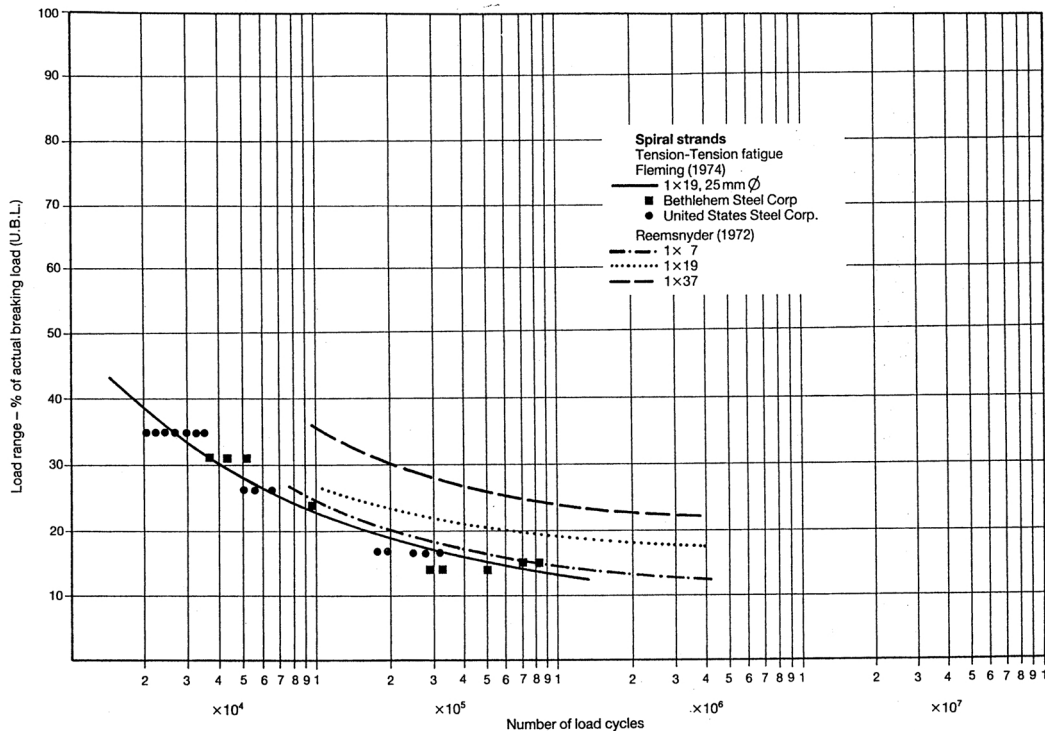


Bild 1.8: Zugschwellergebnisse verschiedener Spiralseilkonstruktionen von Fleming 1974 und Reemsnyder 1972

Ergebnisse von Metcalf und Matanzo (Tabelle 1.1)

Über die in *Bild 1.5* dargestellten Ergebnisse von Matanzo hinaus, berichten Metcalf und Matanzo in einem gemeinsamen Aufsatz *Metcalf und Matanzo 1980* über die Lebensdauer von 6-litzigen zugschwellbeanspruchten Seilen. Im Mittelpunkt des Interesses stand wie schon bei Reemsnyder, der Einfluss unterschiedlicher Seilendverbindungen auf die erzielbare Schwingspielzahl im Zugschwellversuch. Die Ergebnisse sind in *Tabelle 1.1* zusammengefasst.

Die Untersuchung umfasste sowohl lösbare als auch nicht lösbare Endverbindungen. Bei allen Versuchsseilen betrug die freie Seillänge zwischen den Endverbindungen nur die zweifache Seilschlaglänge. Die Zugschwellversuche wurden entweder beim Auftreten von 20 äußerlich sichtbaren Drahtbrüchen oder aber nach Erreichen von 1.000.000 Schwingspielen abgebrochen. Wie die Ergebnisse zeigen weisen Seile die mit Kunststoff- oder Metallvergüssen ausgeführt sind die größte Effizienz auf. Nach welchen Gesichtspunkten die Effizienz festgelegt wurde, geht aus *Metcalf und Matanzo 1980* nicht hervor. Auffällig ist, dass bei den mit Kunststoff vergossenen Seilen das Versuchsende nicht durch Erreichen der geforderten Anzahl von Drahtbrüchen auf dem Seil erreicht wurde, sondern dass in 72% der Fälle die Vergusshülse vorzeitig brach.

Tabelle 1.1: Einfluss der Seilendverbindung auf die Lebensdauer von Litzenseilen im Zug-schwellversuchen (Metcalf und Matanzo 1980)

Type of Rope Termination	Mean Efficiency			Failure Mode Occurrence	
	d = 13 mm	d = 25 mm	d = 51 mm	Mode of Failure	% of Total
Epoxy resin poured socket	94	99	93	Mid-length failure End failure Socket cracked No failure – test run out	6 – 72 22
Zinc poured socket	81	97	99	Mid-length failure End failure	– 100
Swaged socket	97	96	97	Mid-length failure End failure No failure – test run out	27 46 27
Flemish loop with steel sleeve & thimble	89	94	75	Mid-length failure End failure – base of sleeve Thimble cracked & rope failed at crown of loop	6 88 6
Flemish loop with steel sleeve	91	88	81	Mid-length failure End failure – base of sleeve End failure – crown of loop	– 13 87
Eye with aluminium sleeve & thimble	93	92	87	Mid-length failure End failure – base of sleeve Aluminium sleeve cracked	– 94 6
Eye splice with four tucks & thimble	77	81	75	Mid-length failure End failure – in splice	– 100
Wedge socket	84	76	60	Mid-length failure End failure – base of socket Socket cracked	– 94 6
U-Bolt clips with thimble	82	95	76	Mid-length failure End failure at third clip End failure at second clip Rope pulled out of clips	– 80 14 6

Note: (1) Fatigue test loads: 13mm diameter ropes $37.4 \pm 17.5\%$ MBL
25mm and 51mm diameter ropes $17.5 \pm 12.5\%$ MBL

(2) Test load cycling frequency = 12 Hz

(3) Failure criterion: 20 visible broken wires at base of termination fitting or 1,000,000 cycles, whichever came first.

Ergebnisse des National Engineering Department (NEL), East Kilbride (UK) (Bild 1.9)

Die NEL führt meist im Auftrag von Seilherstellern oder auch Organisationen Untersuchungen an Drahtseilen durch. Die Ergebnisse werden in unveröffentlichten Reports zusammengefasst. Etliche Jahre nach Erscheinen der Reports werden aber teilweise Versuchsergebnisse freigegeben, so z.B. auch Ergebnisse aus dem *NEL Report ENER/14 1984* die in *Bild 1.9* dargestellt sind. Die Untersuchung umfasste die Prüfung von 6-litzigen verzinkten Seilen mit einem Seildurchmesser von $d = 40$ mm sowohl im Neuzustand als auch vorkorrodiert, d.h. die Seile wurden ohne Belastung bis zu 18 Monate vor den Versuchen in Salzwasser gelagert. Die Versuchseillänge betrug ca. 3 m was ungefähr der zwölfwachen Seilschlaglänge entspricht. Die Prüffrequenz betrug zwischen 0.16 und 4 Hz. Chaplin und Potts stellen in ihrer Studie *Chaplin and Potts 1991* fest, dass die Mittelast einen Einfluss auf die Lebensdauer zugschwellbelasteter Seile hat. Demnach erreicht die Schwingspielzahl ein Minimum bei kleiner Mittelast.

Scheinbar hat aber die Lagerung der Seile in Salzwasser keine nachteilige Wirkung auf die Seillebensdauer ausgeübt. Die Festlegung der Belastungsgrößen erfolgt, wie im englischsprachigen Raum üblich, in % von der Mindestbruchkraft.

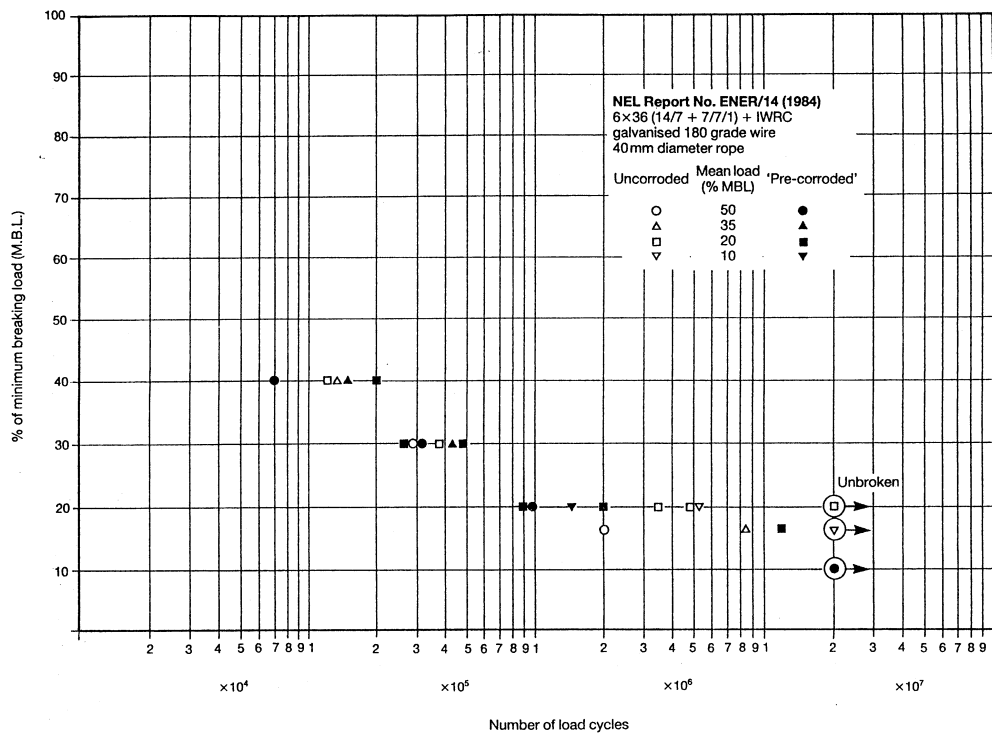


Bild 1.9: Ergebnisse von Zugschwellversuchen aus NEL Report No. ENER/14 1984

Versuchsergebnisse von Yeung and Walton, British Ropes Limited Doncaster (UK) (Bild 1.10)

Yeung und Walton 1985 haben eine Methode zur realitätsnahen Prüfung von Seilen mit sehr großem Seildurchmesser $d > 80$ mm beschrieben. Solche Seile werden z.B. als Verankerungsseile zwischen Ölplattformen und dem Seeboden eingesetzt und bislang in Laborversuchen nur sehr spärlich untersucht. Die dynamische Belastung der Seile durch den Seegang kann durch ein entsprechendes Belastungskollektiv beschrieben werden. Aus der theoretischen Verteilung der Wellenhöhe über einen betrachteten Zeitraum können Seilkräfte abgeleitet werden, die in Größe und Häufigkeit in eine Schadensrechnung nach Miner eingehen. Demzufolge führen kleine und in der Praxis sehr häufig auftretende Belastungen zu einer vergleichsweise geringen Schädigung der Seile. Aus diesem Grund unterdrücken Yeung and Walton im Laborversuch die kleinen und sehr häufig auftretenden Lastzyklen und reduzieren dadurch die Versuchszeiten. Im Gegensatz zu dem allgemein üblichen Einstufenschwingversuch, führen die Autoren Zugschwellversuche mit veränderlicher Schwingweite der Seilzugkraft (Mehrstufenschwingversuch) durch. Der Aufwand und die Kosten für die Durchführung derartiger Versuche ist selbst durch die Reduzierung der Prüfzeiten noch enorm. Yeung und Walton 1985 gehen deshalb noch einen Schritt weiter und führen Modellversuche mit kleineren Seildurchmessern, aber derselben Seilkonstruktion durch und übertragen die Ergebnisse auf die Ausgangs-Seile. In Stichprobenversuchen mit den Originalseilen wird überprüft, ob ein etwaiger Durchmesser Einfluss zu berücksichtigen ist.

Auch Yeung und Walton haben festgestellt, dass ein nicht zu vernachlässigender Einfluss der mittleren Seilzugkraft bei konstanter Schwingweite auf die Seillebensdauer beobachtet werden kann. In Yeung und Walton 1985 wird deshalb, in Anlehnung an eine Goodman-Transformation, die Bildung einer äquivalenten Seilzugkraft vorgeschlagen. Dazu wird wie in Bild 1.10 dargestellt, die einer unteren Seilzugkraft L_{\min} zugeordnete Schwingweite R auf die Schwingweite R_0 bei der Unterlast $L_{\min} = 0$ bezogen, die ungefähr die gleiche Seilschädigung hervorruft.

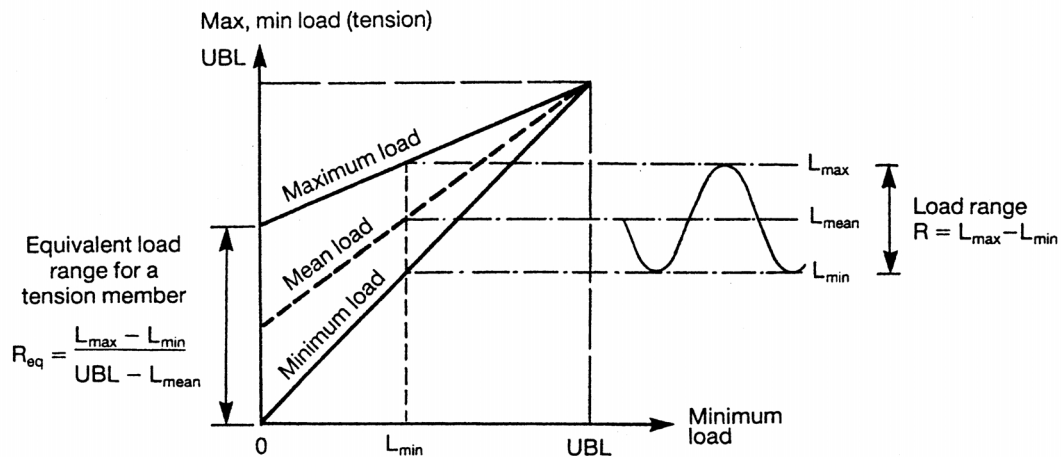


Bild 1.10: Bildung der äquivalenten Seilzugkraft L_e ($L_e =$ Schwingweite R_{eq} bei Unterlast $L_{min} = 0$)

Dieses Verfahren haben die Autoren auf die Versuchsergebnisse zweier Spiralseilkonstruktionen angewandt. Auffällig in Bild 1.11 sind die höheren Schwingspielzahlen für das dickere Seile mit der kleineren Drahtzahl. Nach der Theorie von Fleming 1974 müsste die Seilkonstruktion mit der größeren Anzahl von Berührstellen (hier das Seil mit 172 Drähten) zwischen den Drahtlagen, größere Schwingspielzahlen erreichen. Zusätzlich muss ein eventueller Größeneinfluss in Betracht gezogen werden, der eher für höhere Schwingspielzahlen zugunsten des dünneren Seiles spricht. Allerdings werden in Yeung and Walton 1985 keine näheren Angaben zu den Versuchsseilen und den Versuchsbedingungen gemacht.

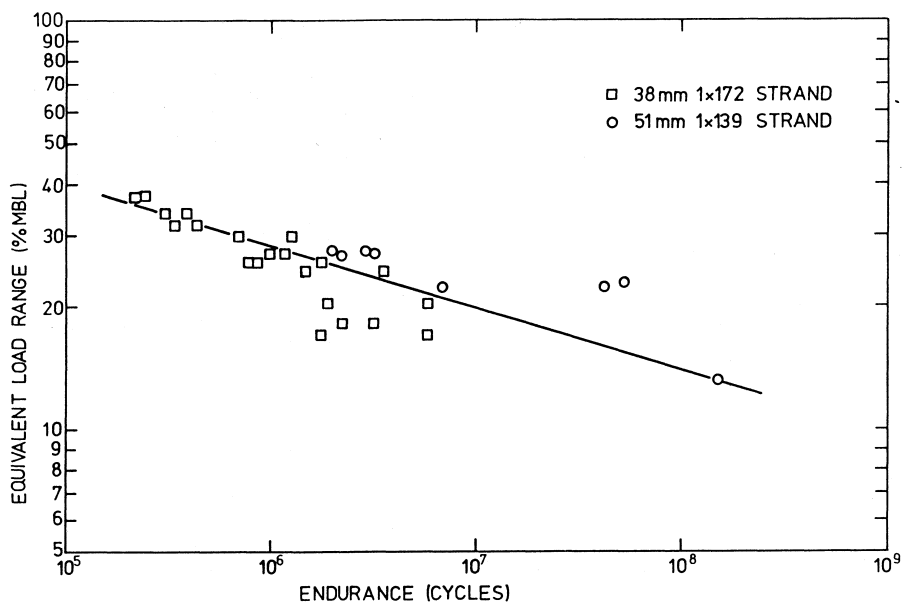


Bild 1.11: Schwingspielzahlen von zwei Spiralseilen nach Yeung und Walton 1985

Ergebnisse der Universität Reading (UK) (Bild 1.12)

Die Universität Reading hat zwei verschiedene 19 mm Seile der Konstruktion SES + 6x19 untersucht. Nach den Angaben von Chaplin und Potts 1991 wurde bei den in Bild 1.12 dargestellten Versuchen Wert auf optimale Versuchsbedingungen gelegt. Ein etwaiger Einfluss der Ver-

suchsbedingungen auf das Versuchsergebnis sollte ausgeschlossen werden. Über die Schwellversuche hinaus ist von jedem Seil die wirkliche Bruchkraft im Zugversuch ermittelt worden. Auf folgende Punkte ist bei der Versuchsvorbereitung und -durchführung besonders geachtet worden:

- ❑ Die Seilendverbindungen sind mit sorgfältig hergestellten und zur Seilachse ausgerichteten Kunststoffvergüsse ausgeführt worden.
- ❑ Die freie Seillänge zwischen den Seilendverbindungen betrug mindestens die 6-fache Seilschlaglänge.
- ❑ Als Prüffrequenz wählten die Chaplin und Potts < 1 Hz um keinesfalls die Schmierverhältnisse im Seil zu verändern.
- ❑ Die Seildehnung und die Seiltemperatur wurden während der Versuche aufgezeichnet, um eventuelle Störungen die zu einem vorzeitigen Versagen des Seiles führen erkennen zu können.
- ❑ Sie stellten für jeden Versuch die Versagensstelle fest und beurteilten ob der Versuch die Anforderungen erfüllt.

Aus *Bild 1.12* geht hervor, dass ca. 60 % der Versuche an oder nahe der Seilendverbindung gerissen sind. Trotz der vermutlich reduzierten Lebensdauer der mit E gekennzeichneten Versuche, kann nach den Angaben von Chaplin und Potts anhand von Dehnungsaufzeichnungen beurteilt werden, inwieweit die Seilschädigung bereits auf ein nahe bevorstehendes Versuchsende hindeutete. Anzumerken ist, dass nach Angabe des *Offshore Technology Reports OTO 97080 1998*, welcher sich auf Originaldaten der Universität Reading beruft, alle durchgeführten Versuche mit Einspannbrüchen endeten.

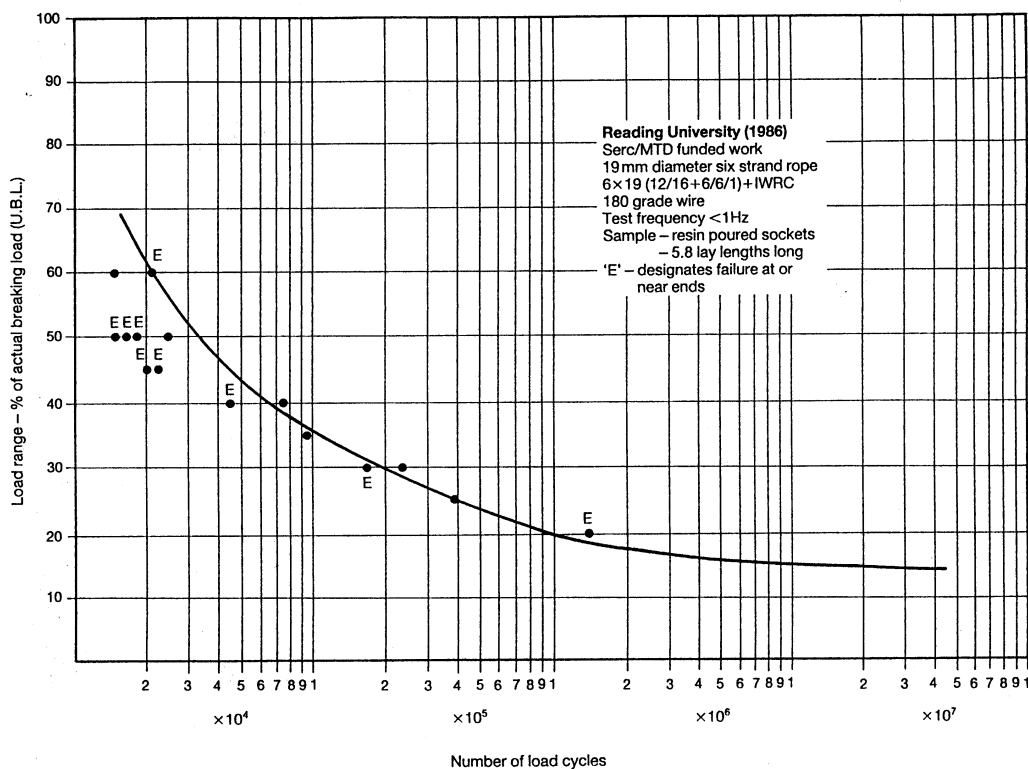


Bild 1.12: Schwingspielzahlen für zwei Litzenseile SES + 6x19 aus Potts 1988

Weitere Ergebnisse des National Engineering Department (NEL), East Kilbride (UK)

Bei den bislang vorgestellten Versuchsergebnissen der verschiedenen Prüfstellen und Autoren handelt es sich um Seile im Durchmesserbereich < 50 mm. *Casey 1993* macht in seinem Bericht, der im Rahmen des O.I.P.E.E.C-Meetings¹ in Delft vorgestellt wurde, darauf aufmerksam, dass gerade im Offshore-Bereich (Gas- und Erdölexploration) zur Verankerung z.B. von Ölplattformen Seile im Durchmesserbereich bis zu 130 mm eingesetzt werden. Die Prüfung der Seile in diesem Durchmesserbereich ist extrem aufwendig. Zum einen sind sehr große Kräfte und große Einspannlängen erforderlich und zum anderen können diese Seile aufgrund der starken Erwärmung nur mit sehr geringer Frequenz geprüft werden, was letztendlich große Versuchszeiten erfordert. Deshalb haben *Yeung und Walton 1985* Modellversuche mit kleinen Seildurchmessern durchgeführt und auf große Seildurchmesser „hochgerechnet“. Nach Ansicht des National Engineering Department (NEL) führt diese Vorgehensweise zu widersprüchlichen Ergebnissen. Dies war der Anlass zur Durchführung umfangreicher Untersuchungen mit Seilen in Originaldurchmessern von 38 mm bis 127 mm verschiedener Seilkonstruktionen durch die NEL. Da keine Prüfmaschinen für solch große Seile zur Verfügung standen, wurden speziell drei Prüfmaschinen für derartige Zugschwellversuche aufgebaut. Die servohydraulische Regelung der Maschinen ermöglicht die Durchführung sowohl von Einstufen- als auch von Mehrstufenschwingversuchen, d.h. Versuche bei der die Schwingweite variiert. Weitere zwei Prüfmaschinen sind speziell für die kombinierte Belastung von Versuchsseilen durch schwellende Zug- und Biegespannungen konzipiert worden. Nach Aussage von Casey kommt diese Belastungsform dem Einsatz der Seile im Offshore-Bereich am nächsten.

Im Rahmen mehrerer Forschungsvorhaben *NEL 1983* und *NEL 1986*, die z.T. durch die Industrie gefördert wurden, konnten insgesamt 108 Zugschwellversuche durchgeführt werden. Casey hat diese Versuche zusammen mit den Versuchsbedingungen in Tabellen zusammengefasst. Die Versuchsseile waren alle mit Kunststoffseilvergüssen „wirelock“ und einer freien Seillänge von mindestens 3600 mm ausgeführt. Das gewählte Versuchsprogramm umfasste die Variation der mittleren Seilzugkraft und der Schwingweite der Seilzugkraft prozentual zur ermittelten Seilhöchstzugkraft (%UBL = ultimate breaking load).

In 32 von insgesamt 108 von der NEL durchgeführten Zugschwellversuchen konnten Seilbrüche an den Seilendverbindungen festgestellt werden. Casey weist in diesem Zusammenhang daraufhin, dass der Fortschritt der Seilschädigung über die gesamte Seillänge im Zugschwellversuch durch innere und äußere Drahtbrüche Aufschluss darüber gibt, inwieweit die Einspannung das Versuchsergebnis beeinflusst hat. Konzentriert sich die Seilschädigung auf die Einspannung muss der Versuch entweder wiederholt oder das Ergebnis gestrichen werden. Von 32 registrierten Einspannbrüchen nimmt Casey daher 11 Versuche mit in die Wertung auf. In weiteren 11 Fällen wurden Versuche ohne nähere Angaben vorzeitig abgebrochen weil das Seil spontan versagte oder aber Maschinenfehler auftraten. In weiteren 9 Fällen wurden die Versuche nach dem Erreichen mehrerer Millionen Schwingspiele abgebrochen und als Durchläufer registriert. Insgesamt sind demnach 40 % der durchgeführten Versuche nicht verwertbar.

Innerhalb derselben Schriftenreihe der O.I.P.E.E.C hat Chaplin die von Casey tabellarisch zusammengestellten Versuchsergebnisse aufgegriffen und unter Bildung der äquivalenten Seilzugkraft ausgewertet. Auf die Darstellung der Ergebnisse in *Chaplin 1993* an dieser Stelle verzichtet. Im selben Aufsatz geht Chaplin ausführlich auf die künstlich vergrößerte Ergebnisstreu-

¹ Organisation Internationale pour l'étude de l'endurance des cables (OIPEEC)

ung von Zugschwellversuchen, hervorgerufen durch ungünstig gewählte Versuchsbedingungen, ein. Er macht darauf aufmerksam, dass ein großer Teil der publizierten Versuchsergebnisse aus diesem Grund nicht verwertbar ist.

Neuere Ergebnisse des Instituts für Fördertechnik und Logistik (IFT), Stuttgart (Bild 1.13)

In *Feyrer 2000* sind neben den bereits gezeigten Untersuchungsergebnisse von *Müller 1965*, auch eigene Ergebnisse des Autors ausführlich beschrieben. Wie Feyrer feststellte erreichten Versuche die mit einer unteren durchmesserbezogenen Seilzugkraft $S_u/d^2 < 30 \text{ N/mm}^2$ durchgeführt wurden z.T. nur 10% der Schwingspielzahl von Versuchen mit größerer Unterspannung. Er ging deshalb dazu über Versuche abschnittsweise auszuwerten. Damit stellt sich aber die Frage, ob die von *Yeung and Walton 1985* vorgeschlagene Auswertemethode auf Basis einer Goodman-Transformation überhaupt geeignet ist.

Zur Klärung dieser Fragestellung hat Feyrer weitere Zugschwellversuche mit drei verschiedenen Litzenseilen durchgeführt und in einer neueren Veröffentlichung *Feyrer 1996* vorgestellt. Er variiert dort nicht nur die Schwingweite der Seilzugkraft, sondern auch ganz gezielt die Unterlast. Dabei bezieht er die Seilkräfte in einfacher Weise auf das Quadrat des Seildurchmessers. Der Vorteil dieser Methode liegt in der guten Vergleichbarkeit von Versuchsergebnissen verschiedener Seile.

In *Bild 1.13* ist ein Haigh-Diagramm aus *Feyrer 1996* dargestellt, in dem Zugschwellergebnisse für die Schwingspielzahl $N = 100.000$ eingetragen sind. Die Versuchsseile hatten eine Länge von ca. 1.4 m und waren an den Enden mit kunststoffvergossenen Seilendverbindungen versehen. Die Versuche wurden mit einer Prüffrequenz von ca. drei Hz bis zum Seilbruch durchgeführt. Es ist zu erkennen, dass Versuchsergebnisse die mit mittleren Seilzugkräften kleiner 350 N/mm^2 ermittelt worden sind deutlich von einer Goodman-Geraden abweichen. Als Ursache führt Feyrer die zusätzlichen Spannungen, die infolge der größeren schwellenden Querkontraktion des Seiles auftreten, an. Demnach ist eine Goodman-Transformation, wie sie *Yeung and Walton* vorgeschlagen haben, für die Auswertung von Zugschwellversuchen nicht geeignet.

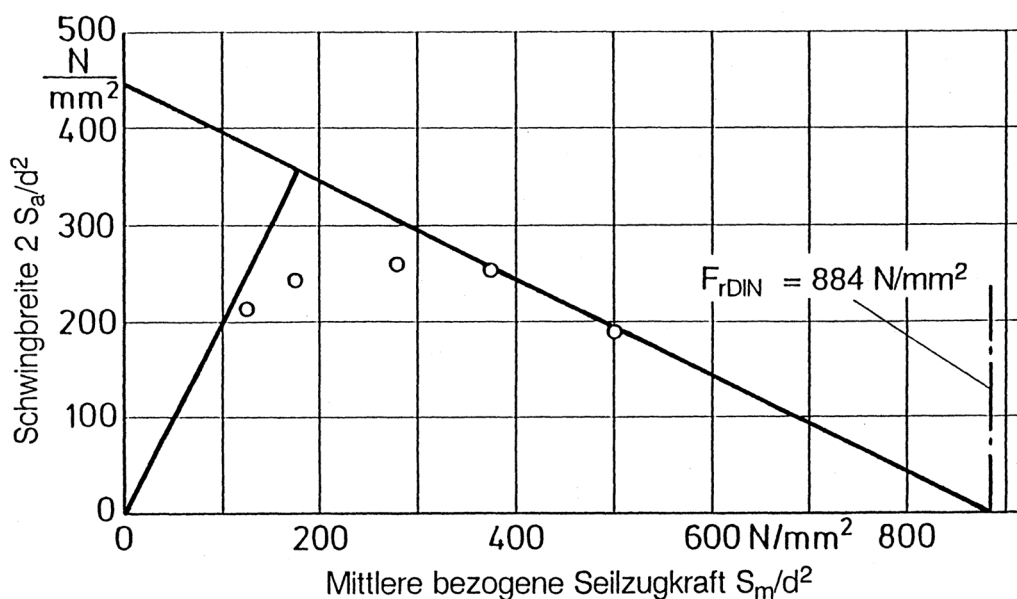


Bild 1.13: Haighdiagramm für Litzenseil Warrington SES + 8x19 zZ für die Schwingspielzahl $N = 100.000$ aus *Feyrer 1996*

In Anlehnung an die in *Feyrer 1980* vorgestellte Auswertung von Biegeversuchen stellt Feyrer einen Regressionsansatz nach Gl. (1.1) auf, in dem die maßgeblich lebensdauerbestimmenden Belastungs- und Seilparameter berücksichtigt werden. Gl. (1.1) beschreibt im Zeitfestigkeitsgebiet das charakteristische Verhalten der untersuchten Litzenseile im Zugschwellversuch.

$$\lg \bar{N} = a_0 + a_1 \lg \frac{2S_a \cdot d_0^2}{d^2 \cdot S_0} + a_2 \frac{S_u \cdot d_0^2}{d^2 \cdot S_0} + a_3 \left(\frac{S_u \cdot d_0^2}{d^2 \cdot S_0} \right)^2 + a_4 \lg \frac{d}{d_0} \quad (1.1)$$

Die Größen $S_0 = 1\text{N}$ und $d_0 = 1\text{mm}$ sind gewählt worden um die Gleichung dimensionslos zu halten.

Für die in *Bild 1.14* dargestellten Versuchs- und Regressionsergebnisse wurde das letzte Glied des Ansatzes nach Gl. (1.1) vernachlässigt, da nur Seile mit einem Durchmesser von $d = 16\text{ mm}$ untersucht worden sind. Die bogenförmigen Regressionskurven repräsentieren die für verschiedene Schwingweiten und in Abhängigkeit von der unteren bezogenen Seilzugkraft S_u/d^2 ermittelten Schwingspielzahlen N recht gut. Demnach erreicht die Schwingspielzahl bei einer unteren bezogenen Seilzugkraft von ungefähr $S_u/d^2 = 150\text{ N/mm}^2$ ein Maximum und fällt nach beiden Seiten hin stark ab. Auch bei den weiteren in *Feyrer 1996* untersuchten Seilkonstruktionen kann dieses typische Phänomen beobachtet werden. Neben den Regressionskurven trägt Feyrer die halbe rechnerische Bruchkraft F_r als Oberlast S_0 ($0.5 F_r = S_0 = S_u + 2S_a$) und damit als Grenze für den maximal nutzbaren Zugkraftbereich ein.

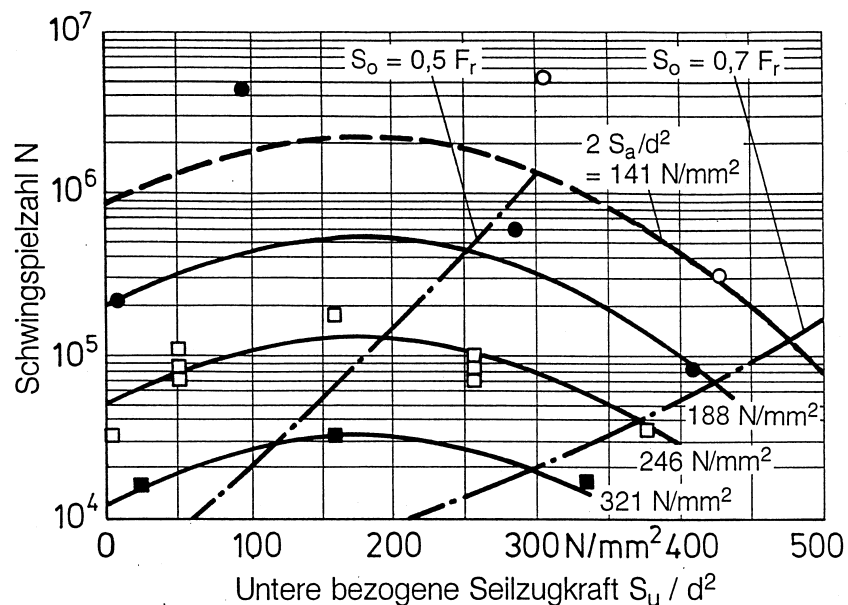


Bild 1.14: Schwingspielzahl N für Seil Warrington SES + 8x19 zZ aus Feyrer 1996

Report des Transport Research Laboratory für die Health and Safety Executive, UK

Im Rahmen einer weiteren großen Studie des Transport Research Laboratory (TRL) aus dem Jahre 1994, die im Jahre 1998 als offshore technology report –OTO 97980 von der Health and Safety Executive veröffentlicht worden ist, wurden über 100 Literaturstellen zur Thematik zugschwellbeanspruchter Seile kritisch begutachtet. Die Publikationen, die vorwiegend aus dem englischsprachigen Raum stammen, beschäftigen sich hauptsächlich mit dem Einsatz von Seilen im offshore-Bereich und zum Teil mit dem speziellen Einsatz von Seilen in Brückenbauwerken. Dies entspricht auch der Zielrichtung der Autoren, die mit diesem Report einen Beitrag zur Be-

messung von sogenannten mooringlines, also Abspannseile von Ölplattformen bei der Erdöl- bzw. Erdgas-Exploration leisten wollen. Der Report beinhaltet neben publizierten Versuchsdaten auch unveröffentlichtes Versuchsmaterial. Die Autoren haben in akribischer Weise alle verwertbaren Versuchsdaten zusammengetragen und in Listenform gebracht. Dabei handelt es sich um ca. 440 Versuchsergebnisse verschiedener 6-litziger Seile, offener und vollverschlossener Spiral-seile und um Spiralrundlitzenseile. Ein großer Teil dieser Ergebnisse ist bereits in dem Aufsatz von *Chaplin und Potts 1991* enthalten.

Zusammenfassung

Die in diesem Kapitel besprochenen Untersuchungsergebnisse stellen einen Großteil der bislang publizierten Ergebnisse dar. Vermutlich existieren darüber hinaus noch weitere unveröffentlichte Zugschwelluntersuchungen, welche z.B. im Rahmen von Industrieforschung durchgeführt wurden und auf die nicht zurückgegriffen werden kann.

Es kann abschließend festgestellt werden, dass zwar in der Vergangenheit eine recht hohe Zahl von Zugschwellversuchen durchgeführt wurden, diese aber praktisch nicht gemeinsam ausgewertet werden können. Ursache dafür sind die z.T. recht unterschiedlich festgelegten Versuchsbedingungen. Dies betrifft die Gestaltung der Versuchsseile, die Festlegung von Belastungshorizonten und die Versuchsdurchführung.

Chaplin weist in seinen Aufsätzen *Chaplin und Potts 1991* und *Chaplin 1993* eindringlich auf die Beeinflussung von Ergebnissen durch ungünstig gewählte Versuchsbedingungen hin. Bei der Vorbereitung von Versuchsmustern muss seiner Meinung nach unbedingt auf folgende Punkte geachtet werden.

- ❑ Die Länge der Prüfseile muss ausreichend groß sein, damit lebensdauerermindernde Einspanneinflüsse vermieden werden. *Chaplin 1993* und *Raoof 1994* schlagen die zehnfache Seilschlaglänge als Prüfseillänge vor.
- ❑ Die Ausführung der Seilendverbindungen muss handwerklich sehr sauber ausgeführt werden. Nur so können Zusatzbeanspruchungen vermieden werden. Besonderes Augenmerk ist dabei auf die konzentrische Ausrichtung der Seilendverbindungen zur Seilachse zu richten.
- ❑ Die Einspannung der Seile in die Prüfmaschine muss verdrehfest erfolgen.

Neben sorgfältig präparierten Versuchsmustern spielt auch die Versuchsdurchführung eine entscheidende Rolle.

- ❑ Kommt es infolge zu großer Prüffrequenzen zu einer Erhitzung der Seile, tritt der Schmierstoff aus dem Seil aus, was in der Regel mit Lebensdauereinbußen verbunden ist. Dicke Seile sind mit einer verminderten Frequenz zu prüfen. Wenn möglich sollte die Seiltemperatur überwacht werden. Als Richtwert für die maximale Oberflächentemperatur sind 60°C anzusetzen.
- ❑ Das Versuchsende ist in der Regel dann erreicht, wenn die Probe die Last nicht mehr ertragen kann oder die Probe bricht. In wenigen Fällen wird eine bestimmte Anzahl sichtbarer Draht- oder auch Litzenbrüche als Abbruchkriterium festgelegt. In jedem Fall ist zu dokumentieren, wo der Bruch oder die meist geschädigte Zone auf dem Seil auftritt. Versuche mit Einspannbrüchen dürfen nicht berücksichtigt werden.

Innerhalb der Versuchsplanung sind folgende Gesichtspunkte zu berücksichtigen:

- ❑ Die Versuchsanzahl lässt sich auf ein Mindestmaß beschränken, wenn die Ergebnisse sich gegenseitig stützen.

- ❑ Das Belastungsniveau ist so zu wählen, dass Schwingenspielzahlen möglichst im Zeitfestigkeitsgebiet (z.B. $N < 1 \cdot 10^6$) erreicht werden.
- ❑ Laut Feyrer 2000 muss der Einfluss der Mittellast berücksichtigt werden. Deshalb ist darauf zu achten, neben der Seilzugamplitude auch die Mittellast zu variieren.
- ❑ Häufig werden die Belastungsparameter auf die Bruchkräfte der Seile bezogen. Dabei hat der Bezug zur wirklichen Bruchkraft F_w gegenüber der Mindestbruchkraft F_{\min} und der rechnerischen Bruchkraft F_r folgenden Nachteil. Die Werte liegen meist nicht vor und müssen erst ermittelt werden. Für nicht genormte Seilkonstruktionen erfolgt die Festlegung der Mindestbruchkräfte durch die einzelnen Seilhersteller oft sehr individuell. In jedem Fall sind die zugrunde gelegten Werte anzugeben. Im Gegensatz dazu bezieht Feyrer die Seilkräfte auf das Quadrat des Seildurchmessers und ermöglicht damit eine gute Vergleichbarkeit von Versuchsergebnissen verschiedener Seile.

Die Durchsicht der relevanten Aufsätze ergab, dass häufig einige oder mehrere der genannten Punkte nicht ausreichend berücksichtigt worden sind. Eine gemeinsame Auswertung ist deshalb nicht sinnvoll. Es existiert mit Ausnahme der Untersuchungen von *Casey 1993* und *Feyrer 1996* keine Untersuchung innerhalb der alle maßgeblich lebensdauerbestimmenden Versuchsparameter variiert worden sind. Dazu zählen in erster Linie:

- ❑ Seilkonstruktion
- ❑ Schwingweite der Seilzugkraft $2S_a$
- ❑ untere Seilzugkraft S_u
- ❑ Seildurchmesser d

Für die zuverlässige Auslegung der in der Praxis auf vielfältige Weise eingesetzten stehenden Seile sind abgesicherte Erkenntnisse unabdingbar. Deshalb werden in dieser Arbeit umfangreiche Untersuchungen an zwei heute weit verbreiteten Seilkonstruktionen vorgestellt, die sich durch eine systematische Versuchsplanung und -durchführung auszeichnen. Darüber hinaus wird ein Auswertungsverfahren vorgestellt, das die maßgeblich lebensdauerbestimmenden Einflussparameter berücksichtigt.

2 Ermittlung der Spannungsverteilung in Drahtseilen

Die Entwicklung der Drahtseile war und ist bis heute eng mit umfangreichen experimentellen Untersuchungen verknüpft. Durch Variation von Belastungs- und Geometrieparametern gelang es, die Lebensdauer von Seilen in Seiltrieben mit empirischen Methoden zu beschreiben. Daneben wurde versucht eine Korrelation zwischen dem Spannungszustand im Seil und der Seillebensdauer herzustellen. Allerdings gelang dieses Vorhaben aus den nachfolgend genannten Gründen nur in sehr begrenztem Maße.

- ❑ Die Geometrie der ein- bzw. mehrfach verseilten Drähten ist kompliziert zu handhaben.
- ❑ Es treten neben den einfach zugänglichen Primärbeanspruchungen vielfältige und z.T. komplexe Zusatzbeanspruchungen auf, die wie *Schiffner 1986* festgestellt hat, sehr groß werden können.
- ❑ Die Aufteilung der Seilkraft auf die Litzen und Drähte erfolgt nicht homogen. Ursache sind die unvermeidlichen Fertigungstoleranzen, sowie ungünstig ausgeführte Seilendverbindungen.
- ❑ Insbesondere bei der Drahtherstellung werden durch die Ziehvorgänge Eigenspannungen in unbekannter Größe in den Drahtwerkstoff eingebracht. Die bei den Zügen einsetzende Kaltverformung ruft eine große Festigkeitssteigerung des Werkstoffes überwiegend in Zugrichtung hervor. Der Drahtwerkstoff ist deshalb anisotrop.
- ❑ An Berühr- oder Auflagepunkten der Drähte treten z.T. sehr große Pressungen auf die über der Fließgrenze des Werkstoffes liegen können. Es kommt dann zu Abplattungen an den Drähten.

Es wurde bereits sehr früh begonnen sowohl die Seilgeometrie als auch das statische und dynamische Verhalten der Seile mathematisch zu beschreiben. Grundlegende Arbeiten dazu stammen von *Berg 1907*, *Bock 1909*, *Woernle 1913* und *Dreher 1933*. Im Mittelpunkt der Bemühungen standen vor allem die laufenden Seile. *Schmidt 1965*, *Leider 1973* und nicht zuletzt *Schiffner 1986* haben wichtige Beiträge zur Klärung der Zusatzspannungen bei der Seilbiegung geleistet. Der Spannungsverteilung im geraden Seil haben sich vor allem *Andorfer 1983* und *Wang 1986* gewidmet. Auf diese Arbeiten wird zurückgegriffen und ein erweiterter Ansatz zur Beschreibung der Spannungsverteilung, sowie der auftretenden Zusatzspannungen in Litzenseilen vorgestellt. Zusätzliche Dehnungs- und Querkontraktionsmessungen an Litzenseilen stützen den Ansatz.

Für den Fall des zugschwellbelasteten Seiles werden die mit Hilfe der nunmehr bekannten Spannungsverteilung im Seil schwellenden und somit lebensdauerbestimmenden Anteile der Drahtspannungen berechnet. Prognosen für die zu erwartende Seillebensdauer im Zugschwellversuch in Abhängigkeit von den Belastungsparametern die ausschließlich auf der Spannungsverteilung des idealen Seiles beruhen sind nicht sinnvoll. Vielmehr müssen neben den planmäßi-

gen Spannungen die nicht planmäßigen Spannungen des realen Seiles in Betracht gezogen werden. Mit Hilfe von Dehnmessstreifen die auf Außendrähte eines Litzenseiles geklebt wurden, konnte in *Kapitel 2.4* die ungleiche Spannungsverteilung der Seildrähte nachgewiesen werden.

2.1 Seilgeometrie und Primärbeanspruchungen

Die Belastung eines geraden Seiles mit einer statischen Zugkraft ruft eine Längs- und Querdehnung (Querkontraktion) des Seiles hervor. Dabei verformen sich die Wendeln der Litzen und Drähte. Als Folge davon bildet sich im Seil ein Spannungszustand aus, der aus den Komponenten Zugspannungen, Biegespannungen, Torsionsspannungen und Pressungen zusammengesetzt ist.

2.1.1 Drahtraumkurve des unbelasteten Seiles

Jenner beschäftigte sich innerhalb seiner Dissertation *Jenner 1992* umfassend mit der Seilgeometrie. Er hat aus der allgemeinen Beschreibung einer Schraublinie durch Einführung von in der Seiltechnik üblichen Bezeichnungen die Raumkurve des einfach verseilten Drahtes abgeleitet. Für die in *Bild 2.1* dargestellte Mittellinie der Raumkurve einer Litze gilt demnach in Matrixschreibweise folgende Beziehung:

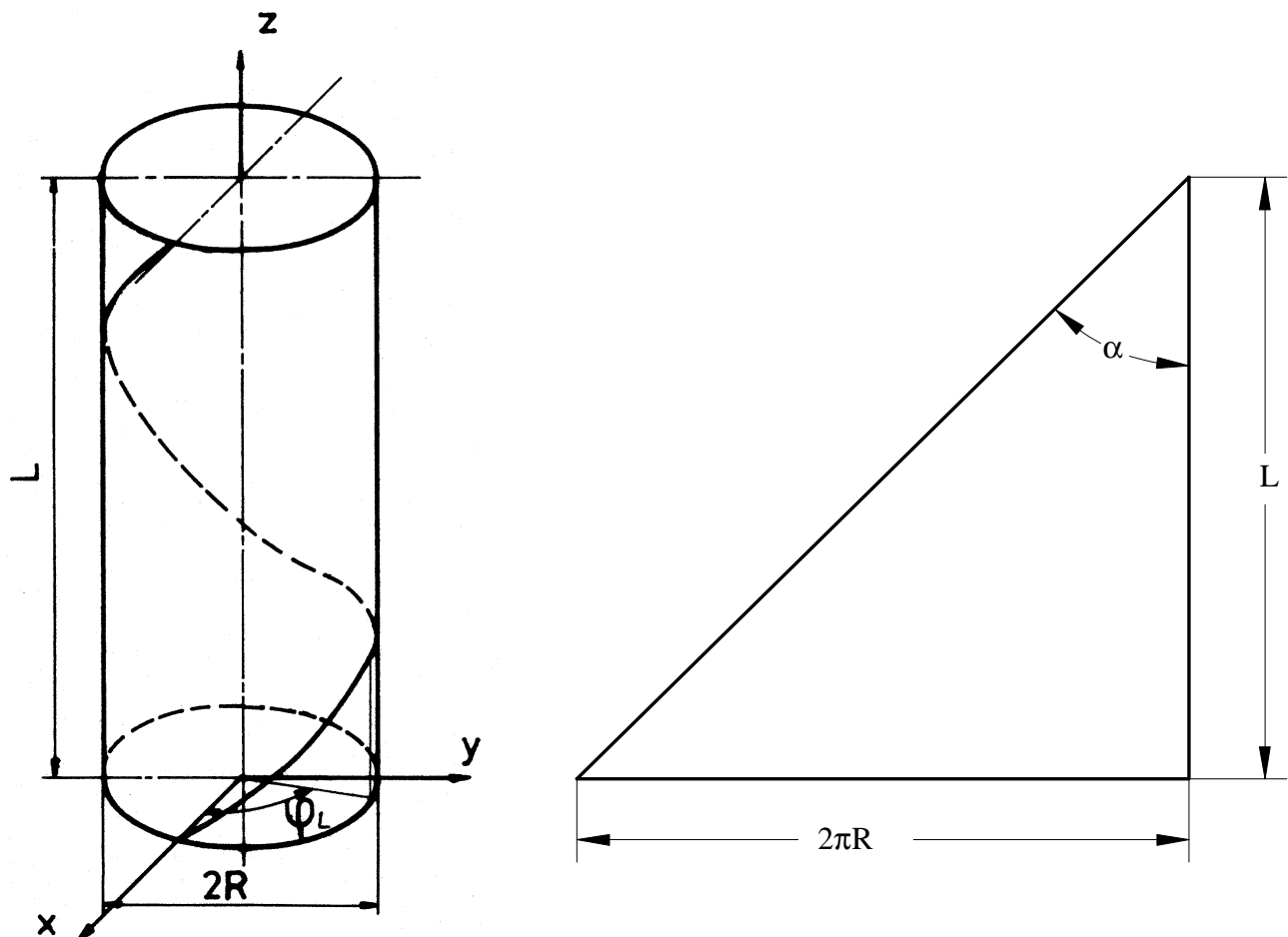


Bild 2.1: Raumkurve und Abwicklung einer Litze

$$\begin{pmatrix} x \\ y \\ z \end{pmatrix} = R_L \cdot \begin{pmatrix} \cos \varphi_L \\ \sin \varphi_L \\ \varphi_L \cdot \cot \beta_L \end{pmatrix} \quad (2.1)$$

Dieser Raumkurve kann ein Relativkoordinatensystem zugeordnet werden, das jeden Punkt auf der Kurve durchläuft. Man bezeichnet das der Raumkurve zugeordnete Koordinatensystem als begleitendes Dreibein. *Bild 2.2* zeigt die Festlegung des begleitenden Dreibeins nach *Jenner 1992*. Die aufgespannten Ebenen werden als Normalebene, Schmiegungeebene und rektifizierende Ebene bezeichnet. In den Ebenen liegen die Bi- und Hauptnormale sowie die Tangente. Jenner stellt eine Transformationsmatrix für die Beschreibung der Relativkoordinaten im festen Hauptsystem auf. Die Transformationsmatrix basiert auf einer Drehung um die z-Achse sowie um die x-Achse. Angewandt auf Gl. (2.1) erhält man so die Drahraumkurve des zweifach verseilten Drahtes. Die von den Autoren *Andorfer 1983*, *Schiffner 1986*, *Wang 1987*, und *Jenner 1992* auf verschiedenen Wegen abgeleiteten Drahraumkurven des ein- und mehrfach verseilten Drahtes sind praktisch identisch und unterscheiden sich nur durch die Festlegung der Relativ- und raumfesten Koordinatensysteme. In der vorliegenden Arbeit wird auf die Darstellung der Drahraumkurve nach Wang und Gl. (2.2) zurückgegriffen.

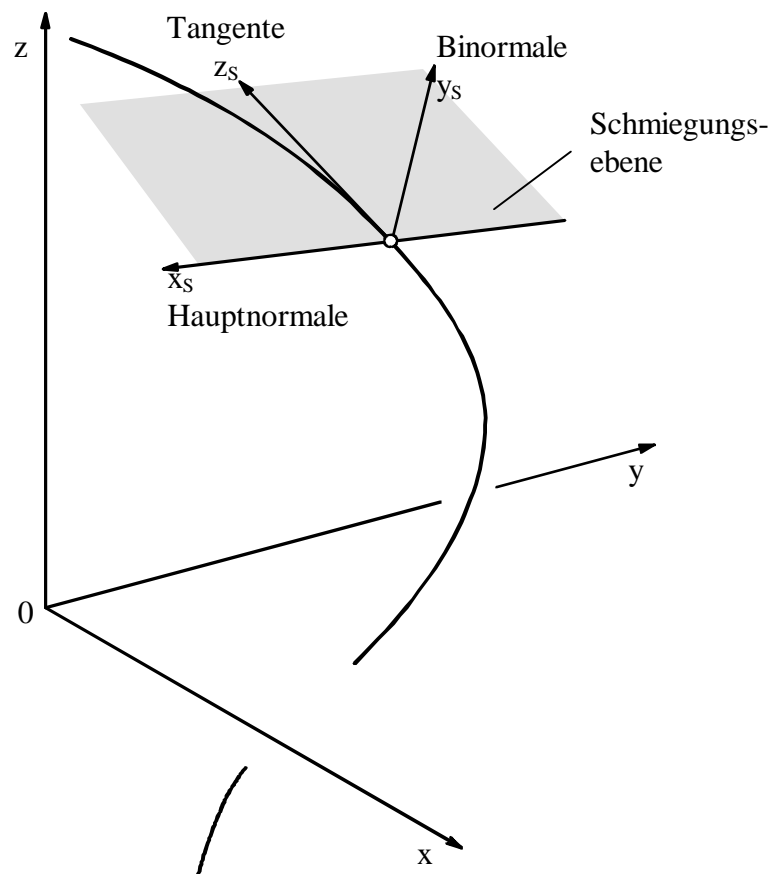


Bild 2.2: Begleitendes Dreibein der Drahraumkurve

$$D = \begin{pmatrix} x_{i,j}(\Phi) \\ y_{i,j}(\Phi) \\ z_{i,j}(\Phi) \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} R_i \cdot \cos \frac{\Phi}{m_{i,j}} + r_{i,j} \cdot \cos \frac{\Phi}{m_{i,j}} \cdot \cos \Phi - r_{i,j} \cdot \sin \frac{\Phi}{m_{i,j}} \cdot \sin \Phi \cdot \cos \beta_i \\ R_i \cdot \sin \frac{\Phi}{m_{i,j}} + r_{i,j} \cdot \sin \frac{\Phi}{m_{i,j}} \cdot \cos \Phi + r_{i,j} \cdot \cos \frac{\Phi}{m_{i,j}} \cdot \sin \Phi \cdot \cos \beta_i \\ R_i \cdot \frac{\Phi}{m_{i,j}} \cdot \cot \beta_i - r_{i,j} \cdot \sin \Phi \cdot \sin \beta_i \end{pmatrix} \quad (2.2)$$

Zwischen dem Drahtdrehwinkel Φ und dem Litzendrehwinkel φ_L besteht nach *Bild 2.3*, wie u.a. *Schiffner 1986* gezeigt hat, ein festes Verhältnis $\Phi = m_{i,j} \cdot \varphi_L$. Das Verhältnis $m_{i,j}$ steht für die Anzahl der Umläufe eines Drahtelements innerhalb einer Litzenschlaglänge L . Dann kann für $m_{i,j}$ geschrieben werden

$$m_{i,j} = \pm \frac{R_i}{r_{i,j}} \cdot \frac{\tan \alpha_{i,j}}{\sin \beta_{i,j}} - 1. \quad (2.3)$$

Im Falle eines Kreuzschlagseiles wird die Gl. (2.3) mit negativem Vorzeichen und im Falle eines Gleichschlagseiles mit positivem Vorzeichen verwendet.

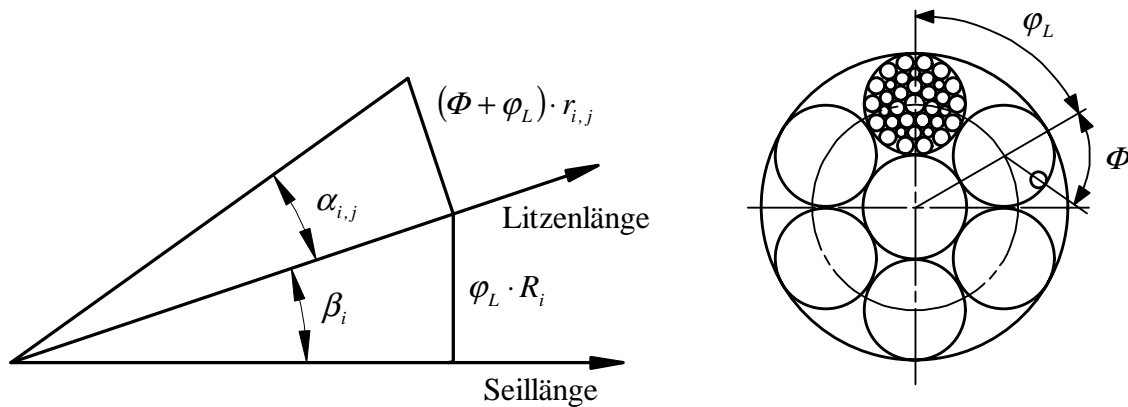


Bild 2.3: Definition des Verhältnis m von Litzen- und Drahtschlagwinkel

Die Krümmung K ist nach *Bronstein Semendjajew 1979* die Abweichung einer Kurve, hier Raumkurve, von einer Geraden. Die allgemeine Form für den Krümmungsradius $\rho_{i,j}$ ist

$$\rho_{i,j}(\Phi) = \frac{(\dot{x}_{i,j}^2 + \dot{y}_{i,j}^2 + \dot{z}_{i,j}^2)^{\frac{3}{2}}}{\left[(\dot{x}_{i,j}^2 + \dot{y}_{i,j}^2 + \dot{z}_{i,j}^2) \cdot (\ddot{x}_{i,j}^2 + \ddot{y}_{i,j}^2 + \ddot{z}_{i,j}^2) - (\dot{x}_{i,j} \cdot \ddot{x}_{i,j} + \dot{y}_{i,j} \cdot \ddot{y}_{i,j} + \dot{z}_{i,j} \cdot \ddot{z}_{i,j})^2 \right]^{\frac{1}{2}}} \quad (2.4)$$

und daraus die Krümmung $K_{i,j} = \frac{1}{\rho_{i,j}}$ eines Punktes auf der Raumkurve. Die Krümmung der einfach verseilten Litze hat einen festen Betrag. Für die Litze gilt

$$\rho_L = \frac{1}{K_L} = \frac{R_L}{\sin^2 \beta_L}. \quad (2.5)$$

Die Windung T ist nach *Bronstein Semendjajew 1979* die Abweichung einer Raumkurve von einer Ebene. Für die Drahraumkurve ist die Windung T in Parameterform

$$T_{i,j} = \rho_{i,j}^2 \cdot \frac{\begin{vmatrix} \dot{x}_{i,j} & \dot{y}_{i,j} & \dot{z}_{i,j} \\ \ddot{x}_{i,j} & \ddot{y}_{i,j} & \ddot{z}_{i,j} \\ \ddot{\ddot{x}}_{i,j} & \ddot{\ddot{y}}_{i,j} & \ddot{\ddot{z}}_{i,j} \end{vmatrix}}{(\dot{x}_{i,j}^2 + \dot{y}_{i,j}^2 + \dot{z}_{i,j}^2)^3}. \quad (2.6)$$

Die Gl. (2.6) vereinfacht sich für den Fall einer einfach verseilten Litze mit konstanter Krümmung der Raumkurve zu

$$T_L = \frac{\sin \beta_L \cdot \cos \beta_L}{R_L}. \quad (2.7)$$

Schiffner 1986 berechnet aus der Krümmungsänderung der Drahraumkurve im zugbelasteten Seil die Biegespannungen und aus der Windungsänderung die Torsionsspannung in den Drähten. Die Bogenlänge $l_{i,j}$ eines Drahtes im Litzenseil ist

$$l_{i,j} = \int \sqrt{\dot{x}^2 + \dot{y}^2 + \dot{z}^2} d\Phi. \quad (2.8)$$

Damit ergibt sich die Drahtlänge l_D in der geraden Litze innerhalb der Länge L nach *Bild 2.2* und Gl. (2.8) zu

$$l_D = \frac{L}{\cos \alpha_D}. \quad (2.9)$$

Für die Berechnung der sekundären Zugspannung in *Kapitel 2.4.1* wird der Umschlingungswinkel ϑ nach Gl. (2.10) eingesetzt:

$$dl_{i,j} = \rho_{i,j} \cdot d\vartheta_{i,j}. \quad (2.10)$$

Mit Gl. (2.8) und Gl. (2.5) wird in Abhängigkeit vom Drahtdrehwinkel Φ der Umschlingungswinkel ϑ eines betrachteten Drahtabschnitts im Litzenseil zu

$$\vartheta_{i,j} = \int \sqrt{\frac{(\dot{x}_{i,j}^2 + \dot{y}_{i,j}^2 + \dot{z}_{i,j}^2) \cdot (\ddot{x}_{i,j}^2 + \ddot{y}_{i,j}^2 + \ddot{z}_{i,j}^2) - (\dot{x}_{i,j} \cdot \ddot{x}_{i,j} + \dot{y}_{i,j} \cdot \ddot{y}_{i,j} + \dot{z}_{i,j} \cdot \ddot{z}_{i,j})^2}{(\dot{x}_{i,j}^2 + \dot{y}_{i,j}^2 + \dot{z}_{i,j}^2)}} d\Phi. \quad (2.11)$$

Da Gl. (2.11) nicht elementar lösbar ist, wird die Ableitung des Umschlingungswinkels ϑ durch eine trigonometrische Regressionsfunktion angenähert und für diese die Stammfunktion in Abhängigkeit vom Drahtdrehwinkel Φ auf einfache Weise ermittelt.

2.1.2 Spannungsverteilung in Drahtseilen

Leitet man eine Zugbelastung in ein Drahtseil ein, dann sind im idealen Fall alle Seildrähte an der Kraftübertragung beteiligt und zwar in Abhängigkeit von Ihrer Ausrichtung zur Seilachse. Für die planmäßige Aufteilung der Seilzugkraft definiert *Schiffner 1986* die sogenannte Primäre Zugbeanspruchung. Er berechnet die primäre Drahtzugspannung für beliebige Draht- und Litzenlagen nach Gl. (2.12).

$$\sigma_{z,i,j} = S \cdot \frac{\cos^2 \alpha_{i,j} \cdot \cos^2 \beta_i}{\sum_{k=0}^{n_l} \left(\sum_{l=0}^{n_{Dk}} z_{Dk,l} \cdot A_{Dk,l} \cdot \cos^3 \alpha_{k,l} \right) \cdot z_{l,k} \cdot \cos^3 \beta_k} \quad (2.12)$$

Die mit der Primärbeanspruchung der Drähte einhergehende Verformung der Raumkurven von Litzen und Drähten tritt als messbare Längs- und Querdehnung am Seil in Erscheinung. Die dadurch hervorgerufene Krümmungsänderungen der Draht- und Litzenwendeln führt auf zusätzliche Biege- und Torsionsspannungen. Neben diesen Spannungen entstehen vor allem beim Biegen von Seilen sogenannte sekundäre Zugspannungen. Sie sind die Folge von Draht- und Litzenverschiebungen bei der Krümmungsänderung des gesamten Seilverbandes. Sie übertragen Reibkräfte zwischen den Drähten und Litzen und treten deshalb im Seil als zusätzliche Zugspannung in Erscheinung. Nicht nur die Seilbiegung ruft sekundäre Zugspannungen hervor, sondern gerade auch im zugbelasteten Seil treten sekundäre Beanspruchungen in beachtlicher Größe auf, *Schmidt 1965, Andorfer 1983 und Wang 1987*. Die Berechnung der sekundären Zugspannungen wird in *Kapitel 2.4.1* vorgestellt. Die Gesamtlängsspannung setzt sich demnach aus den folgenden Komponenten zusammen:

$$\sigma_{ges} = \sigma_z + \sigma_{z,sek} + \sigma_b \quad (2.13)$$

Die Spannungsverteilung nach Gl. (2.13) eines Seildrahtes ist in *Bild 2.4* dargestellt.

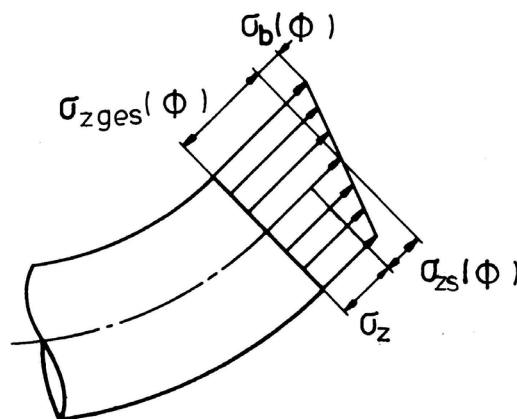


Bild 2.4: Längsspannungsverteilung in einem Draht nach Wang 1987

Die Gesamtzugspannung $\sigma_{z,ges}$ kann unter der Annahme fest miteinander verbundener Drähte aus der Segmentlängenänderung eines Drahtelements berechnet werden. Dazu muss die Drahtraumkurve vor und nach der Verformung bekannt sein. Alle Größen die den Index 0 tragen ste-

hen für den unbelasteten Zustand. Mit der Grundbeziehung der Festigkeitslehre $\sigma = E \cdot \varepsilon$ ergibt sich mit Gl. (2.8) nach Wang 1987 für einen Seildraht die Gesamtzugspannung $\sigma_{z,ges}$

$$\sigma_{z,ges}(\Phi) = E \cdot \varepsilon(\Phi) = E \cdot \left(\frac{\int \sqrt{\dot{x}^2 + \dot{y}^2 + \dot{z}^2} d\Phi}{\int \sqrt{\dot{x}_0^2 + \dot{y}_0^2 + \dot{z}_0^2} d\Phi} - 1 \right). \quad (2.14)$$

Unter folgenden Bedingungen ist die Gl. (2.14) gültig:

- Die Berechnung der Drahtlängenänderung bezieht sich auf die Mittellinie der Drahtraumkurve.
- Für die Koordinatendarstellung der verformten Drahtwendel soll nach wie vor die Gl. (2.2) gelten.
- Die Verlagerung eines auf der Mittelpunktsgeometrie des Drahtes betrachteten Punktes soll ausschließlich aufgrund der elastischen Dehnung des Drahtes erfolgen. Es darf demnach keine Verschiebung zwischen den Drähten stattfinden, sonst wird nicht mehr dasselbe Drahtelement betrachtet.

Eine geschlossene Lösung für Gl. (2.14) kann nicht angegeben werden. Allerdings vereinfacht sich die Beziehung, wenn anstatt der absoluten Bogenlänge des Drahtes, die Längenänderung von belastetem und unbelastetem Draht betrachtet wird. Dies führt auf

$$\sigma_{z,ges}(\Phi) = E \cdot \frac{\Delta l - \Delta l_0}{\Delta l_0} = E \cdot \left(\frac{\sqrt{\dot{x}^2 + \dot{y}^2 + \dot{z}^2}}{\sqrt{\dot{x}_0^2 + \dot{y}_0^2 + \dot{z}_0^2}} - 1 \right). \quad (2.15)$$

Für die Berechnung der Gesamtzugspannung nach Gl. (2.15) muss die Geometrie der verformten Drahtraumkurve bekannt sein. In Kap. 2.2 werden die neuen Geometrie Größen der verformten Litzen- und Drahtwendeln definiert.

2.2 Verformung der Litzen- bzw. Drahtwendel unter Zugbelastung

Unter Zugbelastung werden die Wickelradien von Litze R und Draht r kleiner, während die Litzen- und Drahtschlaglängen L bzw. l größer werden. Sind die Seildehnung ε_s , die Litzendehnung ε_L , die Querkontraktion der Wickelradien von Litze ε_{qR} und Draht ε_{qr} bekannt, so können nach Schiffner 1986 und Wang 1987 die neuen geometrischen Verhältnisse mit folgenden Beziehungen ermittelt werden:

$$L = L_0 \cdot (1 + \varepsilon_s) \quad (2.15a)$$

$$l = l_0 \cdot (1 + \varepsilon_l) \quad (2.15b)$$

$$R = R_0 \cdot (1 - \varepsilon_{qR}) \quad (2.15c)$$

$$r = r_0 \cdot (1 - \varepsilon_{qr}) \quad (2.15d)$$

Der Litzen- bzw. Drahtschlagwinkel im unbelasteten Zustand sind

$$\beta_0 = \arctan \frac{2\pi \cdot R_0}{L_0} \quad (2.16a)$$

$$\alpha_0 = \arctan \frac{2\pi \cdot r_0}{l_0}. \quad (2.16b)$$

Mit Gl. (2.15a,d) ergibt sich der Litzen- bzw. Drahtschlagwinkel im belasteten Zustand zu

$$\beta = \arctan \frac{2\pi \cdot R_0}{L_0} \cdot \frac{1 - \varepsilon_{qR}}{1 + \varepsilon_S} \quad (2.17a)$$

$$\alpha = \arctan \frac{2\pi \cdot r_0}{l_0} \cdot \frac{1 - \varepsilon_{qr}}{1 + \varepsilon_L}. \quad (2.17b)$$

2.2.1 Litzendehnung

Unter Zugbelastung erfahren die Seildrähte eine Langsendehnung ε_l nach Gl. (2.15b) und eine Querdehnung $\nu \cdot \varepsilon_z$. Diese Querdehnung ruft die Drahtwickelradiuskontraktion ε_{qr} hervor. Die Litzendehnung ε_l setzt sich demnach, wie in *Bild 2.5a,b* dargestellt, aus den beiden Komponenten der Drahtdehnung zusammen. Für die Litzendehnung kann also geschrieben werden

$$\varepsilon_L = \varepsilon_{LD} + \varepsilon_{Lqr}. \quad (2.18)$$

Im Unterschied zu *Andorfer 1983* wird in Gl. (2.18), die recht geringe Durchmesserabnahme, hervorgerufen durch die Abplattung der Drähte an Kreuzungsstellen, vernachlässigt. Durch geometrische Analyse anhand der in *Bild 2.5b* gezeigten Drahtabwicklung ergibt sich der Anteil der Litzendehnung aus der Drahtdehnung ε_{LD} zu

$$\varepsilon_{LD} = \varepsilon_z / \cos^2 \alpha_0 \quad (2.19)$$

und der Anteil aus der Querkontraktion ist

$$\varepsilon_{Lqr} = \varepsilon_{qr} \cdot \tan^2 \alpha_0 \quad \text{mit } \varepsilon_{qr} = \frac{\Delta r}{r_0}. \quad (2.20)$$

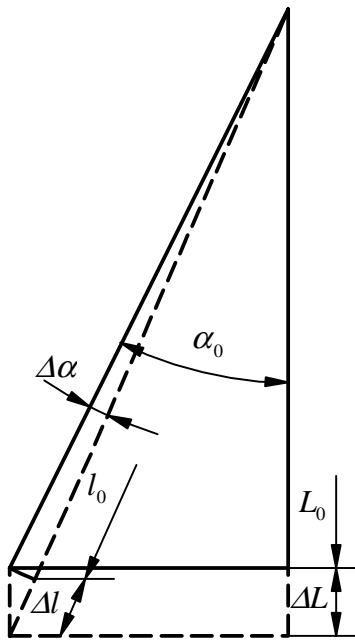


Bild 2.5a: Litzendehnung wegen der Drahtdehnung ε

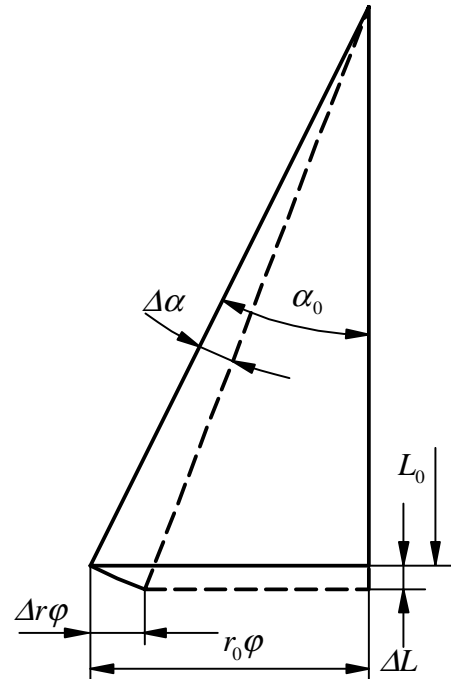


Bild 2.5b: Litzendehnung durch Querkontraktion

Nach Wang 1987 ist die Wickelradiuskontraktion für ein einlagiges Litzenseil mit einer Drahtlage

$$\varepsilon_{qr} = \nu \cdot \frac{\cos^2 \alpha_0 + \delta_k / \delta_L}{1 + \delta_k / \delta_L} \cdot \frac{\varepsilon_z}{\cos^2 \alpha_0}. \quad (2.21)$$

Der weitaus größte Anteil an der Litzendehnung ε_L in Gl. (2.18) rührt von der Längsdehnung der Drähte ε_z her. Rechnerisch kann nachgewiesen werden (hier nicht betrachtet), dass nur ungefähr 2 % von der Querkontraktion der Drähte und der damit verbundenen Wickelradiuskontraktion ε_{qr} herrühren

$$\varepsilon_L = \varepsilon_z / \cos^2 \alpha_0. \quad (2.22)$$

Für mehrlagige Seile mit mehreren Drahtlagen ergibt sich die Litzendehnung für die i.- Litzelage mit Gl. (2.12) zu

$$\varepsilon_{Li} = \frac{S}{E} \cdot \frac{\cos^2 \beta_i}{\sum_{k=0}^{n_l} \left(\sum_{l=0}^{n_{Dk}} z_{Dk,l} \cdot A_{Dk,l} \cdot \cos^3 \alpha_{k,l} \right)} \cdot z_{l,i} \cdot \cos^3 \beta_k. \quad (2.23)$$

2.2.2 Seildehnung

Die Seildehnung wird im wesentlichen von den gleichen Komponenten bestimmt wie die Litzen-
dehnung in Kap. 2.2.1. Der größte Anteil an der Seildehnung rührt von der Litzenlängsdehnung
nach Gl. (2.23) und von der zunächst nicht bekannten Wickelradiuskontraktion ε_{qR} der Litzen
her. Analog zu Gl. (2.18) kann dann für das Seil geschrieben werden

$$\varepsilon_S = \varepsilon_L / \cos^2 \beta_0 + \varepsilon_{qR} \cdot \tan^2 \beta_0. \quad (2.24)$$

Mit Gl. (2.22) in (2.24) eingesetzt ist die Seildehnung ε_S :

$$\varepsilon_S = \frac{\varepsilon_L}{\cos^2 \beta_0 \cdot \cos^2 \alpha_0} + \varepsilon_{qR} \cdot \tan^2 \beta_0. \quad (2.25)$$

Die Wickelradiuskontraktion der Litze ε_{qR} ergibt sich aus Gl. (2.25) mit der z.B. aus Messungen
bekannten Seildehnung ε_S und der aus Gl. (2.12) bekannten Drahtzugspannung σ_z für einlagige
Litzenseile:

$$\varepsilon_{qR} = \frac{1}{\tan^2 \beta_0} \cdot \left(\varepsilon_S - \frac{4 \cdot S}{\pi \cdot \delta_L^2 \cdot E} \cdot \frac{1}{z_L \cdot \cos^3 \beta_0 \cdot (z_D \cdot \cos^3 \alpha_0 + (\delta_k / \delta_L)^2)} \right) \quad (2.26)$$

und für mehrlagige Litzenseile mit mehreren Drahtlagen:

$$\varepsilon_{qR_i} = \frac{1}{\tan^2 \beta_i} \cdot \left(\varepsilon_S - \frac{S}{E} \cdot \frac{1}{\sum_{k=0}^{n_i} \left(\sum_{l=0}^{n_{Dk}} z_{Dk,l} \cdot A_{Dk,l} \cdot \cos^3 \alpha_{k,l} \right) \cdot z_{l,k} \cdot \cos^3 \beta_k} \right). \quad (2.27)$$

2.2.3 Seilquerkontraktion

Die Seilquerkontraktion ε_{qS} definiert man als die auf den Ausgangsdurchmesser d_0 bezogene
Durchmesseränderung Δd :

$$\varepsilon_{qS} = \Delta d / d_0. \quad (2.28)$$

Bei Seilen mit Fasereinlage ist die Wickelradiuskontraktion ε_{qR} der Litzen größer als bei Seilen
mit Stahleinlage. In die Berechnung der Wickelradiuskontraktion ε_{qR} nach Gl. (2.27) geht die
gemessene Seildehnung ein. Die Berechnung ist also unabhängig von der Art der Litzeneinlage.
Deshalb braucht die unbekannte Einlagenquerkontraktion nicht betrachtet werden. Die Wickel-
radiuskontraktion der Litze alleine entspricht allerdings nicht der Durchmesserkontraktion des
Seiles. Vielmehr muss die Querkontraktion der Litze, die sich aus der Drahtquerkontraktion und
der Wickelradiuskontraktion der Drahtwendeln zusammensetzt, berücksichtigt werden. Die

Durchmesseränderung des Seiles setzt sich im wesentlichen aus den folgenden drei Komponenten zusammen:

- Wickelradiuskontraktion der Litze $\varepsilon_{qR} \cdot 2R_0$
- Wickelradiuskontraktion der Drähte $\varepsilon_{qr} \cdot 2r_0$
- Querkontraktion der Einzeldrähte $\sum_0^n \nu \cdot \varepsilon_z \cdot \delta_j$ oder $\nu \cdot \delta_L \cdot \varepsilon_z$.

Nach dem Superpositionsprinzip gilt für die Durchmesseränderung eines einlagigen Litzenseiles mit nur einer Drahtlage

$$\Delta d = \varepsilon_{qs} \cdot d_0 = \varepsilon_{qR} \cdot 2R_0 + \varepsilon_{qr} \cdot 2r_0 + \nu \cdot \delta_L \cdot \varepsilon_z. \quad (2.29)$$

Die Berechnung der Wickelradiuskontraktion der Drähte ε_{qr} in Litzen mit mehreren Drahtlagen ist nicht mehr so einfach durchführbar wie für Litzen mit nur einer Drahtlage nach Gl. (2.21), da jetzt der geometrische Aufbau im Litzenquerschnitt mit berücksichtigt werden muss. Die Drähte in mehrlagigen Litzen haben zueinander Spielräume oder auch positive Sperrungen die rechnerisch nur schwer zugänglich sind. Für Litzen mit mehreren Drahtlagen wird deshalb die Annahme getroffen, dass die Wickelradiuskontraktion der Drähte in allen Drahtlagen gleich groß sein soll. Damit gilt für die i.-te Litzenlage:

$$\varepsilon_{qr_k,i} \cdot \tan^2 \alpha_{i,k} = \varepsilon_{qr_i,i} \cdot \tan^2 \alpha_{i,i}. \quad (2.30)$$

Die Wickelradiuskontraktion für die erste Drahtlage wird dabei immer nach Gl. (2.21) berechnet. Bezieht man die Durchmesseränderung auf die äußerste Litzen- und Drahtlage folgt in allgemeiner Form die Durchmesseränderung des Seiles Δd :

$$\Delta d = 2(\varepsilon_{qR_{n_L}} \cdot R_{n_L} + \varepsilon_{qr_{n_D},n_L} \cdot r_{n_L,n_D}) + \nu \cdot \varepsilon_{z_{n_L},n_D} \cdot \delta_{n_L,n_D}. \quad (2.31)$$

Die getroffenen Annahmen werden durch die gute Übereinstimmung der nach Gl. (2.31) berechneten Durchmesseränderung und der gemessenen Durchmesseränderung für die Seilkonstruktion Warrington-Seale SES + 6x36 sZ bestätigt. In Kapitel 2.3 ist der Vergleich zwischen Rechnung und Messung in Diagrammen dargestellt.

2.3 Vergleich der berechneten und der gemessenen Seilverformungen im Seil

Unter Zugkraft verringert ein Drahtseil seinen Durchmesser und es erfährt eine Längsdehnung. Der Zusammenhang zwischen der Zugkraft und der Verformung der Wendel ist nichtlinear. In Bild 2.6 sind für Litzenseilkonstruktion Warrington-Seale SES + 6x36 die ersten zehn Be- und Entlastungen der Seilzugkraft über der Seildehnung dargestellt. Ähnliche Diagramme für weitere Seilkonstruktionen sind z.B. in Feyrer 2000 enthalten. Der deutlich progressiven Zunahme der Seilzugspannung mit der Seildehnung bei kleinen Seilzugspannungen schließt sich ein nahezu linearer Verlauf an. Innerhalb der ersten zehn Belastungszyklen tritt eine Verdichtung des Seilgefüges ein, was auch als Setzen bezeichnet wird. Das Seil hat sich dann gemäß Bild 2.6 um ca.

5 ‰ bleibend gedehnt. Nach weiteren Belastungszyklen ändert sich die bleibende Seildehnung nur noch geringfügig. Die bleibende Seildehnung ist aber keinesfalls vergleichbar mit der unumkehrbaren plastischen Verformung von Stahlbauteilen. Durch das Bewegen und Biegen von vorgereckten Versuchsmustern wird der Seilverband gelockert und der Ausgangszustand des Musters stellt sich nahezu wieder ein.

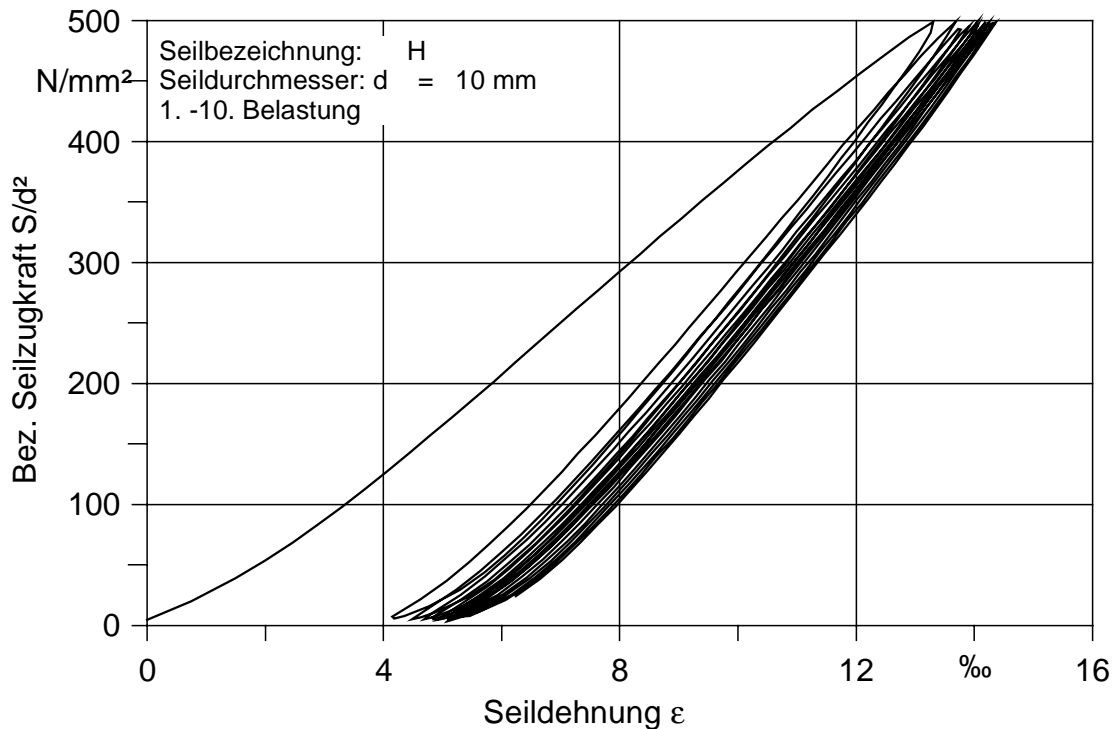


Bild 2.6: Zugspannungs-Dehnungsverlauf für die ersten zehn Be- und Entlastungen

In Bild 2.7 ist exemplarisch für die elfte Belastung die gemessene und nach Kap. 2.2.3 berechnete Änderung des Seildurchmessers über der bezogenen Seilzugkraft dargestellt. Analog zur Seildehnung ist die relative Änderung des Seildurchmessers bei kleinen Seilzugkräften am größten. Mit größer werdender Zugkraft nimmt der Seildurchmesser ungefähr proportional zur bezogenen Seilzugkraft ab. Der experimentell ermittelte Seildurchmesser nach elf Be- und Entlastungszyklen zeigt eine sehr gute Übereinstimmung mit den berechneten Werten. Die maximalen Abweichungen betragen höchstens 1 ‰. Die in Kap. 2.2.3 beschriebenen Ansätze werden dadurch bestätigt.

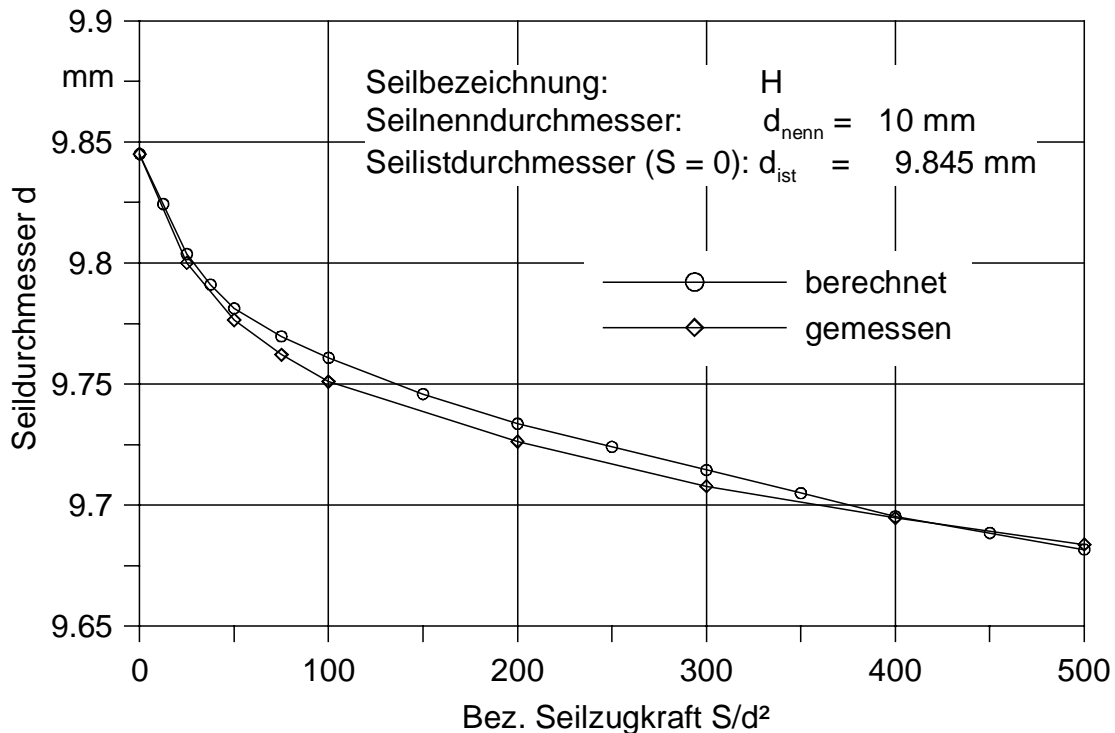


Bild 2.7: Seildurchmesser unter Zugbelastung

2.4 Zusatzbeanspruchungen im geraden Seil

2.4.1 Sekundäre Zugspannungen

Auf die Existenz von sekundären Zugspannungen beim Biegen eines Seiles über eine Seilscheibe hat *Schmidt 1965* in einem umfangreichen Aufsatz hingewiesen. *Leider 1977* und *Wiek 1975* haben sich ebenfalls mit der Berechnung befasst. Aufbauend darauf hat *Schiffner* in seiner Dissertation *Schiffner 1986* ein Berechnungsverfahren für den Spannungszustand in Seilen beim Auflaufen auf Seilscheiben unter Berücksichtigung der sekundären Zugspannungen vorgestellt und deren Existenz messtechnisch nachweisen können.

Schmidt weist in seiner Dissertation *Schmidt 1965* in diesem Zusammenhang darauf hin, dass auch im geraden zugbelasteten Seil sekundäre Zugspannungen auftreten. Andorfer berechnet diese für eine einfache Standardseilkonstruktion. Er merkt aber an, dass es sich bei den sekundären Zugspannungen im geraden Seil, im Unterschied zur Seilbiegung, nicht um eine Zusatzspannung handelt, sondern vielmehr um die tatsächliche Verteilung der Primärbeanspruchung.

Als Ursache für das Auftreten von sekundären Zugspannungen im geraden Seil ist die Verformung der Litzenwendel unter Zugkraft anzusehen. Diese wird aufgebogen und die Litzenstränge verschieben sich gegenseitig und zwar in Richtung der Seileinlage. Es muss also ein Zugspannungsgefälle von der Litzenaußenseite in Richtung Seileinlage hin vorhanden sein, welches die Materialverschiebung vorantreibt. Feyrer bezeichnet deshalb in Analogie zur Seilbiegung die

Differenz der Drahtzugspannung zur mittleren Drahtzugspannung als sekundäre Zugspannung, wenn gleich diese auch als Druck- und Zugspannung auftritt.

Wang Ning berechnet für ein einlagiges Litzenseil der Konstruktion FE + 6x7 zZ die sekundären Zugspannungen zunächst für den einfachen Fall ohne Berücksichtigung der Materialverschiebung zwischen den Drähten. Die Litzen können in diesem Fall als quasi Vollstäbe angesehen werden, die unter der wirkenden Zugkraft aufgebogen werden. Mit Hilfe der Gl. (2.14) bzw. Gl. (2.15) erhält man die in *Bild 2.8* dargestellten Zugspannungsverläufe in einem Lagendraht in Abhängigkeit vom Drahtdrehwinkel Φ . Die sekundäre Zugspannung wirkt wie eine periodische Anhebung und Absenkung der Zugspannung im Draht gegenüber der primären Zugspannung. Wang stellt in diesem Zusammenhang fest, dass die Annahme von Andorfer wonach das Maximum der Zugspannung bei dem Drahtdrehwinkel $\Phi = 0^\circ$, d.h. in der äußeren Drahtposition auftritt, nicht haltbar ist. Durch die aufbiegende Litze muss, wie auch *Schiffner 1986* festgestellt hat, die Drahtverschiebung von außen nach innen erfolgen. Dementsprechend tritt die maximale positive sekundäre Zugspannung also in der Innenposition $\Phi = 180^\circ$ auf und zwar in Kreuz- und Gleichschlagseilen gleichermaßen.

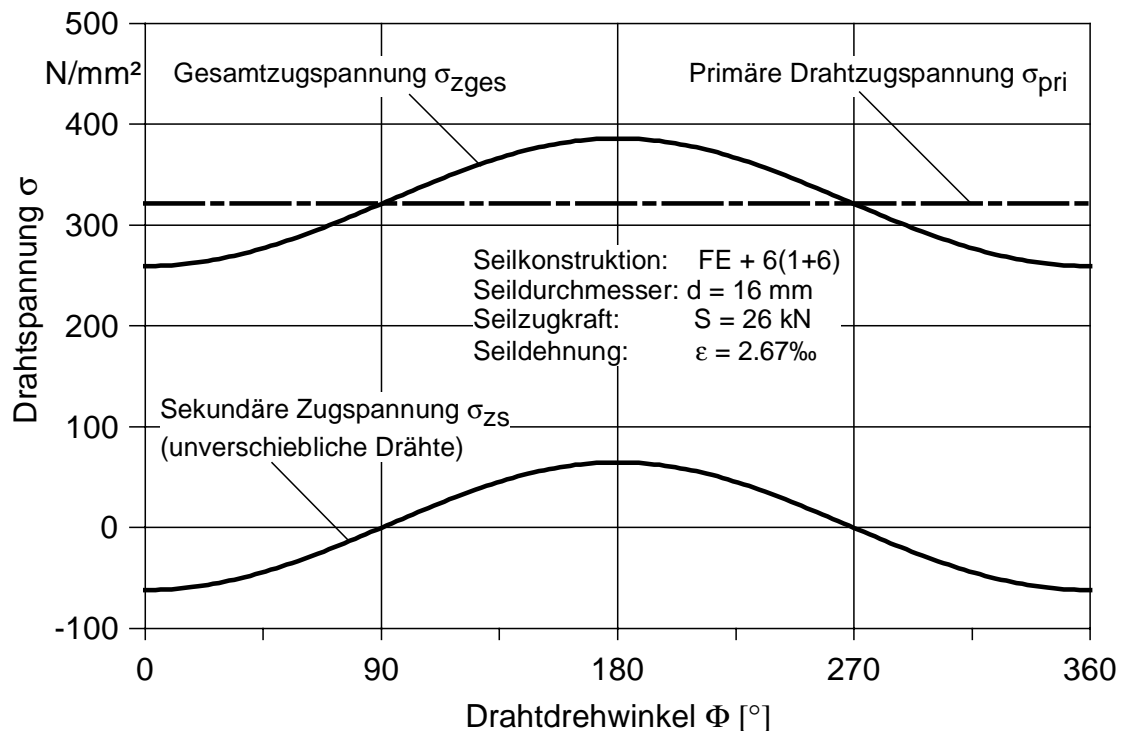


Bild 2.8: Spannungsverteilung in Litzenseil FE 6x7 zZ (unverschiebliche Drähte)

Andorfer berechnet mit Gl. (2.32) die Zugspannungsverteilung für den Fall, dass der Reibschluss der Drähte überwunden ist und Materialverschiebung einsetzt.

$$\sigma_{z,ges} = \sigma_{min} \cdot e^{\mu \cdot \vartheta(\Phi)} \quad (2.32)$$

Für die Berechnung, der von Andorfer aus der Eytelweinschen Beziehung abgeleiteten Gl. (2.32), wird der Umschlingungswinkel des betrachteten Drahtelements nach Gl. (2.11) benötigt. Mit der bekannten Zugspannungsverteilung $\sigma_{z,ges}$ nach Gl. (2.32) kann mit dem Mittelwertsatz der Integralrechnung die primäre Zugspannung nach Gl. (2.33) berechnet werden:

$$\sigma_{zi,j} = \frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} \sigma_{zgesi,j}(\Phi) d\Phi. \quad (2.33)$$

Mit Gl. (2.32) und Gl. (2.33) wird die minimale Zugspannung σ_{min} bei bekannter primärer Zugspannung nach Gl. (2.12) zu:

$$\sigma_{min} = \frac{2\pi}{\int_0^{2\pi} e^{\mu \cdot \vartheta(\Phi)} d\Phi} \cdot \sigma_{zi,j}. \quad (2.34)$$

In *Bild 2.9* ist analog zu *Bild 2.8* der Zugspannungsverlauf in den Außendrähten für den Fall des überwundenen Reibungsschlusses zwischen den Drähten dargestellt. Als Reibungszahl zwischen den Drähten wurde dabei $\mu = 0.125$ angenommen. Der Reibungsschluss wird gerade dann überwunden, wenn die Zugkraftdifferenz in den benachbarten Drähten größer wird als die wirkende Reibkraft zwischen den Drähten. Wann dieser Zustand eintritt hängt stark von der wirksamen Reibungszahl, sowie von der Längs- und Querverformung der Litzenwendeln ab. Für diesen Zustand hat Wang kritische Reibbeiwerte berechnet. Demnach setzen Drahtverschiebungen vorzugsweise bereits bei kleinen Seilzugkräften ein. Seiner Ansicht nach tritt bei Litzenseilen eine vollständige Drahtverschiebung durch die Wirkung der sekundären Zugspannungen ein.

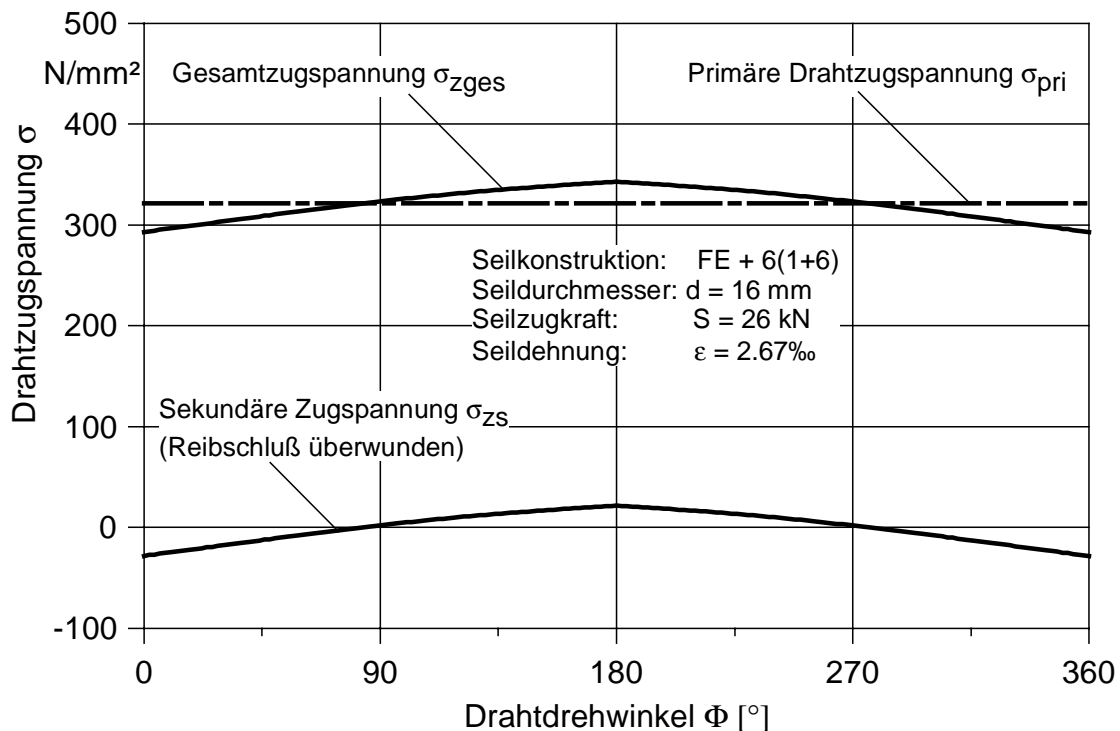


Bild 2.9: Spannungsverteilung in Litzenseil FE 6x7 zZ (Reibschluss überwunden)

Bei der Berechnung der Zugspannungsverteilung nach Gl. (2.32) wurde der Einfluss der erhöhten Pressung an den Auflagestellen zwischen den Drähten und der Seileinlage vernachlässigt. Als weitere Voraussetzung sollen sich die Drähte innerhalb einer Lage und die Außendrähte von benachbarter Litzen nicht berühren. Die Lücken zwischen benachbarten Drähten oder Litzen werden gemäß *Bild 2.10* als positive Sperrungen bezeichnet. Bei negativen Sperrungen kommt

es theoretisch zur Überdeckung der Drähte und damit zur Störung der geometrischen Bindungen im Seil.

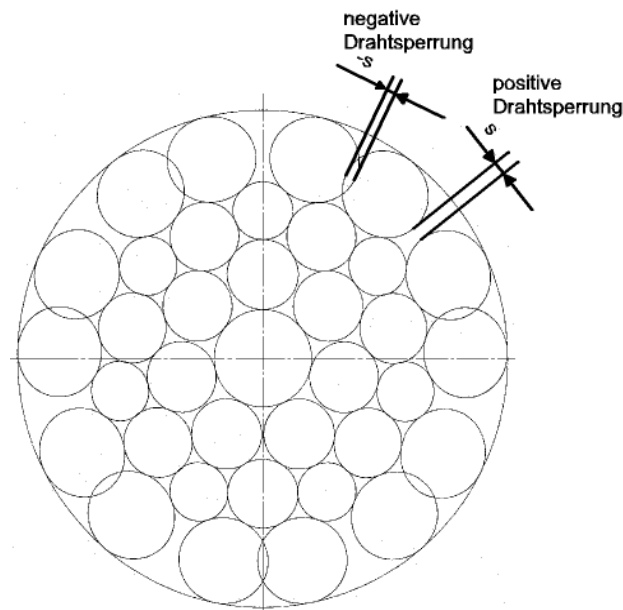


Bild 2.10: Litzenquerschnitt mit positiven und negativen Sperrungen zwischen den Drähten

Andorfer 1983 berechnet die sekundäre Zugspannungen ausschließlich für einlagige Litzen. Aufgrund der Anordnung der Drähte in mehrlagigen Litzen hat Schmidt auf die damit verbundene Normalkrafterhöhung durch Keileffekte der dicken Drähte der Warrington-Lage in Warrington-Litzen hingewiesen und die daraus resultierende Reibkrafterhöhung berechnet. Auch Wang 1987, Wang 1990 und zuletzt Schraft 1999 haben die Reibkrafterhöhung infolge von Keileffekten der zweiten Drahtlage in ihre Betrachtungen einbezogen.

Bei der Berechnung der Spannungsverteilung in Warrington-Seale-Litzen muss zudem der Keileffekt, den die dritte Drahtlage (Seale-Lage) auf die darunter liegende Drahtlage (Warrington-Lage) ausübt, berücksichtigt werden, Bild 2.11. Die dicken Seale-Drähte stützen sich auf die darunter liegenden Warrington-Drähte in der gezeigten Weise ab. Infolge der dabei auftretenden Keilwirkungen wird die Normalkraft erhöht.

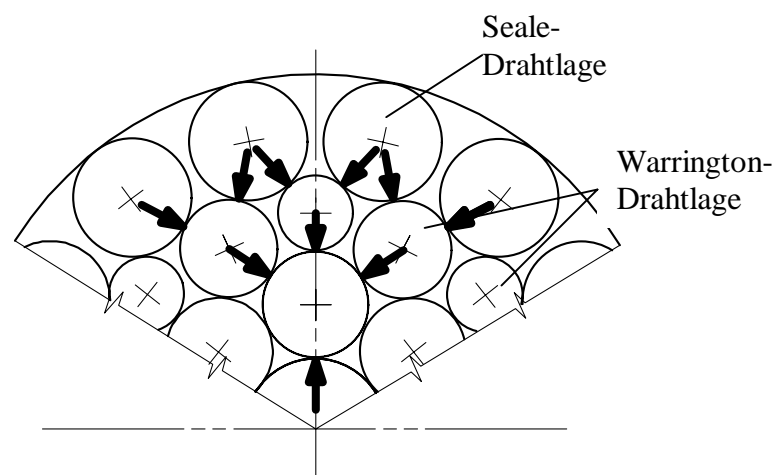


Bild 2.11: Ausschnitt einer Warrington-Seale Litze mit Normalkraftverteilung

An Drahtelementen der dicken und dünnen Drähte in der Warrington-Lage ergeben sich damit die in *Bild 2.12* und *Bild 2.13* dargestellten Belastungssituationen. Die Seale-Drähte üben die Linienpressung p_{24} auf die Warrington-Drähte „22“ und „23“ aus. Zusammen mit der Reibungszahl μ wirkt diese Linienpressung als Reibungskraft an der Drahtoberfläche. Betrachtet man ein infinitesimal kleines Drahtstück der Länge dl dann kann für das Drahtelement „22“ nach *Bild 2.12* die folgende Differentialgleichung geschrieben werden

$$dF_{22} = -\mu \cdot p_{22} \cdot dl_{22} + \mu_{22} \cdot \left(\frac{\delta_{24}}{\delta_{22}} \right)^2 \cdot p_{24} \cdot dl_{24} \quad (2.35)$$

und analog für das Drahtelement „23“ die Gl. (2.36)

$$dF_{23} = -\mu \cdot p_{23} \cdot dl_{23} + \mu_{23} \cdot \left(\frac{\delta_{24}}{\delta_{23}} \right)^2 \cdot p_{24} \cdot dl_{24} \cdot \quad (2.36)$$

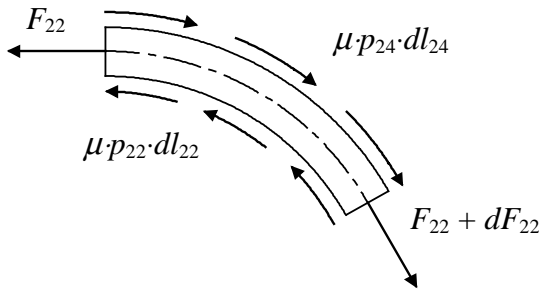


Bild 2.12: Kräfte an dem Lagendraht 22

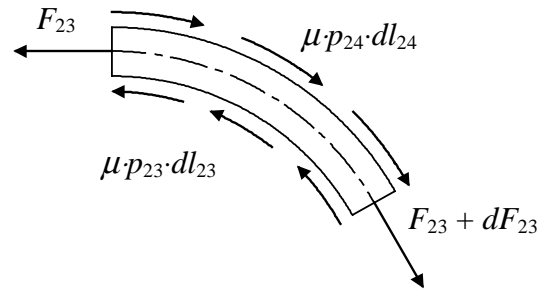


Bild 2.13: Kräfte an dem Lagendraht 23

Ersetzt man in Gl. (2.35) und Gl. (2.36) den Schnürdruck p durch $p = F / \rho$ nach *Bild 2.14* und führt das Differential des Umschlingungswinkel $d\vartheta = dl / \rho$ ein und ersetzt die Linienpressung durch Spannungen dann ergeben sich die folgenden Differentialgleichungen für die Drähte „22“ und „23“

$$d\sigma_{zs22} = -\mu \cdot (\sigma_{zpri22} + \sigma_{zs22}) \cdot d\vartheta_{22} + \mu_{keil22} \cdot \left(\frac{\delta_{24}}{\delta_{22}} \right)^2 \cdot \sigma_{zges24} \cdot d\vartheta_{24} \quad (2.37)$$

und

$$d\sigma_{zs23} = -\mu \cdot (\sigma_{zpri23} + \sigma_{zs23}) \cdot d\vartheta_{23} + \mu_{keil23} \cdot \left(\frac{\delta_{24}}{\delta_{23}} \right)^2 \cdot \sigma_{zges24} \cdot d\vartheta_{24} \cdot \quad (2.38)$$

Darin berücksichtigen die Reibungszahlen $\mu_{keil22} = \mu / \cos \xi_{22}$ und $\mu_{keil23} = \mu / \cos \xi_{23}$ den Keileffekt zwischen der dritten und zweiten Drahtlage. Die Winkel ξ_{22} und ξ_{23} erhält man aus der geometrischen Analyse des Litzenquerschnitts

$$\xi_{22} = \arcsin \left(\sin \left(\frac{90^\circ}{7} \right) \cdot \frac{(\delta_{20} + 2 \cdot \delta_{21} + \delta_{22})}{\delta_{24} + \delta_{22}} \right) \quad (2.39)$$

und

$$\xi_{23} = \arcsin \left[\sin \left(\frac{90^\circ}{7} \right) \frac{\cos \left(\frac{180^\circ}{7} \right) \cdot (\delta_{20} + \delta_{21}) + \sqrt{(\delta_{23} + \delta_{21})^2 - \sin \left(\frac{180^\circ}{7} \right)^2 \cdot (\delta_{20} + \delta_{21})^2}}{\delta_{24} + \delta_{23}} \right] \quad (2.40)$$

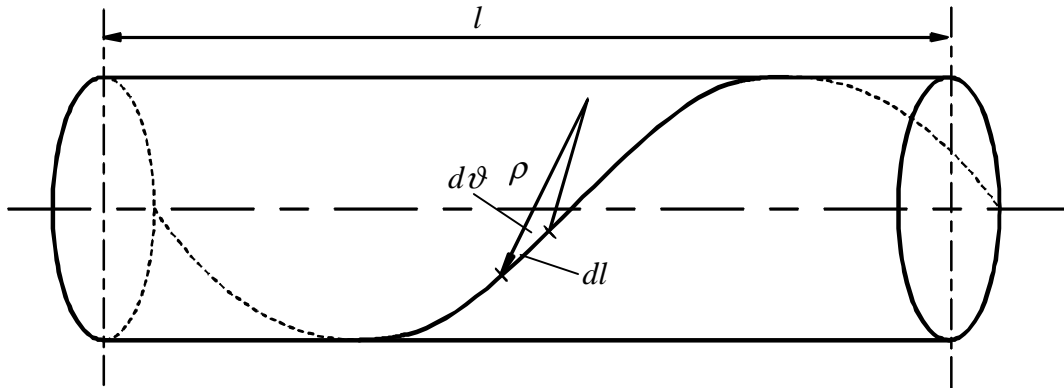


Bild 2.14: Zusammenhang zwischen dem Umschlingungswinkel $d\vartheta$ und der Bogenlänge dl

Mit den nun bekannten Spannungen σ_{22} und σ_{23} kann für das in *Bild 2.15* dargestellte Drahtelement „21“ (gemäß *Bild 2.16*) folgende Beziehung für die Drahtspannung gefunden werden.

$$d\sigma_{21} = -\mu \cdot (\sigma_{zpri21} + \sigma_{zs21}) \cdot d\vartheta_{21} + \mu \cdot \left(\frac{\delta_{22}}{\delta_{21}} \right)^2 \cdot \sigma_{z22} \cdot d\vartheta_{22} + \mu_{keil21} \cdot \left(\frac{\delta_{23}}{\delta_{21}} \right)^2 \cdot \sigma_{z23} \cdot d\vartheta_{23}. \quad (2.41)$$

Mit $\mu_{keil21} = \mu / \cos \xi_{21}$ wird die Normalkrafterhöhung durch den Keileffekt der dicken Warrington-Drähte der zweiten Drahtlage auf die darunter liegenden Drähte der ersten Drahtlage berücksichtigt. Für den Winkel ξ_{21} gilt:

$$\xi_{21} = \arcsin \left[\frac{\sin \left(\frac{180^\circ}{7} \right) \cdot (\delta_{20} + \delta_{21})^2}{2 \cdot (\delta_{21} + \delta_{23})} \right]. \quad (2.42)$$

Die Drahtspannungen der dritten Drahtlage berechnet man mit folgender Beziehung:

$$d\sigma_{zs24} = \mu \cdot (\sigma_{zpri24} + \sigma_{zs24}) \cdot d\vartheta_{24} - \mu_{keil22} \cdot \left(\frac{\delta_{22}}{\delta_{24}} \right)^2 \cdot \sigma_{z24} \cdot d\vartheta_{22} - \mu_{keil21} \cdot \left(\frac{\delta_{23}}{\delta_{24}} \right)^2 \cdot \sigma_{z23} \cdot d\vartheta_{23}. \quad (2.43)$$

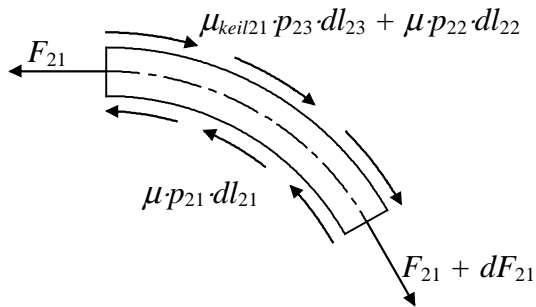


Bild 2.15: Kräfte an dem Lagendraht 21

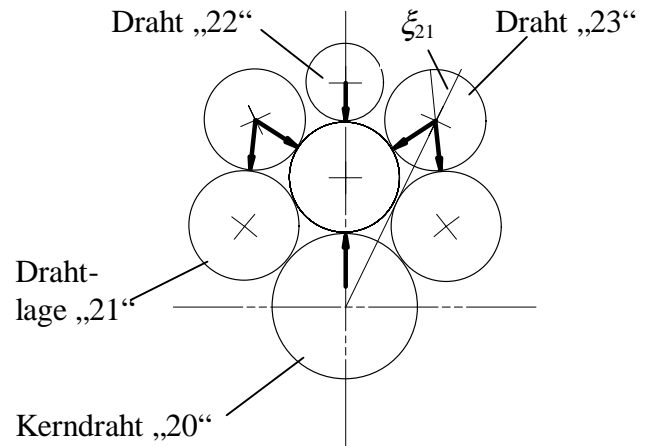


Bild 2.16: Normalkräfte am Draht „21“

Damit ist der gesamte Spannungsverlauf in einem Litzenseil der Konstruktion Warrington-Seale bekannt. In Bild 2.17 ist beispielhaft der Zugspannungsverlauf in den verschiedenen Drahtlagen über dem Drahtdrehwinkel Φ dargestellt. Als Eingabedaten für die Spannungsberechnung liegen die Geometriedaten des Versuchsseiles A aus Kap. 3 zugrunde. Für den Draht „24“ ist in Bild 2.17 zusätzlich die primäre Drahtzugspannung eingetragen. Die Drahtspannungen nehmen von den äußeren Lagen zu den inneren Drahtlagen hin zu. Die sekundäre Zugspannung wirkt als periodische Absenkung der Drahtzugspannung, wenn die Drähte in der Litze die Außenposition einnehmen und entsprechend als Anhebung, wenn die Drahtposition der Seileinlage zugewandt ist. Dieses Verhalten ist direkt an die Drahtverschiebung, die von der Litzenaußenseite nach der Litzeninnenseite erfolgt, gekoppelt. Hervorgerufen wird die Drahtverschiebung durch die sich unter Zugkraft aufbiegende Litze. Die Reibkraft zwischen den Drähten wirkt dieser Verschiebung entgegen und erreicht ihr Maximum bei überwundenem Reibschluss. Verringert man die Seilzugkraft, kehrt sich die Spannungsverteilung entsprechend um. Daraus folgt ein größerer Spannungsausschlag in den Drähten bei Zugschwellbeanspruchung eines Seiles.

In Bild 2.18 ist der Spannungsverlauf in den Außendrähten eines zugschwellbeanspruchten Seiles dargestellt. Neben der Gesamtzugspannung ist dort zusätzlich die gesamte Drahtlängsspannung eingetragen, welche sich um den Anteil der Biegespannung nach Kapitel 2.4.2 von der Gesamtzugspannung unterscheidet.

Der maximale Spannungsausschlag tritt in den inneren Drahtabschnitten auf. Dort kommen zu den Längsspannungen relativ kleine Torsionsspannungen und Pressungen hinzu. Der Kontakt an den Auflagestellen der innenliegenden Litzendrähten auf den Drähten der Stahlseileinlage ruft örtlich sehr große Pressungen hervor. An diesen Stellen bilden sich die in Kapitel 4.4 dargestellten Pressmarken aus. Der Draht wird geschwächt und es kommt zu Kerbwirkungen. Im Zugschwellversuch tritt zusätzlich Verschleiß in Erscheinung. Sowohl die Pressung als auch die Verschleißvorgänge sind rechnerisch nicht zugänglich. Für die Lebensdauer sind diese Berührstellen aber von Bedeutung. Dort entstehen in bevorzugter Weise Drahtbrüche. Darüber hinaus führen die lokal auftretenden sehr großen Pressungen zu einer Behinderung der Verschiebungen der Litzendrähte, was zusätzliche Spannungen in nicht bekannter Größe hervorruft.

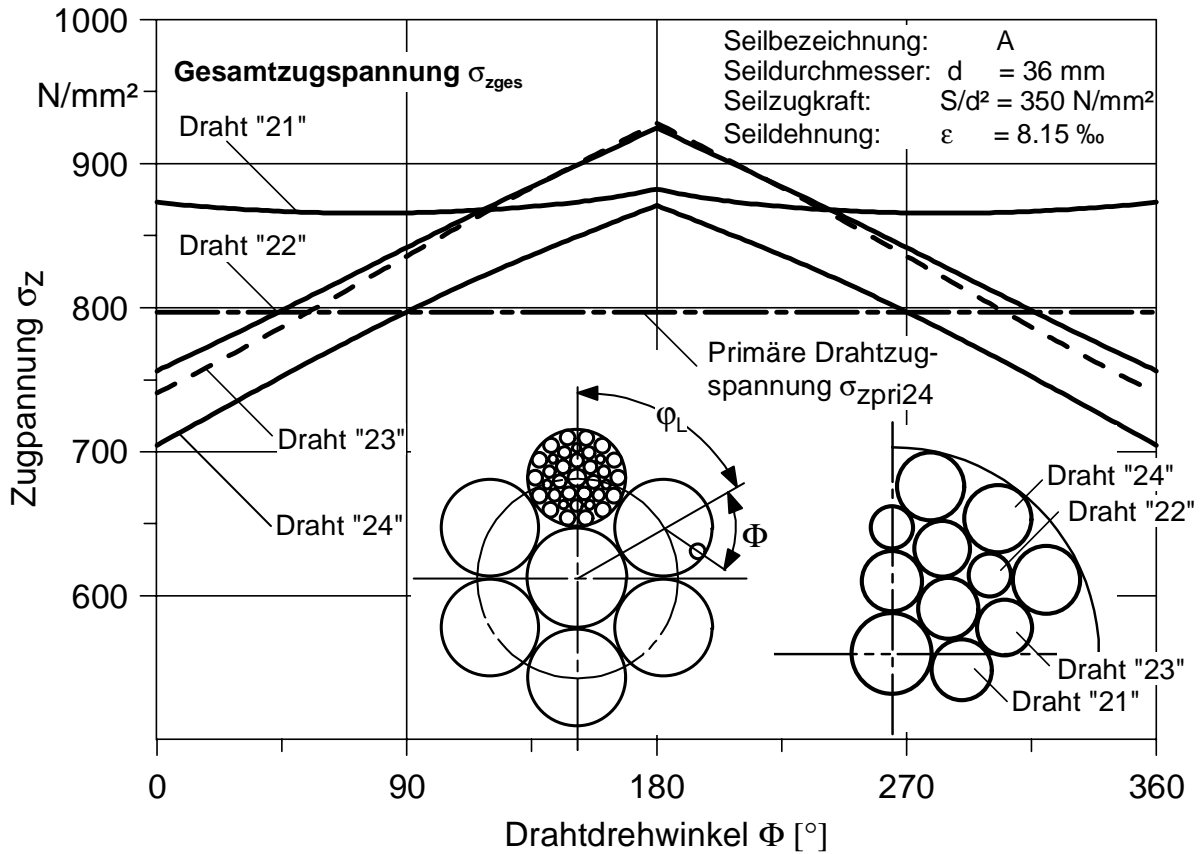


Bild 2.17: Zugspannungsverteilung in einem Warrington-Seale-Seil

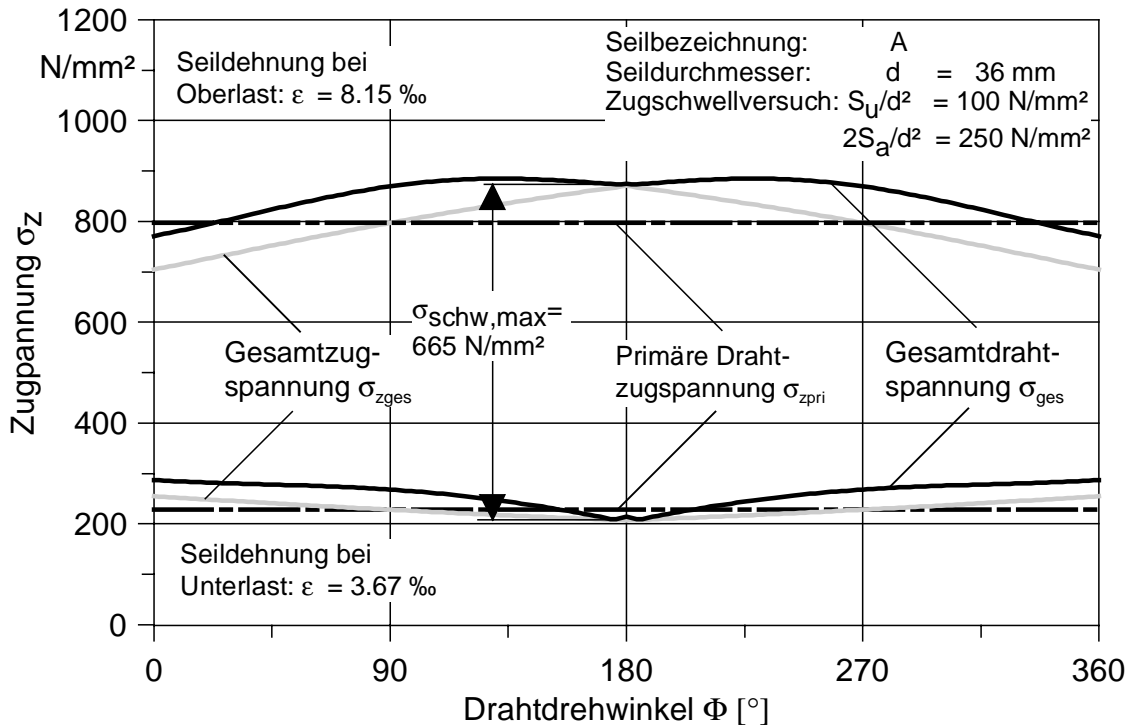


Bild 2.18: Spannungsverlauf in den Außendrähten eines zugschwellbeanspruchten Seiles

2.4.2 Biegespannungen

Im einfachsten Fall berechnet sich die Biegespannung aus der Krümmungsänderung eines geraden Rundstabes der Dicke δ nach Gl. (2.44).

$$\sigma_b = (K_1 - K_0) \cdot \frac{\delta}{2} \cdot E \quad (2.44)$$

Die Gl. (2.44) hat für die Berechnung der Biegespannung gekrümmter Drahtelemente eingeschränkte Gültigkeit. Wie *Leider 1977* feststellt besitzen die Krümmungsradien vor und nach dem Biegen die gleiche Richtung. Die Schmiegeebenen nach *Bild 2.2* bleiben also parallel. Unter dieser Voraussetzung wird stets die gleiche Faser des Querschnitts betrachtet. Dies gilt beim Biegen der Seildrähte im geraden zugbelasteten Seil nicht mehr. Deshalb berechnet Leider den maximalen Drahtumfangswinkel ψ_{\max} an dem die größte positive Biegespannung auftritt nach Gl. (2.45)

$$\psi_{\max} = \arctan \left(\frac{\sin \gamma_k}{\cos \gamma_k - \frac{\rho_1}{\rho_0}} \right). \quad (2.45)$$

Darin ist der Winkel γ_k derjenige Winkel, der sich zwischen den Schmiegeebenen vor und nach dem Biegen einstellt. Leider betrachtet den Schmiegeebenenwinkel γ_k zwischen der Hauptnormalen vor und nach der Verformung. Schiffner korrigiert die Definition von Leider und legt den Winkel zwischen der Schmiegeebene vor der Änderung und der Hauptnormalen nach der Änderung fest. Als Grund führt Schiffner die Drehung des Drahtelements bei der Biegung an die Leider nicht berücksichtigt hat. Für den Schmiegeebenen-Winkel γ_k gilt nach *Vogel 1987*

$$\gamma_k = \frac{|n_x c_x + n_y c_y + n_z c_z|}{\sqrt{n_x^2 + n_y^2 + n_z^2} \cdot \sqrt{c_x^2 + c_y^2 + c_z^2}}. \quad (2.46)$$

Darin sind n die Koordinaten des Normalenvektors der Schmiegeebene vor der Verformung und c die Koordinaten des Hauptnormalenvektors nach der Verformung. *Wang 1990* wiederum bemängelt die von Leider und Schiffner getroffene Definition des Schmiegeebenen-Drehwinkel γ_k über die Geometrieänderung der Drahtkurven in einem raumfesten Koordinatensystem. Seiner Meinung nach muss die Definition über ein körperfestes Koordinatensystem erfolgen. Mit der Methode der Variationsrechnung ermittelt Wang den Schmiegeebenen-Drehwinkel γ_k in sehr aufwendiger Art und Weise. Bei der Gegenüberstellung seiner Ergebnisse mit denen von Schiffner stellt er aber eine fast völlige Übereinstimmung fest. Aufgrund dessen wird in dieser Arbeit die Berechnung der Biegespannungen nach *Schiffner 1986* herangezogen. Für die maximale Biegespannung σ_b gilt

$$\sigma_b = \left(\frac{1}{\rho} \cdot \cos(\psi - \gamma_k) - \frac{1}{\rho_0} \cdot \cos \psi \right) \cdot \frac{\delta}{2} \cdot E. \quad (2.47)$$

In dem Berechnungsbeispiel nach *Bild 2.15* beträgt der Anteil der Biegespannung an der Gesamtschwellspannung eines Außendrahtes nur ca. 4,5 %. Für die sehr kleine Unterlast $S_u/d^2 = 8$ N/mm² und gleiche Schwingweite $2S_u/d^2 = 250$ N/mm² verdoppelt sich ungefähr der Anteil der Biegespannung an der Gesamtspannung. Entgegen den Erwartungen, wegen der größeren Verformung der Draht- und Litzenwendeln bei der Prüfung mit kleiner Unterlast, vergrößern die berechneten Zusatzspannungen den Spannungsausschlag in den Drähten nicht sehr wesentlich. Es sind deshalb keine großen Rückwirkungen auf die Lebensdauer im Zugschwellversuch zu erwarten. Bei Seilen mit Fasereinlage ist aber eine größere Litzen- und Drahtverformung aufgrund der Nachgiebigkeit der verwendeten Faserwerkstoffe gegeben. Entsprechend größere Biege- und Torsionsspannungen treten in den Drähten auf.

Im Gegensatz zu Seilen in Parallelmachart treten bei Spiralseilen bzw. Standardseilen neben Pressungen auch sogenannte sekundäre Biegespannungen zwischen den Kreuzungsstellen der meist in wechselnder Richtung geschlagenen Drahtlagen auf. Auf die Berechnung der sekundären Biegespannungen in Spiralseilen wird an dieser Stelle verzichtet. Mit dieser Thematik haben sich *Wang 1990* und *Schraft 1999* ausführlich befasst.

Fazit der Spannungsrechnung

Die Berechnung der planmäßig auftretenden Spannungen im Litzenseil, dazu zählen auch die Zusatzspannungen, sprich die sekundäre Zugspannung und die Biegespannung, hat gezeigt, dass in Abhängigkeit von der Position des Drahtes im Seil die Drahtbelastung variiert. Die maximale Drahtbelastung tritt dann auf, wenn der Draht sich, entgegen der Feststellung von *Andorfer*, in der Innenposition $\Phi = 180^\circ$ befindet, also der Seileinlage zugewandt ist. Gerade in den Bereichen der maximalen Drahtbelastung liegen die Kreuzungsstellen der Litzen- und Einlagendrähte. Zu den bereits maximalen Drahtspannungen überlagern sich dort sehr große Pressungen. Die Berechnung der Pressungen ist aufgrund der elastisch-plastischen Formänderung des Drahtwerkstoffs äußerst komplex und wurde deshalb nicht weiter verfolgt. Von diesen Zonen gehen vermutlich bevorzugt Drahtbrüche aus.

Der für den Zugschwellversuch berechnete Spannungsausschlag der planmäßig auftretenden Spannungen ist durch das Auftreten von Zusatzspannungen größer als der Ausschlag der pauschalen Seilzugspannung. Der durch die Zusatzspannungen hervorgerufene erhöhte Spannungsausschlag ist aber bei den betrachteten Stahleinlageseilen nicht der für die Draht- bzw. Seillebensdauer ausschlaggebende Faktor. Bei den bisherigen Betrachtungen wurde bei der Berechnung der Spannungsverteilung stets eine homogene Belastungsaufteilung im Seil vorausgesetzt. Dies trifft in der Praxis keineswegs zu. Die Belastung der Drähte erfolgt nämlich wie die Autoren *Schiffner 1986*, *Evans und Chaplin 1997* nachgewiesen haben sehr ungleichförmig. Als Folge davon wird in einzelnen Drähten den planmäßigen Spannungen ein z.T. sehr erheblicher unplanmäßiger Spannungsanteil überlagert. Entsprechende Rückwirkungen auf die Draht- bzw. Seillebensdauer im Zugschwellversuch sind auf jeden Fall zu erwarten.

2.5 Spannungsverteilung im realen Seilquerschnitt

In den *Kap. 2.1 bis 2.4* wurde eine Berechnungsmethode vorgestellt, die neben der maßgeblichen Primärbeanspruchung auch die sekundären Zusatzspannungen berücksichtigt. *Andorfer* der in seiner Arbeit *Andorfer 1983* einen wichtigen Beitrag zur Berechnung der Zugspannungsverteilung

lung und insbesondere der sekundären Zugspannung in Litzenseilen geleistet hat, kommt zu der Erkenntnis, dass trotz der Berücksichtigung der Reibkraft zwischen den Seildrähten und die damit von ihm gefundene Aufteilung der Drahtbeanspruchung, das Zugschwellverhalten der Seile nicht ausreichend erklärt werden kann. Sein Bestreben war es, die Grundlagen zur Beschreibung der Seillebensdauer als Funktion der Lebensdauer des unverseilten Drahtes zu schaffen. Er empfiehlt weitere Untersuchungen in dieser Richtung durchzuführen. Allerdings lässt Andorfer bei all seinen Betrachtungen die ungleichmäßige Aufteilung der Drahtkräfte im realen Seil außer acht, die insbesondere *Schiffner 1986* und *Evans und Chaplin 1997* nachgewiesen haben. Andorfer wertet dagegen die Drahtbruchfolge, in seinen Zugschwellversuchen als Indiz für die gleichmäßige Lastverteilung im Seil.

Zur Klärung der ungleichförmigen Lastaufteilung auf die Litzen und Drähte im Seil sind Spannungsmessungen auf den Drähten die naheliegendste Methode. Solche Messungen im geraden und gebogenen Seil hat z.B. *Schiffner* durchgeführt. Dazu hat er bis zu 8 Dehnmessstreifen (DMS) auf ein Kreuzschlagseil der Konstruktion FEC+6(1+9+9) DIN 3062 mit Durchmesser 36 mm geklebt und anschließend einen Dauerbiegeversuch durchgeführt. In *Bild 2.19* sind die von *Schiffner* gemessenen Drahtspannungen der nicht gebogenen Seilzone über der relativen Biege-wechselzahl N/N_{max} dargestellt. Bereits zu Beginn des Versuchs bei N/N_{max} weisen die Messstellen Unterschiede von bis zu 200 N/mm² auf. *Schiffner* führt diese Streuung auf die ungleichmäßige Verteilung der Seilzugkraft auf die Litzen und Drähte zurück. Im ersten Drittel des Versuchs sinken die Spannungen stark ab, was er den negativen Biegespannungen durch die bleibende Querkontraktion des Seildurchmessers zuschreibt. Über einen weiten Bereich bleiben die Spannungen fast unverändert. Allerdings weisen die einzelnen Messstellen gegenüber dem Versuchsbeginn jetzt wesentlich größere Spannungsunterschiede auf. Die Unterschiede zwischen den einzelnen Messstellen betragen hier bis zu 400 N/mm². Nach ca. 60 % der maximalen Schwing-spielzahl N_{max} treten an den Messstellen zwei Drahtbrüche auf. Dadurch steigt die Spannung in den benachbarten Drähten an. *Schiffner* liefert mit diesen Ergebnissen einen ersten Nachweis für die ungleichförmige Lastaufteilung in Litzenseilen.

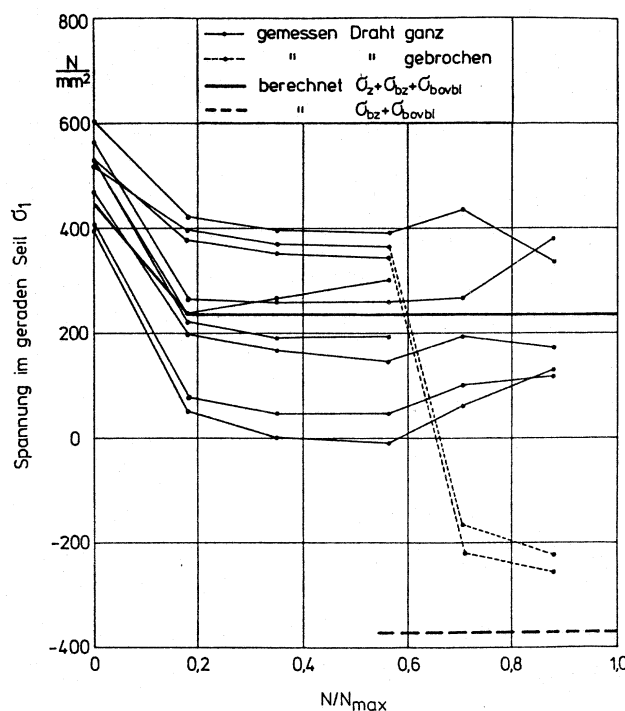


Bild 2.19: Spannungen im geraden Seil ($\sigma_z = 600 \text{ N/mm}^2$) aus *Schiffner 1986*

Evans und Chaplin 1997 haben weitere Ergebnisse umfangreicher Spannungsmessungen mit DMS vorgestellt. Im Mittelpunkt dieser Untersuchung stand die Messung der Drahtbeanspruchung bei statischer und dynamischer Belastung. In Bild 2.20 ist die von Chaplin gewählte Anordnung der DMS einer Versuchsreihe dargestellt. Er beklebt jeweils 2 Drähte einer Litze im selben Seilquerschnitt.

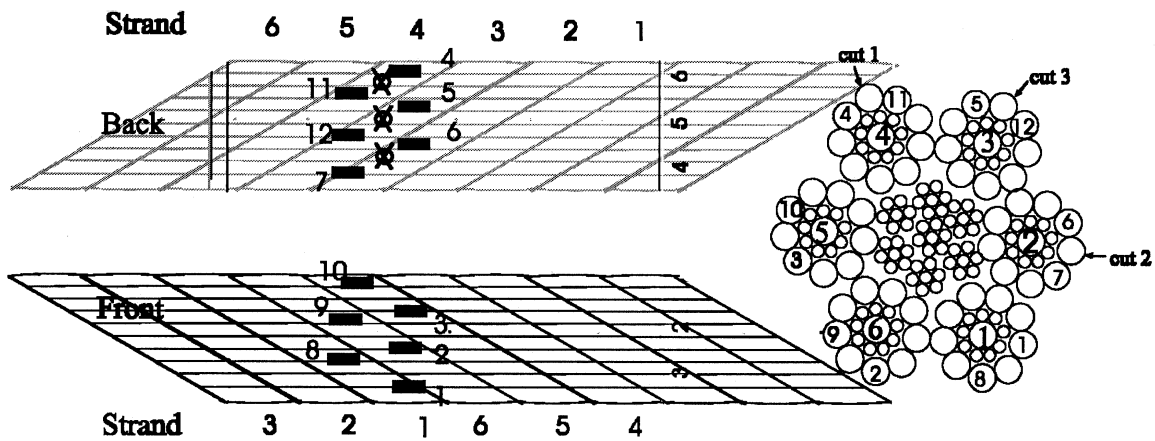


Bild 2.20: Lage der DMS auf dem Versuchsseil aus Evans and Chaplin 1997

Das präparierte Versuchsseil unterziehen die Autoren einem Zugschwellversuch mit ca. 100 000 Schwingspielen und zeichnen zu verschiedenen Zeitpunkten den Dehnungsausschlag der 12 Messstellen auf. In Tabelle 2.1 sind die Ergebnisse der Messungen eingetragen. Zu Beginn des Versuchs stellen die Autoren beträchtliche Unterschiede in der Drahtbelastung fest. Die Drahtbelastung an Messstelle 4 beträgt ungefähr nur ein Drittel von der an Messstelle 12. Die Standardabweichung bei vorausgesetzter Normalverteilung beträgt $s = 1.62 \text{ \%}/\text{MN}$. Mit zunehmender Versuchsdauer setzt eine Vergleichmäßigung der Drahtbelastungen ein und die Standardabweichung beträgt nach $N = 100\,000$ Schwingspielen $s = 1.06 \text{ \%}/\text{MN}$.

Tab. 2.1: Variation des Dehnungsausschlags in \%/MN innerhalb der ersten 100.000 Schwingspiele aus Evans and Chaplin 1997

	Wire 1	Wire 2	Wire 3	Wire 4	Wire 5	Wire 6	Wire 7	Wire 8	Wire 9	Wire 10	Wire 11	Wire 12
0 Cycles	5.59	4.79	3.66	2.27	6.82	6.27	5.89	5.96	4.26	2.58	3.41	6.95
1K Cycles	5.59	4.54	3.84	2.61	6.56	6.04	5.82	5.97	4.35	2.76	3.59	6.89
5K Cycles	5.56	4.67	4.08	2.78	6.20	5.99	5.81	5.92	4.69	3.09	4.13	6.58
10K Cycles	5.64	4.79	4.07	2.81	6.02	5.92	5.69	5.81	4.71	3.39	4.15	6.43
20K Cycles	5.72	4.75	4.02	2.82	5.98	5.90	5.67	5.71	4.74	3.52	4.18	6.40
50K Cycles	5.72	4.83	3.96	2.90	5.97	5.72	5.76	5.62	4.73	3.50	4.31	6.39
100K Cycles		4.63	4.78	3.07	6.50	5.85	5.94	5.84	4.84	4.70	4.46	6.67

Evans und Chaplin belegen in anschaulicher Weise die bereits von Schiffner für den statischen Versuch nachgewiesene Ungleichförmigkeit der Drahtbelastungen in Drahtseilen. Eine noch stärkere Vergleichmäßigung der Drahtbelastung kann durch das Vorrecken der Seile auf ca. 80 % der Seilbruchkraft herbeigeführt werden. Durch den Vorreckvorgang halbiert sich die Standardabweichung. Vorgereckte Seile erreichen nach Angabe von Evans und Chaplin im Zugschwellversuch eine bis zu dreifach höhere Seillebensdauer gegenüber nicht vorgereckten Seilen.

Am IFT konnte in wenigen Versuchen verschiedener Seilkonstruktionen ein Zusammenhang zwischen der Größe der Vorreckkraft und der damit verbundenen Lebensdauersteigerung im Zugschwellversuch gefunden werden. Reckt man die Seile bis auf ca. 94 % der wirklichen Bruchkraft F_w vor, so konnten Lebensdauersteigerung bis zum zehnfachen des nicht gereckten Seiles erzielt werden. Dieser enorme Lebensdauerszuwachs beruht auf der gleichmäßigeren Verteilung der Litzen- und Drahtbelastung im Seil.

Mit eigenen DMS-Messungen konnte für eine weitere Litzenseilkonstruktion die ungleichförmige Drahtbelastung im geraden zugbelasteten Seil nachgewiesen werden. Dazu sind zehn DMS auf den Außendrähten zweier Litzen von Seil A appliziert und mit einem zusätzlichen DMS zur Temperaturkompensation zu Viertelbrücken geschaltet worden. Mit einem Vielstellen-Messgerät wurden die DMS-Signale verstärkt und mittels einer seriellen Schnittstelle zu einem PC übertragen. Die Messungen erfolgten in Stufenversuchen, d.h. es wurden diskrete Seilzugkräfte angefahren und für ca. 120s gehalten und die Spannungen an den Messstellen aufgezeichnet. In *Bild 2.21* sind für den Neuzustand von Seil A die gemessenen Drahtspannungen über der durchmesserbezogenen Seilzugkraft S/d^2 dargestellt. Zum Vergleich ist in dasselbe Diagramm die nach *Kapitel 2.4* berechnete Gesamtdrahtspannung σ_{ges24} eingetragen. Mit ansteigender Zugkraft nimmt die Streuung der gemessenen Spannungen zu. Bei einer Nennzugspannung $\sigma_{nem} = 135 \text{ N/mm}^2$ beträgt die Differenz an den Messstellen bis zu 200 N/mm^2 . Demzufolge erfolgt die Lastaufteilung im untersuchten Seil wie erwartet sehr ungleich. Unterschiede zwischen den Messstellen beider Litzen waren nur in geringem Maße feststellbar.

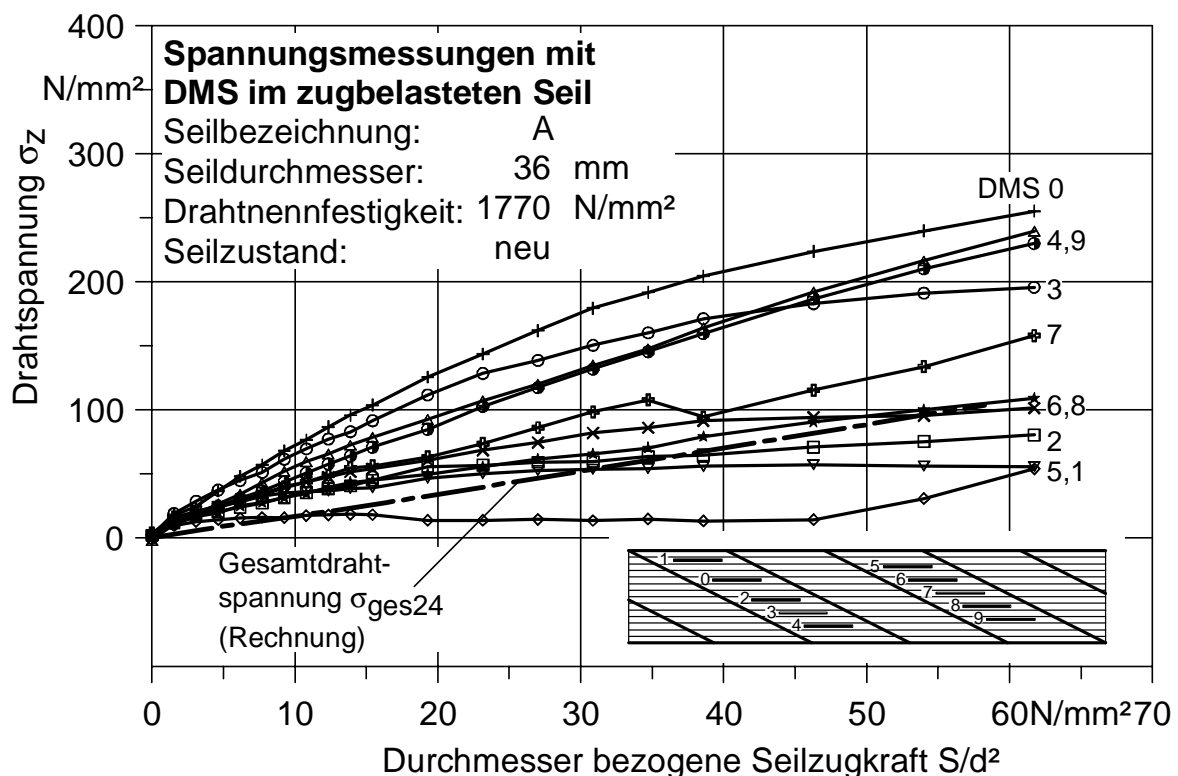


Bild 2.21: Gemessene Spannungen in den Außendrähten von Seil A im Neuzustand

Die berechnete Drahtspannung σ_{ges24} nach *Bild 2.21* ist ca. 35 % kleiner als der Mittelwert der gemessenen Drahtspannungen. Bei der Berechnung der Drahtspannungen nach *Kap. 2.4* wurde zur Vereinfachung vorausgesetzt, dass die Seilgeometrie unter Einwirkung einer Zugkraft ausschließlich elastisch verformt werden soll. Wird dagegen ein Seil im Neuzustand mit einer

Zugkraft belastet, tritt neben einer bleibenden Durchmesserabnahme auch eine bleibende Seildehnung auf. Das Seilgefüge hat sich gesetzt. Den in *Kap. 2.4* vorgestellten Spannungsberechnungen lagen stets Dehnungswerte zugrunde, die an gesetzten Seilen ermittelt worden sind. Dazu wurde das Seil mehrfach mit ungefähr der halben Seilbruchkraft belastet.

Die Änderung der Seilgeometrie durch Setzeffekte sind bei der betrachteten Seilkonstruktion mit Stahlseileinlage deutlich geringer ausgeprägt, als bei Seilen mit Fasereinlage. Schiffner führt deshalb die in *Bild 2.19* im ersten Diagrammdrittel für ein Fasereinlage-Seil gemessenen, stark zurückgehende Drahtspannung auf die negativ wirkende Biegespannungen in den Drähten zurück. Mit zunehmender Versuchsdauer nimmt der Seildurchmesser ständig ab und die Biegespannung wird betragsmäßig immer größer und damit die Gesamtdrahtspannung kleiner. Dieser von Schiffner beobachtete Effekt trat bei Seil A mit Stahlseileinlage nicht in Erscheinung. Bei den Messungen war sogar eher eine geringfügige Erhöhung des Mittelwertes der gemessenen Spannungen im gesetzten Seil gemäß *Bild 2.22* zu verzeichnen.

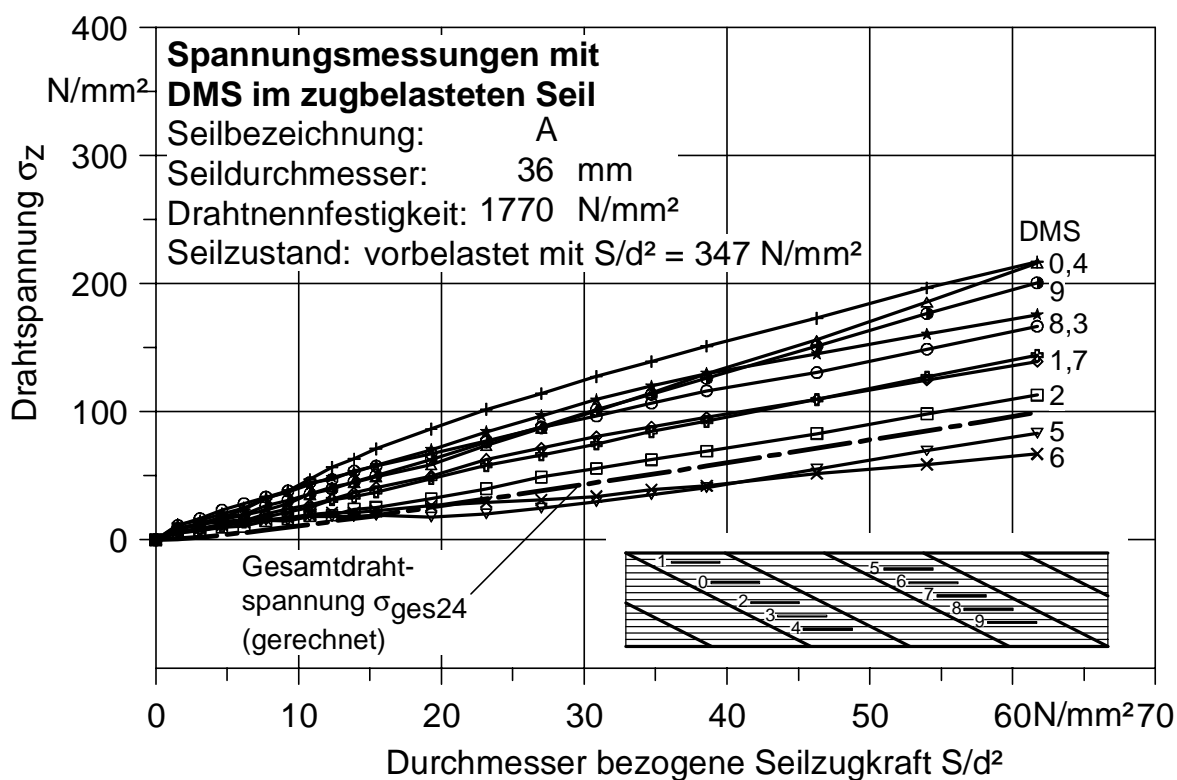


Bild 2.22: Gemessene Spannungen in den Außendrähten von Seil A im vorbelasteten Seilzustand

Zum besseren Vergleich der *Bilder 2.21* und *2.22* und vor allem zur Beurteilung der Streuung der gemessenen Drahtspannungen wurden alle nach den zuvor durchgeführten Zugversuchen verbleibenden Drahtspannungen zu null gesetzt. Dann ergibt sich in *Bild 2.22* für die Nennzugspannung $\sigma_{\text{nenn}} = 135 \text{ N/mm}^2$ eine maximale Streuung an den Messstellen von 150 N/mm^2 . Die Streuung ist damit zwar kleiner als beim neuen Seil nach *Bild 2.21* liegt aber immer noch über der aufgetragenen Seilzugnennspannung.

Eine betragsmäßige weitaus noch größere Streuung der gemessenen Spannungen tritt bei größer werdender Zugbelastung in Erscheinung. Wie bereits in *Bild 2.22* geschehen, wurden auch die verbleibenden Spannungen aus dem unbelasteten Zustand in *Bild 2.23* zu null gesetzt. Bei einer Nennzugspannung $\sigma_{\text{nenn}} = 1185 \text{ N/mm}^2$ beträgt in *Bild 2.23* die Differenz zwischen

der größten und kleinsten Spannung ca. 515 N/mm^2 . Diese enormen Unterschiede in der Verteilung der Belastung der Litzendrähte, wie sie hier für den statischen Zugversuch ermittelt worden sind, werden zwar im Zugschwellversuch mit zunehmender Schwingspielzahl etwas abgemildert, bleiben aber nach den Erkenntnissen von Evans und Chaplin bis zum Bruch der Drähte erhalten.

Die Ergebnisse von Schiffner, Evans und Chaplin und die eigenen Messungen sind Beleg dafür, dass die isolierte Betrachtung der berechenbaren Drahtspannungen, also der planmäßigen Spannungen, zur Beschreibung der Seillebensdauer im Zugschwellversuch längst nicht ausreichend ist. Zwar liegen die berechneten Spannungen nach Kap. 2.4 innerhalb des gemessenen Streubereichs, aber die beträchtlichen Spannungsunterschiede, die unter dem Begriff der nicht-planmäßigen Spannungen zusammengefasst werden können, wurden bislang in den wenigsten Lebensdauerberechnungen berücksichtigt. Dies ist wohl auch der Grund, weshalb es bislang nicht gelungen ist, die Lebensdauer von Seilen auf der Basis der planmäßigen Spannungen zuverlässig zu berechnen. Es müssen sowohl die planmäßigen Spannungen, als auch die nicht planmäßigen Spannungen bei der Beschreibung der Seillebensdauer berücksichtigt werden. Damit stellt sich sofort die Frage nach den maßgeblichen Faktoren, von denen die nicht planmäßigen Spannungen abhängen. Zur Beantwortung dieser Frage ist es unerlässlich in Zugschwellversuchen eine möglichst große Bandbreite an verschiedenen Seil- und Belastungsparameter zu untersuchen.

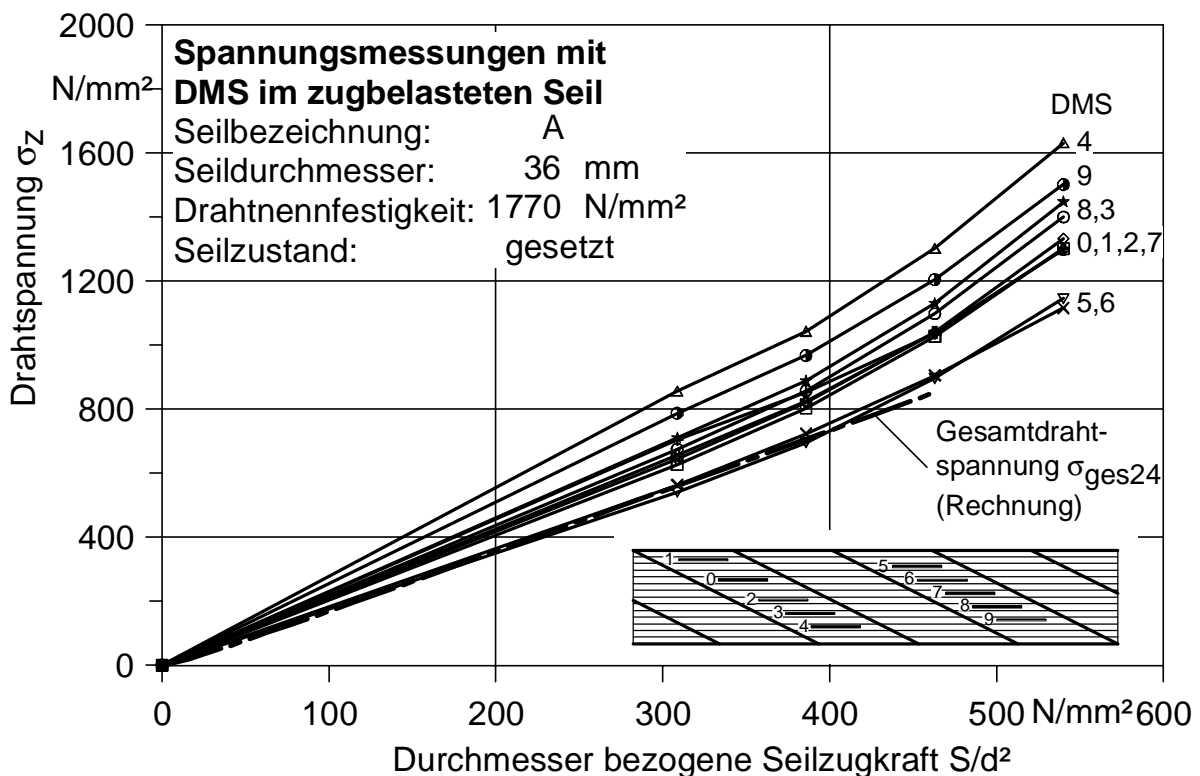


Bild 2.23: Gemessene Spannungen in den Außendrähten von Seil A im gesetzten Seilzustand

Es ist zu erwarten, dass die enormen Spannungsunterschiede die im statischen Zugversuch festgestellt wurden, die Lebensdauer der Drähte im Zugschwellversuch nachhaltig beeinflussen. Drähte mit hoher Belastung fallen entsprechend früher aus und es findet eine Umlagerung auf die benachbarten Drähte statt. Tytko 1997 hat ein Rechenprogramm entwickelt, mit dem er die Seillebensdauer über die Lebensdauer der Einzeldrähte berechnet. Auf Grundlage der Schadens-

akkumulationshypothese von Palmgren und Miner und Wöhlerlinien, die von *Hansel 1977* stammen, berechnet er die Drahtlebensdauer für verschiedene von ihm vorgegebene Verteilungen der Drahtbelastung im Seil. Bricht ein Draht, so erfolgt eine Umlagerung auf die benachbarten Drähte, die dann höher belastet werden. Die Drahtbelastung zu Beginn des Versuchs ordnet er gemäß einer mathematischen Verteilung den Seildrähten zufällig zu. Er führt die Rechnung so lange durch bis 25 % der Drähte ausgefallen sind und erhält so die Anzahl an Schwingspielen. Dem von Tytko verwendeten Modell liegen etliche Vereinfachungen zugrunde. Beispielsweise geht er davon aus, dass die Drahtbrüche zu einem völligen Versagen des Drahtes führen. Tatsächlich aber tragen Drähte in einiger Entfernung von der Bruchstelle wieder voll mit. Nach den Angaben von *Evans und Chaplin 1997*, die DMS-Messungen durchgeführt haben, tragen Drähte in geschmierten Seilen nach ungefähr der 1,5-fachen Schlaglänge wieder voll. Die Entwicklung der Drahtbrüche, *Ren 1998*, hängt zudem von den bereits vorhandenen Drahtbrüchen ab. Tytko gelangt trotz der Vereinfachungen, die zumindest die berechnete Lebensdauer unsicher erscheinen lassen, zu dem Ergebnis, dass die vorgegebene Verteilung der Drahtbelastung einen entscheidenden Einfluss auf das Ergebnis ausübt. Sind die Unterschiede in der vorgegebenen Verteilung z.B. Normalverteilung mit hoher Standardabweichung groß, so ist die berechnete Lebensdauer gegenüber einer gleichmäßigeren Drahtbelastung deutlich kleiner. Die sich in einem Seil ausbildende Spannungsverteilung hat demnach einen entscheidenden Einfluss auf die Seillebensdauer.

Für das Versuchseil A sind die vom Verfasser gemessenen Spannungsverteilungen für verschiedene Zugkräfte in *Bild 2.24* dargestellt. Die gemessenen Spannungen folgen bei großen Zugkräften am besten einer logarithmischen Normalverteilung und bei kleinen Zugkräften einer Normalverteilung. Der besseren Anschauung wegen sind aber alle Spannungen im logarithmischen Wahrscheinlichkeitspapier eingetragen. Im Diagramm fallen die großen Abweichungen der Spannungen bezüglich ihres Mittelwerts bei allen eingetragenen Seilzugkräften auf. Dieses Verhalten wird im Rahmen dieser Arbeit als Ungleichförmigkeit der Drahtbelastung bezeichnet. Die Ungleichförmigkeit der Drahtbelastung ist demnach bei kleinen Seilzugkräften am größten. Alle Ausgleichsgeraden in *Bild 2.24* sind dann flacher und bei großen Seilzugkräften entsprechend der kleineren Ungleichförmigkeit steiler.

Fazit

In diesem Abschnitt konnte der Beweis für die ungleiche Drahtbelastung in Seilen erbracht werden. In Messungen mit Dehnmessstreifen konnten Spannungsunterschiede bis zum mehrfachen der aufgebrachten Seilnennspannung festgestellt werden. Diese treten unplanmäßig auf. Einzelne Drähte werden also mehrfach stärker belastet als die Berechnung der planmäßigen Spannungen nach *Kap. 2.3* ergab. Berechnungsansätze die nur die planmäßigen Spannungen in Seilen berücksichtigen sind zur Beschreibung der Seillebensdauer in Zugschwellversuchen ungeeignet.

Ursachen für die sehr ungleiche Drahtbelastung sind vor allem im realen Seilaufbau zu sehen. Insbesondere die Verseilung bei den Herstellern hat einen entscheidenden Einfluss auf die Seilqualität. Ein qualitativ gutes Seil zeichnet sich durch eine gleichmäßige Aufteilung der Belastung auf die Seildrähte aus. Aber gerade die ausschlaggebenden Verseilparameter sind nicht bekannt oder aber nicht zugänglich. Gezielte Untersuchungen über deren Einfluss auf die Seillebensdauer gibt es bislang nicht. Um diese Lücke schließen zu können sind umfassende experimentelle Untersuchungen notwendig. Vor diesem Hintergrund werden in *Kap. 4* eigene Untersuchungsergebnisse vorgestellt und interpretiert.

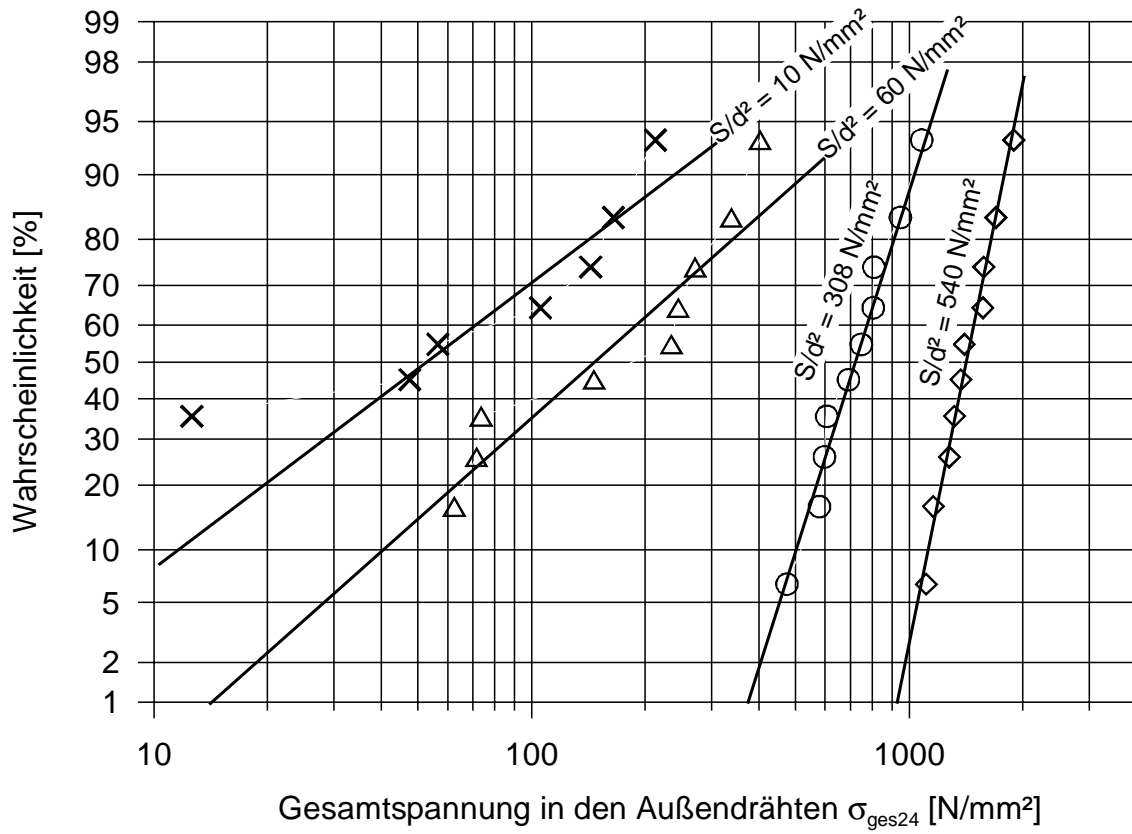


Bild 2.24: Gemessene Spannungsverteilungen in den Außendrähten von Seil A

3 Experimentelle Lebensdaueruntersuchungen

Neben den Zugschwellversuchen werden zur Charakterisierung der Seile die folgenden Untersuchungen durchgeführt.

- Zerreißversuche zur Ermittlung der wirklichen Bruchkraft der Seile.
- E-Modul-Messungen zur Ermittlung der Verformungskennwerte der Seile.
- Drehmomentmessungen geben Aufschluss über die zusätzlichen Kräfte an den Einspannstellen.
- Drahtuntersuchungen liefern Aussagen über die Qualität der verseilten Drähte.

Mit diesen vielfältigen Untersuchungen ist es möglich ein zuverlässiges Modell zur Beschreibung der Lebensdauer zugschwellbeanspruchter Seile zu entwerfen.

In diesem Abschnitt werden die Prüfeinrichtungen, die Versuchsseile, die Versuchsparameter sowie die Versuchsdurchführung und -auswertung beschrieben.

3.1 Versuchseinrichtungen

Am Institut für Fördertechnik und Logistik der Universität Stuttgart stehen neben den vielfältigen Versuchseinrichtungen für die Seilforschung auch spezialisierte und erfahrene Mitarbeiter für die Herstellung der Versuchsmuster zur Verfügung. Insbesondere die Herstellung von Seilvergüssen erfordert ein erhebliches Maß an Sorgfalt.

3.1.1 Prüfmaschinen für die Zugschwellprüfung von Drahtseilen

Zur Durchführung der zahlreichen Zugschwellversuche wurden insgesamt drei Prüfmaschinen eingesetzt. Eine ältere Prüfmaschine gehört seit längerem zur Ausstattung des Instituts und eine weitere Prüfmaschine wurde speziell für die Durchführung des Forschungsvorhabens „Lebensdauer und Ablegereifeerkennung von Drahtseilen unter Zugschwellbeanspruchung“ AVIF 1999 angeschafft. Mit der Einbeziehung dieser weiteren externen Prüfmaschine der Firma CASAR konnte der Durchmesserbereich der untersuchten Drahtseile nach oben hin erweitert werden. Die Aufnahme der Seile in die Prüfmaschine des Institutes erfolgte über konusförmige Seilvergüsse. Für die neu angeschaffte Prüfmaschine wurde die in *Bild 3.1* als 3D-CAD-Modell dargestellte Seilaufnahmevorrichtung gefertigt.

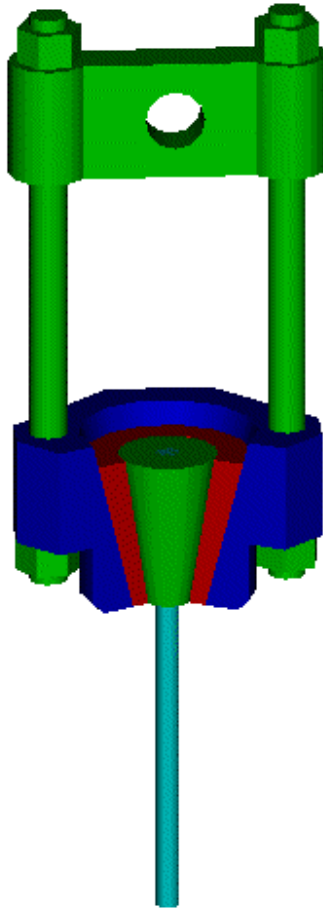


Bild 3.1: Aufnahmevorrichtung für Seile in Prüfmaschine

In der externen Prüfmaschine der Firma CASAR erfolgte die Einspannung der Versuchsmuster an der planen Stirnseite der zylindrischen Vergusshülsen, die im Inneren eine konusförmige Bohrung für die Seilaufnahme aufweisen.

3.1.2 Herstellung von Seilvergüssen

Zugschwellbeanspruchte Seile mit Kunststoffseilvergüssen als Seilendverbinding erzielen regelmäßig die größten Schwingenspielzahlen. Die Bruchstelle beim Zug- bzw. Zugschwellversuch liegt in der Regel auf der freien Seilstrecke zwischen den Vergüssen. Aus diesen Gründen wurde der Kunststoffseilverguss mit dem handelsüblichen Vergussmaterial „wirelock“ für die Aufnahme der Seile in die Prüfmaschine verwendet. Für die Herstellung der Vergüsse wurden eigens teilbare Vergussformen für die verschiedenen Seildurchmesser gefertigt.

Seilbesen

Im ersten Arbeitsschritt werden Seilbesen durch das Auflösen der Litzen in Einzeldrähte hergestellt. Bei diesem Vorgang ist darauf zu achten (besonderes bei Spiralseilen), dass die Auflösung des Seilverbandes nur im Besenbereich erfolgt. Verhindert wird dies durch das Abbinden bzw. den Einsatz von Klemmen am Seilumfang zur freien Seilstrecke hin. Damit alle Drähte bis zur Besenwurzel gut von der Kunststoffvergussmasse umschlossen sind, sollten die Drahtenden im Seilbesen gleichmäßig angeordnet sein. Theoretisch ist dann die Kraftverteilung auf die Drähte am besten. Allerdings wurden die besten Ergebnisse immer dann erzielt, wenn die Drähte bei der

Besenherstellung möglichst wenig verformt worden sind. Die Ursache dafür liegt in der Krümmungsänderung der Drähte beim Richten. Direkt an der Besenwurzel werden durch das Richten der Drähte sehr kleine Krümmungsradien erzeugt. An diesen Stellen treten bei der späteren Zugschwellprüfung Zusatzbeanspruchungen in unbekannter Größe im Draht auf. Dabei handelt es sich hauptsächlich um Biegespannungen, die den Anteil der schwellenden Drahtspannungen sehr stark vergrößern können und daher lebensdauermindernd wirken. Eine mögliche Folge sind die sogenannte Einspannbrüche, die die Lebensdauer, wie in *Kap. 4* gezeigt wird, drastisch herabsetzen.

Vorraussetzung für einen guten Stoffschluss zwischen dem Drahtmaterial und dem auf Polyesterharz basierenden Kunststoffvergussmaterial „wirelock“ ist das sorgfältige Reinigen des Seilbesens vor dem Vergießen. Die beim Verseilungsprozess in das Seil eingebrachten Schmiermittel werden durch Auswaschen der Besen in Reinigungsbenzin beseitigt. Im Anschluss daran werden die vorgereinigten Seilbesen einer 15 Minuten andauernden Ultraschallbehandlung unterzogen. Als Reinigungsflüssigkeit im Ultraschallbad dient die Reinigungsflüssigkeit „Scharrsol“.

Herstellung von Vergüssen

Der trockene Seilbesen wird nun in die dafür vorgesehene Vergussvorrichtung eingesetzt und sorgfältig nach der Seilachse ausgerichtet. Die Ausrichtung ist erforderlich um unerwünschte Biegebeanspruchungen an der Einspannung der Seile zu vermeiden. Das Quarzmehl wird nun mit dem Härter gut gemischt und innerhalb 10 Minuten in zähfließender Konsistenz in die Vergussform gegeben. Nach ca. 24 Stunden ist der Vergusskegel vollständig ausgehärtet. Vor dem eigentlichen Zugschwellversuch werden die Versuchsseile aufgefettet, insbesondere um den zuvor entfetteten Übergangszonen von Verguss zur freien Seilstrecke Schmierstoff zuzuführen. Nebenbei lassen sich so die herstellerabhängigen Schwankungen der Grundschrömerung der Seile angleichen.

3.2 Versuchsparmeter

Die in der klassischen Werkstoffprüfung vorherrschenden einparametrischen Untersuchungen an Prüfstücken unter Zugschwellbeanspruchung sind für die Prüfung von Drahtseilen nicht ausreichend. Die Schwingzahl im Zugschwellversuch ist nach *AVIF 1999* von verschiedenen Parametern abhängig. Die wichtigsten Parameter sind:

- Seilkonstruktion
- Durchmesserbezogene Schwingweite der Seilzugkraft $2S_a/d^2$
- Durchmesserbezogene untere Seilzugkraft S_u/d^2
- Seildurchmesser d .

Belastungsparameter

Die maßgeblich lebensdauerbestimmenden Belastungsparameter $2S_a$ und S_u werden zur besseren Vergleichbarkeit der Versuchsergebnisse als durchmesserbezogene Größen angegeben. Im englischsprachigen Raum wird die Schwingweite als auch die mittlere bzw. untere Seilzugkraft vorwiegend als prozentualer Anteil von der Mindest- oder wirklichen Bruchkraft der Seile fest-

gelegt. Die Festlegung von Seilnennbruchkräften gegenüber im Versuch ermittelten Werten hat den Vorteil, dass auf diese Werte sehr einfach anhand von Listen und Katalogen zurückgegriffen werden kann. Allerdings stehen die Mindestbruchkräfte nur für genormte Seilkonstruktionen zur Verfügung. Bei nicht genormten Seilkonstruktionen erfolgt die Festlegung durch die Seilhersteller. Geeigneter erscheint hier die rechnerische Bruchkraft F_r zu sein, die aus dem Produkt der Drahtnennfestigkeit R_0 und des metallischen Seilquerschnittes A_m für beliebige Seilkonstruktionen gebildet wird und somit eindeutig definiert ist. Wegen der unvermeidlichen Ergebnisstreuung ist die wirkliche Bruchkraft F_w nicht als Bezugsgröße empfehlenswert. In die wirkliche Bruchkraft fließen neben der Seilqualität (abhängig vom Seilhersteller) auch die Sorgfalt der Versuchsdurchführung ein.

Zum Vergleich von Ergebnissen aus Seiluntersuchungen sind auch die in der Werkstoffprüfung üblichen Spannungen ungeeignet. Dies wird beim Vergleich zweier Seile mit Stahl- und Fasereinlage desselben Seildurchmessers deutlich. Prüft man beide Seile im Zugschwellversuch mit gleichen Seilzugspannungen, erzielt das Seil mit der Fasereinlage eine bis zu dreifach größere Schwingspielzahl als das Seil mit Stahleinlage, so *Feyrer 2000*. Beide Seile wurden zwar bei gleichen Spannungen geprüft aber das Stahleinlageseil aufgrund des größeren metallischen Querschnitts mit größeren Prüfkraften belastet. Selbst bei der Prüfung mit gleichen Seilkräften erzielte nach *Feyrer 1996* ein Seil mit Fasereinlage etwas günstigere Ergebnisse. Eine direkte Korrelation zwischen der Seilzugspannung und der zu erwartenden Lebensdauer besteht also nicht.

Durchmesserbezogene Belastungsgrößen

Durch die Einführung von durchmesserbezogenen Belastungsgrößen lassen sich die Ergebnisse von Zugschwellversuchen sehr einfach vergleichen. Aufwendige Spannungsberechnungen entfallen, da der Seilaufbau außer acht gelassen wird.

Die maßgeblich lebensdauerbestimmenden Belastungsparameter wurden in einem möglichst großen Bereich variiert, der deutlich über den Einsatz der Seile in der Praxis hinausreichte. Die Festlegung geeigneter Belastungshorizonte erfolgte zunächst auf Basis der in *Feyrer 1996* verwendeten Werte. Nach dem Vorliegen der ersten Ergebnisse wurden Belastungshorizonte, die auf sinnvolle Bruchschwingspielzahlen im Zeitfestigkeitsbereich führen, festgelegt. Dabei wurde die durchmesserbezogene Schwingweite der Seilzugkraft $2S_a/d^2$ im Bereich von 100 N/mm² bis 500 N/mm² und die durchmesserbezogene untere Seilzugkraft S_u/d^2 im Bereich von 10 bis 400 N/mm² untersucht. Pro Laststufe, d.h. die in Stufen zu 50 N/mm² variierte Schwingweite $2S_a/d^2$, wurden mindestens 5 verschiedene untere Seilzugkräfte S_u/d^2 eingestellt. Damit konnte im Vergleich zu *Kapitel 1.2* erstmals in systematischer Weise eine große Bandbreite an Versuchen abgedeckt werden. Auch die Grundsätze in *Stange 1971* für mehrparametrische Untersuchungen, bei denen sich die Ergebnisse aus den Versuchen gegenseitig statistisch stützen, sind gegeben.

Seildurchmesser

Bei der praxisgerechten Auslegung zugschwellbeanspruchter Seile kommt dem Seildurchmesser auch in wirtschaftlicher Hinsicht Bedeutung zu. Die Ergebnisse werkstofftechnischer Untersuchungen zeigen zweifellos einen direkten Zusammenhang zwischen der Bauteillebensdauer und der Bauteilgröße. Da auf dem Gebiet der Seilforschung bereits früh ein überproportional großer Einfluss des Durchmessers von zugschwellbeanspruchten Seilen auf die Schwingspielzahl siehe *Müller 1961* festgestellt werden konnte, wurde der Untersuchung des Größeneinflusses besondere Aufmerksamkeit beigemessen.

Die Wahl des Seildurchmessers richtete sich nach der Verfügbarkeit der Seile durch die Seilhersteller und wurde nicht zuletzt durch die am Institut vorhandenen Seilprüfmaschinen hinsichtlich Einspannlänge und Prüfkräfte nach oben hin begrenzt. Detaillierte Angaben zu den untersuchten Seilen können den *Tabellen 3.1 und 3.2* entnommen werden.

Tab.3.1: Technische Daten der Versuchsseile der Konstruktion Warrington-Seale SES + 6x36 sZ

Seil-Nr.		A	B	C	D	E	F	G	H	I	J	K	L
Seil-Ø [mm]	d_{nenn}	36	30	24	24	16	16	10	10	10	10	8	8
	d_{ist}	36,1	30,5	24,1	24,4	16,5	16,5	10,1	10,0	10,2	10,3	8,1	8,2
Schlagricht- ung [mm] und Schlaglänge	s/Z	s/Z	s/Z	s/Z	s/Z	s/Z	s/Z	z/S	s/Z	s/Z	s/Z	s/Z	s/Z
		92,2/ 221,5	83,4/ 186,4	70,4/ 156,5	66,0/ 153,0	43,5/ 99,8	49,0/ 106,7	25,6/ 59,2	30,3/ 61,0	29,2/ 60,8	27,3/ 58,4	21,8/ 48,0	21,8/ 49,6
Draht- oberfläche		bk	zn	zn	bk	zn	zn	bk	zn	zn	bk	bk	zn
Drahtfestig- keit [N/mm ²]	R_o	1770	1770	1960	1770	1770	1770	1770	1770	1960	1770	1770	1770
	R_m	1876	1879	2160	1924	1881	1968	1920	1869	1981	1999	1925	1836
Seilquer- schnitt [mm ²]	A_m	594,7	432,2	271,9	276,4	128,2	128,3	47,9	48,0	48,9	50,0	31,6	33,4
Seilbruch- kraft [kN]	F_r	1045	726	514	464	206	206	80,6	80,6	89,3	80,6	51,6	51,6
	F_{min}	816	567	402	363	161	161	63	63	69,8	63	40,3	40,3
	F_e	1115,5	812,2	587,3	536,8	241,2	252,5	92,1	89,7	96,9	99,9	60,9	61,3
	F_w	891,6	--	476	423	197	211	72,5	75,0	79,6	77,6	47,4	48,1
Verseil- verlust [%]		20,1	--	18,9	21,2	18,3	16,4	21,3	16,4	17,8	22,3	22,1	21,5

3.3 Versuchsdurchführung

Zugschwellversuche liefern nur dann aussagekräftige Ergebnisse, wenn die Versuchsbedingungen möglichst optimal gewählt und störende Einflüsse weitgehend ausgeschlossen werden, vgl. Kap. 1.2.

Seilendverbindung und Probenlänge

Die Zugschwellprüfung von Drahtseilen erfordert in jedem Falle eine Befestigung der Seilprobe in der Prüfmaschine über Seilendverbindungen. Wie bereits gezeigt wurde eignet sich der Kunststoffseilverguss dafür am besten. Rückwirkungen der Seilendverbindungen auf das Versuchsergebnis sind immer gegeben, da diese eine Störung des geordneten Seilverbandes darstellen. Diese Störstellen verändern das Tragverhalten der Drähte und Litzen im Seilquerschnitt und „strahlen“ deshalb auch noch in den geordneten Seilverband der freien Seilstrecke hinein. Bei sehr kurzer freier Seillänge ist der Anteil der beeinflussten Randzonen an der gesamten Seillänge

sehr groß und Frühausfälle werden begünstigt. Chaplin empfiehlt eine freie Seillänge von ca. 10 mal der Seilschlaglänge, d.h. dickere Seile müssen entsprechend länger ausgeführt werden. Innerhalb des durchgeführten Forschungsprojektes wurde eine freie Seillänge vom 40-fachen des Seilnennendurchmessers eingehalten. Die Frage nach dem Einfluss großer Seillängen kann mit der Methode der Zuverlässigkeitstheorie *Feyrer 2000* beantwortet werden und war nicht Gegenstand dieser Untersuchung.

Tab.3.2: Technische Daten der Versuchsseile der Konstruktion offene Spiralseile 1x37

Seil-Nr.		M	N	O	P	Q	R	S
Seil-Ø [mm]	d_{nenn}	24	16	16	10	5	4	4
	d_{ist}	24,0	15,9	16,0	10,2	4,8	4,0	3,85
Schlagricht- ung [mm] und Schlaglänge		Z/S/Z	Z/S/Z	Z/S/Z	Z/S/Z	S/S/Z	Z/S/Z	S/S/Z
		233,6	158	156,7	91,6	39,5	37,5	30,8
Draht- oberfläche		zn	zn	zn	zn	zn	zn	zn
Drahtfestig- keit [N/mm ²]	R_0	1770	1770	1770	1770	1370	1770	1370
	R_m	1914	1932	1807	1840	1407	2000	1431
Seilquer- schnitt [mm ²]	A_m	341,6	151,9	154,3	62,4	14,4	9,9	9,2
Seilbruch- kraft [kN]	F_r	601	267	257	104	20,2	16,7	12,9
	F_{min}	522	237	237	90,7	17,6	14,5	11,2
	F_e	653,8	293,6	278,9	114,7	20,2	19,7	13,2
	F_w	--	--	260	105,7	18,9	--	--
Verseil- verlust [%]		--	--	6,8	7,8	6,4	--	--

Prüffrequenz

Nach dem Einsetzen der Seile in die Prüfmaschinen wird die sinusförmige Belastung auf die unbelasteten, nicht vorgereckten Seile aufgebracht und bis zum Bruch einzelner Litzen oder aber bis zum Seilbruch kraftgeregt im Einstufenschwingversuch aufrechterhalten. Die Versuchsdauer richtet sich nach der Belastung der Seile und der gewählten Prüffrequenz. Mit ansteigender Prüffrequenz steigt auch die dissipierte Energie im Seil, was zu einer Erwärmung desselben führt. Überschreitet die Oberflächentemperatur des Seiles ca. 60 °C, so tritt vermehrt Seilschmierstoff aus. Dies sollte unbedingt verhindert werden, sonst herrschen im Seil ungünstigere Reibbedingungen, die zu einer Reduzierung der Seillebensdauer beitragen. Insbesondere dicke Seile neigen zu starker Erwärmung und werden deshalb mit kleinerer Frequenz geprüft.

Drahtbruchererkennung

Der Schädigungsfortschritt der Seile mit zunehmender Schwingspielzahl wird durch das Auftreten von Drahtbrüchen erkennbar. Allerdings ist es bislang mit vertretbarem Aufwand nicht möglich auch die innenliegenden und somit nicht sichtbaren Drahtbrüche zu erfassen. *Babel*

1979 und Casey und Waters 1989 haben Verfahren zur Registrierung von Drahtbrüchen vorgestellt, die aber mehr oder weniger recht unzuverlässig arbeiten. Casey schlägt deshalb in einem weiteren Artikel Casey 1991 vor, zur Erkennung von Drahtbrüchen magnetinduktive Verfahren einzusetzen. Ein sehr vielversprechendes magnetinduktives Prüfverfahren mit Hallsensoren wird derzeit am Institut für Fördertechnik und Logistik von Nussbaum 1999 entwickelt. Gegenüber den herkömmlichen Prüfgeräten liefert es hochauflösende Drahtbruchsignale. Die Deutbarkeit von sehr eng beieinanderliegenden Drahtbrüchen wird dadurch deutlich verbessert.

Nach Versuchsende wird die Versagensstelle festgestellt und gegebenenfalls das Versuchseil geöffnet und die Schädigung im Seilinnern festgestellt. In einigen Versuchen war der Schädigungsfortschritt sehr gering, so dass das Gebiet der Zeitfestigkeit deutlich überschritten wurde. In diesen Fällen sind die Versuche nach dem Erreichen von zwei Millionen Schwingspielen abgebrochen und von einer Auswertung ausgeschlossen worden.

Zusätzliche Aufzeichnungen

Casey and Waters 1989 haben neben der Erfassung der sichtbaren Drahtbrüche zusätzlich die Seildehnung und die Seiltemperatur während Schwellversuchen aufgezeichnet. Daraus haben sie die Seilsteifigkeit und die Verlustarbeit ermittelt. Demnach vergrößert sich mit zunehmender Versuchsdauer sowohl der Schwingweg wegen der Seildehnung als auch die Verlustarbeit. Nach Aussage der Autoren sind dies Kennwerte für den Schädigungsfortschritt und dienen nicht zuletzt zur Beurteilung eines störungsfreien Versuchsablaufs.

In eigenen Messungen, die in Kap. 4.3 ausführlich beschrieben sind, wurden die von Casey und Waters vorgeschlagenen Messungen aufgegriffen und erweitert.

3.4 Versuchsauswertung

Zugschwellversuche sind in der Vergangenheit sehr uneinheitlich gedeutet worden. Das lag vor allem daran, dass keine überzeugende Auswertemethode zur Verfügung stand, die das Zusammenführen verschiedener Ergebnisse ermöglichte. Erste Vorschläge dazu machten Yeung und Walton 1985 und Matsukawa 1985, indem sie durch die Bildung einer äquivalenten Seilzugkraft die Anzahl der Einflussgrößen verminderten. In Kap. 1.2 ist die Methode ausführlich beschrieben. Diesem Verfahren liegt eine einfache Goodman-Transformation zugrunde. Damit übertragen die Autoren indirekt das Werkstoffverhalten von Rundstahlproben auf das von Seilen.

Regressionsanalyse

Feyrer 1996 teilt nicht die Ansicht von Yeung und Walton und Matsukawa wonach eine Goodman-Gerade zur Auswertung von Zugschwellversuchen geeignet ist. In eigenen Untersuchungen widerlegt Feyrer den Goodman-Ansatz und stellt einen Regressionsansatz Gl. (3.1) für die mittlere Schwingspielzahl bis zum Bruch vor.

$$\lg \bar{N} = a_0 + a_1 \lg \frac{2S_a \cdot d_0^2}{d^2 \cdot S_u} + a_2 \frac{S_u \cdot d_0^2}{d^2 \cdot S_u} + a_3 \left(\frac{S_u \cdot d_0^2}{d^2 \cdot S_u} \right)^2 + a_4 \lg \frac{d}{d_0}. \quad (3.1)$$

Die mittlere Bruchschwingspielzahl \bar{N} ist eine Funktion der Schwingbreite der Seilzugkraft $2S_a$, der unteren Seilzugkraft S_u und des Seilenddurchmessers d . In Gl. (3.1) sind die bezogene Schwingbreite der Seilzugkraft $2S_a/d^2$ und der Seildurchmesser d als logarithmische Glieder

enthalten. Die untere bezogene Seilzugkraft S_u/d^2 geht als Glied 1. und 2. Ordnung in die Regression ein. Feyrer führt die Einheitskraft $S_0 = 1\text{N}$ und den Einheitsdurchmesser $d_0 = 1\text{mm}$ ein um die Gl. (3.1) dimensionslos zu halten. Die Konstanten a_i ergeben sich aus der Regressionsrechnung.

Zunächst werden mit den Versuchspunkten jedes untersuchten Seils Regressionsrechnungen nach Gl. (3.1) unter Vernachlässigung des Durchmesserliedes durchgeführt. In den *Tab. 4.1 und 4.3* sind für die untersuchten Seile die berechneten Regressionsergebnisse eingetragen. In einem weiteren Schritt werden alle ermittelten Versuchspunkte einer Seilkonstruktion zusammengefasst und die Regression nach Gl. (3.1) berechnet.

Statistische Abgrenzung

Die Berechnung der logarithmischen Standardabweichung lgs , die als Maß für die Streuung der Versuchsergebnisse angesehen wird, erfolgt nach der in *Stange 1971* ausführlich geschilderten Vorgehensweise für mehrdimensionale Probleme. Nach *Stange 1971* ist die logarithmische Standardabweichung lgs

$$lgs = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n (\lg N_{i,me\beta} - \lg N_{i,reg})^2}{n-p-1}} \quad (3.2)$$

mit

- $N_{i,me\beta}$ Bruchschwingspielzahl aus Zugschwellversuch
- $N_{i,reg}$ Prognostizierte Bruchschwingspielzahl aus Regression
- n Anzahl der betrachteten Versuchspunkte
- p Anzahl der Einflussgrößen x_1, \dots, x_p der Regression.

Die mittlere Bruchschwingspielzahl \bar{N}_{10} die mit 95 % Sicherheit von höchstens 10 % (Anteil A) der Seile nicht erreicht wird, ist gegeben durch

$$\lg \bar{N}_{10} = \lg \bar{N} - \bar{K}_T \cdot lgs. \quad (3.3)$$

Der Faktor \bar{K}_T , der eine Funktion der Sicherheit S , des Anteils A und der Versuchsanzahl n ist, wird nach Gl. (3.4) für jeden Versuchspunkt der betrachteten Regression berechnet.

$$k_T = \frac{\sqrt{2(n-p-1)}}{2(n-p-1) - u_{1-\alpha}^2} \left[u_{1-\gamma} \sqrt{2(n-p-1)} + u_{1-\alpha} W_n \right] \quad (3.4)$$

mit W_n

$$W_n = \sqrt{u_{1-\gamma}^2 + A [2(n-p-1) - u_{1-\alpha}^2]} \quad (3.5)$$

und A

$$A = \frac{1}{n} + \sum_{i=1}^p \sum_{j=1}^p (x'_i - \bar{x}_i)(\bar{x}_j - \bar{x}_j) c_{ij}. \quad (3.6)$$

c_{ij} ist nach *Stange 1971* die inverse Matrix zur Koeffizientenmatrix s_{ij} .

In der Mitte des untersuchten Bereichs ist der Faktor K_T am kleinsten und an den Rändern am größten. Allerdings sind die Unterschiede relativ klein. Im dem hier betrachteten Bereich wird deshalb K_T gemittelt um die einfache Form von Gl. (3.1) erhalten zu können.

4 Ergebnisse der Zugschwelluntersuchungen

Im Rahmen des Forschungsprojektes „Lebensdauer und Ablegereifeerkennung zugschwellbeanspruchter Drahtseile“ sind ca. 350 systematisch geplante Zugschwellversuche an 2 Seilkonstruktionen durchgeführt worden. Für die Versuchsauswertung werden die in *Kap. 3.4* ausführlich beschriebenen statistischen Methoden der Mehrfachregression herangezogen. Der zugrunde gelegte Regressionsansatz berücksichtigt alle notwendigen Belastungsparameter. So konnte die enorme Abhängigkeit der Lebensdauer der untersuchten Litzenseile von der Unterlast im Zugschwellversuch nachgewiesen werden. Darüber hinaus konnte der Einfluss des Seildurchmessers mit in die Auswertung einbezogen werden.

Für die Auswertung werden nur zuverlässige Versuchsergebnisse herangezogen. Anhand der nachfolgenden Kriterien kann die Zuverlässigkeit geprüft werden.

Kriterien bei der Versuchsauswertung

Als nicht zuverlässig gelten Versuche bei denen folgende Mängel auftraten:

1. Bruch an Seilendverbindung
2. Frühausfall der Probe
3. Prüfmaschinenstörungen
4. Überschreiten des Zeitfestigkeitsgebietes ohne Seilschäden (Durchläufer)
5. Fehlerhafte Seilvergüsse

Die Kriterien 2 bis 5 können sehr leicht am Versuchsmuster bzw. anhand der Prüfmaschinenaufzeichnungen erkannt werden. Die Beurteilung der Bruchstelle ist nicht immer eindeutig, da Litzen an unterschiedlichen Stellen auf dem Seil in rascher Folge durch die Umlagerung der Seilkräfte brechen können. In diesen Fällen ist es schwierig den Ort festzustellen, von dem der Bruch ausging. Insbesondere bei den Spiralseilen ist die Beurteilung oftmals erschwert, da Drahtbrüche sowohl an den Seilvergüssen als auch auf freier Strecke auftreten können. Als Indiz für die Bruchstelle kann die Zone der größten Schädigung herangezogen werden. Darüber hinaus besteht die Möglichkeit durch die versuchsbegleitende, statistische Auswertung der Versuche nach *Kap. 3.4* sehr stark streuende Versuchspunkte zu erkennen. In begründeten Fällen werden Versuche wiederholt oder aber von der Auswertung ausgeschlossen.

Einfluss der Seilendverbindung

Ideale Versuchsbedingungen herrschen immer dann, wenn die Seilendverbindungen nur geringe Rückwirkungen auf die Seile ausüben. In der Praxis jedoch wird immer eine mehr oder weniger große Beeinflussung durch die Endverbindungen gegeben sein, *Oplatka und Roth 1974*. Selbst bei handwerklich sehr sorgfältig ausgeführten Vergüssen ist die Krafteinleitung vom Besen in das Seil stets ungleichförmig. Daneben treten zusätzliche schwellende Biegespannungen in den

Drähten im Bereich der Besenwurzel auf. Einzelne Drähte und Litzen werden stärker belastet und ermüden frühzeitig. Es entstehen dann Drahtbrüche, die letztendlich Ursache für Einspannbrüche sind. Die Wirkung der Endverbindung ist nicht nur auf den Verguss beschränkt, sondern reicht noch eine Strecke in die freie Seilzone hinein. Deshalb ist die freie Seilstrecke mit $l = 40 d$ ausreichend lang um übermäßige Rückwirkungen der Endverbindungen auf das Versuchsergebnisse auszuschließen.

Aber auch die freie Seilstrecke weist „Inhomogenitäten“ (z.B. durch Toleranzen in der Verseilung, Fehlstellen im Drahtmaterial die bei der Drahtherstellung in das Gefüge eingebracht werden, usw.) auf. In Analogie zu einer Kette wird das schwächste Glied lebensdauerbestimmend für das gesamte Seil sein. Von diesen „Schwachstellen“ geht in der Regel das Seilversagen aus. Liegt über die gesamte Seilstrecke eine gleichmäßige Seilschädigung in Form von Drahtbrüchen vor, dann ist der Ort des Bruchausganges rein zufällig.

Bei Seilbrüchen am oder im Verguss überwiegt der Einfluss der Endverbindung und die erreichte Schwingspielzahl ist dann oftmals deutlich abgemindert. In einigen Fällen ist die Abminderung der Lebensdauer trotz Bruch an der Endverbindung sehr gering. Entweder ist dann der Einfluss der Seilendverbindung sehr gering gewesen oder aber die Inhomogenität des Seiles ist gerade in dieser Zone sehr groß. Für die Beurteilung derartiger Fälle hat *Casey 1993* vorgeschlagen die allgemeine Seilschädigung als Kriterium heranzuziehen. Sind die Seilschäden gleichmäßig verteilt und liegt die Schwingspielzahl in der zu erwartenden Größenordnung, so können solche Versuche seiner Meinung nach in die Auswertung einbezogen werden. Dies gilt in gleichem Maße für Versuche, bei denen Litzen- oder Drahtbrüche sowohl an der Endverbindung als auch auf freier Strecke auftreten. Beim Bruch der ersten Litze erfolgt eine Umlagerung der Zugkräfte auf den Restquerschnitt. In Abhängigkeit vom Schädigungsgrad des Restquerschnittes kommt es dann zu weiteren spontanen Litzenbrüchen. Allerdings wurden, im Gegensatz zu *Casey*, innerhalb dieser Untersuchung Versuche bei denen Draht- und Litzenbrüchen unmittelbar an oder gar in der Endverbindung auftraten, stets als Einspannbruch betrachtet und gegebenenfalls Versuche wiederholt.

Es konnte beobachtet werden, dass die untersuchten Spiralseile häufiger Drahtbrüche an den Endverbindungen zeigten als die Litzenseile. Dies hängt u.a. mit dem grundsätzlich verschiedenen Aufbau der Seilkonstruktionen und der damit verbundenen unterschiedlichen Belastungssituation der Seildrähte zusammen. In Spiralseilen liegen zahlreiche punktförmige Drahtkreuzungsstellen vor. Der Schnürdruck ruft in diesen Zonen große Pressungen hervor.

Bemerkenswerterweise zeigten beide Konstruktionen im oberen Durchmesserbereich $d \geq 16$ mm nur in den wenigsten Fällen Einspannbrüche. Bei Seilen mit kleineren Seildurchmessern traten dagegen weitaus häufiger Einspannbrüche auf. Die Ursache für dieses Phänomen liegt, wie bereits in *Kap. 3.1.2* beschrieben, in den zusätzlichen schwellenden Biegespannungen der Drähte an der Besenwurzel begründet. Durch das Verseilen von dünnen Drähten in dünnen Seilen werden beim Richten der Seildrähte kleine Krümmungsradien erzwungen, was vermehrt lebensdauerermindernde Zusatzspannungen hervorruft als bei dicken Seilen.

4.1 Zugschwellversuche mit Litzenseilen

4.1.1 Einfluss der Belastungsparameter

Dass eine erhebliche Abhängigkeit der Seillebensdauer von der Mittelspannung besteht, konnte in dem Forschungsprojekt „Lebensdauer und Ablegereifeerkennung von zugschwellbeanspruchten Seilen“ sowohl für Spiralseile und in weitaus stärkerem Maße für Litzenseile in über 350 Versuchen nachgewiesen werden. Im nachfolgenden werden die Versuchsergebnisse unter Berücksichtigung der maßgeblich lebensdauerbestimmenden Versuchsparameter in der Gesamtheit vorgestellt und interpretiert. Dazu eignet sich besonders die Darstellung der Versuchsergebnisse in Lebensdauerdiagrammen, wobei man die im Zugschwellversuch erzielte Bruchschwingenzahl N über der unteren durchmesserbezogenen Seilzugkraft S_u/d^2 aufträgt. Versuchspunkte der verschiedenen durchmesserbezogenen Schwingweiten $2S_u/d^2$ werden im untersuchten Bereich durch Symbole gekennzeichnet, die zur besseren Vergleichbarkeit für jedes Seil gleich gewählt wurden. Dabei trägt man zweckmäßigerweise die Schwingenzahl N im logarithmischen Maßstab auf. Die Belastungsparameter sind als durchmesserbezogene Größen dargestellt, was die unmittelbare Vergleichbarkeit von Versuchsergebnissen, unabhängig von der Seilkonstruktion, ermöglicht. Zunächst werden die Regressionsergebnisse für jedes Seil getrennt ermittelt und dargestellt. Es konnte festgestellt werden, dass bei allen untersuchten Seilen die Versuchspunkte durch die mit Gl. (3.1) ermittelten Regressionskurvenscharen recht gut beschrieben werden. Die für die verschiedenen Seile ermittelten und in *Tab. 4.1* aufgelisteten Bestimmtheitsmaße, liegen regelmäßig zwischen ca. 80 % und 96 %.

Tab. 4.1: Regressionskonstanten für die mittlere Bruchschwingenzahl der Litzenseilkonstruktion Warrington-Seale SES + 6x36 nach Gleichung (3.1)

Seil	Durchmesser	Konstanten				Bestimmtheitsmaß B	Standardabweichung lgs	Beobachtungen n
	d [mm]	a_0	a_1	a_2	a_3			
A	36	14.25	-4.012	0.0072	-0.000021	0.879	0.203	8
B	30	13.68	-3.505	0.00041	-0.0000068	0.917	0.101	18
C	24	14.60	-3.752	-0.0023	-0.00000073	0.9	0.124	24
D	24	19.17	-5.919	0.0046	-0.000014	0.953	0.108	17
E	16	15.12	-4.042	0.0025	-0.0000079	0.898	0.105	9
F	16	19.33	-5.543	0.00042	-0.0000005	0.973	0.082	8
G	10	19.37	-6.09	0.0119	-0.000035	0.944	0.084	11
H	10	22,05	-6.728	0.0089	-0.000026	0.912	0.196	17
I	10	19.77	-5.9	0.0073	-0.000022	0.859	0.255	21
J	10	--	--	--	--	--	--	4
K	8	26.48	-8.566	0.0068	-0.000019	0.90	0.20	16
L	8	17.52	-4.849	0.0064	-0.000019	0.786	0.193	13

In *Bild 4.1* sind für Seil A die Versuchsergebnisse zusammen mit den berechneten Regressionskurvenscharen in einem Lebensdauerdiagramm dargestellt. Neben den Versuchspunkten und den Kurvenscharen der Regression ist zusätzlich die halbe rechnerische Bruchkraft in die Lebensdauerdiagramme eingetragen. Diese stellt in der Praxis die mit Abstand höchste Grenze der zulässigen Belastung von Seilen dar. Mit größer werdender bezogener Schwingweite $2S_a/d^2$ geht naturgemäß bei allen Seilen die bis zum Seilbruch erreichte Schwingspielzahl N zurück. Die Kurvenscharen weisen dabei im Bereich der untersuchten Unterlast stets einen bogenförmigen Verlauf auf. Das Lebensdauermaximum trat bei allen untersuchten Litzenseilen bei einer Unterlast zwischen $S_u/d^2 = 50 \text{ N/mm}^2$ und $S_u/d^2 = 170 \text{ N/mm}^2$ auf und zwar unabhängig von der gewählten Schwingweite und fällt dann nach beiden Seiten hin ab. Trotz der recht kleinen Datenbasis zeigt *Bild 4.1* die charakteristische Ausbildung der Regressionskurven und die damit verbundene Lebensdauerminde rung im vorderen Diagrammteil deutlich auf.

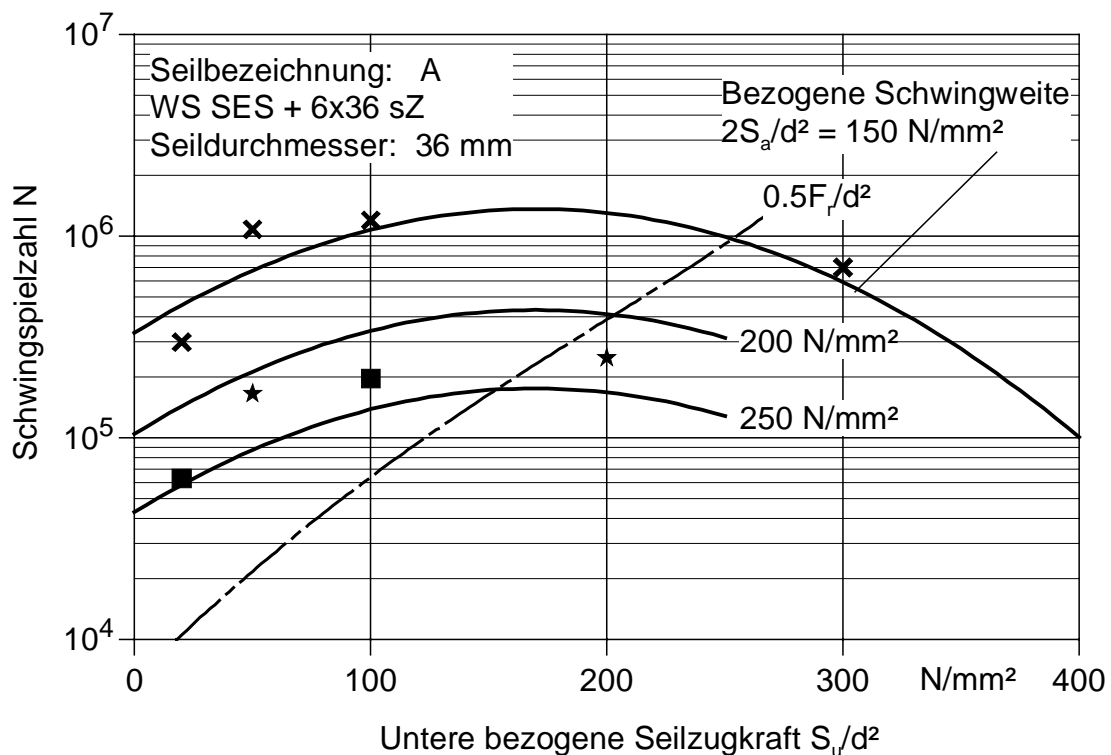


Bild 4.1: Schwingspielzahl N für Seil A

Ergebnisse Seil B (*Bild 4.2*)

Analog zu Seil A führt die Auswertung der Ergebnisse von Seil B auf konvex gekrümmte Regressionskurven, die im Unterschied zu *Bild 4.1* nicht so ausgeprägt in Erscheinung treten. Dennoch ist auch hier ein deutlicher Rückgang der Lebensdauer bei kleinen unteren bezogenen Seilzugkräften erkennbar. Anschaulicher wird dies durch die getrennte Betrachtung und Auswertung der Bereiche links und rechts vom Lebensdauermaximum. Im Unterschied zur geschlossenen Auswertung tritt jetzt die Lebensdauerminde rung im vorderen Diagrammbereich in *Bild 4.3* deutlicher hervor. Die getrennte Auswertung macht allerdings nur dann Sinn, wenn der Effekt außerhalb der Ergebnisstreuung liegt. Betrachtet man den Versuchspunkt bei der Unterlast $S_u/d^2 = 10 \text{ N/mm}^2$ in *Bild 4.2* und grenzt den zugehörigen Mittelwert aus der Regression nach unten hin ab, zeigt sich, dass der Versuchspunkt auf der unteren Grenze des Vertrauensbereichs liegt.

Daraus folgt mit einer Sicherheit von 95 % erreichen max. 10 % der Versuche noch kleinere Schwingenspielzahlen. Die Aufteilung in zwei Abschnitte ist hier also zweckmäßig.

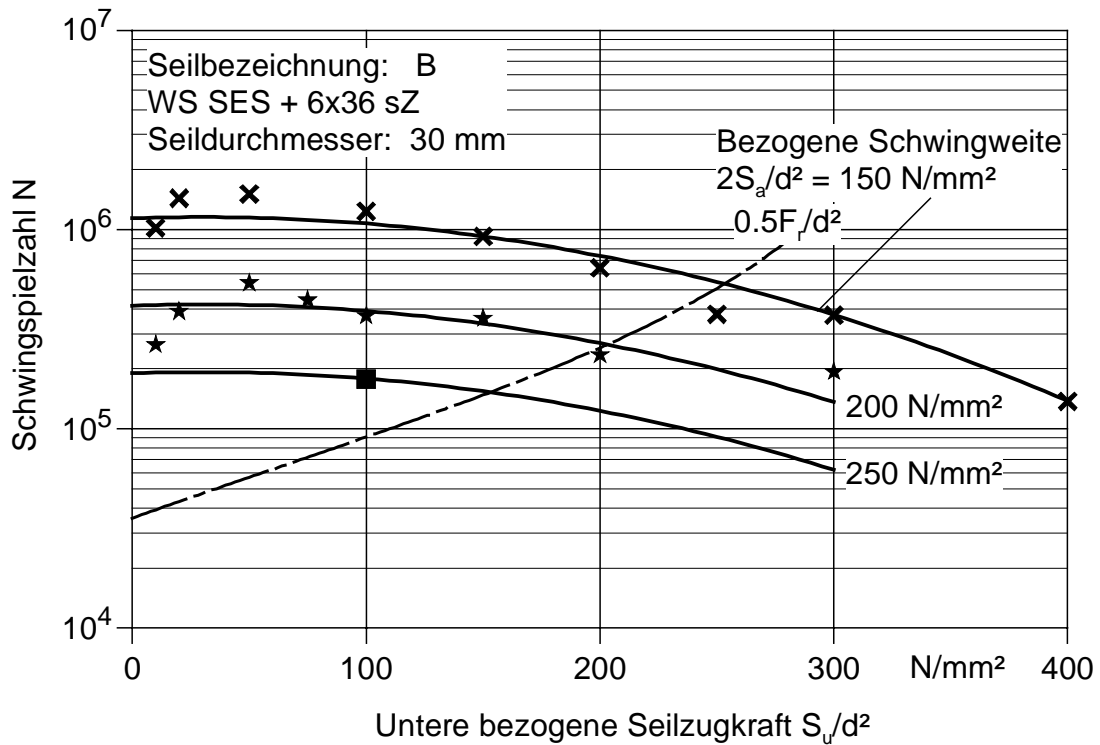


Bild 4.2: Schwingenspielzahl N für Seil B

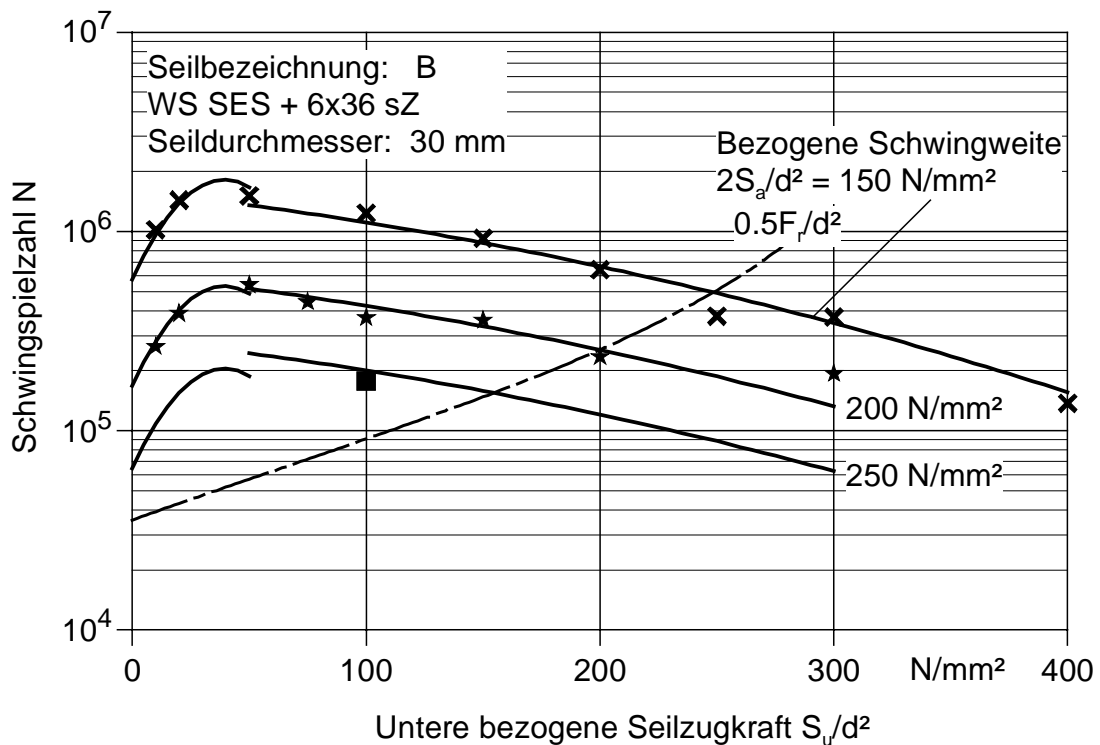


Bild 4.3: Schwingenspielzahl N für Seil B bei abschnittswiseiger Auswertung

Ergebnisse Seil C (Bild 4.4)

Gegenüber den Seilen A und B werden die Versuchsergebnisse von Seil C am besten durch geradlinige Regressionskurven mit mäßiger Steigung beschrieben. Damit entsprechen die für Seil C ermittelten Regressions-Geraden den Erkenntnissen der klassischen Werkstoffprüfung. Mit kleiner werdender Unterlast nimmt die Lebensdauer stetig zu. Dennoch ist tendenziell eine Stagnation der Schwingspielzahl bei kleinen Unterlasten für drei verschiedene Schwingweiten erkennbar. Die Abweichung vom Mittelwert liegt aber innerhalb des Streubereichs. Eine abschnittsweise Auswertung analog zu Seil B erscheint daher nicht sinnvoll.

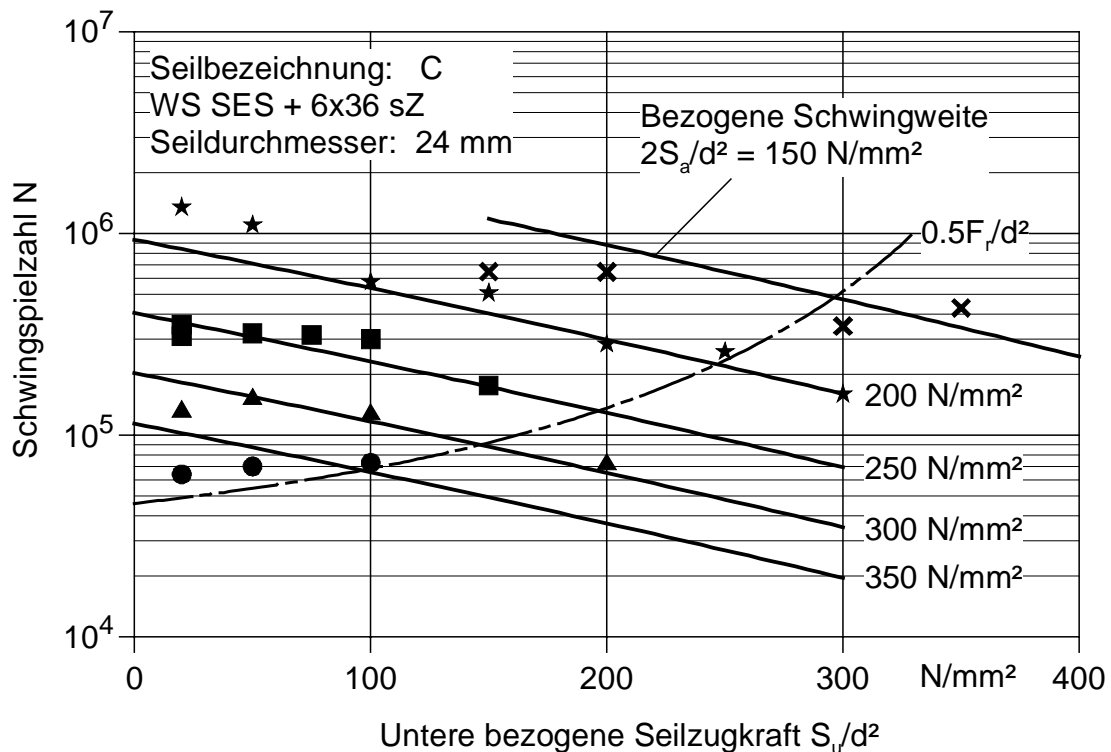


Bild 4.4: Schwingspielzahl N für Seil C

Ergebnisse Seil D (Bild 4.5)

Im Gegensatz zu den Ergebnissen des Seils C werden die Versuchspunkte, welche für Seil D im Zugschwellversuch ermittelt worden sind, recht gut durch einen konvexen Verlauf der Regressionskurven beschrieben. Ausgehend vom Maximum bei ca. $S_u/d^2 = 150 \text{ N/mm}^2$ nimmt die Lebensdauer nach links hin stetig ab. Dieses charakteristische Seilverhalten konnte mit Ausnahme von Seil C bei allen untersuchten Seilen festgestellt werden. Seil C ist im Unterschied zu Seil D mit verzinkten Drähten der Nennfestigkeit $R_0 = 1960 \text{ N/mm}^2$ ausgeführt. Seil D ist mit blanken Drähten der Nennfestigkeit $R_0 = 1770 \text{ N/mm}^2$ verseilt worden. Unterschiede in der Seillebensdauer können keinesfalls auf die Verzinkung zurückgeführt werden, da die Seile H und I ebenfalls aus verzinkten Drähten bestehen und keine vergleichbaren Unterschiede der Seillebensdauer zeigen.

Vielmehr sind Abweichungen in der Lebensdauer von Seilen verschiedener Hersteller und nahezu identischem Aufbau hauptsächlich auf den Herstellprozess der Seile und auf die Drahtqualität zurückzuführen. Beleg dafür sind die in Kap. 2.5 gezeigten Spannungsmessungen mit Dehnmessstreifen. Die dabei gefundene sehr große Ungleichförmigkeit der Drahtbelastung wird maßgeblich durch die Verseilparameter bestimmt. Beleg für diese These ist die Tatsache, dass

durch das Vorrecken von Seilen die Seillebensdauer im Zugschwellversuch oft erheblich gesteigert werden kann. Durch den Reckvorgang setzt eine Vergleichmäßigung der Drahtbelastung ein und entsprechend mehr Drähte „tragen“ mit.

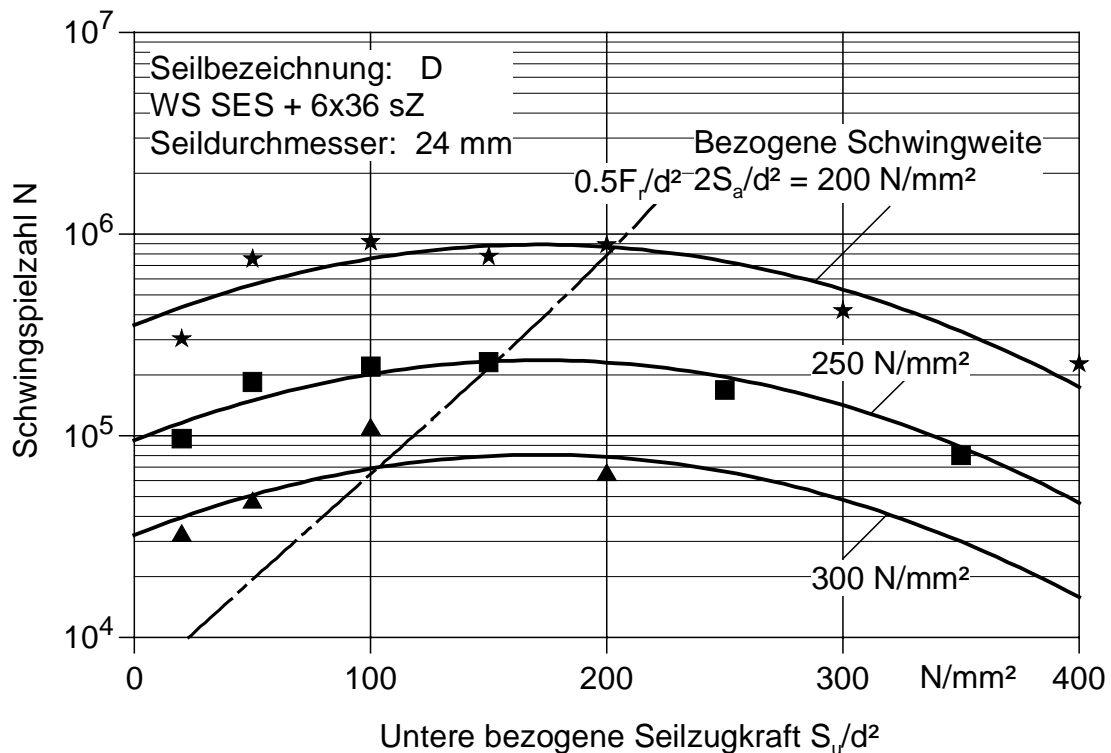


Bild 4.5: Schwingenspielzahl N für Seil D

Die in den Bildern 4.1 bis 4.5 dargestellten Ergebnisse umfassen ca. 75 Zugschwellversuche. Abgesehen von einigen wenigen Versuchen, die die festgelegte Grenzspielzahl von 2×10^6 Schwingenspielen überschritten haben, konnten alle Versuchsergebnisse in die Auswertung einbezogen werden. Das Versuchsende wurde regelmäßig durch den Bruch der Probe auf der freien Seilstrecke erreicht. Etwaige Rückwirkungen der Seilendverbindungen auf die Bruchschwingenspielzahl waren daher sehr gering.

Ergebnisse Seil E (Bild 4.6)

Trotz sorgfältig hergestellter Kunststoffseilvergüsse traten bei der Prüfung von Seil E in ungefähr 9 Fällen Einspannbrüche auf. Dabei war festzustellen, dass das Auftreten der Einspannbrüche anscheinend mit der gewählten Belastung der Seile im Versuch zusammen hing. Denn diese waren vorwiegend im Bereich kleiner Unterlasten und nahezu unabhängig von der gewählten Schwingweite zu beobachten. Die erzielte Schwingenspielzahl lag in diesen Fällen deutlich unterhalb der berechneten mittleren Bruchschwingenspielzahl. Diese Versuchsergebnisse wurden deshalb nicht berücksichtigt. Aufgrund der wenigen Versuche im vorderen Diagrammdrittel ist die bogenförmige Ausbildung der Regressionskurven nur durch einen Versuchspunkt abgedeckt. Wünschenswert wäre die Wiederholung einiger Versuche in diesem Belastungsbereich gewesen, konnte aber aus zeitlichen Gründen nicht durchgeführt werden.

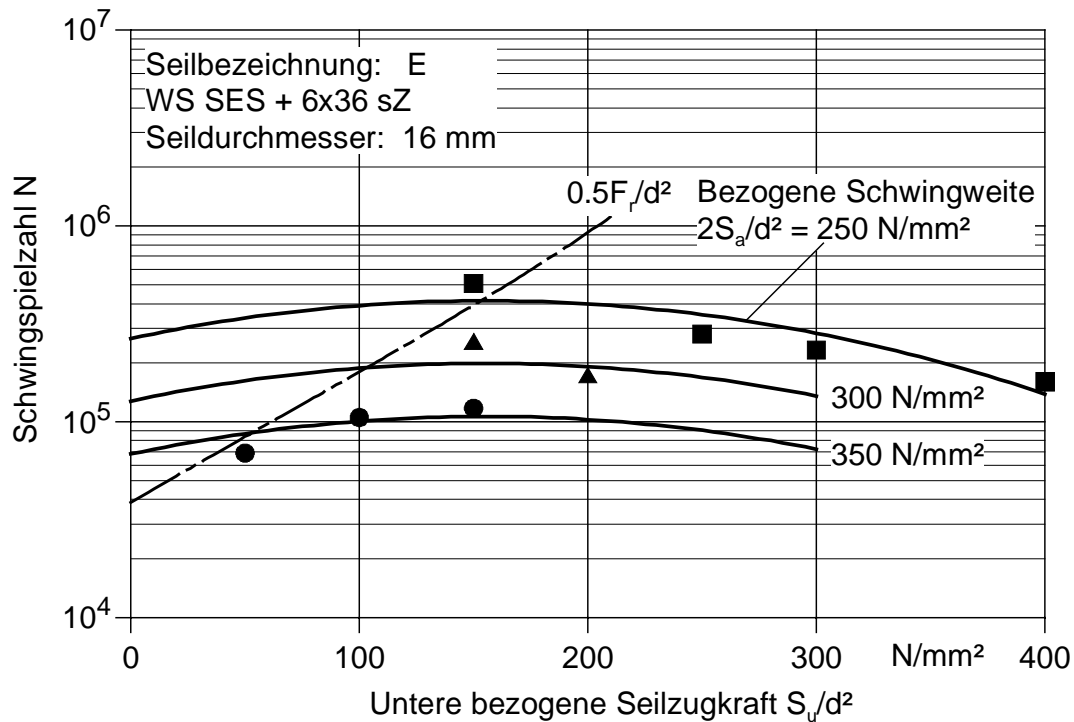


Bild 4.6: Schwingspielzahl N für Seil E

Ergebnisse Seil F (Bild 4.7)

Analog zu den Versuchen mit Seil E waren auch bei Seil F mehrere Einspannbrüche zu verzeichnen. Diese traten wiederum vorwiegend bei kleinen Unterlasten in Erscheinung. Anscheinend werden die Drähte im oder am Verguss durch die tiefe Entlastung zusätzlich beansprucht. Seil F erreicht im Vergleich zu Seil E bei gleicher Belastung eine ungefähr doppelt so große Schwingspielzahl und stammt von einem anderen Hersteller. Bei den im Seilaufbau nahezu identischen Seilen spielt, wie bereits schon gezeigt werden konnte, sehr wahrscheinlich die Seilqualität eine entscheidende Rolle.

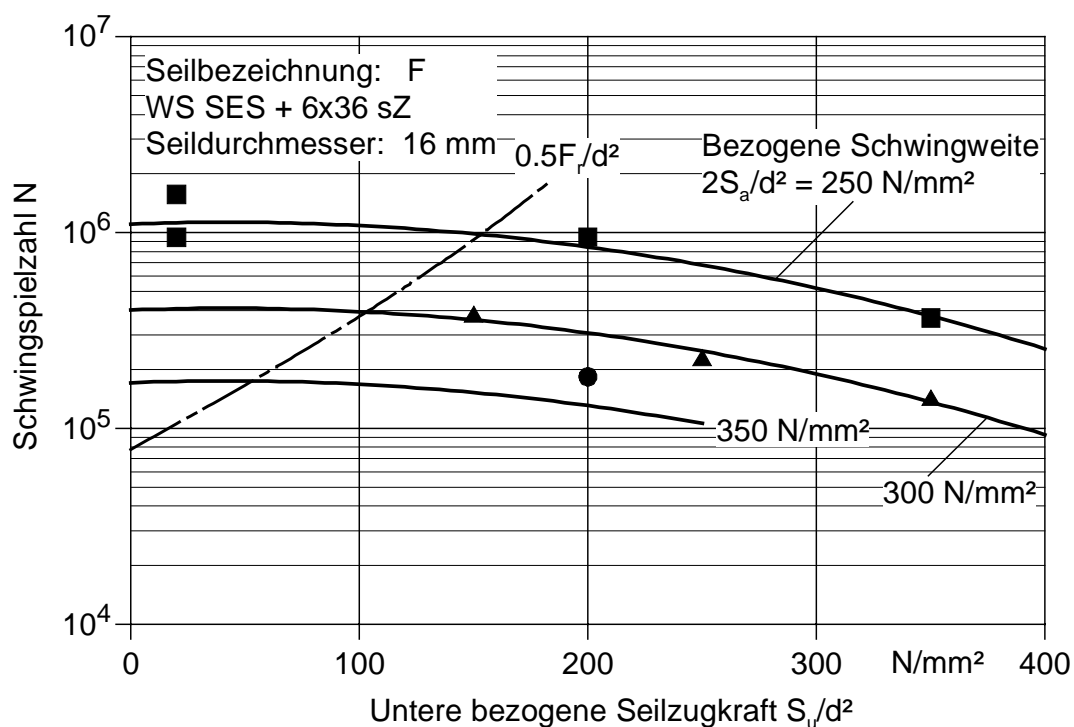


Bild 4.7: Schwingspielzahl N für Seil F

Ergebnisse Seil G (Bild 4.8)

Des Weiteren wurden vier Seile mit Durchmesser $d = 10$ mm, die von zwei Herstellern stammen, geprüft. Es konnte bei diesen Seilen ein sehr ausgeprägter Abfall links vom Lebensdauermaximum festgestellt werden. Insbesondere die Seile G und H, deren Ergebnisse in den *Bildern 4.8 und 4.10* dargestellt sind, zeigen im ersten Diagrammdrittel einen drastischen Lebensdauerabfall. Aufgrund der Ergebnisse entsteht der Eindruck, als ob der Seildurchmesser Einfluss auf die Empfindlichkeit der Seile in Bezug auf die Unterlast hat. Folglich müssten Seile mit Durchmesser kleiner als 10 mm einen noch stärkeren Lebensdauerabfall aufweisen. Tatsächlich zeigen die Ergebnisse der Seile K und L mit Durchmesser 8 mm einen weniger starken Lebensdauerabfall.

Bei den in *Bild 4.8* gezeigten Ergebnissen ist hervorzuheben, dass die im untersuchten Bereich erzielte Schwingenspielzahl nur ungefähr $1/6$ der Seile H und I beträgt. Da Seil G die gleiche Seilkonstruktion und Drahtfestigkeit aufweist wurde der Seilaufbau näher beleuchtet. Als sehr aufschlussreich stellte sich die Ermittlung der Drahtsperrungen dar.

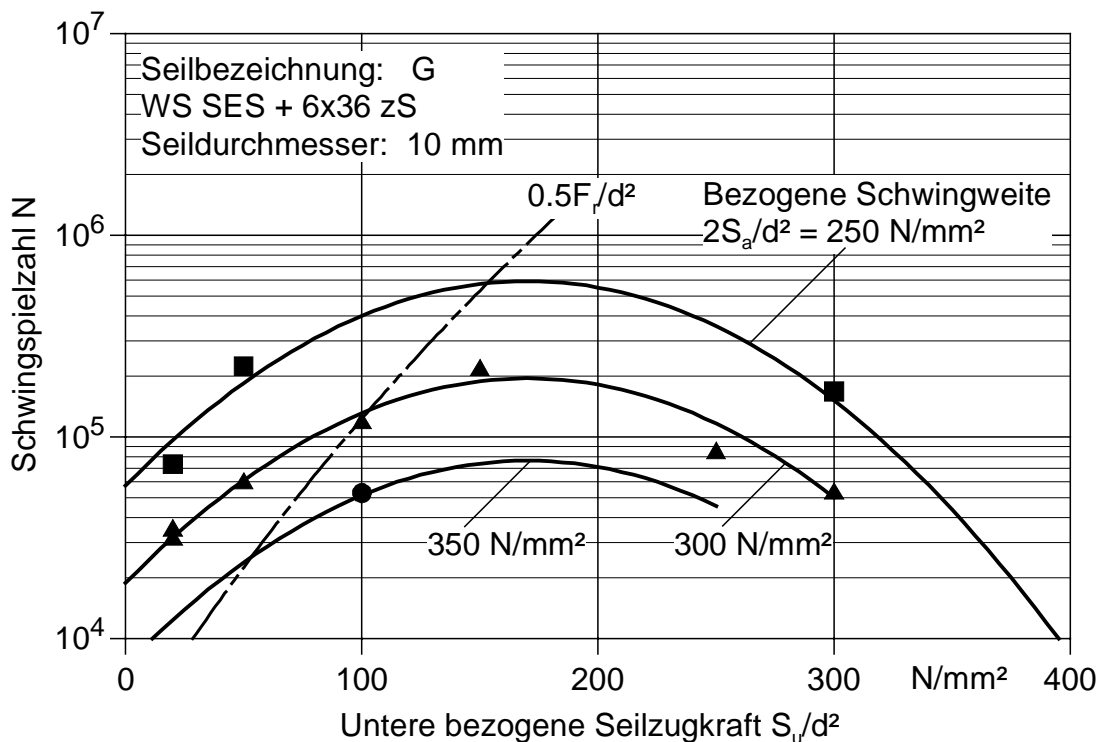


Bild 4.8: Schwingenspielzahl N für Seil G

Bild 4.9 stellt den geplotteten Litzenquerschnitt von Seil G dar. Es ist deutlich zu erkennen, dass die Seale-Drahtlage der Litze, neben recht großen positiven Sperrungen, auch negative Sperrungen aufweist. Daraus können Zusatzbeanspruchungen resultieren, die sich ungünstig auf die Seillebensdauer auswirken. Die Autoren *Jenner 1992*, *Wolf 1988* und *Fuchs 1984* haben auf die besondere Bedeutung der Draht- und Litzenperrungen hinsichtlich der Lebensdauer der Seile im Betrieb hingewiesen. Aufgrund der festgestellten Unterschiede wurden die Ergebnisse des Seiles G nicht in die Gesamtregression nach *Kap. 4.1.2* miteinbezogen.

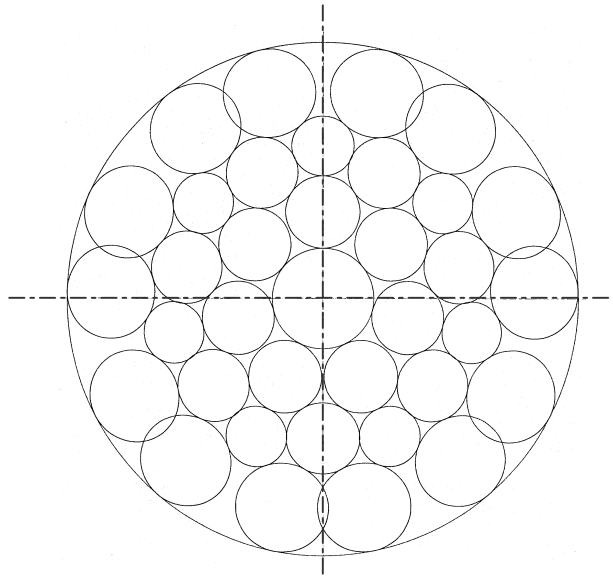
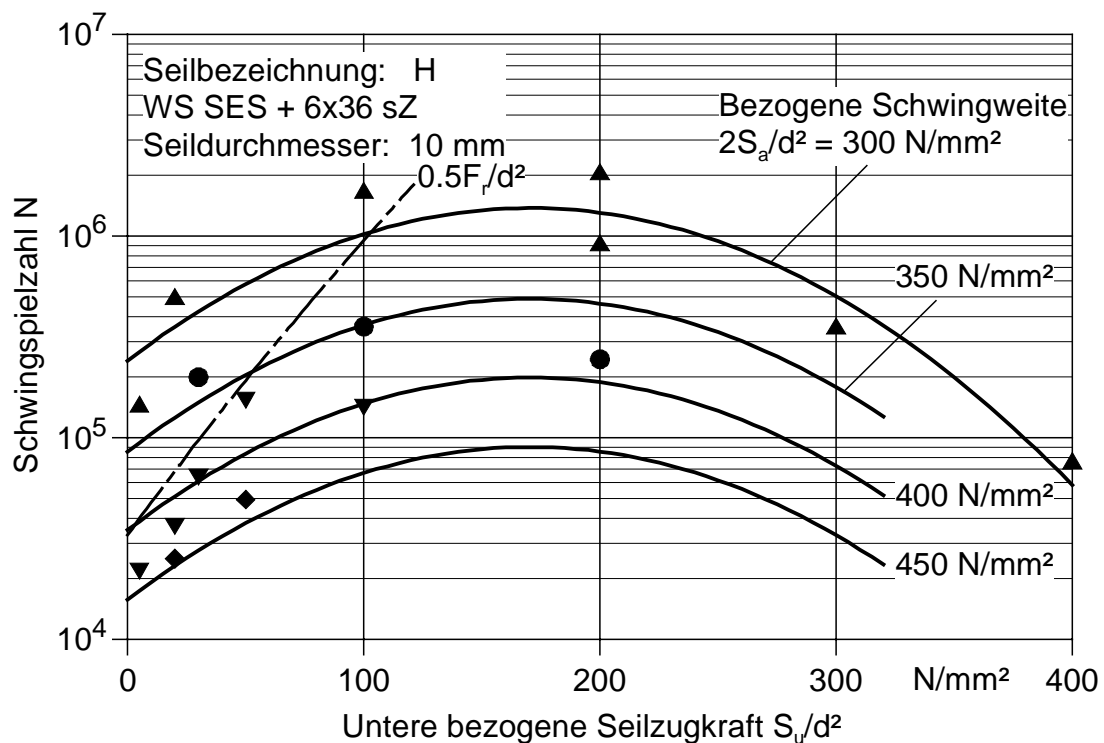


Bild 4.9: Querschnitt einer Warrington-Seale-Litze, Seil G

Ergebnisse Seil H (Bild 4.10)

Im Diagramm ist zu erkennen, dass die Regressionskurven dem schroffen Lebensdauerabfall im vorderen Diagrammdrittel nicht mehr ausreichend folgen. Bessere Ergebnisse erzielt man, wenn analog zu Seil B, der untersuchte Bereich der Unterlast in 2 Sektoren aufgeteilt und dafür jeweils die Regression nach Gl. (2.1) gebildet wird. Die Bestimmtheitsmaße liegen für die abschnittsweise Auswertung bei $B \approx 96\%$. Die Ergebnisse sind in Bild 4.11 eingetragen.

Bild 4.10: Schwingenspielzahl N für Seil H

Vom Maximum ($S_u/d^2 = 50 \text{ N/mm}^2$) aus fällt die Lebensdauer nach beiden Seiten hin ab. Der Lebensdauerabfall im vorderen Abschnitt erfolgt äußerst schroff. Demnach beträgt die Schwingenspielzahl bei vollständiger Entlastung des Seiles, d.h. bei $S_u/d^2 = 0 \text{ N/mm}^2$, nur noch ca. $1/12!$ der Schwingenspielzahl gegenüber der wenig größeren Unterlast $S_u/d^2 = 50 \text{ N/mm}^2$. Die Neigung

der nur leicht gewölbten Regressionslinie im zweiten Abschnitt ist dagegen vergleichsweise flach. Führt man gedanklich die Regressionslinien des zweiten Abschnittes im ersten Abschnitt mit gleicher Steigung fort, würde man deutlich höhere Schwingspielzahlen N erwarten, was nicht zuletzt mit den Erkenntnissen der allgemeinen Werkstoffprüfung an Rundstahlproben im Einklang stünde.

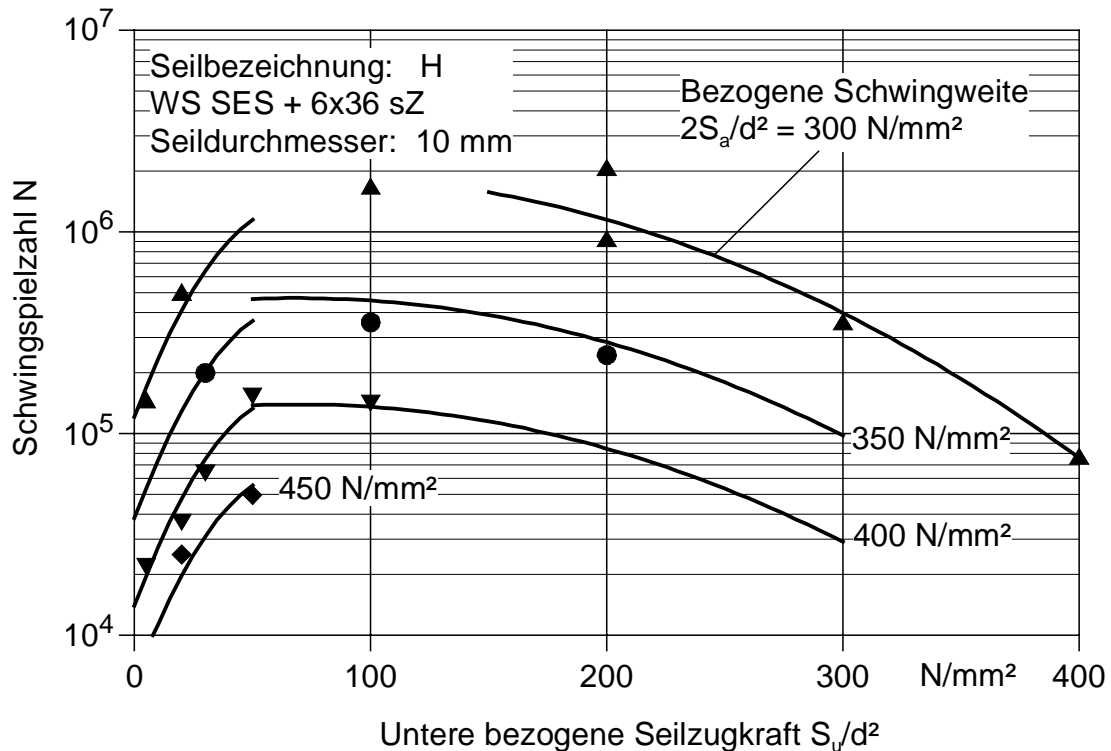


Bild 4.11: Schwingspielzahl N für Seil H bei abschnittsweiser Auswertung

Bei der Prüfung von Drahtseilen im Biegeversuch tritt ein ähnlich schroffer Lebensdauerabfall auf. Im Unterschied zum Zugschwellversuch lässt sich der bei großen Kräften auftretende Effekt durch das Überschreiten der Fließspannung erklären und zwar unabhängig von der Seilkonstruktion. Vor diesem Hintergrund erscheint es deshalb zunächst unerklärlich, weshalb mit der Verringerung der Seilzugkraft im Zugschwellversuch ein derart schroffer Lebensdauerabfall einhergeht. Das Überschreiten der Fließspannung als Grund für den Lebensdauerabfall kann, wie in Kap. 2 gezeigt wurde, sicher ausgeschlossen werden. Vielmehr konnte dort nachgewiesen werden, dass die Aufteilung der Draht- und Litzenkräfte im Seilverband inhomogen erfolgt. Vor allem eigene Spannungsmessungen mit Dehnmessstreifen, ebenso die von *Schiffner 1986*, *Chaplin 1997* nach Kap. 2.5 belegen dies sehr eindrücklich. Die zum Teil recht großen Spannungsunterschiede stehen in direktem Zusammenhang zur Draht- und damit auch zur Seillebensdauer, um so mehr, je kleiner die Unterlast im Zugschwellversuch gewählt wird. Das Tragverhalten der Drähte wird demnach in sehr starkem Maße von dem „realen“ Seilaufbau und damit vom Verseilprozess der Seilhersteller bestimmt. *Chaplin 1995* hat auf denselben Sachverhalt ebenfalls hingewiesen. Bild 4.12 stammt aus dem Aufsatz und beschreibt den qualitativen Zusammenhang zwischen der Seil- und der Drahtbelastung eines idealen, eines durchschnittlichen und eines schlecht hergestellten Seiles. Die Spannungsunterschiede in den Drähten sind seiner These nach gerade bei kleinen Seilzugkräften am größten. Demnach tragen lockere Drähte erst bei größeren Zugkräften mit und werden im Extremfall sogar auf Druck beansprucht. Andere

Drähte weisen bereits im unbelasteten Zustand Zugspannungen auf. Solche Drähte neigen zu Frühausfällen.

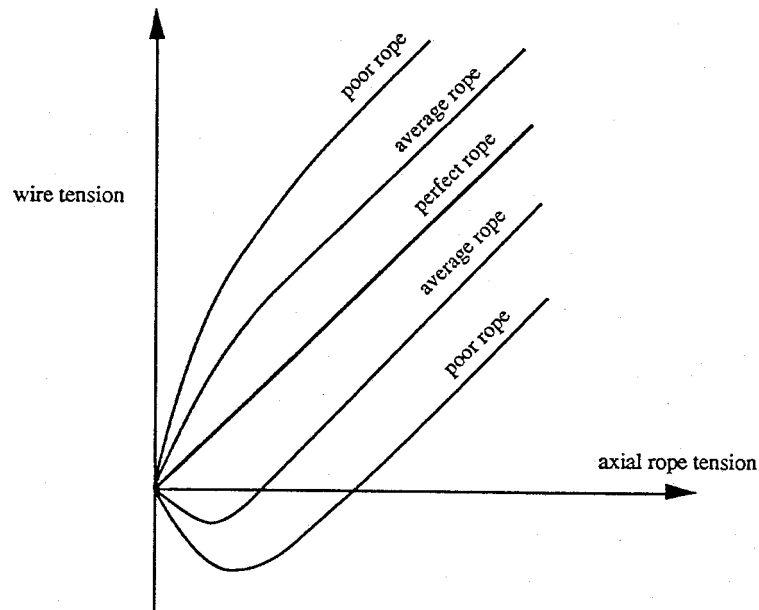


Bild 4.12: Qualitativer Zusammenhang zwischen dem Seilzug und der Drahtbelastung aus Chaplin 1995

Die in Kap. 2.5 vorgestellten DMS-Messungen bestätigen zwar die von Chaplin aufgestellte Hypothesen, zeigen aber gleichzeitig einen Zuwachs der Spannungsunterschiede bei größeren Seilzugkräften. Diese sind nicht nur für Lebensdauerunterschiede zwischen Seilen verschiedener Hersteller verantwortlich, sondern rufen Effekte wie die Abhängigkeit der Seillebensdauer von der Unterlast, was treffender als Mittelspannungsempfindlichkeit bezeichnet wird, hervor. Es wurden deshalb möglichst viele Seilhersteller und Seile in die Untersuchung einbezogen, vorwiegend ausgewählt nach der Verfügbarkeit der Seile. Mit Seilen von insgesamt 6 verschiedenen Seilherstellern ergibt sich ein guter Querschnitt.

Auch die in den nachfolgenden Bildern dargestellten Versuchsergebnisse verschiedener Hersteller und Durchmesser sind geprägt von der Qualität der Seile und der damit zusammenhängenden Mittelspannungsempfindlichkeit.

Ergebnisse Seil I (Bild 4.13)

Seil I unterscheidet sich von Seil H lediglich durch eine etwas höhere Drahtnennfestigkeit und durch die verzinkte Ausführung der Seildrähte. Seil H erreicht im untersuchten Bereich der Unterlast etwas günstigere Schwingspielzahlen als Seil I, trotz der leicht höheren Drahtnennfestigkeit von Seil I. Man geht davon aus, dass mit höherer Drahtfestigkeit eine Lebensdauersteigerung verbunden ist. Da die Drahtnennfestigkeit von Seil I nur ca. 10 % über der von Seil H liegt, ist der Lebensdauerunterschied im Zugschwellversuch nur gering, zumal die ermittelten Drahtfestigkeiten im Mittel gleich groß sind.

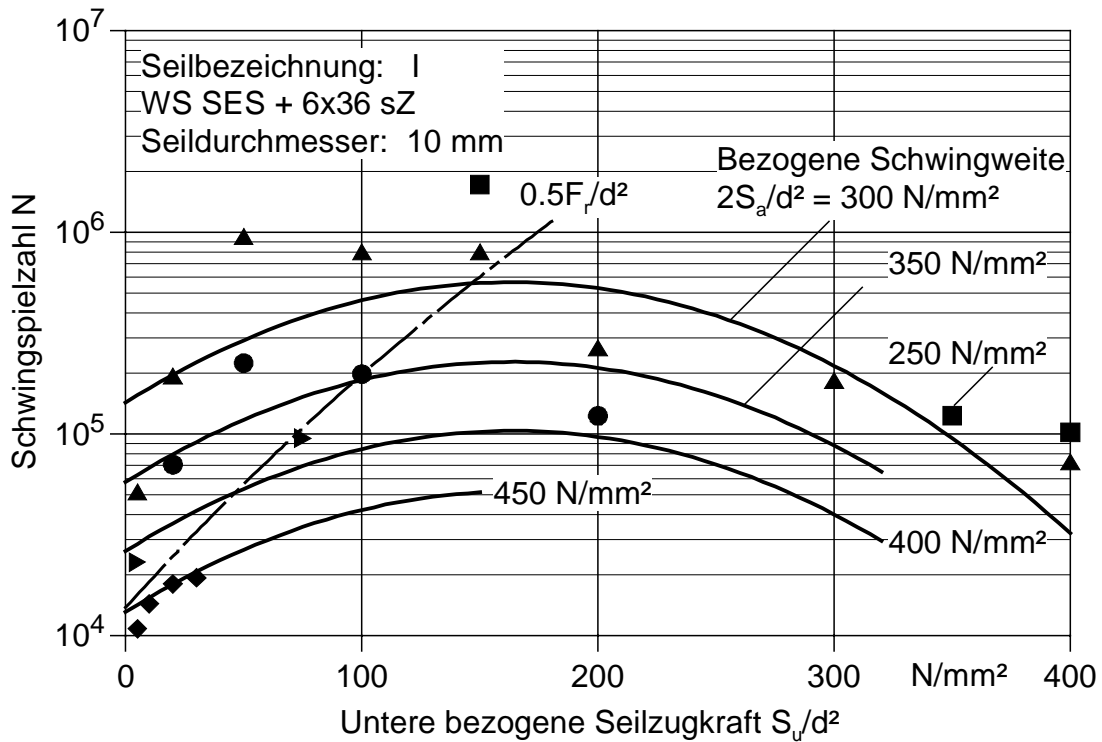


Bild 4.13: Schwingenspielzahl N für Seil I

Ergebnisse Seil J

Auf die Darstellung der Ergebnisse von Seil J eines weiteren Herstellers wird an dieser Stelle verzichtet. Aus zeitlichen Gründen sind insgesamt nur vier Versuchspunkte ermittelt worden. Die Ergebnisse der Seile H und I werden aber durch diese bestätigt.

Ergebnisse Seil K und Seil L (Bild. 4.14 und Bild 4.15)

In den *Bildern 4.14 und 4.15* sind die Ergebnisse der Seile K und L mit einem Seilnennendurchmesser $d = 8 \text{ mm}$ dargestellt. Gegenüber den Seilen G, H und I erscheinen die in *Bild 4.14* eingetragenen Regressionskurven im ersten Diagrammdrittel weniger stark gekrümmt. Die Streuung der Versuchsergebnisse ist insbesondere bei Seil L recht groß. An beiden Seilen traten zudem etliche Einspannbrüche bei der Zugschwellprüfung auf. Damit ist die Annahme, wonach mit dünner werdendem Drahtdurchmesser die sich an der Besenwurzel einstellenden Biegeradien überproportional verkleinern, bestätigt. Als Folge treten dort zusätzliche schwellende Biegespannungen in den Drähten auf, die sich den Drahtzugspannungen überlagern und frühzeitige Drahtbrüche begünstigen.

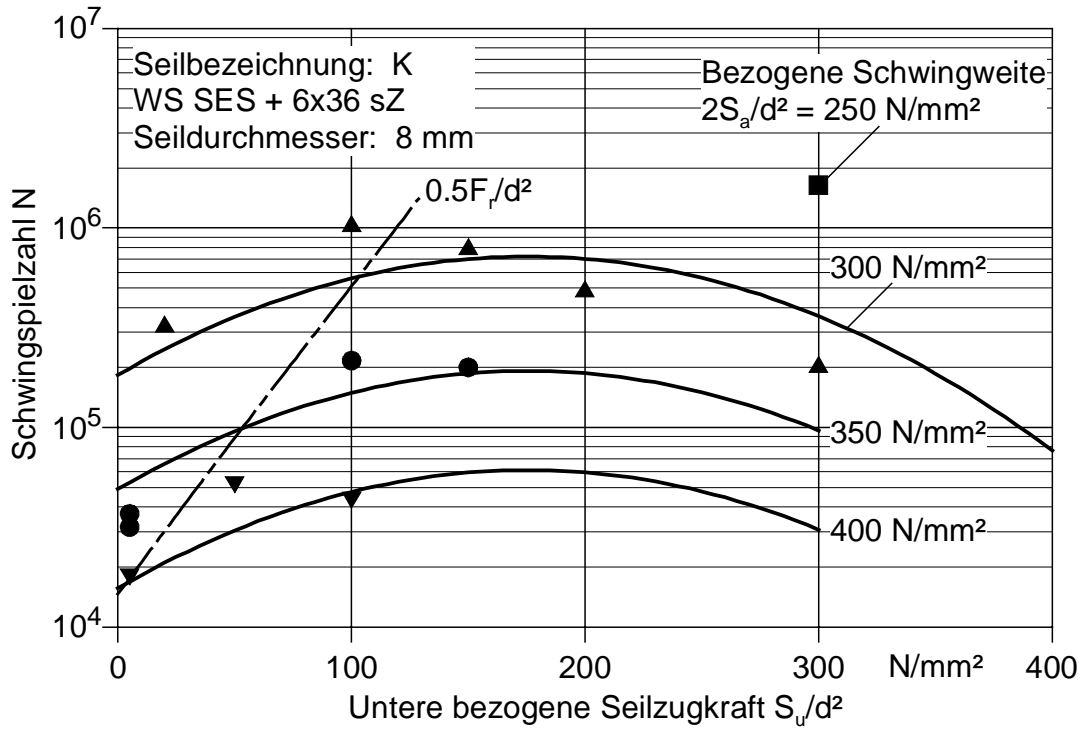


Bild 4.14: Schwingspielzahl N für Seil K

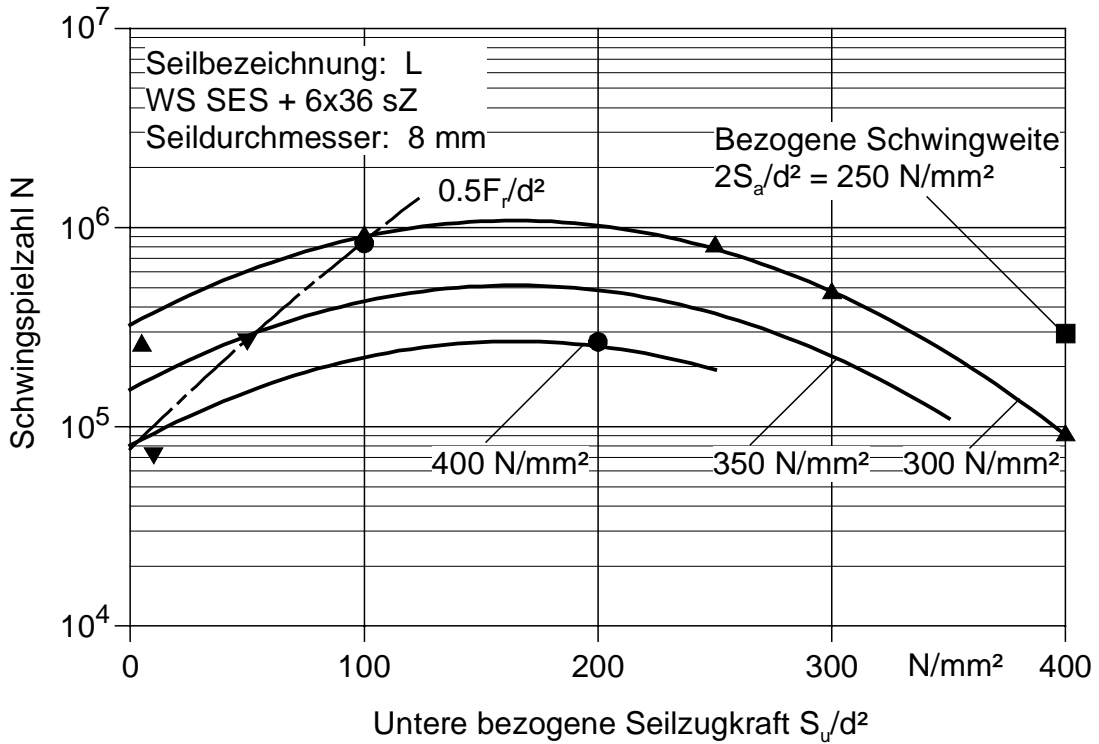


Bild 4.15: Schwingspielzahl N für Seil L

Kurzzusammenfassung der Ergebnisse

- Mit den zahlreichen und systematisch durchgeführten Zugschwellversuchen konnte für die Seilkonstruktion Warrington-Seale SES+6x36 sZ die starke Abhängigkeit der Seillebensdauer von der aufgeprägten Unterlast nachgewiesen werden. Der Lebensdauerabfall bei kleiner Unterlast tritt bei den untersuchten Seilen unterschiedlich stark in Erscheinung und wird als Mittelspannungsempfindlichkeit bezeichnet. Ursache ist die inhomogene Drahtbelastung im Seilquerschnitt, welche insbesondere durch den Verseilprozess des Seilherstellers nachhaltig beeinflusst wird. Durch die Einbeziehung verschiedener Hersteller und die damit gefundenen Unterschiede in der Seillebensdauer, sowie in der Mittelspannungsempfindlichkeit, konnten diese Annahmen bestätigt werden.
- Aus den Diagrammen der Bilder 4.1 bis 4.15 geht neben der festgestellten Mittelspannungsempfindlichkeit ein erheblicher Einfluss der Probengröße auf die Schwingenspielzahl hervor. Ein quantitativer Nachweis wird im folgenden *Kap. 4.1.2* durch die Einbeziehung des Seildurchmessers als weiteren Parameter und die Bildung einer Gesamtregression über alle Versuchspunkte geführt.

4.1.2 Ergebnisse durch Regression mit der Ausgangsgleichung

In *Kapitel 4.1.1* wurden die Versuchsergebnisse der Zugschwellversuche in Lebensdauerdiagrammen vorgestellt. Mit der systematischen Versuchsplanung und –auswertung konnte der Einfluss der Belastungsparameter sehr genau beschrieben werden. Dabei zeichnete sich sehr früh eine starke Abhängigkeit der Seillebensdauer vom Seildurchmesser ab. In einem weiteren Schritt soll nun der Einfluss des Seildurchmessers sowie der Versuchsseillänge unter Bildung einer Gesamtregression quantitativ nachgewiesen werden.

Einfluss des Seildurchmesser d (Tab. 4.2 und Bild 4.16)

Der im Zugschwellversuch untersuchte Durchmesserbereich reichte von $d = 8$ mm bis $d = 36$ mm. Für den untersuchten Durchmesserbereich soll mit dem Regressionsansatz nach Gl. (2.1) der Größeneinfluss des Seildurchmessers berücksichtigt werden. Im Unterschied zu *Kap. 4.1.1* werden nunmehr alle Versuchspunkte zu einer Gesamtauswertung zusammengefasst und die Regression nach Gl. (3.4) berechnet.

Das ermittelte Bestimmtheitsmaß erreicht mit $B \approx 65\%$ nicht die sehr guten Resultate der Einzelregressionen, ist aber durchaus noch akzeptabel. Die Streuung der Versuchsergebnisse im Zugschwellversuch entspricht ungefähr der im Biegeversuch, wenn die logarithmische Standardabweichung l_{gs} als Maßstab zu Grunde gelegt wird.

Die Ergebnisse zeigen einen enormen Einfluss des Seildurchmessers auf die Schwingenspielzahl im Zugschwellversuch. *Feyrer 2000* hat Zugschwellversuche heute unbedeutender Seilkonstruktionen, die *Müller 1963* durchgeführt hat, ausgewertet und zur Veranschaulichung folgende Verhältnisgleichung gebildet:

$$\frac{N_1}{N_2} = \left(\frac{d_2}{d_1} \right)^{0.88} \quad (4.1)$$

Die Verdoppelung des Seildurchmessers führt ungefähr zu einer Halbierung der Schwingspielzahl im Zugschwellversuch.

Innerhalb dieser Untersuchung wurde ein noch weitaus größerer Exponent ermittelt. Mit dem Regressionskoeffizienten a_4 aus Tab. 4.2 ergibt sich folgende neue Verhältnisgleichung für die Litzenseilkonstruktion:

$$\frac{N_1}{N_2} = \left(\frac{d_2}{d_1} \right)^{1.43} \tag{4.2}$$

Verdoppelt man den Seildurchmesser dann wird die Schwingspielzahl um den Faktor 3 ! kleiner. Dieser enorme Einfluss des Seildurchmessers war in dieser Größe nicht zu erwarten, konnte aber auf Basis von ca. 160 Zugschwellversuchen nachgewiesen werden.

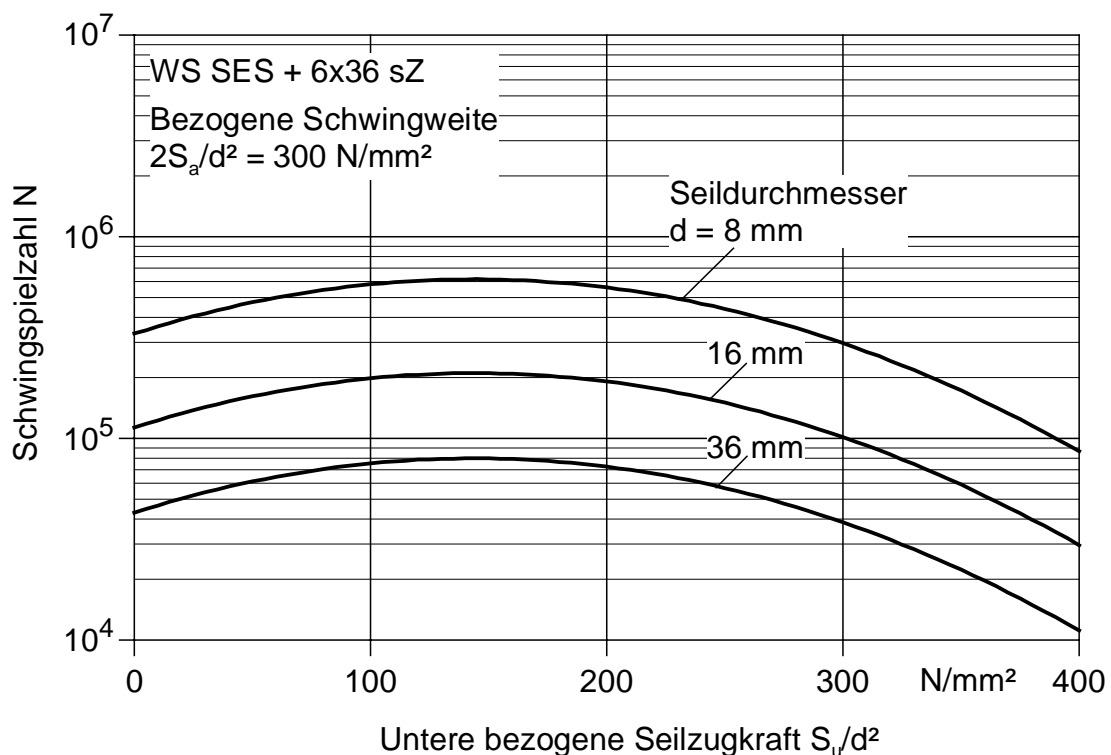


Bild 4.16: Schwingspielzahl N für Litzenseile aus der Gesamtregression

Tab. 4.2: Konstanten der Gesamtregression für die Bruchschwingspielzahl N und N_{10} der Litzenseilkonstruktion Warrington-Seale SES + 6x36 nach Gl.(1)

	Konstanten					Bestimmtheitsmaß B	Standardabweichung lgs	Beobachtungen n
	a_0	a_1	a_2	a_3	a_4			
N	17.08	-4.195	0.0047	-0.000015	-1.43	0.649	0.293	155
N_{10}	16.61	-4.195	0.0047	-0.000015	-1.43	--	--	--

Im Zusammenhang mit der Prüfung von dicken Seilen stellt sich die Frage nach der Prüffrequenz. Da bekanntermaßen dicke Seile im Zugschwellversuch bei hohen Prüffrequenzen sich stark erwärmen, wird mit dem damit verbundenen Austritt des Schmierstoffes die Schwingspielzahl herabgesetzt. Lässt man dies außer acht, so tritt ein scheinbarer Durchmessererfluss auf, der aber tatsächlich auf die Überhitzung zurückzuführen ist. Deshalb wurden die dicken Seile mit einer deutlich reduzierten Prüffrequenz geprüft. Zusätzlich wurde durch ein Gebläse die Seiloberfläche über die gesamte freie Seillänge gekühlt.

In der Werkstoffprüfung ist seit langem bekannt, dass größere Bauteile bei schwingender Beanspruchung eine geringere Lebensdauer erreichen als kleinere Bauteile. Dazu wurden Untersuchungen z.B. von *Hempel 1957*, *Krüger 1996* und *Scholz 1988* durchgeführt und verschiedene Modelle entwickelt, die den Größeneinfluss erklären sollen.

- Ein erstes Modell setzt im Werkstoffgefüge von Versuchsproben an. Demnach existieren naturgemäß eine bestimmte Anzahl von Fehlstellen und Störungen im Materialgefüge. Da ein großes Bauteil in Folge des größeren Volumens zwangsläufig mehr Fehlstellen beinhaltet hat es auch ein größeres Versagensrisiko. Gestützt wird diese These durch die Bedeutung der Fehlstellen im Materialgefüge, die als Ausgangspunkt für Mikrorisse angesehen werden. Die Mikrorisse führen zu lokalen Spannungskonzentrationen und begünstigen so das Weiterwachsen der Risse. Mit dem Fortschreiten und Zusammenwachsen der Risse steigt insgesamt die Gefahr des Bauteilversagens an.
- Ein zweites Modell beginnt bei der Stahlherstellung. Insbesondere durch Verunreinigungen und nicht optimierte Prozesse werden Fehlstellen und Störungen im Gefüge begünstigt. Die Herstellung von größeren Probenabmessungen führt dabei zwangsläufig zu größeren Inhomogenitäten. Gründe dafür sind u.a. ungleiche Temperaturverteilungen von Rand- und Kerngebieten bei den Hochofen- und Wärmebehandlungsprozessen aber auch unterschiedlich ablaufende Diffusionsvorgänge im Gefüge. Somit sind bei großen Bauteilen insgesamt nicht nur mehr Fehlstellen vorhanden, sondern auch die Konzentration, also die Anzahl der Störungen pro Volumeneinheit ist größer.
- Ein weiteres Modell geht bei der Biegung von abweichenden Verteilungen der Bauteilbelastungen großer und kleiner Bauteilen aus. Dieser unter dem Begriff Stützwirkung bekannt gewordener Effekt setzt bei der Spannungsverteilung in den Bauteilen an. Demnach bildet sich bei kleinen Bauteilen und gleicher spezifischer Belastung ein wesentlich größerer Spannungsgradient als bei dicken Bauteilen aus. Nach dieser Theorie werden die äußeren hochbeanspruchten Werkstoffzonen von den darunter liegenden gestützt.

Keines der aufgezeigten Modelle bietet befriedigende Antworten bezüglich des Größeneinflusses. Es ist weiterhin unklar, weshalb der Größeneinfluss im Biegeversuch mit

$$\frac{N_1}{N_2} = \left(\frac{d_2}{d_1} \right)^{1.43}$$

so viel geringer ist, als im Zugschwellversuch.

Chaplin 1995 führt den Größeneinfluss von Seilen hauptsächlich auf die Drahtgüte zurück. Dünnere Drähte erfordern mehr Ziehvorgänge mit zwischengeschalteten Wärmebehandlungen, als dicke Drähte. Seiner Meinung nach werden dadurch bessere Materialeigenschaften erzielt bei gleichzeitig nur geringem Rückgang der Duktilität.

Die untersuchten Seile im Durchmesserbereich von 8 mm bis 36 mm sind geometrisch ähnlich aufgebaut, d.h. das Verhältnis von Draht- zu Seildurchmesser ist ungefähr konstant. Durch ein heute übliches kombiniertes Zieh- und Wärmebehandlungsverfahren erhalten die Drähte den gewünschten Durchmesser. Dünnere Drähte erfordern bei der Herstellung mehr Zugvorgänge (Züge). Die damit verbundene Werkstoffverfestigung kann sehr große Werte annehmen, was entgegen der Ansicht von Chaplin die Duktilität des Werkstoffes deutlich herabsetzt. Drähte mit sehr großer Festigkeit weisen nicht automatisch günstigere Dauerfestigkeitswerte auf.

Ergebnisse von Zugschwellversuchen mit Drähten

Erst die Prüfung von unverseilten Drähten gibt Aufschluss über die Güte der eingesetzten Seildrähte. Wie aus Bild 4.17 hervorgeht, besteht zwischen der Zugschwellfestigkeit und dem Drahtdurchmesser ein eindeutiger Zusammenhang. Seile mit dicken Drähten erreichen gegenüber Seilen mit dünnen Drähten zwangsläufig kleinere Schwingspielzahlen. Allerdings ist der Größeneinfluss der Seile wesentlich größer, als der der Drähte.

Unterberg hat im Rahmen seiner Dissertation *Unterberg 1967* zahlreiche Seildrähte, sowohl unter schwellender Biege- als auch unter Zug-Druckbeanspruchung untersucht. In beiden Versuchen erreichten die Drähte ungefähr die gleichen Schwingspielzahlen. In den Biegeversuchen kann demnach keine Stützwirkung aufgetreten sein. Die Stützwirkung an Drähten sollte sich seiner Ansicht nach besonders stark auswirken, da die untersuchten Drähte wegen des kleinen Durchmesser-Längenverhältnisses ein steiles Spannungsgefälle aufweisen. Auch die in dieser Arbeit gewonnenen Ergebnisse aus Zugschwellversuchen sprechen eindeutig gegen den Effekt der Stützwirkung in Seilen.

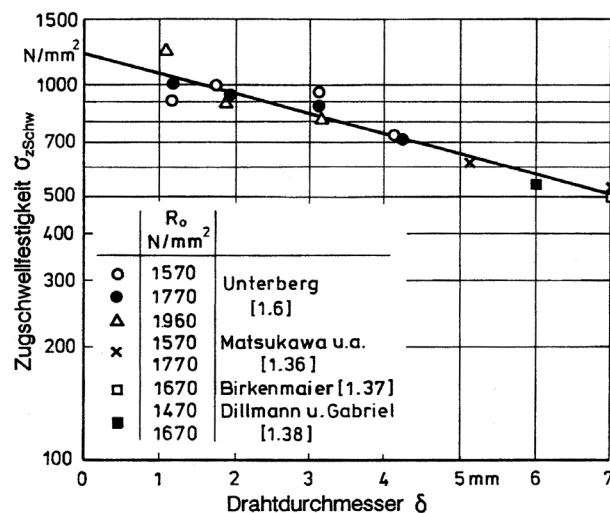


Bild 4.17: Zugschwell-Dauerfestigkeit σ_{zschw} von Stahldrähten für Seile und Parallel-drahtbündel aus Feyrer 1994

Einfluss der Probenlänge

Die Probenlänge konnte im Rahmen der Untersuchung nur sehr eingeschränkt untersucht werden, da die Prüfung von Seilen größerer Länge aufgrund der gegebenen Einspannlängen der Prüfmaschinen begrenzt ist. Innerhalb der sehr geringen Variationsmöglichkeit der Seillänge zwischen 400 mm zu 1500 mm konnte keine signifikante Änderung der Seillebensdauer festgestellt werden. Im Vergleich dazu ist der Einsatz von Seilen wie bei der Verankerung von Ölplattformen oder in Schachtförderanlagen durch ein Vielfaches der Seillänge gegeben. Versuche mit

sehr großen Seillängen wurden nicht durchgeführt. Deshalb versucht man mit den Methoden der Zuverlässigkeitstheorie die Lebensdauer für Seile mit großen Längen abzuschätzen. In Analogie zu einer Kette wird das schwächste Glied lebensdauerbestimmend für das ganze Bauteil sein. Die Wahrscheinlichkeit mit der solche „Schwächungen“ im Seil auftreten und die damit verbundene Lebensdauerminde rung kann, wie in *Feyrer 2000* geschehen, mathematisch beschrieben werden.

Darstellung der Ergebnisse in Haigh-Diagrammen

Bis heute erfolgt die Deutung von Zugschwellversuchen nach den Erkenntnissen der klassischen Werkstoffprüfung. Diese Sichtweise floss bereits sehr früh in die Bemessungsregeln beispielsweise für Halte- und Abspannseile von Krane nach DIN 15018 ein und hat bis heute Bestand. Im nachfolgenden Abschnitt werden die Versuchsergebnisse in Haigh-Diagrammen den Erkenntnissen der Werkstoffprüfung gegenübergestellt. Vorherrschend in der allgemeinen Werkstoffprüfung sind Zug-Druck- sowie Biege-Dauerversuche. Untersucht werden meist Stahllegierungen und Nichteisenmetalle mit Zugfestigkeiten bis ca. 700 N/mm². Die mit der Seildrahtherstellung verbundene Festigkeitssteigerung führt zu Zugfestigkeiten die weit über diesem Wert liegen. Bei der Seilherstellung werden gewöhnlich Drähte mit Nennzugfestigkeiten bis ca. 2160 N/mm² verseilt. Theoretisch lässt sich die Festigkeit durch weitere Ziehvorgänge noch weiter steigern, was aber die Duktilität des Werkstoffes stark herabsetzt. Der Werkstoff wird spröde und damit anfälliger für Schwingungsbrüche. Aufgrund der erheblichen Festigkeitsunterschiede zwischen Seildrähten und normalen Proben der Werkstoffprüfung wird zunächst das Verhalten der Seildrähte im Schwingversuch dargestellt. In *Bild 4.17* sind Ergebnisse unterschiedlicher Autoren für die Zugschwellfestigkeit von Drähten verschiedenen Durchmessers durch Feyrer in ein Diagramm eingetragen worden. Die Punkte werden durch die dargestellte Ausgleichsgerade beschreiben. Mit den Werten aus dem dargestellten Diagramm ergibt sich die Zugschwell-Dauerfestigkeit σ_{zSchw} in Abhängigkeit vom Drahtdurchmesser δ nach *Feyrer 2000* zu

$$\sigma_{zSchw} = 1200e^{-0.122\delta} . \quad (4.3)$$

Mit Gl. (4.3) können nun Zugschwell-Dauerfestigkeitswerte für beliebige Drahtdurchmesser näherungsweise ermittelt werden. Unterberg hat zusätzlich Zug-Druck-Dauerversuche mit variabler Mittelspannung durchgeführt und gefunden, dass die Amplitude der Dauerfestigkeit σ_{zA} von der gewählten Mittelspannung abhängt und nach einer Goodman-Geraden beschrieben werden kann. Feyrer hat die Ergebnisse von Unterberg in das in *Bild 4.18* dargestellte Haigh-Diagramm mit heute üblichen Bezeichnungen eingetragen.

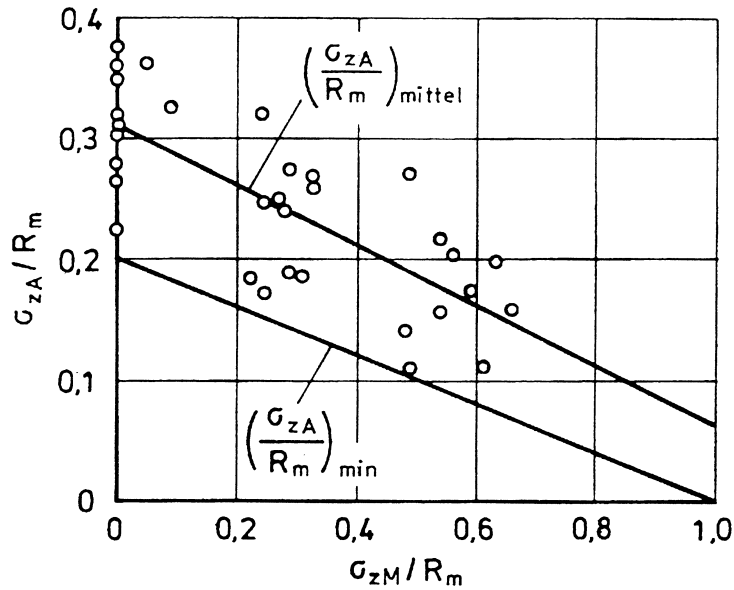


Bild 4.18: Zug-Druck-Dauerfestigkeit σ_{zA} nach Unterberg 1967 aus Feyrer 2000

Für die mittlere Dauerfestigkeit bei Zug-Druck-Beanspruchung σ_{zA} findet Feyrer 2000 die Geradengleichung

$$\left(\frac{\sigma_{zA}}{R_m} \right)_{\min} = 0,313 - 0,249 \sigma_{zM} / R_m. \quad (4.4)$$

Mit zunehmender Mittelspannung σ_{zM} wird die dauerhaft ertragbare Amplitude der Zugkraft kleiner. Dieses Verhalten der Drähte deckt sich mit den Erkenntnissen der Werkstoffprüfung und lässt sich durch eine Goodman-Gerade beschreiben.

Für den Lebensdauervergleich von Draht und Seil ist es zweckmäßig anstatt Mittelspannungen Unterspannungen einzuführen, da das Seil nicht mit Druckspannungen belastet werden kann. Für die dauerhaft ertragbare Schwingweite ergibt sich mit Gl. (4.4) die Beziehung

$$2\sigma_{zA} = 0,502 \cdot R_m - 0,398 \cdot \sigma_u. \quad (4.5)$$

Allerdings gilt die Beziehung zunächst nur für einen Drahtdurchmesser $\delta = 2,7$ mm, während ein Außendraht des Seiles C einen Drahtdurchmesser $\delta = 1,31$ mm aufweist. Unter den Voraussetzungen, dass die Durchmesserabhängigkeit der Zugschwellfestigkeit σ_{zSchw} auch für die Schwingweitenfestigkeit $2\sigma_{zA}$ gelten soll und die Drahtfestigkeit den gleichen Einfluss auf die Lebensdauer im Umlaufbiegeversuch hat wie im Zugschwellversuch, findet Feyrer die folgende Beziehung für die Schwingweitenfestigkeit $2\sigma_{zA}$

$$2\sigma_{zA} = (1220 - 0,545\sigma_{zU}) \cdot \left(\frac{R_m}{1770} \right)^{0,48} \cdot e^{-0,122\delta}. \quad (4.6)$$

Die Berechnung der dauerhaft ertragbaren Schwingweite für das Seil erhält man durch Umstellen von Gl. (3.1) und mit den zugehörigen Regressionskoeffizienten aus Tab. 4.3.

Die berechnete dauerhaft ertragbare durchmesserbezogene Schwingweite $2S_a/d^2$ ist in *Bild 4.19* beispielhaft für den Seildurchmesser $d = 24$ mm dargestellt. An die Regressionskurve wurde ausgehend von der bezogenen rechnerischen Bruchkraft F_T/d^2 eine Goodman-Gerade gelegt. Die Regression folgt zunächst der Goodman-Geraden und weicht nach Erreichen des Maximums bei einer bezogenen Unterlast von ca. 200 N/mm² deutlich von dieser ab. Das Diagramm wurde für die Schwingspielzahl $N = 1.000.000$ erstellt, bei der das Seil als dauerhaftes Bauteil angesehen werden soll. Seile sind infolge von Zusatzbeanspruchungen (z.B. Sekundärspannungen, Pressungen usw.) faktisch nicht dauerhaft. Unterberg hat Zug-Druck-Versuche mit Seildrähten bis zu einer Grenz-Lastspielzahl von 6×10^6 durchgeführt. Seinen Erkenntnissen nach treten Brüche nach dem Durchlaufen von 10^6 Lastspielen nur noch selten auf. Ähnliches konnte auch bei der Zugschwellprüfung von Seilen festgestellt werden. Versuche mit Schwingspielzahlen $N < 1,75 \times 10^6$ wurden noch in die Auswertung einbezogen, da die Bestimmtheit der Regression größer wurde. Spätestens nach bruchfreiem Erreichen von $N = 2 \times 10^6$ sind die Versuche abgebrochen und als Durchläufer registriert worden. Allerdings erfolgt der Übergang von der Zeit- zur Dauerfestigkeit nicht abrupt, sondern bewegt sich zwischen ca. 750.000 und 2×10^6 Schwingspielen. Die Festlegung einer scharf definierten Grenze ist daher kaum möglich. Aus diesem Grund wurde für den angestrebten Vergleich von Seil- und Drahtdauerfestigkeit in *Bild 4.20* eine Schwingspielzahl von $N = 1.000.000$ zugrunde gelegt, bei der noch Seilbrüche auftreten.

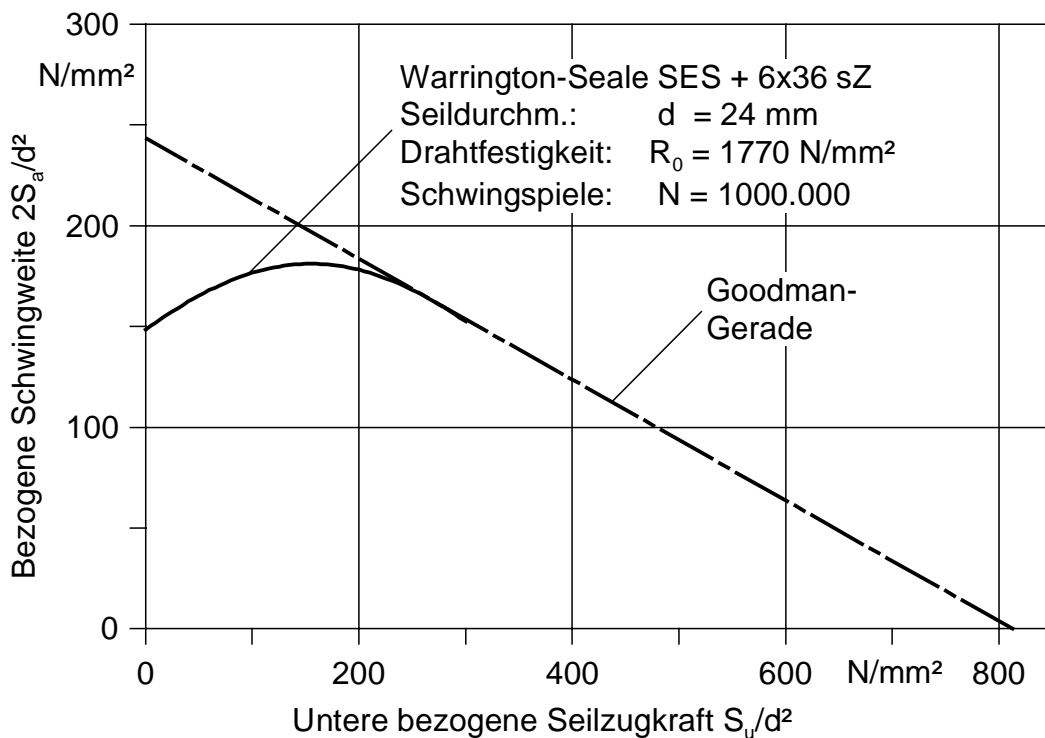


Bild 4.19: Haigh-Diagramm für Gesamtregression

Zum Vergleich der Draht- und Seillebensdauer werden die dauerhaft ertragbaren Schwingweitemspannungen eines Außendrahtes $2\sigma_{zA,Draht}$ nach Gl. (4.6) und Seil $2\sigma_{zA,Seil}$ nach Gl. (3.1) in das in *Bild 4.20* abgebildete Diagramm eingetragen. Zweckmäßiger Weise bezieht man die Unterlast und die dauerhafteste Schwingweite der Zugfestigkeit auf die pauschale Seilzugspannung ($\sigma_z = S/A_m$). Neben der dauerhaftesten Schwingweitemspannung von Seil $2\sigma_{zA,Seil}$ und Draht $2\sigma_{zA,Draht}$ ist zusätzlich der prozentuale Anteil der Schwingweitemdauerfestigkeit des Seiles bezüglich des Drahtes gestrichelt eingetragen. Um so weiter die Schwingweitemdauerfestigkeiten

von Seil und Draht im Diagramm auseinander liegen, desto kleiner ist der Anteil der im Seil ausgenutzt wird. An der zweiten Diagrammachse am rechten Diagrammrand kann der prozentuale Anteil abgelesen werden. Die Ursachen für die geringe Ausnutzung der Drahtdauerfestigkeit ist zum einen auf die planmäßige Spannungserhöhung in den Drähten durch ihre Neigung zur Seilachse (siehe *Kap. 2.1*) zurückzuführen und zum anderen treten Zusatzbeanspruchungen wie Sekundärbeanspruchungen und Pressungen auf. Der weitaus stärkste Effekt geht aber von der Ungleichförmigkeit der Drahtbelastung im Seil aus und kann direkt auf die Seilqualität zurückgeführt werden (siehe dazu *Kap. 2.5*).

In *Bild 4.20* ist noch hervorzuheben, dass gerade dort, wo die dauerfeste Schwingweitemspannung des Drahtes $2\sigma_{zA,Draht}$ ein Maximum hat und zwar bei vollständiger Entlastung im Zugschwellversuch, also bei Unterspannung $\sigma_u = 0 \text{ N/mm}^2$ (im Diagramm hervorgehoben), ist die Schwingweitemspannung des Seiles $2\sigma_{zA,Seil}$ minimal. Aufgrund der dort sehr günstigen Dauerfestigkeit der Schwingweitemspannung des Drahtes wäre für das Seil eher ein Zuwachs der Schwingweitemdauerfestigkeit erwartet worden. Demnach hängt die Ausnutzung der Drahtdauerfestigkeit $2\sigma_{zA,Draht}$ im Seil stark von der Unterlast ab und ist bei vollständiger Entlastung am geringsten.

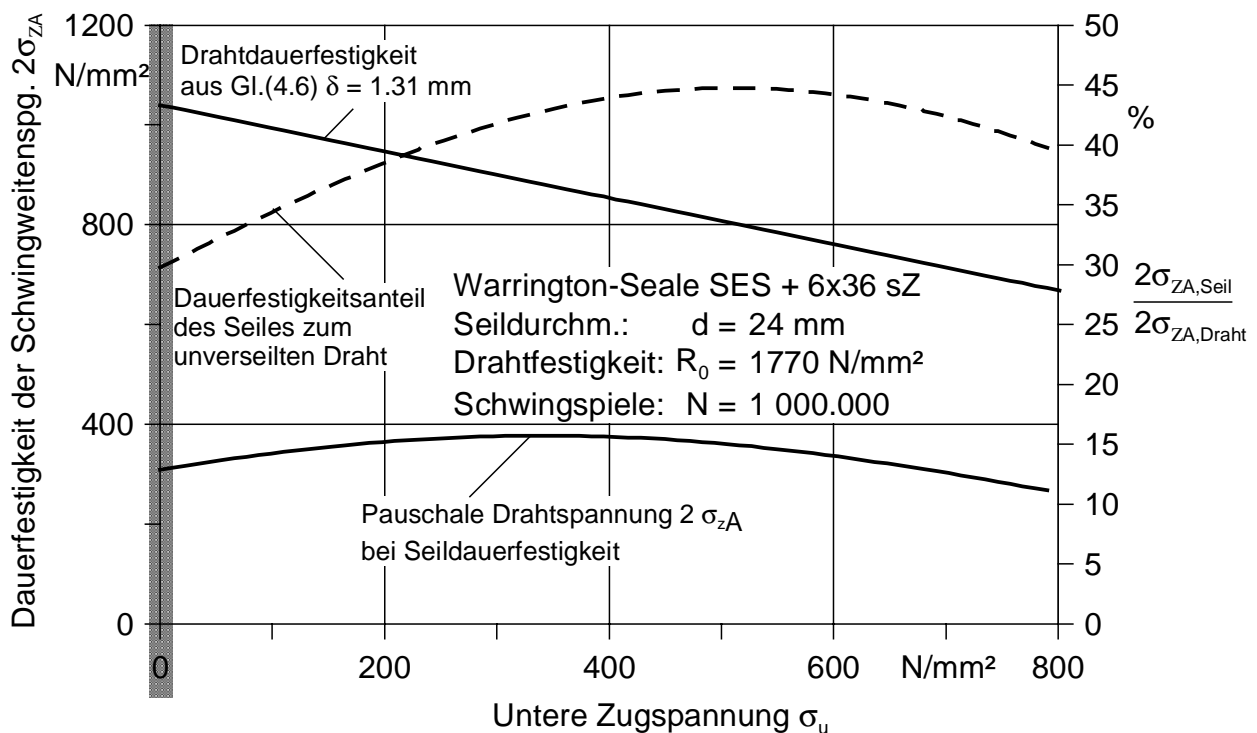


Bild 4.20: Dauerfestigkeit der Schwingweitemspannung von Draht und Seil

4.2 Zugschwellversuche mit Spiralseilen

4.2.1 Einfluss der Belastungsparameter

Die Untersuchung der Lebensdauer von Spiralseilen im Zugschwellversuch erfolgte analog zu der der Litzenseile. Alle maßgeblichen Parameter wurden untersucht und mit den in Kap. 3.4 vorgestellten Methoden ausgewertet. Die Darstellung der Versuchsergebnisse erfolgt in der gleichen Weise wie in Kap. (4.1)

Ergebnisse Seil M (Bild 4.21)

Es zeigt sich auch bei den Spiralseilen, dass mit größer werdender bezogener Schwingweite $2S_a/d^2$ die bis zum Versagen der Probe erreichte Schwingspielzahl N kleiner wird. Im gesamten untersuchten Bereich der unteren bezogenen Seilzugkraft S_u/d^2 bleibt die Lebensdauer bei Seil M bei gleicher Schwingweite nahezu konstant. Die Regressionskurvenscharen weisen im Vergleich zu den Litzenseilen daher keine extremen bogenförmigen Verlauf auf, sondern folgen eher horizontalen Geraden. Der Probenbruch erfolgte bei den dargestellten Zugschwellversuchen stets auf freier Seilstrecke.

Die Bestimmtheit der Regression erreicht mit 94 % einen sehr guten Wert. Die Regressionsergebnisse aller untersuchter Spiralseile sind in Tab. 4.3 eingetragen.

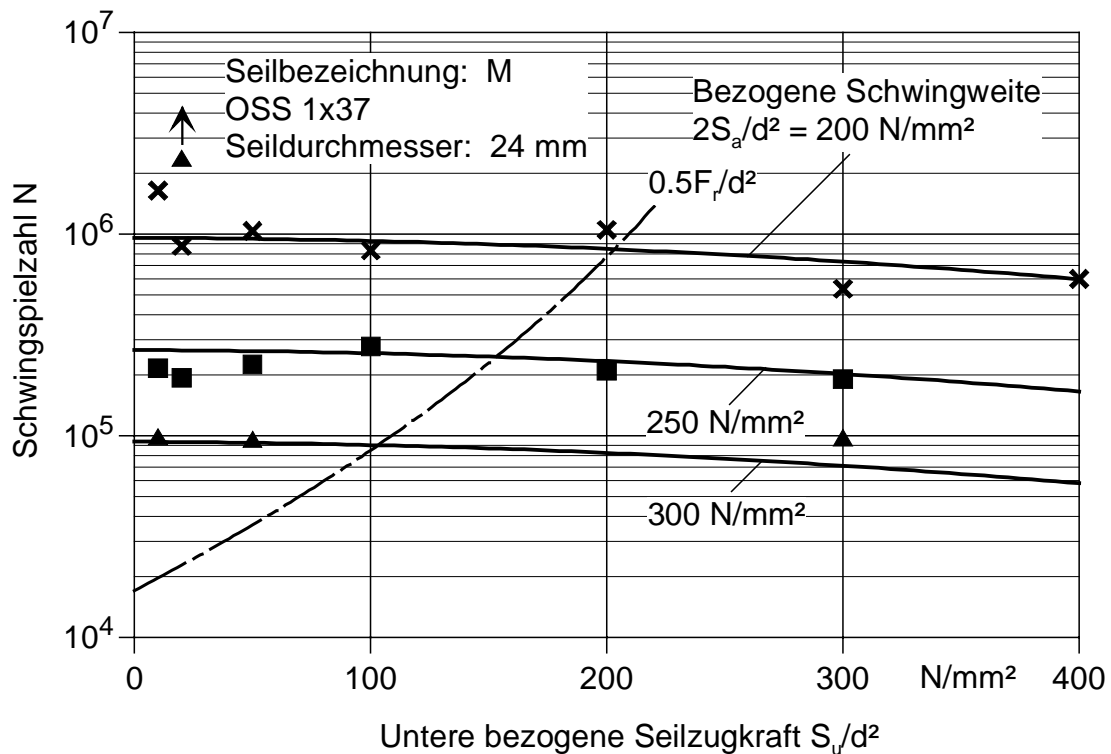


Bild 4.21: Schwingspielzahl N für Seil M

Tab. 4.3: Regressionskonstanten für die mittlere Bruchschwingspielzahl der Spiralseil-konstruktion offene Spiralseile 1x37 nach Gl. (3.1)

Seil	Durchmesser d [mm]	Konstanten				Bestimmtheitsmaß B	Standardabweichung lgs	Beobachtungen n
		a_0	a_1	a_2	a_3			
M	24	19.20	-5.746	-0.000036	-0.0000012	0.943	0.109	16
N	16	15.81	-4.127	0.00012	-0.0000043	0.858	0.106	11
O	16	21.14	-6.261	0.00019	-0.0000032	0.794	0.16	19
P	10	22.62	-6.729	0.00074	-0.0000012	0.884	0.198	11
Q	5	17.24	-4.526	0.00069	-0.0000039	0.932	0.09	12
R	4	--	--	--	--	--	--	4
S	3.9	24.22	-7.411	0.00089	-0.0000026	0.84	0.173	12

Ergebnisse Seil N (Bild 4.22)

Ganz ähnliche Ergebnisse ergaben die Zugschwellversuche mit Seil N. Sowohl Seil M als auch Seil N stammen vom selben Hersteller. Auffällig ist, wie nah die fast horizontalen Regressionskurven für die jeweiligen Schwingweiten beieinander liegen. Leider konnten innerhalb der Untersuchung keine weiteren Versuche mit ergänzenden Schwingweiten durchgeführt werden, da dies den zeitlichen Rahmen gesprengt hätte. Trotz der relativ geringen Versuchsanzahl im Zeitfestigkeitsgebiet werden die Versuchspunkte durch die Regression gut beschrieben. Das Bestimmtheitsmaß liegt mit 85 % etwas unter dem Wert der sich für Seil M ergab.

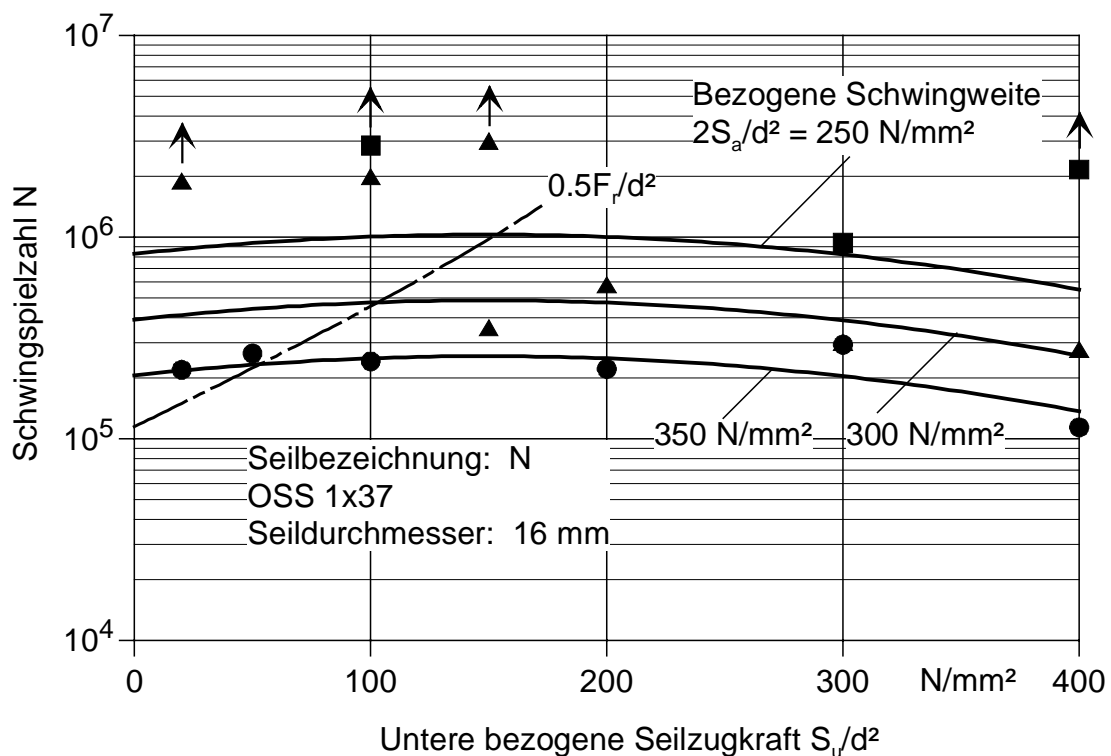


Bild 4.22: Schwingspielzahl N für Seil N

Ergebnisse Seil O (Bild 4.23)

Seil O stammt von einem weiteren Seilhersteller. Die Prüfung und vor allem die Beurteilung der Versuchsergebnisse, die im Diagramm gezeigt sind, stellte sich als nicht unproblematisch heraus. Im Gegensatz zu den bereits vorgestellten Ergebnisse der Spiralseile mit den Bezeichnungen M und N, konnte bei Seil O nicht immer zweifelsfrei festgestellt werden, welcher Seilabschnitt als Versagensstelle heranzuziehen ist. Es traten bevorzugt Drahtbrüche an oder sogar in den Vergüssen auf. Von insgesamt 24 durchgeführten Versuchen ist beim Inspizieren der Versuchsmuster in 7 Fällen die Bruchstelle auf freier Seilstrecke gefunden worden, in 5 Fällen lagen eindeutig Einspannbrüche vor. Weitere 2 Versuche waren sogenannte Durchläufer. In weiteren 11 Fällen traten sichtbare Drahtbrüche über die gesamte Probenlänge verteilt auf. Alle Versuchseile wurden daraufhin geöffnet und Drahtbrüche der inneren Drahtlagen festgehalten. Als Versagensstelle wurde dann der höchst geschädigte Seilabschnitt angesehen. Daneben bietet die statistische Auswertung durch Regression die Möglichkeit Versuchsergebnisse, die ein gesteigertes Maß an Streuung aufweisen welches deutlich über der natürlichen Streuung des betrachteten Seiles liegt, als nicht zuverlässig einzustufen.

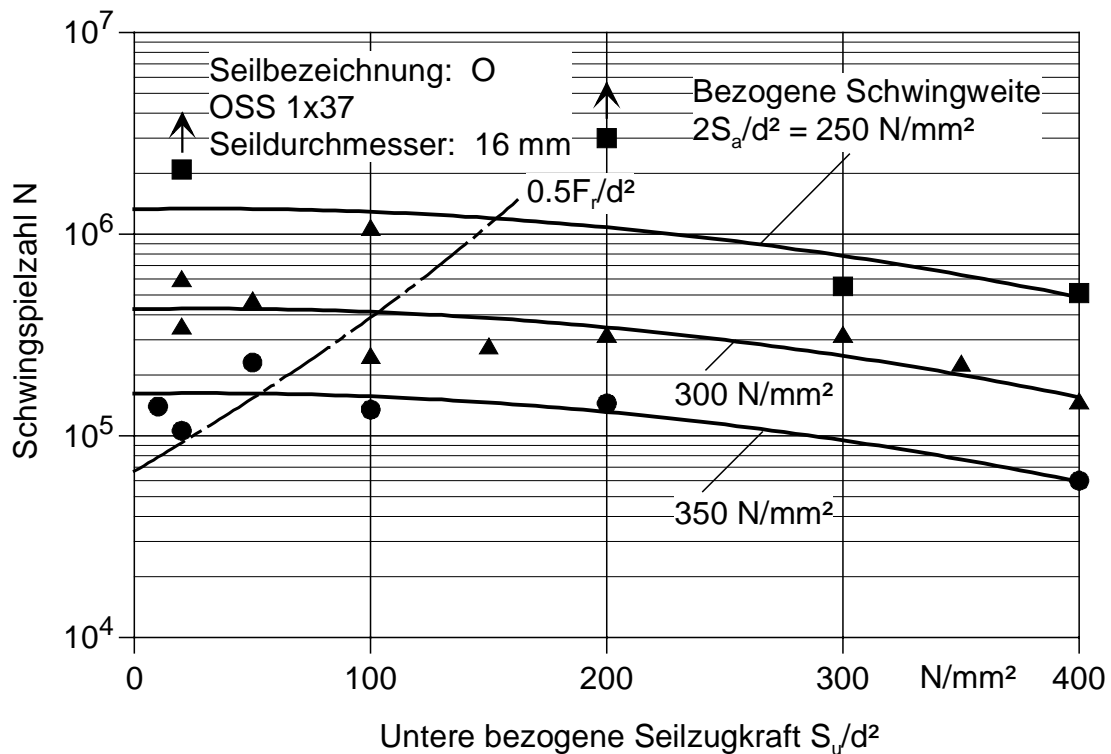


Bild 4.23: Schwingspielzahl N für Seil O

Da die Probenvorbereitung und die Versuchsdurchführung der Seile N und O gleich erfolgte, sind die gefundenen Unterschiede in der Seillebensdauer eventuell auf die Drahtqualität und vor allem auf die Herstellung der Seile zurückzuführen. Neben den geometrischen Seilgrößen, wie Schlagwinkel, Drahtdurchmesser usw. die bei beiden Seilen nahezu identisch sind, spielt vermutlich die Vorformung der Drähte ebenfalls eine Rolle. Die äußere Drahtlage ist durch beide Seilhersteller nur sehr wenig vorgeformt worden. Das äußert sich dadurch, dass beim Abtrennen der Seile die äußeren Drahtlagen aufspringen. Die inneren Drahtlagen sind weitaus besser vorgeformt worden. Folgende zwei Effekte sind mit schlecht vorgeformten Drähten verbunden:

- Die Drähte neigen zur Entformung und es stellen sich Lockerungen im Seilgefüge ein. Das Tragverhalten bildet sich im Seil ungleich aus und vor allem die Außendrähte sind dann bei kleiner Seilzugkraft nicht an der Kraftübertragung beteiligt. Dies wirkt sich stark lebensdauerermindernd aus.
- Der zweite Effekt rührt von den Drahteigenspannungen her, die bei der Drahtherstellung durch die Ziehvorgänge und der damit verbundenen Kaltverformung in den Werkstoff eingebracht werden. Durch die Vorformung werden diese unbekanntes Spannungen ausgeglichen. Bei schlecht vorgeformten Seilen sind die Drahteigenspannungen nicht ausgeglichen und die Drähte neigen zur Entformung.

Ergebnisse Seil P (Bild 4.24)

Bei den zehn eingetragenen Versuchsergebnissen traten selten Drahtbrüche an den Vergüssen auf. Nur in 2 Fällen handelte es sich um eindeutige Einspannbrüche. Die mit diesen Versuchsstücken erzielte Schwingspielzahlen lagen nur bei ca. 50 % der prognostizierten Lebensdauer. Zwei weitere Versuche wurden nach Überschreiten von $N > 2 \cdot 10^6$ Schwingspielen als Durchläufer abgebrochen.

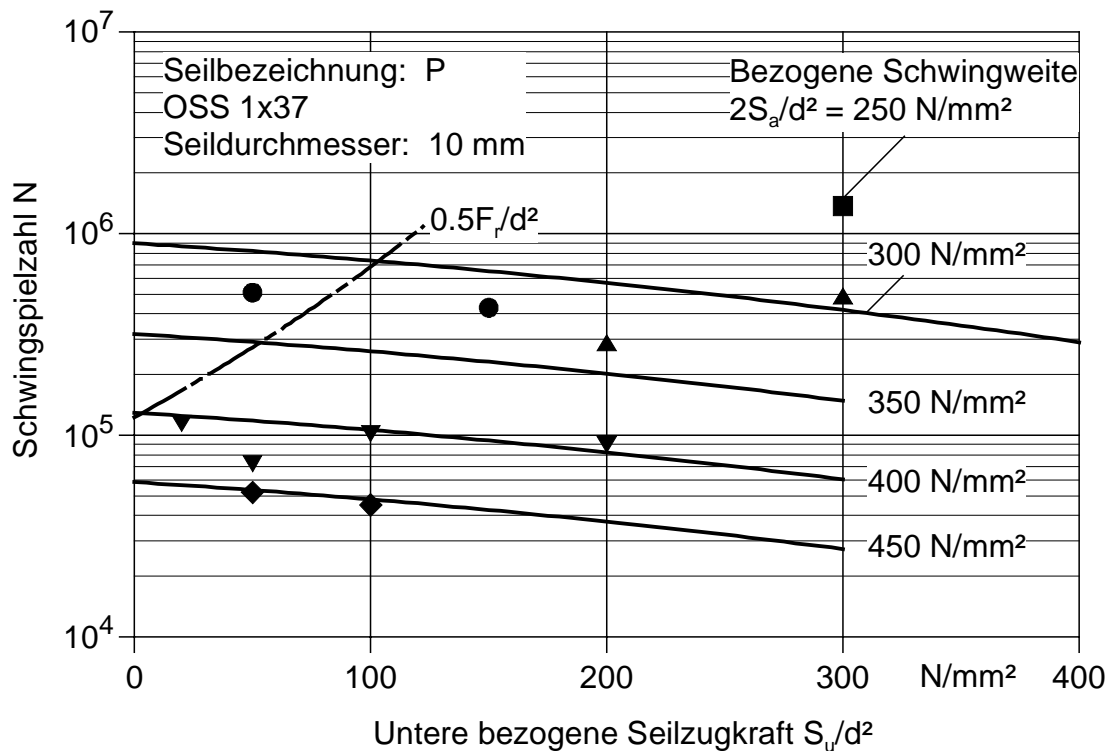


Bild 4.24: Schwingspielzahl N für Seil P

Ergebnisse Seil Q (Bild 4.25)

Die Prüfung von Seilen im unteren Durchmesserbereich $d < 5 \text{ mm}$ erforderte eine äußerst sorgfältige Herstellung der Vergüsse, denn die ersten 10 Versuche mit Seil Q ($d = 5 \text{ mm}$) endeten vorzeitig mit Einspannbrüchen. Durch die Optimierung der Besengestaltung gelang es zuverlässige Versuchspunkte zu gewinnen. Beim Auflösen des Seilverbandes im Besen sind die relativ dünnen Drähte ($\delta < 0.7 \text{ mm}$) vermutlich zu stark verformt worden. Es bildeten sich deshalb gerade in der kritischen Besenwurzel kleine Biegeradien aus, die vermutlich die Lebensdauer im Zugschwellversuch drastisch reduzierten. Verformte man die dünnen Drähte bei der Besenherstellung dagegen nur sehr behutsam, wurden weitaus bessere Versuchsergebnisse erzielt.

Alle Versuche sind mit Kräften oberhalb der eingezeichneten halben rechnerischen Bruchkraft durchgeführt worden. Die halbe rechnerische Bruchkraft stellt eine Grenze dar, die in der Seilauslegung normalerweise nicht überschritten wird. Belastet man die Seile im Zugschwellversuch mit Kräften unterhalb der halben rechnerischen Bruchkraft F_r , dann traten keine Probenbrüche mehr im Zeitfestigkeitsgebiet auf. Das Seil ist dann faktisch als dauerhaft anzusehen.

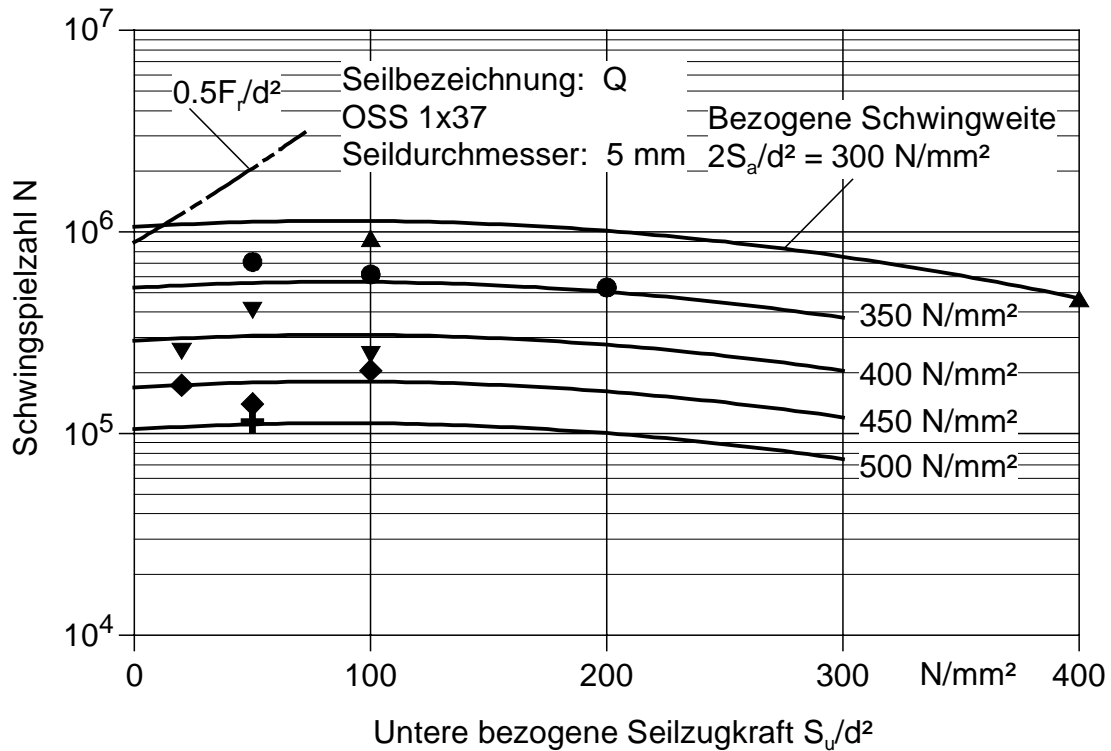


Bild 4.25: Schwingspielzahl N für Seil Q

Ergebnisse Seil R (Bild 4.26)

Seil R hat einen Seildurchmesser von $d = 4 \text{ mm}$ und ist aus sehr dünnen Drähten ($\delta < 0.56 \text{ mm}$) aufgebaut. Entsprechend empfindlich reagierte das Seil auf Einspanneinflüsse. Trotz intensiver Bemühungen hinsichtlich der Gestaltung der Endverbindungen traten eine Vielzahl von Einspannbrüchen auf. Insgesamt waren nur ein Drittel der durchgeführten Versuche auswertbar. Die restlichen Versuchspunkte zeigen eine recht große Streuung der Lebensdauer. Aufgrund der wenigen Versuchspunkte war eine separate Regressionsrechnung nicht durchzuführen. Auf Versuchswiederholungen wurde zugunsten eines weiteren Seiles verzichtet.

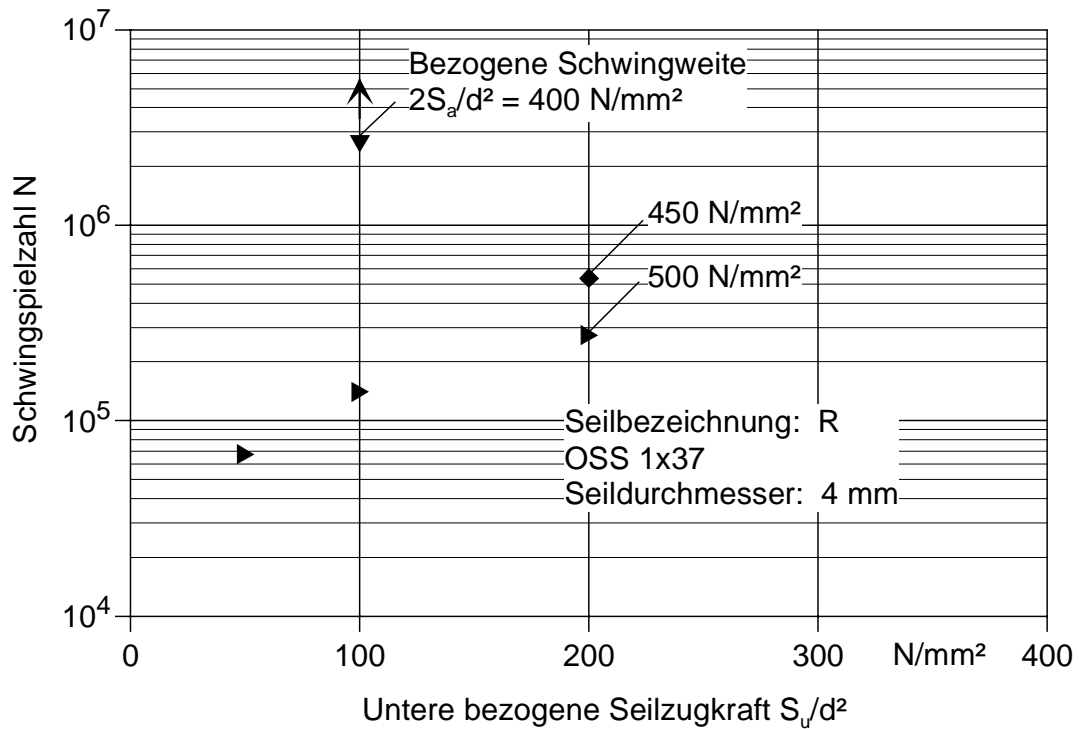


Bild 4.26: Schwingspielzahl N für Seil R

Ergebnisse Seil S (Bild 4.27)

Das vom Hersteller mit einem Nenndurchmesser $d = 3.9 \text{ mm}$ angegebene Seil erreichte im Zugschwellversuch insgesamt deutlich geringere Schwingspielzahlen als die Seile Q (Bild 4.25) und R (Bild 4.26). Bei einer durchmesserbezogenen Schwingweite $2S_a/d^2 = 400 \text{ N/mm}^2$ betragen die erzielten Schwingspielzahlen nur etwa ein Drittel der Schwingspiele die mit Seil Q erzielt wurden. Die gleiche Belastung führte bei Seil R bereits zu Versuchen die im Dauerfestigkeitsgebiet liegen.

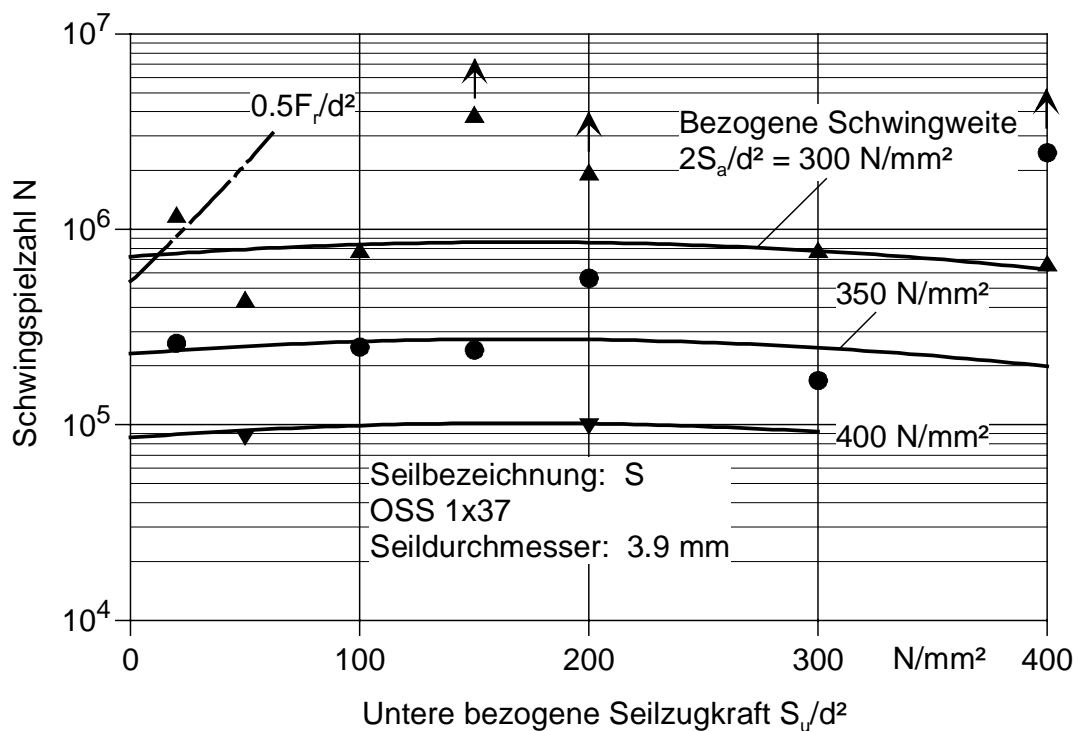


Bild 4.27: Schwingspielzahl N für Seil S

Sehr anschaulich treten die Lebensdauerunterschiede der untersuchten Seile in *Bild 4.28* zu Tage. Dort sind berechnete Schwingenspielzahlen aller untersuchter Spiralseile für die angegebene Belastung in das Balkendiagramm eingetragen. Beim Vergleich der Seillebensdauer muss der Größeneinfluss, der in *Kapitel 4.2.2* quantitativ berechnet wird, in Betracht gezogen werden. Mit abnehmendem Seildurchmesser erreichen die Seile höhere Schwingenspielzahlen. Für die Litzenseile wurde in *Kap. 4.1.2* ein immenser Größeneinfluss des Seildurchmesser festgestellt. Der Größeneinfluss auf die Seillebensdauer von Spiralseilen ist deutlich kleiner als bei Litzenseilen. Seil S ist das dünnste Seil und müsste deshalb günstigere Schwingenspielzahlen erzielen als die etwas dickeren Seile P und Q. Da dies nicht der Fall ist, handelt es sich bei Seil S entweder um ein qualitativ schlechtes Seil oder einer der folgenden Parameter schlägt sich in den Ergebnissen nieder:

- ❑ Drahtnennfestigkeit R_0 , Drahtqualität,
- ❑ Seilaufbau, z.B. Schlagrichtung der Drahtlagen,
- ❑ Verseilparameter, z.B. Vorformung der Drähte, Drahtsperrungen.

Drahtnennfestigkeit

Die ermittelte Drahtfestigkeit von Seil R liegt mit ungefähr $R_m = 2000 \text{ N/mm}^2$ deutlich über der von Seil S mit ungefähr $R_m = 1423 \text{ N/mm}^2$. Da aber das Seil Q ebenfalls aus Drähten mit geringer Drahtfestigkeit von ungefähr $R_m = 1407 \text{ N/mm}^2$ aufgebaut ist und dennoch eine durchschnittliche Lebensdauer aufweist, scheidet die Drahtfestigkeit als Ursache für die kleine Lebensdauer von Seil S aus. Wie bereits bei den Litzenseilen gezeigt werden konnte, spielt die geringe Variation der Drahtnennfestigkeit auch bei den untersuchten Spiralseilen keine signifikante Rolle. Effekte die auf der Drahtnennfestigkeit beruhen sind allenfalls innerhalb der Ergebnisstreuung zu finden.

Drahtqualität

Die Qualität der Seildrähte konnte innerhalb dieser Untersuchung nur anhand der wirklichen Drahtfestigkeit R_m beurteilt werden. Auf die Durchführung von zusätzlichen Schwellversuchen mit Seildrähten wurde verzichtet, da diese sehr aufwendig sind und die notwendigen Einrichtungen am Institut nicht zur Verfügung stehen. Seit Mitte des Jahres wird am Institut ein Forschungsprojekt durchgeführt, das die Ermittlung von Drahtgütwerten zur Zielsetzung hat. Bislang liegen noch keine verwertbaren Ergebnisse vor.

Seilaufbau

Die Seile S und Q unterscheiden sich im Seilaufbau von den übrigen untersuchten Seilen dahingehend, dass die Schlagrichtung der zweiten und der dritten Drahtlage gleichsinnig erfolgt (S-S-Z). Sonst üblich ist der Aufbau mit wechselnden Schlagrichtungen der Drahtlagen (Z-S-Z). Ein großer Einfluss der Drahtlagenschlagrichtung ist nicht nachweisbar, da Seil Q keinen dem Seil S entsprechenden Lebensdauerabfall erkennen lässt.

Verseilparameter

Auch ein möglicher Einfluss der Drahtsperrungen trifft nicht zu. Seil S weist, wie Seil N, nur relativ kleine positive Drahtsperrungen (*Erläuterung siehe Kap. 2*) auf. Sollten nun die kleinen Drahtsperrungen die Seillebensdauer beeinträchtigen, dann müsste Seil N ebenfalls Lebensdauereinbußen aufweisen, was nach *Bild 4.28* auszuschließen ist. Ganz im Gegenteil erzielte Seil N bei der Untersuchung sogar sehr günstige Schwingenspielzahlen.

In Kap. 4.1 wurde bereits mehrfach auf die Bedeutung der Seilqualität bezüglich der Lebensdauer im Zugschwellversuch hingewiesen. Mit DMS-Messungen konnte nachgewiesen werden, dass die Drähte gleicher Lage im Seil ungleiche Zugkraftanteile übertragen. Vermutlich stellt sich die Spannungsverteilung in den Drähten der Spiralseile ungleichförmig dar. Betrachtet man die Herstellung der Seilbesen, zeigt sich bei den Spiralseilen eine schlechte Vorformung der Drähte. Diese haben das Bestreben sich zu entformen und können entweder einer Zugbelastung entgegenwirken oder aber diese unterstützen. Die Drähte sind infolgedessen unterschiedlich stark belastet. Der Einfluss der realen Spannungsverteilung ist deshalb wie bei den Litzenseilen auch bei den Spiralseilen sehr ausgeprägt.

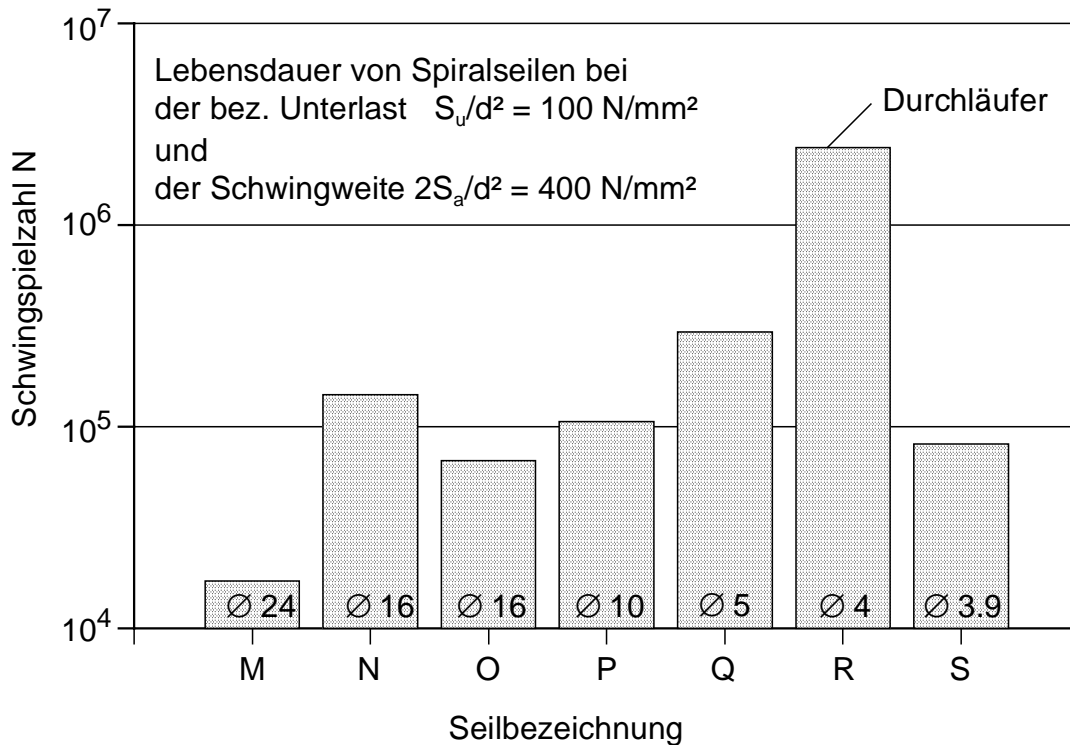


Bild 4.28: Lebensdauer der untersuchten Spiralseile

Kurzzusammenfassung der Ergebnisse

- Die im Rahmen der Untersuchung durchgeführten Zugschwellversuche mit Spiralseilen im Durchmesserbereich von 4 mm bis 24 mm führten auf eine im Vergleich zu den Litzenseilen geringe Abhängigkeit der Seillebensdauer von der eingestellten Unterlast. Im untersuchten Bereich der Unterlast konnten nahezu gleichbleibende Schwingspielzahlen ermittelt werden. Dennoch eignet sich eine Goodman-Gerade zur Beschreibung der Lebensdauer nicht, da diese einen Lebensdaueranstieg bei kleiner werdender Unterlast voraussetzt.
- Der für die untersuchten Spiralseile festgestellte Größeneinfluss auf die Seillebensdauer ist deutlich geringer ausgeprägt als bei den Litzenseilen. In Kap. 4.2.2 erfolgt die quantitative Berechnung der Durchmesserabhängigkeit.
- Es konnte weiterhin festgestellt werden, dass die im Zugschwellversuch erzielbare Schwingspielzahl nicht nur eng mit der Gestaltung der Seilendverbindung, sondern auch vom Herstellprozess des Seiles abhängt. Insbesondere die Vorformung der Seile scheint einen entscheidenden Einfluss auf die Seillebensdauer im Zugschwellversuch auszuüben.

4.2.2 Ergebnisse durch Regression mit der Ausgangsgleichung

Die Zusammenführung sämtlicher Versuchsergebnisse aus *Kap. 4.2.1* führt zu den in *Tab. 4.4* dargestellten Regressionsergebnissen. Hierin wird das Bestimmtheitsmaß B bei der Regressionsrechnung als Indikator für die Güte, mit der eine Ansatzfunktion Versuchspunkte mathematisch beschreibt, betrachtet. In einigen Fällen ist aber die Bewertung einer Ansatzfunktion nur auf Basis des Bestimmtheitsmaß B nicht sinnvoll. Insbesondere in Fällen, bei denen die Regressionskurven einen nahezu waagerechten Verlauf einnehmen, ermittelt man unweigerlich sehr kleine Bestimmtheitsmaße und das obwohl die Versuchspunkte rein optisch gesehen, eine gute Korrelation mit den Regressionskurven zeigen. Die für die Gesamtregression ermittelten und in *Bild 4.29* dargestellten Regressionskurven weisen nahezu einen waagerechten Verlauf auf. Außerdem zeigt *Bild 4.28* die außerordentlich großen Qualitätsunterschiede der Seile. Aus diesen Gründen ist das für die Gesamtheit aller Spiralseilergebnisse nach Gl. (3.1) ermittelte Bestimmtheitsmaß $B = 63.6\%$ nur eingeschränkt aussagekräftig. Zur weiteren Beurteilung der Ergebnisse ist die logarithmische Standardabweichung lgs als Maß für die Streuung der Versuchsergebnisse besser geeignet.

Tab. 4.4: Konstanten der Gesamtregression für die Bruchschwingspielzahl N und N_{10} der Spiralseilkonstruktion offene Spiralseile 1x37 nach Gl.(3.1)

	Konstanten					Bestimmtheitsmaß B	Standardabweichung lgs	Beobachtungen n
	a_0	a_1	a_2	a_3	a_4			
N	15.90	-3.862	0.0009	-0.000003	-0.779	0.636	0.227	85
N_{10}	15.51	-3.862	0.0009	-0.000003	-0.779	--	--	--

Der Vergleich zwischen den Ergebnissen der Gesamtregression mit den untersuchten Litz- und Spiralseilen in *Bild 4.16* bzw. *Bild 4.29* zeigt bereits optisch, dass die Regressionskurven der Litzenseile im untersuchten Durchmesserbereich wesentlich weiter auseinander liegen als bei den Spiralseilen. Der Größeneinfluss des Seildurchmessers ist demnach bei den Litzenseilen mit dem Exponenten 1.43 weitaus größer. Für die Abhängigkeit der Schwingspielzahl vom Seildurchmesser für die untersuchte Spiralseilkonstruktion ergibt sich entsprechend Gl. (4.2) die Verhältnisgleichung

$$\frac{N_1}{N_2} = \left(\frac{d_2}{d_1} \right)^{0.78} \quad (4.7)$$

mit dem nicht sehr sicheren Exponenten 0.78, wie *Bild 4.28* zeigt. Der Durchmesserexponent der für die Spiralseile ermittelt wird, ist damit nur ungefähr halb so groß wie der Exponent für die Litzenseile. Den Durchmesserexponenten liegt ausschließlich der untersuchte Durchmesserbereich zugrunde. Der Durchmesserbereich wurde nach unten hin nahezu ausgeschöpft. Einerseits wurde die Untersuchung großer Durchmesser durch die Prüfmaschinen hinsichtlich Spannweite und Prüfkraft begrenzt, andererseits ist die Verfügbarkeit solcher Seile durch die Hersteller eingeschränkt. Dies gilt insbesondere für die untersuchte Spiralseilkonstruktion 1x37,

da für Durchmesser $d > 24$ mm meist Konstruktionen größerer Drahtzahl Verwendung finden z.B. 1x61, 1x91 usw.. Die Untersuchung eines erweiterten Durchmesserbereichs wäre wünschenswert und würde den gefundenen Durchmesserexponenten statistisch absichern.

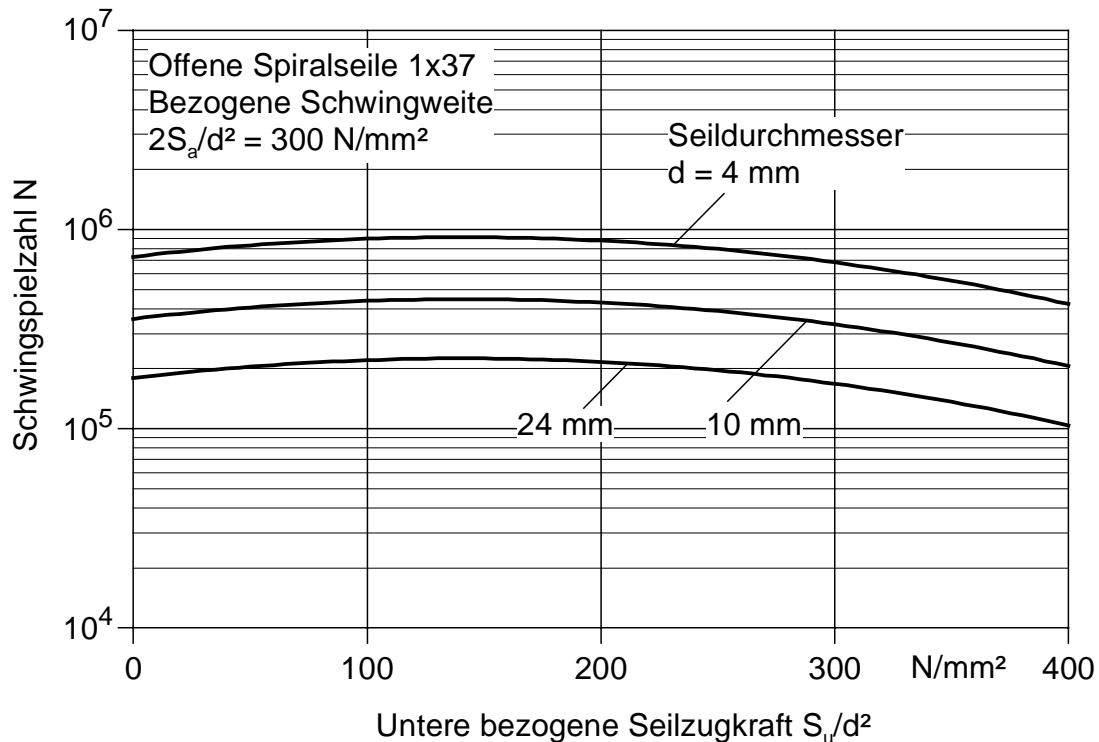


Bild 4.29: Ergebnisse der Gesamtregression für Spiralseile

Darstellung der Ergebnisse im Haighdiagramm (Bild 4.30)

Analog zu Kap. 4.1.2 wird die Lebensdauer von Seil und Draht gegenübergestellt werden. In Bild 4.30 ist die sonst übliche Auftragung der Mittelspannung σ_m auf der Abszisse zweckmäßigerweise durch die untere Zugspannung σ_u ersetzt. Neben der dauerfesten Schwingweitenspannung $2\sigma_A$ von Seil (pauschale Seilzugspannung $\sigma_z = S/A_m$) und Draht ist zusätzlich der prozentuale Anteil der Schwingweitendauerfestigkeit des Seiles bezüglich des Drahtes gestrichelt eingetragen. Dieser Anteil drückt, in Abhängigkeit von der unteren Zugspannung σ_u , die Ausnutzung der Drahtdauerfestigkeit $2\sigma_{zA,Draht}$ im Seil aus. Zwischen 40,7 % und 55 % bewegt sich der Anteil und liegt damit ca. 10 % höher als bei der zweifach verseilten Litzenseilkonstruktion. Also ist der Verlust an Lebensdauer der Drähte durch die Verseilung und den Zusatzbeanspruchungen in den Spiralseilen im Vergleich zu den Litzenseilen im Mittel um 10 % kleiner.

Auf die Untersuchung des Längeneinflusses zugschwellbelasteter Proben wurde, wie bereits in Kap. 4.1.2, verzichtet. Stichprobenartige Versuche mit Litzenseilen ergaben im untersuchten Bereich keinen signifikanten Einfluss. Mit der Methode der Zuverlässigkeitstheorie, siehe Feyrer 2000, ist es möglich den Einfluss auf die Lebensdauer zu beschreiben.

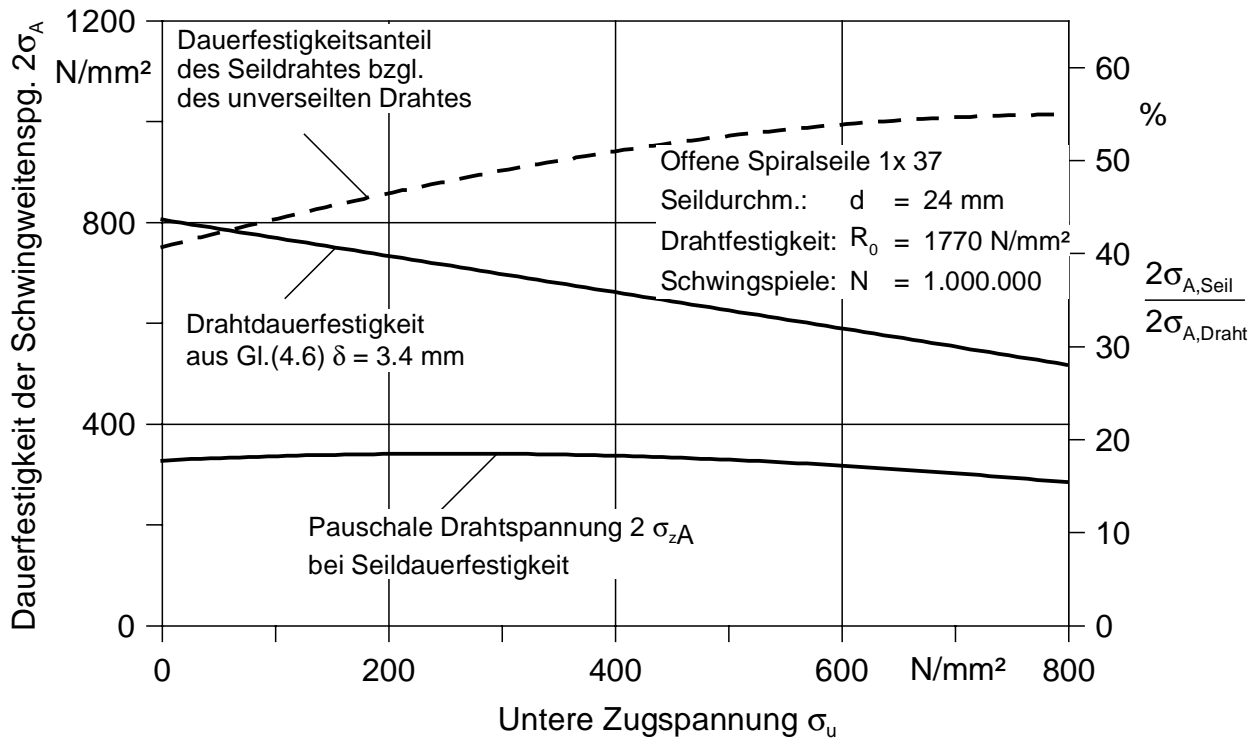


Bild 4.30: Dauerfestigkeit der Schwingweitempangung von Draht und Seil

4.2.3 Lebensdauerprognosen

Mit den in den Tabellen 4.2 und 4.4 eingetragenen Regressionskoeffizienten a_i können für die untersuchten Litzen- und Spiralseilkonstruktion Lebensdauerprognosen erstellt werden. Für diesen Zweck wurde innerhalb des Forschungsprojektes das Rechenprogramm „Lebschwell“ entwickelt. Nach Eingabe der Seil- und Belastungsparameter können damit beliebige Lebensdauerberechnungen durchgeführt werden. Im einfachsten Fall basiert die Lebensdauerprognose auf den kompletten Eingabedaten dieser Untersuchung. Es ist aber auch möglich neue Versuchsdatensätze einzugeben oder aus vorhandenen Daten neue Datensätze zusammenzustellen. Für jeden Datensatz können die neuen Regressionskoeffizienten auf Basis der Ausgangsgleichung Gl. (3.1) berechnet werden. Bei Bedarf kann dieser Ansatz mit relativ geringem Programmieraufwand verändert bzw. um weitere Parameter, wie die Drahtnennfestigkeit R_0 ergänzt werden. In Bild 4.31 ist die Eingabemaske des Programms dargestellt. Dort werden alle notwendigen Angaben und die gewünschten Seilkräfte eingegeben. Die Ausgabe der Ergebnisse erfolgt wahlweise in Diagramm- oder Tabellenform, siehe Bild 4.32.

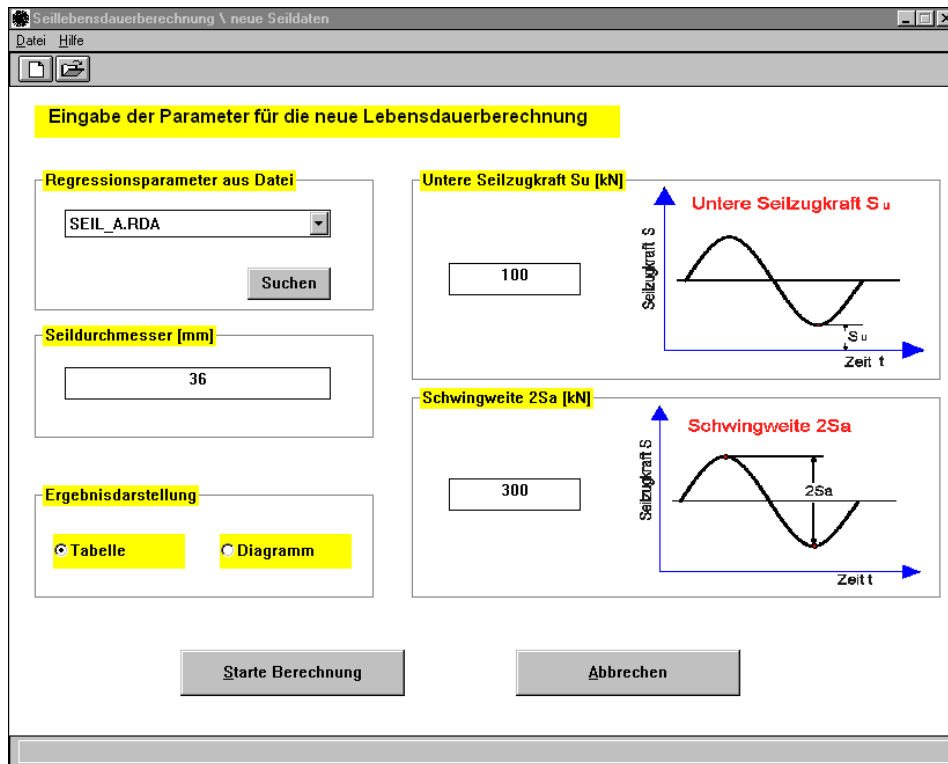


Bild 4.31: Eingabemaske des Programms „Lebschwell“

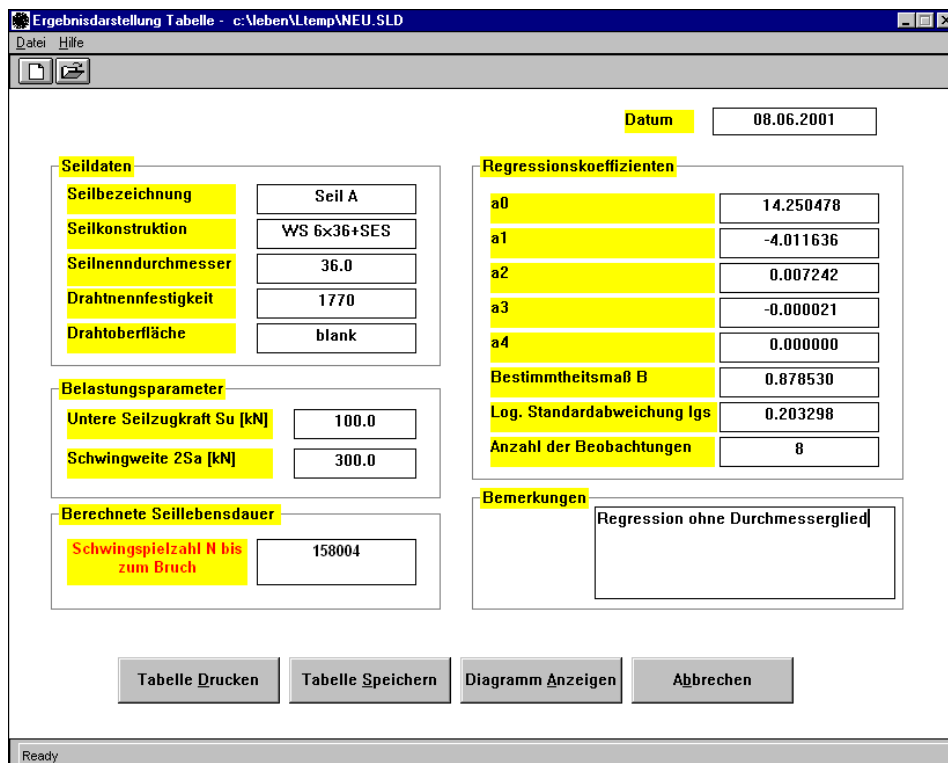


Bild 4.32: Ergebnisdarstellung im Programm „Lebschwell“

4.3 Seildehnung und Dämpfungsarbeit im Zugschwellversuch

Im kraftgeregelten Zugschwellversuch stellt sich bei Ober- und Unterlast ein bestimmter Dehnungszustand im Seil ein. Zeichnet man die Seildehnung und die zugehörige Seilkraft im Zugschwellversuch auf und trägt die Seildehnung in der Abszisse und die Seilkraft in der Ordinate auf, dann erhält man einen geschlossenen Kurvenzug (Hysteresekurve). Die Hysteresekurve für die Be- und Entlastung sind nicht wie bei einer Zugfeder deckungsgleich, sondern dazwischen ist die Hystereseffläche eingeschlossen. Diese ist die Verlustarbeit die pro Zyklus vom Seil dissipiert wird. In *Bild 4.33* ist für einen Zugschwellversuch von Versuchsbeginn bis zum Seilbruch der Verlauf des Dehnungsausschlages $\Delta l/l_0$ über der Schwingzahl N dargestellt. Das Seil ist mit der sehr kleinen bez. Unterlast $S_u/d^2 = 5 \text{ N/mm}^2$ und der bez. Schwingweite der Seilzugkraft $2S_u/d^2 = 450 \text{ N/mm}^2$ belastet worden und erzielte bei einer Prüffrequenz von $f = 1.5 \text{ Hz}$ ca. 10500 Schwingspiele.

Zusätzlich ist im gleichen Diagramm der Verlauf der bezogenen Dämpfungsarbeit eingetragen. Der Dehnungsausschlag wird bis zum Erreichen von Zweidrittel der Bruchschwingzahl N stetig kleiner. Das Seil wird also durch die schwingende Beanspruchung zunächst steifer und die im unteren Diagrammteil qualitativ dargestellte Hysteresekurve erscheint steiler. Im letzten Versuchsdrittel nimmt dann allerdings der Dehnungsausschlag wieder stark zu. Anscheinend führt die wachsende Zahl von Drahtbrüchen zu einer Umlagerung der Drahtbelastungen im Seil, d.h. weniger Drähte werden höher belastet und die Seildehnung nimmt infolge dessen bis zum Seilbruch hin stark zu. Zu diesem Zeitpunkt konnte die Entstehung von Drahtbrüchen akustisch als Knistern und Knacken wahrgenommen werden.

Bis über die Versuchsmitte hinaus bleibt die Dämpfungsarbeit W fast unverändert und steigt dann überproportional stark an. Die im Seil pro Schwingung dissipierte Arbeit W wächst zum Versuchsende hin stark an und erreicht ungefähr den fünffachen Ausgangswert. Trotz des stetigen Rückgangs des Dehnungsausschlages $\Delta l/l_0$ zu Beginn des Versuchs, steigt die dissipierte Arbeit W im Seil leicht an. Also müssen sich die Reibungsverhältnisse im Seil geändert haben. Ein Grund für die verschlechterte Reibbedingungen zwischen den Seildrähten ist austretender Schmierstoff. Auch bei drei weiteren Zugschwellversuchen konnte der gleiche charakteristische Verlauf des Dehnungsausschlages und der Dämpfungsarbeit festgestellt werden.

Der Seildurchmesser nimmt, wie in *Bild 4.33* zu erkennen ist, kontinuierlich bis zum Versagen der Seilprobe ab. Durch den Schnürdruck im Seil fügen sich die Drähte der sich berührenden Litzen und der Stahleinlage im fortlaufenden Zugschwellversuch immer stärker ineinander und reduzieren so den Seildurchmesser bleibend. Auch die Durchmesseränderung Δd bei Belastung des Seiles zwischen Unter- und Oberlast wird mit zunehmender Versuchsdauer immer kleiner.

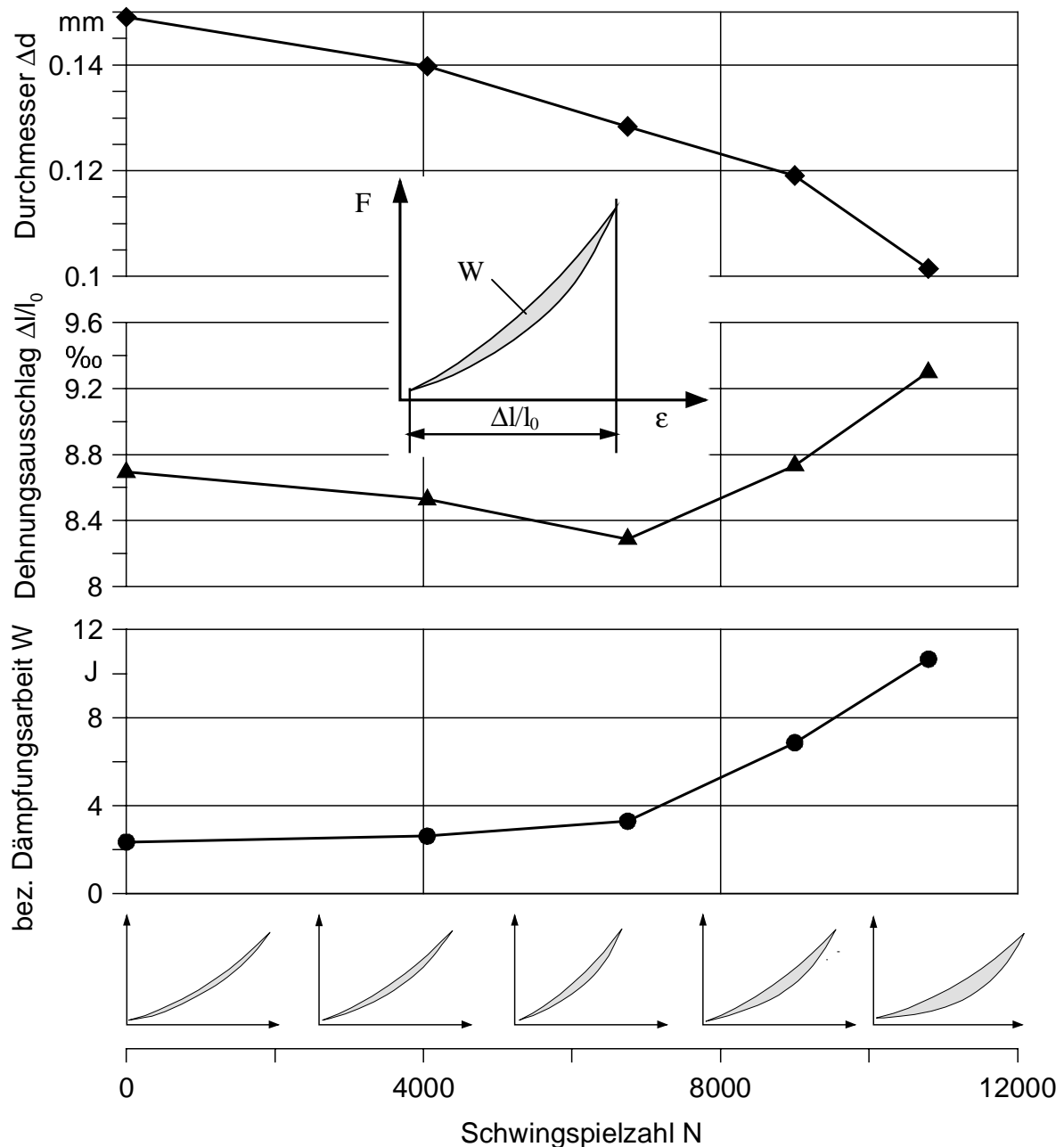


Bild 4.33: Dehnungsausschlag und Dämpfungsarbeit in Abhängigkeit von der Schwingenspielzahl N im Zugschwellversuch

Die Größe des Dehnungsausschlags $\Delta l/l_0$, der sich im Zugschwellversuch einstellt, ist abhängig von der eingestellten Unterlast S_u , Bild 4.34. Demnach ist bei Versuchen mit kleiner Unterlast der Dehnungsausschlag deutlich größer. Vergleicht man Versuche mit unterschiedlicher Unterlast dann stellt man Unterschiede im Dehnungsausschlag von ca. 1 ‰ fest. Zu späteren Zeitpunkten werden die Unterschiede geringer, bleiben aber bis zum Versuchsende erhalten. Im Vergleich zur statischen Messung sind insgesamt die gemessenen Dehnungsausschläge im Zugschwellversuch deutlich kleiner. Im Zugschwellversuch hat das Seil nicht die Möglichkeit die Dehnung an die rasch wechselnde Belastung anzupassen. Das Seil verhält sich im dynamischen Fall steifer.

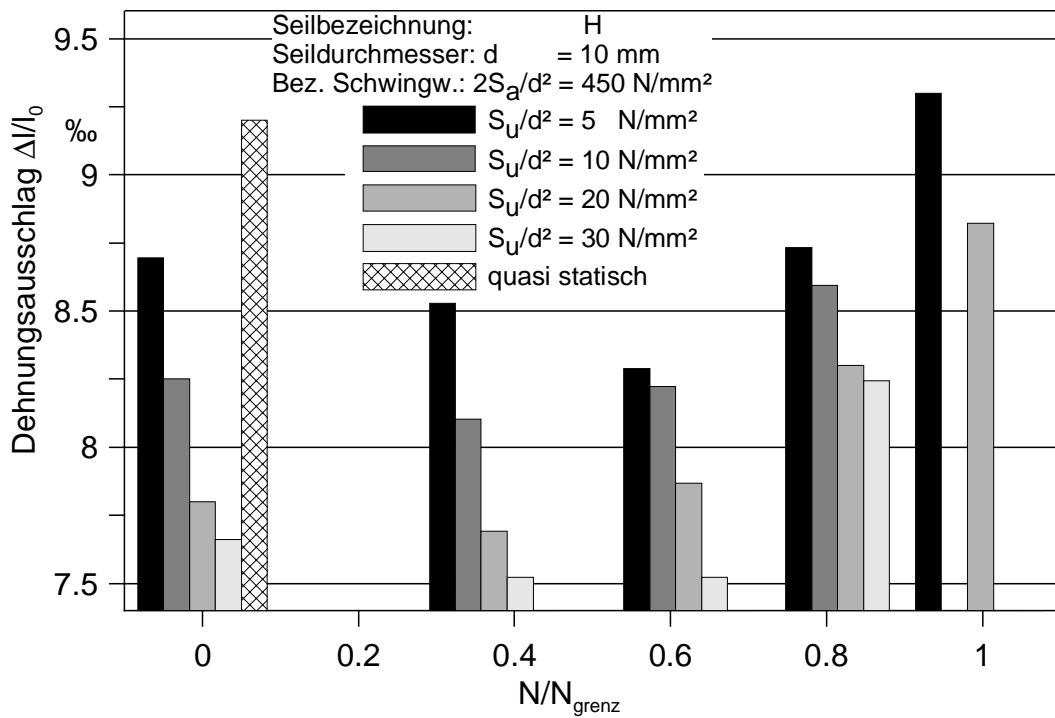


Bild 4.34: Vergleich des Dehnungsausschlages im Zugschwellversuch bei variierter Unterlast

In Bild 4.35 ist die berechnete Dämpfungsarbeit für verschiedene Versuche eingetragen. Bei allen Versuchen steigt die längenbezogene Dämpfungsarbeit bis ca. 60 % der halben Bruchschwingungszahl nur mäßig an und verläuft dann stark progressiv bis zum letzten Messpunkt. Der jeweils letzte Messpunkt entspricht nicht dem Versuchsende, da das Seil eventuell kurz vor der letzten geplanten Messung brach. Die Dämpfungsarbeit W bei der sehr kleinen Unterlast $S_u = 0.5$ kN liegt zu Beginn der Zugschwellversuche deutlich über den Werten der drei Versuche mit höherer Unterlast. Auffällig ist der sehr starke Anstieg der bezogenen Dämpfungsarbeit, der mit dem Minimum des Dehnungsausschlages zusammenfällt.

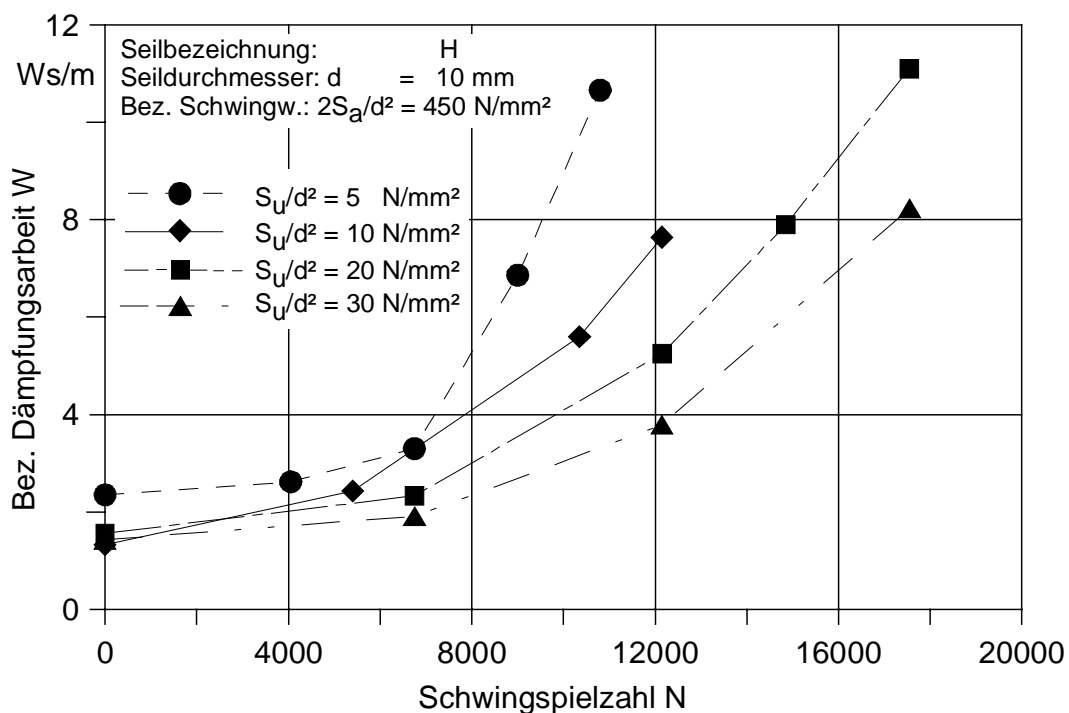


Bild 4.35: Längenbezogene Dämpfungsarbeit im Zugschwellversuch

Temperaturmessungen

Temperaturmessungen an der Seiloberfläche zeigten einen parallelen Anstieg der Oberflächentemperatur des Seiles mit der Dämpfungsarbeit im letzten Drittel der Versuche. In *Bild 4.37* ist für den Versuch mit Unterlast 5 N/mm^2 die Oberflächentemperatur für verschiedene Stellen auf dem Seil dargestellt. Zu Beginn des Versuchs steigt die Temperatur an allen drei Messpunkten rasch an und erreicht einen Grenzwert, der bis über die halbe Lebensdauer des Versuchs nahezu unverändert bestehen bleibt. Es stellt sich demnach ein Gleichgewicht zwischen der im Seil dissipierten Energie und der durch Wärmeleitung, Konvektion und Wärmestrahlung abgegebenen Wärmeenergie an die Umgebung ein. Die Temperatur unmittelbar am Austritt des Seiles aus den Seilvergüssen liegt wegen der Wärmeleitung über die Einspannung der Prüfmaschine deutlich unter der Temperatur in der Seilmitte. In der Seilmitte kommt es zu besagtem Zeitpunkt zu einem starken Temperaturanstieg. Das Seil heizt sich stark auf. An den Seilenden hingegen bleibt die Seiltemperatur bis zum Versuchende ungefähr konstant. Bei den Versuchen trat der Seilbruch stets in der Seilmitte auf. Wurden dagegen die Seile über Alu-Pressklammern in die Prüfmaschine eingespannt, konnte an der unteren Endverbindung eine Temperatursteigerung beobachtet werden. Dort trat auch der Seilbruch ein. An den Messstellen am oberen Vergussaustritt und in Seilmitte blieb die Seiltemperatur dagegen unverändert.

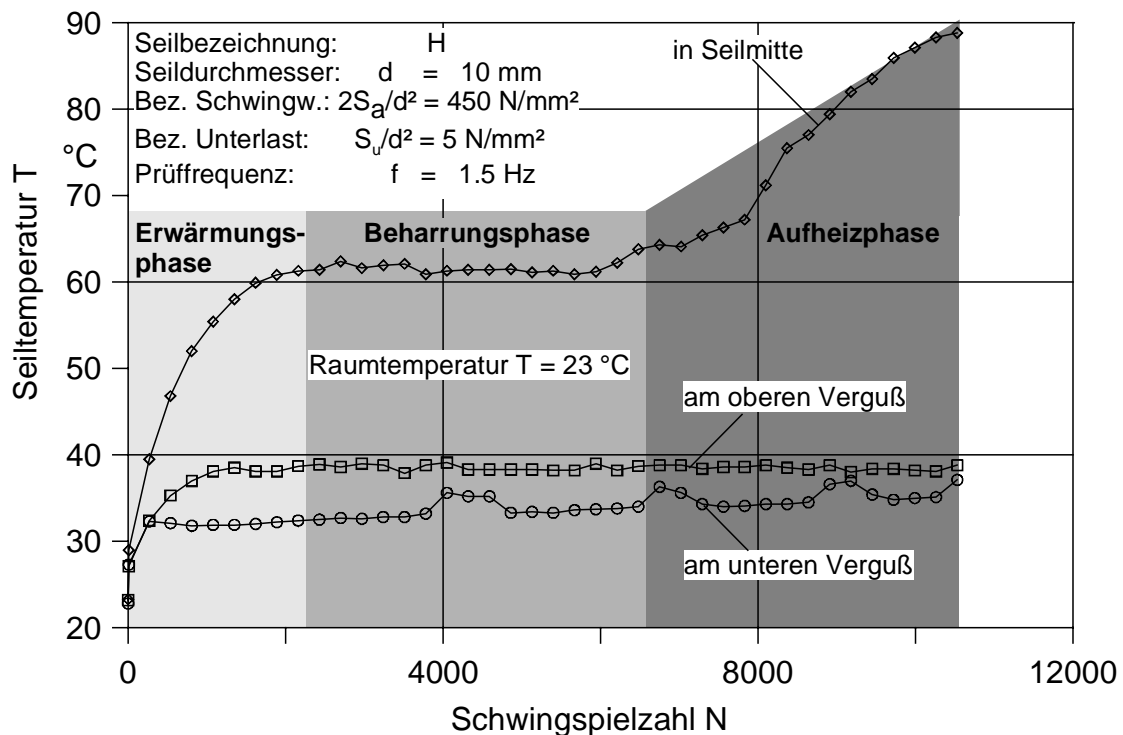


Bild 4.36: Temperaturverteilung auf einem Seil im Zugschwellversuch

Die in *Bild 4.37* gezeigten Temperaturverläufe für die Seilmitte stammen von Versuchen mit unterschiedlicher bez. Unterlast S_u/d^2 . Bei Versuchen mit kleiner Unterlast war die Temperatur in Seilmitte entsprechend der größeren dissipierten Energie auch größer. Der starke Temperaturanstieg im letzten Versuchsdrittel konnte bei den vier durchgeführten Versuchen als Indiz für das nahe bevorstehende Versuchsende und die Lage der Bruchstelle gewertet werden. *Casey und Waters 1989* haben ebenfalls einen Temperaturanstieg in der Schadenszone feststellen können. Wenn nun in der am stärksten geschädigten Seilzone die Verlustarbeit am größten ist, dann müssen dort die Reibungsverhältnisse der Drähte am ungünstigsten sein. Setzt man überall gleiche

Reibungszahlen zugrunde, müssen größere Relativbewegungen zwischen den Drähten stattfinden. Die Drahtspannungen sind zudem in dieser Zone durch den reduzierten metallischen Querschnitt wegen vorhandener Drahtbrüche größer.

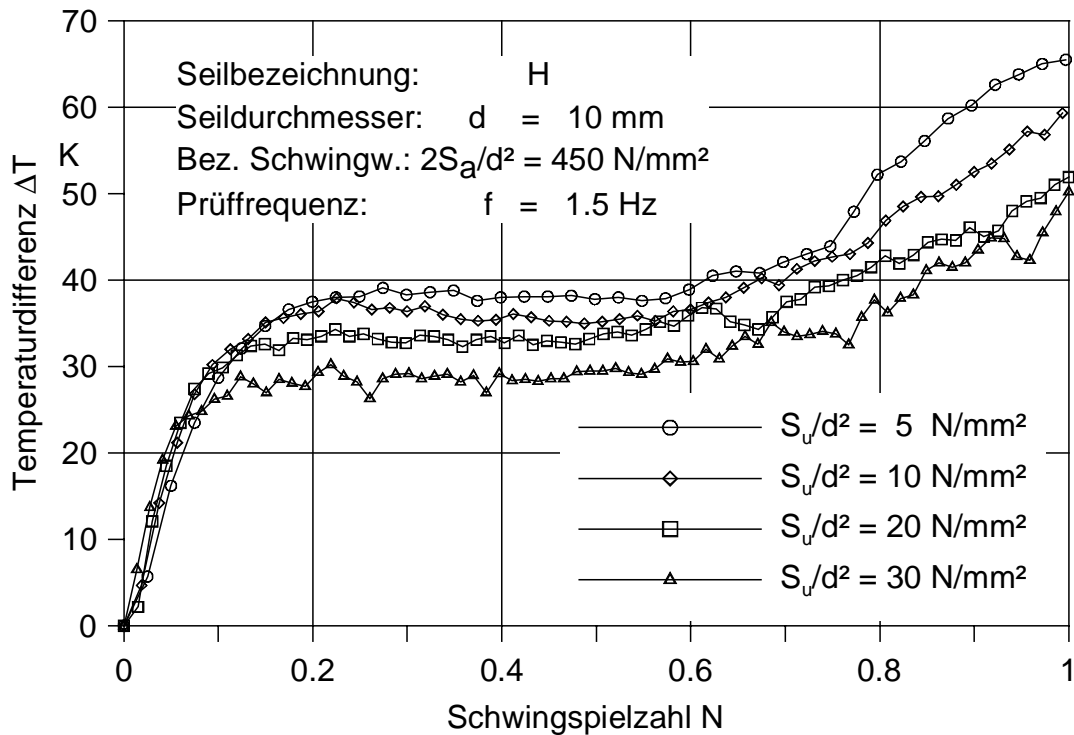


Bild 4.37: Temperaturverlauf bei unterschiedlicher Unterlast im Zugschwellversuch

Fazit der Verformungsmessungen

Mit den Verformungsmessungen an zugschwellbeanspruchten Litzenseilen konnte ein Zusammenhang zwischen der dissipierten Arbeit des Seiles und der bez. Unterlast S_u/d^2 nachgewiesen werden. Demnach wird die Verlustarbeit W mit kleiner werdender bez. Unterlast S_u/d^2 größer und die Bruchschwingspielzahl N geht deutlich zurück. Es besteht also ein direkter Zusammenhang zwischen der dissipierten Arbeit im Seil und der Seillebensdauer der mit diesen Messungen nachgewiesen werden konnte. Demnach ist die Ermüdung der Seildrähte nicht nur auf die schwellenden Drahtspannungen, sondern auch auf Verschleißmechanismen durch die Relativbewegungen der Drähte zurückzuführen. Infolge der sehr großen Ungleichförmigkeit der Drahtbelastungen gerade bei kleiner Unterlast werden wenige Drähte sehr hoch belastet und vermutlich großen Relativbewegungen und Schnürpressungen ausgesetzt. Seile die mit sehr kleinen unteren Seilzugkräften geprüft worden sind, weisen überaus starke Schäden an der Seileinlage (siehe Kap. 4.4.1) auf.

Mit den versuchsbegleitenden Temperaturmessungen konnte im letzten Drittel der Zugschwellversuche ein sehr starker Temperaturanstieg an der späteren Versagensstelle festgestellt werden. Dieser deutete recht zuverlässig auf das Versuchsende hin. Zur Erkennung der Ablegereife in der Praxis eignet sich die Temperaturmessung allerdings nicht, da die Seiltemperatur über lange Zeiträume überwacht werden müsste. Es ist zudem unklar, ob bei den sehr viel kleineren Belastungen in der Praxis überhaupt messbare Temperaturerhöhungen auftreten.

4.4 Seilablegereife

Seile sind im praktischen Anwendungsfall verschiedensten Belastungen und Umwelteinflüssen ausgesetzt, die die Lebensdauer der Seile begrenzen. Auch Seile die im Zugschwellversuch mit nur sehr kleinen Spannungen geprüft werden, erreichen keine Dauerfestigkeit. Zusatzbeanspruchungen im Seil führen schließlich zum Versagen der Seile. Das Lebensdauerende tritt nicht spontan auf, sondern wird durch das Auftreten von Drahtbrüchen angezeigt. Diese treten je nach Seilkonstruktion zum Teil äußerlich sichtbar, bevorzugt aber im Seilinneren auf. Die Erfassung von inneren Drahtbrüchen erfordert aufwendige Verfahren wie z.B. die magnetinduktive Seilprüfung. Derzeit wird am IFT ein hochauflösendes magnetinduktives Verfahren *Nussbaum 1999* entwickelt, das die Prüfung auch an kurzen Seilstücken bis nahe an die Vergüsse ermöglicht. Denn gerade auch an den Seilendverbindungen treten neben den planmäßigen Spannungen nach *Kap. 2* nicht planmäßige Spannungen, die durch die unterschiedliche Lastaufteilung auf die Litzen und Drähte verursacht werden, auf. Insbesondere der Übergang des geordneten Seilverbandes in den Seilbesen, die sogenannte Besenwurzel, ist häufig Ausgangspunkt für Drahtbrüche. Dennoch ist nicht automatisch die Endverbindung die Zone mit der größten Schädigung, vielmehr versagen bei sorgfältig hergestellten Seilvergüssen und ausreichender Versuchsseillänge die Proben auf der freien Seilstrecke.

Im praktischen Einsatz ist es von Bedeutung, die Seile rechtzeitig vor Erreichen des Lebensdauerendes abzulegen um Gefährdungen auszuschließen. Der Zeitpunkt zu dem mit ausreichender Sicherheit ein Seil ausgetauscht werden sollte wird Ablegereife genannt. Für die laufenden Seile konnte eine zuverlässige Methode zur Erkennung der Ablegereife auf Basis äußerlich sichtbarer Drahtbrüche entwickelt werden. In *Feyrer 2000* ist das Verfahren ausführlich beschrieben.

4.4.1 Drahtbruchentwicklung der Litzenseile

Drahtbrüche entstehen immer dort wo die Drahtbelastung am größten ist und/oder der Drahtwerkstoff z.B. durch die Drahtherstellung vorgeschädigt, d.h. große Eigenspannungen aufweist. Hauptsächlich sind die schwellend auftretenden Spannungsanteile für die Werkstoffermüdung maßgebend. Im Biegeversuch treten in der Kontaktzone zwischen Seil und Seilscheibe zu den normalen Zug- und Biegespannungen auch zusätzliche Pressungen in den Außendrähten auf. Es kommt zu sichtbaren Drahtbrüchen, die für die Ablegereifeerkennung herangezogen werden. Der Querschnittsverlust in Seilen infolge gebrochener Drähte ist dabei nicht mit dem Querschnittsverlust anderer Maschinenbauteile gleichzusetzen, da die parallel angeordneten Drähte nach einer gewissen Entfernung wieder mittragen. *Evans und Chaplin 1997* haben durch Spannungsmessungen an Drähten nachgewiesen, dass Drähte in einer Entfernung von ca. 1.5x Seilschlaglänge wieder voll mittragen. Die Entwicklung von Drahtbrüchen hängt nach den Erkenntnissen von *Feyrer 1983* und *Jahne 1992* von zwei Prozessen ab. Zum einen steht die Materialermüdung und der Verschleiß im Vordergrund, wenn die Drahtbrüche weit genug auseinander liegen und sich nicht gegenseitig beeinflussen. Zum anderen entstehen nach *Ren 1996* bevorzugt dort Drahtbrüche, wo bereits Drahtbrüche vorliegen.

Lässt man zunächst die nicht planmäßig auftretenden Spannungen außer acht, nehmen die schwellenden Drahtspannungen im Seil von außen nach innen zu. Es treten deshalb erwartungsgemäß deutlich mehr Drahtbrüche im Seilinneren auf. In über 200 durchgeführten Zugschwell-

versuchen der Litzenseilkonstruktion WS SES + 6x36 sZ bestätigte sich diese Vermutung. Beim inspizieren der Seile konnten vorwiegend Drahtbrüche an den Kontaktstellen zwischen den Litzen und der Seileinlage festgestellt werden. In wenigen Fällen waren zudem Drahtbrüche zwischen benachbarten Litzen zu beobachten. In *Bild 4.38* ist beispielhaft ein Ausschnitt einer Außenlitze des Seiles C nach beendetem Zugschwellversuch dargestellt. Darin sind deutlich Drahtbrüche entlang der Kontaktlinie der Litze mit der Seileinlage erkennbar. Dort bilden sich wegen den großen Kontaktpressungen zwischen der äußersten Litzendrahtlage und den kreuzenden Drähten der Seileinlage punktförmige Pressmarken aus. Da an diesen Stellen auch die Zugbeanspruchung der Drähte maximal ist, konzentrierten sich dort die Drahtbrüche sehr stark. Folglich war die Ablegereifeerkennung auf der Basis äußerlich sichtbarer Drahtbrüche nicht möglich.



Bild 4.38: Litze nach Zugschwellversuch mit zahlreichen Drahtbrüchen (Seil C)

Sehr auffällig war, dass die Seileinlagen in den Zugschwellversuchen stark unterschiedlich geschädigt waren. In *Bild 4.39* ist ein Ausschnitt einer geschädigten Seileinlage des Seiles C, das mit der kleinen Unterlast $S_u/d^2 = 20 \text{ N/mm}^2$ und der bezogenen Schwingweite $2S_u/d^2 = 300 \text{ N/mm}^2$ geprüft worden ist, dargestellt. Im Versuch betrug die Bruchschwingspielzahl $N = 135.000$. Zwei Litzen sind auf freier Strecke gebrochen und es konnten ca. 45 Drahtbrüche visuell festgestellt werden. Gerade die äußeren Drähte der Einlage sind stellenweise stark deformiert und weisen mit bloßem Auge bereits erkennbare Verschleißspuren auf.



Bild 4.39: Geschädigte Seileinlage des Seiles C nach ca. 133.000 Schwingspielen

Betrachtet man die in *Bild 4.40* zwölfmal vergrößert dargestellte Seileinlage des Seiles C dann erkennt man die starke Schädigung einzelner Drähte. Insbesondere die in Bildmitte befindlichen

Drähte sind offensichtlich durch die darüber liegenden Litzendrähte unter der Einwirkung großer Kontaktpressungen regelrecht abgeschliffen worden. Folglich finden zwischen der Seileinlage und den Außenlitzen Relativbewegungen in nicht bekannter Größe statt. Der Drahtwerkstoff wurde abgetragen und der Draht dadurch stark geschwächt. Durch den Verlust an metallischem Querschnitt erhöht sich die Belastung im Restquerschnitt kontinuierlich bis ein Drahtbruch auftritt. Aber nicht nur die äußeren Drähte der Einlage sind deutlich geschädigt worden, sondern auch Drähte in der darunter liegenden Kernlitze.



Bild 4.40: Zwölffache Vergrößerung der geschädigten Seileinlage (Seil C)

Sowohl die Schädigung der Außenlitzen als auch der Seileinlage waren bei den Versuchen mit Seil C insgesamt weniger stark ausgeprägt als bei Seil D. Mit der Bruchschwingspielzahl $N = 33.000$ erreichte Seil D nur ungefähr ein Viertel der Bruchschwingspielzahl von Seil C. Nach Versuchsende konnten 45 Drahtbrüche visuell festgestellt werden. Weitaus größere Schäden wies die Seileinlage auf. Diese hat sich im Versuchsverlauf aufgelöst. In *Bild 4.41* sind die Reste der Seileinlage dargestellt. Nur noch an den Seilendverbindungen war die Einlage als solche erkennbar. Der Rest bestand aus Bruchstücken unterschiedlichster Länge. Regelrecht zerrieben worden ist die Seileinlage und hat damit ihre Funktion als stützendes Element für die Außenlitzen komplett verloren.



Bild 4.41: Fast vollständig zerstörte Seileinlage des Seiles D nach 33.000 Schwingspielen

Erhöht man dagegen die Unterlast von $S_u/d^2 = 100 \text{ N/mm}^2$ auf $S_u/d^2 = 350 \text{ N/mm}^2$ im Zugschwellversuch bei gleicher oder wie im folgenden Fall bei der kleineren bezogenen Schwingweite $2S_a/d^2 = 250 \text{ N/mm}^2$, bleibt die Seileinlage fast ohne sichtbare Schäden. In *Bild 4.42* ist die Seileinlage zusammen mit einer Außenlitze nach ca. 80.000 Schwingspielen dargestellt. Der in *Bild 4.42* gezeigte Ausschnitt einer Einlage und einer Außenlitze weist nur wenige Drahtbrüche auf. Das Seilversagen trat durch den Bruch zweier Litzen auf freier Strecke auf.



Bild 4.42: Seileinlage und Außenlitze des Seiles D nach 80.000 Schwingspielen für die Unterlast $S_u/d^2 = 350 \text{ N/mm}^2$

Das Inspizieren weiterer Seile bestätigte die Vermutung, dass die Einlagenschädigung mit kleiner werdender Unterlast deutlich zunimmt. Nach den Erkenntnissen aus *Kap. 4.3* nimmt die dissipierte Energie und die Seiltemperatur mit kleiner werdender Unterlast zu. Im Seil wird eine größere Reibarbeit verrichtet. Folglich sind neben der reinen Materialermüdung durch die schwellenden Zugspannungen Verschleißvorgänge für die Drahtbruchentstehung verantwortlich. Sehr wahrscheinlich begünstigt die in *Kap. 2.3* gemessene erhöhte Formänderung des Seiles bei

kleinen Zugkräften die Gleitbewegung zwischen den Außenlitzen und der Seileinlage. An den punktförmigen Kreuzungsstellen zwischen den Drähten der Außenlitzen und der Seileinlage kommt es zu Relativbewegungen, die sehr wahrscheinlich entsprechend den Dehnungsausschlägen aus *Bild 4.34* bei kleiner Unterlast am größten sind. Es entstehen frühzeitig Drahtbrüche, die die Einlage und deren Funktion als stützendes Element für die Außenlitzen beeinträchtigen. Verliert aber die Einlage die Fähigkeit die Litzen in ihrer zugeordneten Position zu halten, kommt es zu Litzenberührungen, die sich stark lebensdauerermindernd auswirken. Die Autoren *Fuchs 1984, Wolf 1988 und Jenner 1992* haben bereits auf den Zusammenhang zwischen den Litzen- und Drahtsperrungen und der Seillebensdauer hingewiesen.

Ein weiterer Aspekt der hier in Betracht gezogen werden soll, ist die Lastaufteilung auf die Außenlitzen und die Seileinlage. Selbst gut ausgeführte Vergüsse rufen eine ungleiche Lastaufteilung auf die Litzen und Drähte im Seil hervor. Mit zunehmendem Abstand von der Endverbindung wird dieser Einfluss aber rasch kleiner. Da in der Regel die Außenlitzen recht locker auf die Einlage verseilt sind, kommt es zwangsweise zu ungleicher Lastaufteilung zwischen den Litzen. Infolge dessen übernimmt vermutlich die Seileinlage bei Zugbeginn zunächst den größten Anteil an der aufgebrachten Belastung bis sich die Litzenwendeln auf der Seileinlage abstützen und an der Belastung teilnehmen. Insbesondere die nicht gewundene Kernlitze der Seileinlage wird in dieser Phase am stärksten belastet. Bei weiter ansteigender Zugkraft wirkt die Schnürspannung der Außenlitzen als Klemmkraft zwischen den kämmenden Drähten der Seileinlage und der Außenlitzen und es findet dann ein begrenzter Lastausgleich statt. Übertragen auf den Zugschwellversuch hat das zur Folge, dass bei der Prüfung mit kleiner Unterlast in der Seileinlage größere schwellige Spannungen auftreten als bei der Prüfung mit größerer Unterlast.

Fazit

Es treten bevorzugt Drahtbrüche im Seilinneren an den Kontaktzonen zwischen Außenlitzen und der Seileinlage auf, was durch inspizieren zahlreicher Seilmuster festgestellt werden konnte. Überaus große Schäden an der Seileinlage entstehen immer dann, wenn die Seile mit sehr kleiner Unterlast geprüft werden. Die relativ geringe Zahl der visuell oder taktil erkennbaren Drahtbrüche reicht in keinem Fall aus, um gesicherte Aussagen über den Seilzustand bzw. Angaben zur Abergereife machen zu können.

4.4.2 Drahtbruchentwicklung der Spiralseile

Die planmäßig auftretenden Spannungen nehmen bei der untersuchten Spiralseilkonstruktion von außen nach innen zu. Erwartungsgemäß entstehen deshalb die Drahtbrüche bevorzugt im Seilinneren. Daneben treten sekundäre Biegespannungen und vor allem große Pressungen aus den Schnürspannungen der Drähte auf. Da die Drahtlagen der Spiralseile in der Regel in abwechselnder Richtung geschlagen sind, kommt es, im Gegensatz zur Linienberührung in Parallelschlaglitzen, zu punktförmigen Kreuzungsstellen der Drähte. An diesen Stellen wurde bei den in *Kap. 4.2* untersuchten Seilen häufig die Fließgrenze des Drahtwerkstoffes überschritten und es kam zur Ausbildung von Pressmarken. Bei Betrachtung des in *Bild 4.43* mehrfach vergrößerten Ausschnitts der ersten Drahtlage des Seiles N sind deutlich die ellipsenförmigen Pressmarken an den Kreuzungsstellen der darüber liegenden Drahtlage zu erkennen. An den Rändern bildet der geflossene Werkstoff Wülste und innerhalb der Marken sind Verschleißspuren erkennbar. Die Drähte brechen, wie auch in *Bild 4.43* zu erkennen ist, bevorzugt an diesen Press-

marken. Offensichtlich führt die sehr große Pressung in Kombination mit dem Materialabtrag zu einer erhöhten Belastung des Drahtes und nicht zuletzt zu einer Reduzierung des tragenden Querschnitts. Die zweite Drahtlage wies in der Regel etwas weniger stark ausgebildete Pressmarken auf. Drahtbrüche traten aber regelmäßigen in allen Drahtlagen auf.



Bild 4.43: Pressmarken auf den Drähten der ersten Lage

Der Einfluss der Seilendverbindung scheint bei der untersuchten Spiralseilkonstruktion weitaus stärker als bei den Litzenseilen zu sein. Es konnten immer wieder Drahtbrüche an oder in den Vergüssen festgestellt werden. Lag die höchst geschädigte Seilzone, sprich die Stelle mit den meisten Drahtbrüchen, im Vergussbereich, wurde der Versuch als Einspannbruch gewertet. In vielen Fällen und vor allem bei Seil O konnten Drahtbrüche an den Vergüssen festgestellt werden. Der Seilbruch hingegen ereignete sich aber meist auf der freien Strecke. Seil N eines weiteren Seilherstellers aber desselben Durchmessers zeigte hingegen keine Drahtbrüche an den Endverbindungen. In allen Fällen brach das untersuchte Seil auf freier Strecke. Eine plausible Erklärung der Unterschiede liegen in der Herstellqualität der Seile bzw. Seilqualität verschiedener Seilhersteller begründet. Insbesondere werden die relativ dicken Drähte durch die Hersteller unterschiedlich gut vorgeformt. Des weiteren stellt sich auch die Frage nach der Qualität der Drähte, die nachhaltig durch die Ziehvorgänge bei der Drahtherstellung bestimmt wird.

Fazit

Wie bereits bei den Litzenseilen gezeigt werden konnte ist auch bei den Spiralseilen die Feststellung der Ablegereife auf Basis äußerlich sichtbarer Drahtbrüche nicht zuverlässig möglich. In weiterführenden Untersuchungen müsste geklärt werden, ob durch die Einbeziehung der inneren Drahtbrüche eine Drahtbruchentwicklung vergleichbar der im Biegeversuch auftritt. In diesem Zuge müssten im ersten Schritt die magnetinduktiven Prüfmethoden auf die Prüfung von kurzen Seilstücken kleinen Durchmessers und vieldrähtiger Seilkonstruktionen angepasst werden. Allerdings muss in Betracht gezogen werden, dass gerade an und in den Vergüssen Drahtbrüche auftreten, die bislang mit den herkömmlichen Prüfmethoden unter vertretbarem Aufwand nicht zu erkennen sind.

4.5 Bemessung der stehenden Seile nach DIN 15018

Die Bemessung von Halte- und Abspannseile für Krane regelt die DIN 15018. Darin werden die im Kranbetrieb auftretenden statischen und schwellenden Zugbeanspruchungen im Seil für vorgesehene Spannungsspiele begrenzt. Zusammen mit dort definierten Spannungskollektiven ergeben sich Beanspruchungsgruppen für die, in Abhängigkeit vom Seildurchmesser d und dem Grenzspannungsverhältnis χ , die in *Tab. 4.5* eingetragene zulässige Grenzspannungen σ_{Dz} festgelegt sind. Das Grenzspannungsverhältnis χ wird gebildet aus dem Verhältnis der minimalen zur maximalen Zugspannung. Mit diesen Festlegungen soll sicher gestellt werden, dass die Seile im Betrieb die vorgesehene Anzahl an Spannungsspiele erreichen.

Tabelle 4.5: Zulässige Spannungen nach DIN 15018 für Halte- und Abspannseile der Nennfestigkeit 1570 N/mm² beim Betriebsfestigkeitsnachweis

Drahtseildurchmesser mm	Zulässige Spannung σ_{Dz} in N/mm ² bei Beanspruchungsgruppe	
	B1, B2 und B3	B4, B5 und B6
bis 5	450	$400 + 50 \cdot \chi$
über 5 bis 20	$350 + 100 \cdot \chi$	$250 + 200 \cdot \chi$
über 20 bis 30	$300 + 150 \cdot \chi$	$200 + 250 \cdot \chi$
über 30 bis 40	$250 + 200 \cdot \chi$	$150 + 300 \cdot \chi$

Um einen sicheren Einsatz von Seilen in Kranen zu gewährleisten müssen die Vorgaben der DIN 15018 von den Seilen mit ausreichender Sicherheit erfüllt werden. Deshalb sollen nun die Versuchsergebnisse aus *Kap. 4.1* und *Kap. 4.2* den Vorgaben der DIN 15018 gegenübergestellt werden. Die geprüften Seile sind am ehesten mit der Beanspruchungsgruppe B6, der ein schweres Spannungskollektiv zugrunde liegt, vergleichbar, da im Zugschwellversuch stets die volle Schwingbreite auftritt. Setzt man zudem für die Gegenüberstellung die oberhalb der Zeitfestigkeit anzusiedelnde, und nach unten abgegrenzte Schwingspielzahl $N_{10} = 2 \times 10^6$ (höchstens 10 % der Seile erreichen mit einer Sicherheit von 95 % die Vorgabe nicht) voraus, dann ist man bei den Betrachtungen stets auf der sicheren Seite. In *Bild 4.44* sind Ergebnisse durch Regression mit der Ausgangsgleichung Gl. (3.1) zusammen mit der zulässig bezogenen Schwingweite $2S_{a,zul}/d^2$ nach DIN 15018 für Seile bis zu einem Durchmesser $d = 5$ mm in Abhängigkeit von der unteren bezogenen Seilzugkraft S_u/d^2 dargestellt. Die sehr rigide Beschränkung der zulässig bezogenen Schwingweite $2S_{a,zul}/d^2$ mit zunehmender unterer Seilzugkraft nach DIN 15018 entspricht in keiner Weise den gefundenen Versuchsergebnissen. Das Lebensdauerpotential der Seile ist nämlich gerade dort am größten, wo die zulässige bezogene Schwingweite durch die DIN 15018 am stärksten beschränkt ist.

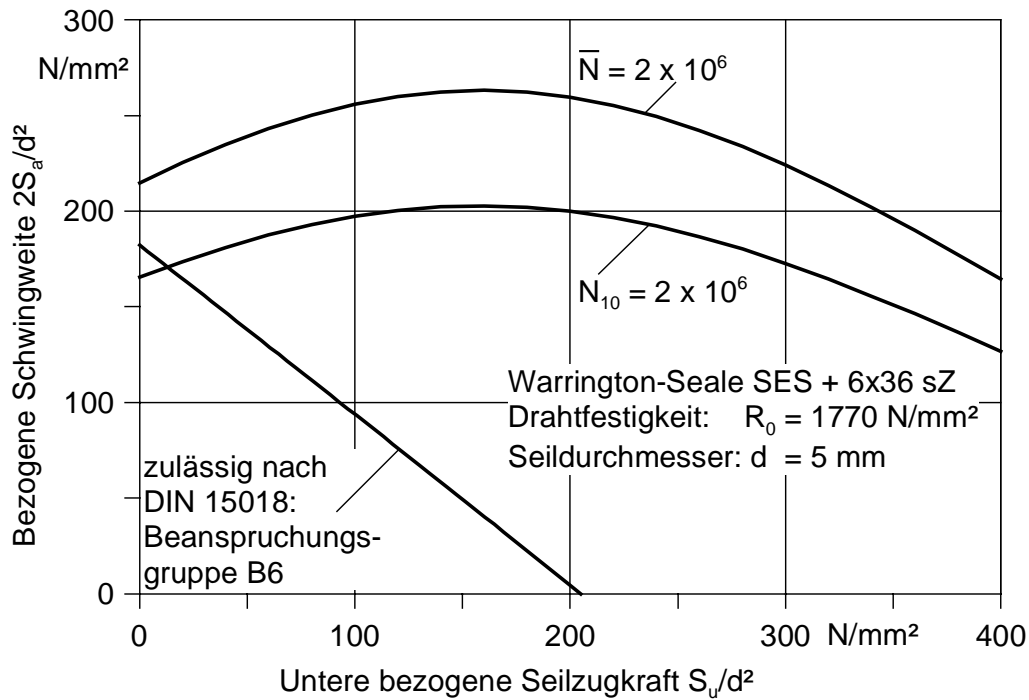


Bild 4.44: Zulässige bezogene Schwingweite $2S_{a,zul}/d^2$ für Warrington-Seale nach DIN 15018

Die stärkere Gewichtung des Grenzspannungsverhältnisses χ in Tab. 4.5 bei den größeren Seildurchmessern berücksichtigt den Größeneinfluss der Seile. Bei den dickeren Seilen in Bild 4.45 ist deshalb die nach DIN 15018 höchstzulässige bezogene Schwingweite $2S_{a,zul}/d^2$ kleiner.

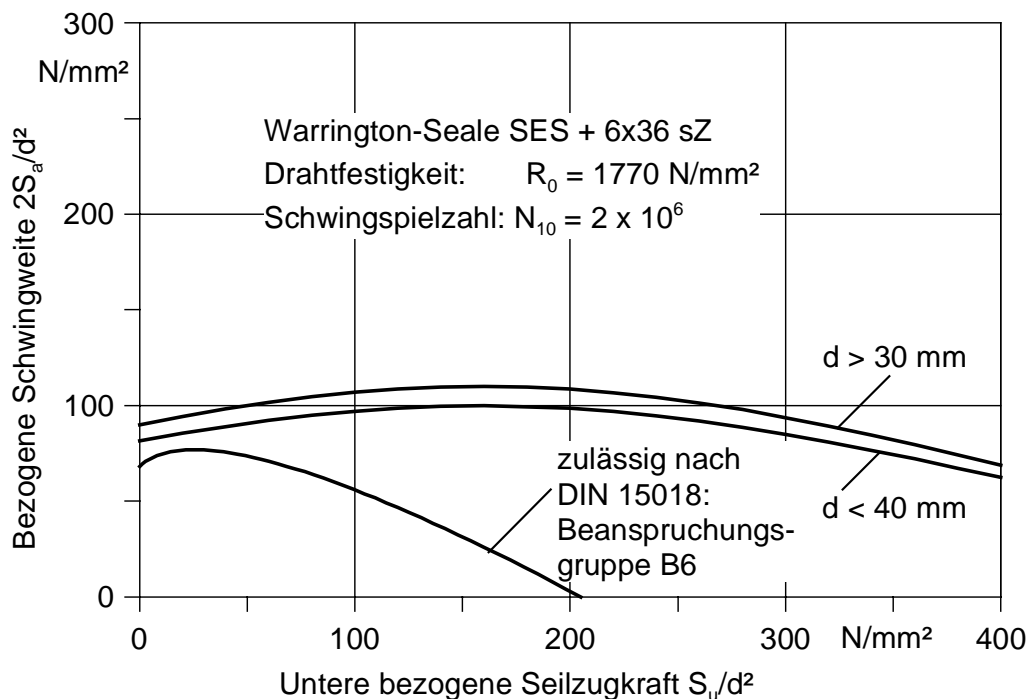


Bild 4.45: Zulässige bezogene Schwingweite $2S_{a,zul}/d^2$ für Warrington-Seale nach DIN 15018 für Seildurchmesser zwischen 30 mm und 40 mm

Die untersuchte Spiralseilkonstruktion erreicht im Zugschwellversuch bei gleicher Belastung gegenüber der Litzenseilkonstruktion noch etwas günstigere Schwingspielzahlen. Entsprechend

ist der Abstand in *Bild 4.46* zwischen den Messergebnissen und der Beschränkung durch die DIN Vorgaben noch größer.

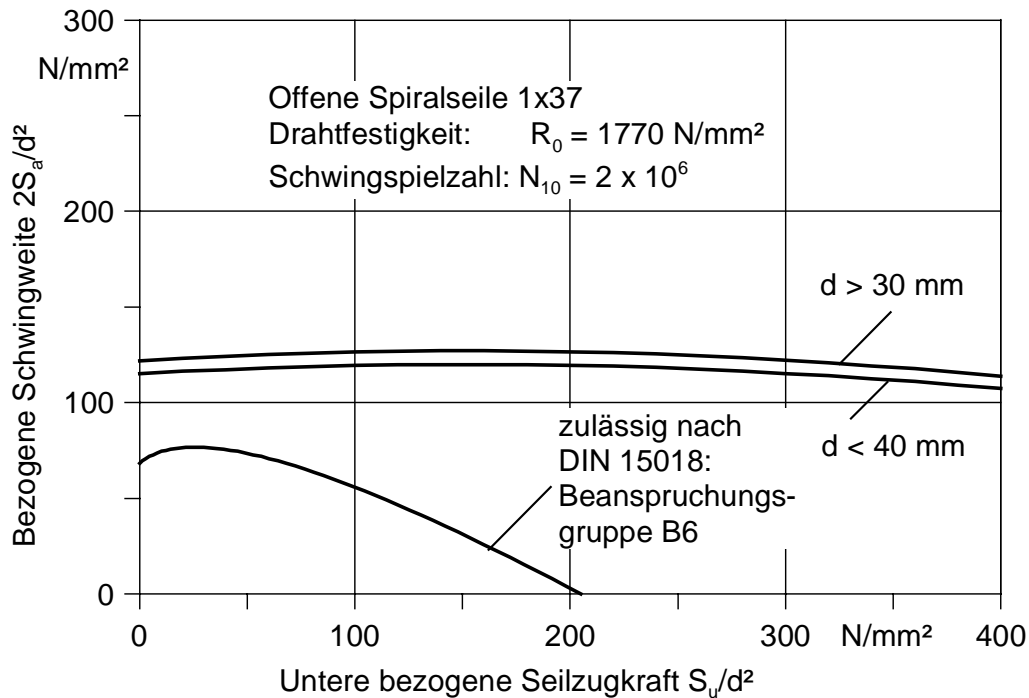


Bild 4.46: Zulässige bezogene Schwingweite $2S_{a,zul}/d^2$ für offene Spiralseile 1x37 nach DIN 15018 für Seildurchmesser zwischen 30 mm und 40 mm

Fazit

Sowohl bei der Litzenseilkonstruktion als auch bei der Spiralseilkonstruktion wird das Potential der Seile längst nicht ausgeschöpft. Dieses Ergebnis war absehbar, da die DIN 15018 auf dem Wissenstand von vor über 30 Jahren basiert. In erster Linie hat *Müller 1962* mit der Untersuchung von heute praktisch nicht mehr eingesetzten Standardseilkonstruktionen im Zugschwellversuch die Grundlage für die DIN 15018 geschaffen. *Feyrer 2000* schlägt deshalb vor, für gut untersuchte Seile eine konstante zulässige Schwingbreite $2S_{a,zul}/d^2$ (abhängig von der Beanspruchungsgruppe und vom Seildurchmesser) und eine maximale bezogene Seilzugkraft oder Seilzugspannung festzulegen.

Innerhalb dieser Untersuchung sind Seile unterschiedlicher Hersteller in breitem Umfang untersucht und die Ergebnisse statistisch ausgewertet worden. Die Ergebnisse können in jedem Fall als gesichert angesehen werden. In einem ersten Schritt sollten nun die Ergebnisse in die bestehende Norm z.B. entsprechend dem Vorschlag von Feyrer einfließen und speziell für diese vielfach in der Praxis eingesetzten und gut untersuchten Konstruktionen neue Grenzspannungen festgelegt werden. Im Zuge weiterführender Zugschwellversuche könnten dann nach und nach für alle gängigen Seilkonstruktionen neue Grenzspannungen eingeführt werden. Eine Überarbeitung der DIN 15018 wäre dabei nicht nur von der wissenschaftlichen Warte aus wünschenswert, sondern brächte durchaus auch ökonomische Vorteile mit sich.

5 Zusammenfassung

Lag in der Vergangenheit der Schwerpunkt der Forschungsbemühungen auf dem Gebiet der laufenden Seile, so ist der Beitrag dieser Arbeit im Feld der weniger untersuchten stehenden Seile angesiedelt. Es existieren zwar eine ganze Reihe von Publikationen zur Thematik der stehenden Seile, aber die Deutung der darin gewonnenen Erkenntnisse ist oftmals nur eingeschränkt möglich. *Chaplin und Potts 1991* sehen die Ursachen z.B. in der uneinheitlichen Wahl von Versuchsparametern und in der fast willkürlichen Interpretation von experimentellen Untersuchungen. Das sind einige der Gründe, weshalb bislang keine den laufenden Seilen vergleichbare Auswertung, siehe *Feyrer 2000*, für stehende Seile existiert. Darüber hinaus beruhen die derzeit gültigen Bemessungsregeln für stehende Seile DIN 15018 und DIN 18800 auf der Grundlage weniger früher Versuche mit heute unbedeutenden Seilkonstruktionen.

Zielsetzung dieser Arbeit war es, die Lebensdauer von stehenden Seilen in umfassender Weise zu untersuchen.

Die durchgeführten Arbeiten können in vier Abschnitte aufgeteilt werden. Beginnend mit der analytischen Betrachtung der Spannungsverteilung des geraden zugbelasteten Seils, gefolgt von dem experimentellen Nachweis für die Ungleichförmigkeit der Drahtbelastung in zugbelasteten Seilen, dann die Durchführung und statistische Auswertung umfangreicher Zugschwellversuche und schlussendlich eine Untersuchung über die Seilverformung und Ablingereife von Litzen- und Spiralseilen.

Bei der Ermittlung der im Seil planmäßig auftretenden Spannungen wurde zuerst die Mittelpunktsgeometrie des zweifach verseilten Drahtes in Parameterform aufgestellt. Für die weiteren Berechnungsschritte wurde vorausgesetzt, dass alle Drähte entsprechend ihrer Lage im Seil (Schlagwinkel α , Wickelradius r , usw.) an der Zugbelastung gleichförmig teilnehmen. Dann ermittelt man die Primärbeanspruchung und in einem weiteren Schritt die Sekundärbeanspruchung, z.B. die sekundären Zugspannungen σ_{zs} . Diese wirken wie eine Anhebung und Absenkung der primären Zugspannung σ_{zpr} in Abhängigkeit vom Drahtdrehwinkel Φ . Entsprechende Berechnungsansätze von *Andorfer 1983* und *Wang 1987* für Standardseile wurden aufgegriffen und auf die Seilkonstruktion Warrington-Seale SES + 6x36 sZ übertragen und ergänzt.

Des Weiteren wurde die Verformung der Litzen- und Drahtwendel unter Zug längs und quer zur Seilachse abgeleitet und mit experimentell ermittelten Werten verglichen. Dabei konnte eine sehr gute Übereinstimmung von Rechnung und Messung gefunden werden. Die Aufbiegung der Wendeln von Litze und Draht unter Zugkraft ruft Biegespannungen und vernachlässigbar kleine Torsionsspannungen in den Drähten hervor, die den gefundenen Zugspannungen überlagert werden. Für die nunmehr bekannte Spannungsverteilung im Seil wurde ein Berechnungsmodul mit der Software „mathematica“ entwickelt, mit dem sich nach Eingabe der Seil- und Belastungsparameter die gewünschten Spannungen für jede beliebige Stelle im Seil berechnen lassen.

Von besonderem Interesse für die Lebensdauer zugschwellbeanspruchter Seile sind vor allem die schwellenden Spannungsanteile, welche bei der Belastung zwischen der Unterlast S_u und der Oberlast S_o auftreten. Allerdings reicht die isolierte Betrachtung der planmäßig auftretenden Spannungen des idealen Seiles nicht aus um direkt Rückschlüsse auf die Lebensdauer zugschwellbelasteter Seile ziehen zu können. Vielmehr muss die unplanmäßige Aufteilung der Drahtbelastung im realen Seil in die Überlegungen einbezogen werden. Diese ist entgegen den Voraussetzungen des idealen Seiles im realen Seil ungleichförmig, so dass in einzelnen Drähten die schwellenden Spannungsanteile unplanmäßig erhöht werden.

Mit der Applikation von Dehnmessstreifen auf den Außendrähten eines Versuchsseiles konnten außerordentlich große Spannungsunterschiede in den planmäßig gleichbelasteten Litzenaußendrähten nachgewiesen werden. Diese betragen oftmals das mehrfache der planmäßig auftretenden Drahtspannungen. Kleine Fertigungsungenauigkeiten durch die Verseilung führen dazu, dass die Drähte einer Drahtlage nicht denselben Zugkraftanteil übertragen. Daran wird deutlich, weshalb gleiche Seilkonstruktionen von verschiedenen Hersteller im Zugschwellversuch unterschiedlich große Schwingspielzahlen bis zum Probenbruch erzielen. Belegt werden kann diese These durch den folgenden Versuch:

Man belastet ein Seil kurzzeitig mit Kräften nahe der wirklichen Bruchkraft und führt anschließend einen Zugschwellversuch durch. Derart vorgereckte Seile erreichten bei stichprobenhaft durchgeführten Zugschwellversuchen bis zu zehnfach höhere Schwingspielzahlen als Folge einer durch das Vorrecken ausgeglicheneren Spannungsverteilung im Seil. Kleinere Vorreckkräfte mildern den Effekt ab. *Evans und Chaplin 1997* berichten von Lebensdauersteigerungen bis zum dreifachen der ungereckten Seile. Die Autoren hatten dabei die Seile bis auf ungefähr 80 % der wirklichen Seilbruchkraft F_w vorgereckt. In weiterführenden Untersuchungen sollte unbedingt die Wirkung des Vorreckens auf die Seillebensdauer untersucht werden.

Ein Schwerpunkt der Arbeit bildete die experimentelle Untersuchung heute üblicher stehender Seilkonstruktionen im Zugschwellversuch. Die Untersuchungen konzentrierten sich auf die Litzenseilkonstruktion Warrington-Seale SES + 6x36 sZ im Durchmesserbereich von 8 mm bis 36 mm und die Spiralseilkonstruktion offene Spiralseile 1x37 im Durchmesserbereich von 4 mm bis 24 mm. Die Seile wurden über Kunststoffvergüsse in die Zugprüfmaschinen eingesetzt, da diese bekanntlich die geringsten Rückwirkungen auf die Versuchsergebnisse erwarten lassen. Bei der Wahl der Belastungsparameter wurde insbesondere der in einer neueren Untersuchung von *Feyrer 1996* festgestellten erheblichen Mittelspannungsempfindlichkeit von Litzenseilen dadurch Rechnung getragen, dass neben der Variation der Schwingweite der Seilzugkraft $2S_a$, gezielt die Unterlast S_u variiert worden ist.

Entgegen den Erkenntnissen der klassischen Werkstoffprüfung an Rundstahlproben zeigten vor allem die Litzenseile regelmäßig einen mitunter drastischen Abfall der Bruchschwingspielzahl bei kleinen Unterkräften. Bei den Spiralseilen ist dieser Rückgang weniger stark ausgeprägt. Damit ist die bis heute vorherrschende Deutung von Zugschwellversuchen im Sinne einer Goodman-Gerade aufgrund der gefundenen Versuchsergebnisse nicht mehr länger haltbar. Deshalb wurde eine statistische Auswertung der Versuchsergebnisse mit Hilfe der Mehrfachregression über einen von *Feyrer 1996* gefundenen Regressionsansatz, der neben den maßgeblich lebensdauerbestimmenden Belastungsparameter auch den Einfluss des Seildurchmessers berücksichtigt, eingesetzt. Für die Litzenseilkonstruktion konnte ein in dieser Größe nicht vermuteter Einfluss des Seildurchmessers auf die Lebensdauer im Zugschwellversuch gefunden werden. Die Spiralseilkonstruktion zeichnet sich durch einen deutlich geringeren Größeneinflusses des Seil-

durchmessers aus. Dennoch fällt dieser im Zugschwellversuch deutlich größer aus, als bei Biegebeanspruchung.

Der Vergleich der Zugschwingweitendauerfestigkeit von Seil $2\sigma_{zA,Seil}$ und Draht $2\sigma_{zA,Draht}$ hat gezeigt, dass die Drahtdauerfestigkeit nur zu einem bestimmten Anteil im Seil genutzt wird. Bei den Spiralseilen beträgt der Anteil im Mittel ca. 50 % und bei den Litzenseilen im Mittel nur 37 %. Die Drahtdauerfestigkeit wird im Zugschwellversuch umso besser ausgenutzt, je größer die Unterspannung σ_u ist.

Um maximalen Nutzen aus den durchgeführten Untersuchungen ziehen zu können, wurde das Berechnungsprogramm „Lebschwell“ entwickelt. Mit Lebschwell wird dem Anwender ein Werkzeug an die Hand gegeben, mit dem nach Eingabe der Seil- und Belastungsparameter beliebige Lebensdauerberechnungen durchgeführt werden können. Im einfachsten Fall basieren die Berechnungen auf den Versuchsergebnissen dieser Untersuchung. Es besteht aber auch die Möglichkeit Messdaten einzugeben oder beliebig zusammenzustellen um anschließend zielgerichtete Lebensdauerberechnungen durchführen zu können.

In der Praxis ist es von Bedeutung den Zustand von Seilen, die in sicherheitsrelevanten Anwendungen eingesetzt werden, zuverlässig überwachen zu können. Bei laufenden Seilen werden turnusmäßig die Drahtbrüche entweder visuell oder bei den Seilbahnen magnetinduktiv festgestellt. Die Drahtbrüche gelten dabei als wichtigstes Ablegekriterium. Beim Inspizieren der Seile im Zugschwellversuch stellte sich heraus, dass nur relativ wenige sichtbare Drahtbrüche an der Seiloberfläche auftraten. Dies bestätigte sich sowohl bei den Litzen- als auch bei den Spiralseilen. Insbesondere bei den Spiralseilen ist die Erkennung noch zusätzlich erschwert, da immer wieder Drahtbrüche an oder in den Vergüssen auftreten. Eine zuverlässige Erkennung der Ablegereife auf Basis äußerlich erkennbarer Drahtbrüche ist bei den stehenden Seilen nicht möglich. Für sicherheitsrelevante Anwendungen ist deshalb die Prüfung solcher Seile mit der magnetinduktiven Seilprüfung unverzichtbar.

In versuchsbegleitenden Dehnungs- und Temperaturmessungen an Litzenseile konnte bei kleiner unterer Seilzugkraft S_u ein vergrößerter Dehnungsausschlag, der sich im Zugschwellversuch zwischen Unter- und Oberlast ergibt, festgestellt werden. Die im Seil dissipierte Energie ist dann größer, was an der höheren Seiltemperatur messbar in Erscheinung tritt. Die Auswertung der aufgezeichneten Hystereskurven ergab folgerichtig einen größeren Verlustarbeitsanteil. Damit sind neben der bekannten Materialermüdung durch die schwellenden Drahtspannungen insbesondere bei kleinen Unterlasten in verstärktem Maße Verschleißvorgänge zwischen den Außenlitzen und der Seileinlage Ursache für Drahtbrüche. D.h. die vorherrschende Schädigung durch Drahtbrüche findet im Seilinneren statt. Dies gilt sowohl für die Litzenseile als auch für die Spiralseile.

Ein weiteres Ergebnis ist, dass sowohl bei der Litzenseilkonstruktion als auch bei der Spiralseilkonstruktion das Potential der Seile bei der Auslegung nach DIN 15018 längst nicht ausgeschöpft wird. Die Ursache ist darin zu suchen, dass die Norm vor über 30 Jahren auf den Erkenntnissen von Zugschwellversuche mit heute nicht mehr eingesetzten Standardseilkonstruktionen basiert. Mit den nunmehr umfangreichen Ergebnissen zweier vielfach in der Praxis verwendeten und von unterschiedlichen Herstellern stammenden Seilkonstruktionen können für diese neue Grenzspannungen $2S_{a,zul}/d^2$ festgelegt werden. Im Zuge weiterführender Zugschwellversuche sollten dann nach und nach neue Grenzwerte für die gängigen Seilkonstruktionen eingeführt werden. Eine dahingehende Überarbeitung der DIN 15018 wäre nicht nur von der wissenschaft-

lichen Werte aus geboten, sondern brächte durchaus auch ökonomische Vorteile in der Praxis mit sich.

Zusammenfassend kann festgestellt werden, dass der Seilqualität eine erhebliche Bedeutung hinsichtlich der Lebensdauer im Zugschwellversuch zukommt. Die Qualität der Seile kann daran gemessen werden, wie gleichmäßig die Drähte an der Seilzugkraftübertragung beteiligt sind. In weiterführenden Untersuchungen sollte deshalb in Begleitung des Herstellungsprozesses herausgefunden werden, wie die unplanmäßigen Belastungen minimiert werden können.

6 Literatur

- Andorfer 1983** Andorfer, K.: Die Zugkraftverteilung in schwingend beanspruchten geraden Drahtseilen. Diss. TU Graz 1983
- AVIF 1999** Wehking, K.H und 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
- Babel 1977** Babel, H.: The registration of broken wires during fatigue tests. OIPEEC Round table conference Luxembourg (1977), S. 103 – 105.
- Berg 1907** Berg, F.: Der Spannungszustand einfach geschlungener Drahtseile. Diss. TH Hannover 1907.
- Bock 1909** Bock, E.: Die Bruchgefahr der Drahtseile. Diss. TH Hannover 1909.
- Bronstein 1979** Bronstein, J.A.; Semendjajew, K.A.: Taschenbuch der Mathematik. 17. Auflage, Leipzig, Teubner 1979.
- Casey 1991** Casey, N.F.: An approach to the fatigue life prediction of large diameter wire ropes. OIPEEC Bulletin 70 (1991), S. 15 – 40.
- Casey 1993** Casey, N.F.: The Fatigue Endurance of Wire Ropes for Mooring Offshore Structures. OIPEEC Round Table Conference – Delft (1993), S. I-24 – I-48.
- Casey und Waters 1989** Casey, N.F.; Waters, D.M.: Condition monitoring for fatigue test assessment and life prediction of six-strand rope. OIPEEC Round Table Conference – Zürich (1989), S. 7.1-20.
- Chaplin 1993** Chaplin, C.R.: Prediction of offshore mooring ropes. OIPEEC Round Table Delft 1993. Paper 4.
- Chaplin 1995** Chaplin, C.R.: Failure Mechanisms in wire rope. Engineering Failure Analysis. Vol. 2 (1995) 1, S. 45 – 47.
- Chaplin 1995** Chaplin, C.R.: Prediction of the fatigue endurance of ropes subject to fluctuating tension. OIPEEC Bulletin 70 (1995), S. 31 – 38.
- Chaplin und Potts 1991** Chaplin, C.R., Potts, A. E.: Wire rope offshore – a critical review of wire rope endurance research affecting offshore applications. OTH 91 341. HMSO.

- Dreher 1933** Dreher, F.: Ein Beitrag zur Theorie der Drehung und Spannungsverteilung bei zugbelasteten Litzen und Seilen. Diss. TH Karlsruhe 1933.
- DIN 15018 1984** DIN 15018, Krane Grundsätze für Stahltragwerke Nov. 1984, Beuth Verlag GmbH, Berlin, Wien und Zürich
- DIN 18800 1990** DIN 18800, Stahlbauten Bemessung und Konstruktion Nov. 1990, Beuth Verlag GmbH, Berlin, Wien und Zürich
- Evans und Chaplin 1997** Evans, J.J., Chaplin, C.R.: The effect of wire breaks and rope overloading on wire strains during tensile fatigue testing of six strand wire rope. University of Reading 1997
- Feyrer 1980** Feyrer, K.: Statistische Auswertung der Ergebnisse von Drahtseil-Biegeversuchen. DRAHT 31 (1980) 6, S. 404-407 und 7, S. 489-493
- Feyrer 1994** Feyrer, K.: Drahtseile-Bemessung, Betrieb, Sicherheit Berlin: Springer Verlag 1994
- Feyrer 1996** Feyrer, K.: Seil-Lebensdauer unter Zugschwellbeanspruchung. DRAHT 47 (1996) 3, S. 230 – 233.
- Feyrer 2000** Feyrer, K.: Drahtseile-Bemessung, Betrieb, Sicherheit Berlin: Springer Verlag 2000, 2. Auflage.
- Fleming 1974** Fleming, J.F.: Fatigue of cables. Research report No. SETEC CE 74-079 for the American Iron and Steel Institute, Project No. 1201-311, School of Engineering University of Pittsburgh June 1974
- Fuchs 1984** Fuchs, D.: Die Verbesserung der Qualität von Förderseilen durch Optimierung des Litzenaufbaues und des Seilaufbaues. Bergbau 35 (1984) 2, S. 48-51
- Hanzawa 1982** Hanzawa, M., Toda, Y., Yokoyama, K.: Fatigue behaviour of large diameter wire ropes. Society of Petroleum Engineers Journal, Vol 22 part 3 June 1982
- Hempel 1957** Hempel, Stand der Erkenntnisse über den Einfluss der Probengröße auf die Dauerfestigkeit. DRAHT 8 (1957) 9, S. 385 – 394.
- Holdt 2000** Holdt, M.: Entwicklung einer Versuchseinrichtung zur Erfassung der Dehnungs- und Querkontraktionseigenschaften von Drahtseilen. Diplomarbeit am Institut für Fördertechnik und Logistik der Universität Stuttgart 2000.
- Jahne 1992** Jahne, K.: Zuverlässigkeit des Ablegekriteriums Drahtbruchzahl bei laufenden Seilen. Diss. Universität Stuttgart 1992.
- Jenner 1992** Jenner, T.: Ein Beitrag zur Geometrie der Drahtseile. Dissertation Universität Stuttgart 1992
- Krüger 1996** Krüger, A.: Bedeutung des Spannungsgradienten für den statischen Größeneinfluss bei Schwingbeanspruchung. Diss. Universität Stuttgart 1996.

- Lucht und Donecker 1977** Lucht, W.A., Donecker, F.W.: Factors affecting wire rope life in a marine environment. Proceedings of 9th Annual offshore technology conference, Paper No. OTC 2924 May 1977
- Leider 1973** Leider, M.-G.: Untersuchungen über die Zusatzspannungen bei der Biegung von Drahtseilen. DRAHT 24 (1973) 5, S. 247 – 255.
- Leider 1977** Leider, M.-G.: Krümmung und Biegespannung von Drähten in gebogenen Drahtseilen. DRAHT 24 (1977) 1, S. 1 – 8.
- Matanzo 1972** Matanzo, F.: Axial fatigue of wire rope in sea water. Proceedings of 4th Annual offshore technology conference, Paper No. OTC 1579 May 1972
- Matsukawa 1985** Matsukawa, A., Kamei, M., Fukui, Y., Sasaki, Y.: Fatigue Resistance Analysis of parallel wire strand cables based on statistical theory of extreme. STAHLBAU (1985) 11, S. 326 – 335.
- Metcalf und Matanzo 1980** Metcalf, J.T., Matanzo, F.: Wire rope terminations, Section and replacement criteria. Proceedings of the 12th Annual offshore technology conference, Paper No. OTC 3853 May 1980
- Müller 1961** Müller, H.: The properties of wire rope under alternating stresses. Wire World International, Vol. 3 No. 5 October 1961
- Müller 1963** Müller, H.: Fragen der Seil Auswahl und der Seilbemessung an Turmdrehkränen. Technische Überwachung 4 (1963) 2, S. 62 – 66.
- Müller 1965** Müller, H.: Drahtseile im Kranbau, Ausbau und Betriebsverhalten. VDI Berichte Nr. 98, 1965, S.35-46. Nachdruck: dhf 12 (1966) 11, S.714-716 und 12, S.766-773
- Müller 1975** Müller, H.: Untersuchungen an Drahtseilklemmen. DRAHT 26 (1975) 8, S. 371 – 378
- Müller 1976** Müller, H.: Untersuchungen an Augenspleißen von Drahtseilen. DRAHT 27 (1976) 6, S. 264 - 269
- NEL 1983** National Engineering Laboratory (NEL): Fatigue of large diameters wire ropes – A feasibility Study. Report No. ENER/29 for the UK Department of Energy, National Engineering Laboratory, Department of Industry July 1983
- NEL 1984** National Engineering Laboratory (NEL): The fatigue of 40mm diameter six strand wire rope in a sea-water environment. Report No. ENER/14 for the UK Department of Energy, National Engineering Laboratory, Department of Industry March 1984
- NEL 1986** National Engineering Laboratory (NEL): Tension-Tension fatigue tests of 40, 70 and 127 mm diameter six strand steel wire ropes. Report No. ENER/30 for the UK Department of Energy, National Engineering Laboratory, Department of Industry May 1986
- Nussbaum 1999** Nussbaum, J.M.: Zur Erkennbarkeit von Drahtbrüchen in Drahtseilen durch Analyse des magnetischen Störstellenfeldes. Dissertation Universität Stuttgart 1999

- Oplatka und Roth 1974** Oplatka, G.; Roth, M.: Drahtbrüche in der Nähe von Befestigungsstellen. Internationale Berg- und Seilbahnrundschau 17 (1974) 4, S. 189 – 196.
- Pantucek 1977** Pantucek, P.: Pressung von Seildraht unter statischer und dynamischer Beanspruchung. Dissertation Universität Karlsruhe 1977
- Raof 1994** Raof, M.; Hobbs, R.E.: Analysis of axial fatigue data for wire ropes. Fatigue 16(1994)10, S. 493-501.
- Reemsnyder 1972** Reemsnyder, H. S.: The mechanical behaviour and fatigue resistance of steel wire strand rope. Homer research Laboratories, Bethlehem Steel Corporation, Bethlehem PA June 1972
- Ren 1996** Ren, G.: Drahtbruchprozess bei laufenden Drahtseilen. Diss. Universität Stuttgart 1996.
- Schiffner 1986** Schiffner, G.: Spannungen in laufenden Drahtseilen. Diss. Universität Stuttgart 1986.
- Schmidt 1965** Schmidt, K.: Die sekundäre Zugbeanspruchung der Drahtseile aus der Biegung. Diss. TH Karlsruhe 1965.
- Scholz 1988** Scholz, F.: Untersuchungen zum statischen Größeneinfluss bei mehrachsiger Schwingbeanspruchung. VDI Fortschrittsberichte Reihe 18 Nr. 50 (1988).
- Schraft 1997** Schraft, O.: Die Biegesteifigkeit und der Wirkungsgrad laufender Rundlitzenseile. Diss. Universität Stuttgart 1997.
- Setzer 1976** Setzer, M.: Feststellung der an die Dauerfestigkeit von Drähten, Litzen und Seilen für Schachtfördereinrichtungen zu stellenden Anforderungen. Forschungsbericht der Westfälischen Berggewerkschaftskasse Seilprüfstelle Bochum, November 1976.
- Stange 1971** Stange, K.: Angewandte Statistik. Zweiter Teil, Mehrdimensionale Probleme. Springer Verlag. Berlin, Heidelberg, New York. 1971.
- TRL 1998** Transport Research Laboratory: Offshore Technology Report OTO 97080 1998.
- Tytko 1997** Tytko, A.: Numerical model for prediction of endurance of wire ropes. OIPEEC Round Table Reading 1997.
- Unterberg 1967** Unterberg H.W.: Die Dauerfestigkeit von Seildrähten bei Biegung und Zug. Dissertation Universität Karlsruhe 1967.
- VDI 2358 1984** VDI 2358, Drahtseile für Fördermittel. VDI Richtlinie Okt. 1984, Beuth Verlag GmbH, Berlin und Köln.
- Wang 1987** Wang, N.: Spannungen in einem geraden Rundlitzenseil. Studienarbeit am Institut für Fördertechnik und Logistik der Universität Stuttgart 1987.
- Wang 1990** Wang, N.: Spannungen in Spiralseilen mit erzwungener und freier Krümmung. Diss. Universität Stuttgart 1990.

- Wiek 1975** Wiek, L.: Tatsachen und ziffernmäßige Darstellungen der Spannungen in Drahtseilen. DRAHT 26 (1975) 6, S. 283 – 286 und 8, S. 387 – 389 und 10, S. 484 – 486.
- Woernle 1913** Woernle, R.: Zur Beurteilung der Drahtseilschwebbahnen für Personenbeförderung. Habilitationsschrift TH Karlsruhe 1913.
- Wolf 1988** Wolf, E.: Seilbedingte Einflüsse auf die Lebensdauer laufender Seile: Dissertation Universität Stuttgart. Kurzfassung: DRAHT 39 (1988) 11, S. 1088-1093.
- Yeung und Walton 1985** Yeung, C.T., Walton, J.M.: Accelerated block tension fatigue testing of wire ropes for offshore use. OIPEEC Round Table Conference – Glasgow (1985), S. 2.5.1 – 2.5.14.

Anhang

Berechnung der Zugspannungsverteilung im Seil am Beispiel des Versuchseiles A mit mathematica (Quelltext)

```
Needs["Utilities`Notation`"]
```

```
Symbolize[x_]
```

Eingabe der Seildaten

```
 $\alpha_{00} = 0^\circ$ ;  $\alpha_{01} = 17.25^\circ$ ;  $\alpha_{10} = 0^\circ$ ;  $\alpha_{11} = 10.295^\circ$ ;  $\alpha_{20} = -0^\circ$ ;  $\alpha_{21} = -7.72^\circ$ ;
 $\alpha_{22} = -13.21^\circ$ ;  $\alpha_{23} = -12.3^\circ$ ;  $\alpha_{24} = -18.05^\circ$ ;
 $z_{00} = 1$ ;  $z_{01} = 6$ ;  $z_{10} = 1$ ;  $z_{11} = 6$ ;  $z_{20} = 1$ ;  $z_{21} = 7$ ;  $z_{22} = 7$ ;  $z_{23} = 7$ ;  $z_{24} = 14$ ;
 $d_{00} = 1.86$ ;  $d_{01} = 1.62$ ;  $d_{10} = 1.62$ ;  $d_{11} = 1.45$ ;  $d_{20} = 2.32$ ;  $d_{21} = 1.66$ ;
 $d_{22} = 1.25$ ;  $d_{23} = 1.62$ ;  $d_{24} = 1.96$ ;
 $r_{00} = 0$ ;  $r_{01} = 1.74$ ;  $r_{10} = 0$ ;  $r_{11} = 1.535$ ;  $r_{20} = 0$ ;  $r_{21} = 1.99$ ;  $r_{22} = 3.445$ ;
 $r_{23} = 3.2$ ;  $r_{24} = 4.782$ ;
 $Z_0 = 1$ ;  $Z_1 = 6$ ;  $Z_2 = 6$ ;
 $R_0 = 0$ ;  $R_{10} = 4.75$ ;  $R_{20} = 12.75$ ;
 $\beta_{10} = 18.028^\circ$ ;
 $L_0 = 221.5$ ;  $l_0 = 92.2$ ;  $W = \text{ArcTan}[2 * \text{Pi} * R_{20} / L_0] * 180 / \text{Pi}$ ;
 $\mu = 0.25$ ;
```

Koordinaten der Drahtraumkurve (Draht 24)

```
x0[ $\phi$ _] :=
  R20 * Cos[ $\phi$  / m] + r24 * (Cos[ $\phi$  / m] * Cos[ $\phi$ ] - Sin[ $\phi$  / m] * Sin[ $\phi$ ] Cos[W Degree])
y0[ $\phi$ _] :=
  R20 * Sin[ $\phi$  / m] + r24 * (Sin[ $\phi$  / m] * Cos[ $\phi$ ] + Cos[ $\phi$  / m] * Sin[ $\phi$ ] * Cos[W Degree])
z[ $\phi$ _] := R20 *  $\phi$  * Pi / 180 / Tan[W Degree] / m - r24 * Sin[ $\phi$  Degree] * Sin[W Degree]
zab10[ $\phi$ _] := R20 / Tan[W Degree] / m - r24 * Cos[ $\phi$ ] * Sin[W Degree]
zab20[ $\phi$ _] := r24 * Sin[W Degree] * Sin[ $\phi$ ]
m = R20 * Tan[ $\alpha_{24}$ ] / r24 / Sin[W Degree] - 1;
```

Umschlingungswinkel ϑ_{24}

Zunächst wird die Ableitung des Umschlingungswinkel V_{24} ermittelt und anschließend mit fit eine trigonometrische Näherungsfunktion f1 ermittelt. Die Stammfunktion zu f1 wird abschnittsweise ermittelt (f2 und f3).

```
V24[ $\phi$ _] :=
   $\sqrt{((x_0'[\phi]^2 + y_0'[\phi]^2 + zab_{10}[\phi]^2) * (x_0''[\phi]^2 + y_0''[\phi]^2 + zab_{20}[\phi]^2) -$ 
     $(x_0'[\phi] * x_0''[\phi] + y_0'[\phi] * y_0''[\phi] + zab_{10}[\phi] * zab_{20}[\phi])^2) /$ 
     $(x_0'[\phi]^2 + y_0'[\phi]^2 + zab_{10}[\phi]^2)}$ 
```



```
Needs["NumericalMath`TrigFit`"]
```

```
l24[ϕ_] := Table[V24[ϕ], {ϕ, 0°, 360°, 0.02}];
```

```
f1[ϕ_] = TrigFit[l24[ϕ], 2, {ϕ, 2 * Pi}];
```

```
f2[ϕ_] = Integrate[Evaluate[f1[ϕ - Pi]], ϕ];
```

```
f3[ϕ_] = Integrate[Evaluate[f1[ϕ]], ϕ];
```

```
fmax24[ϕ_] := f2[ϕ]
```

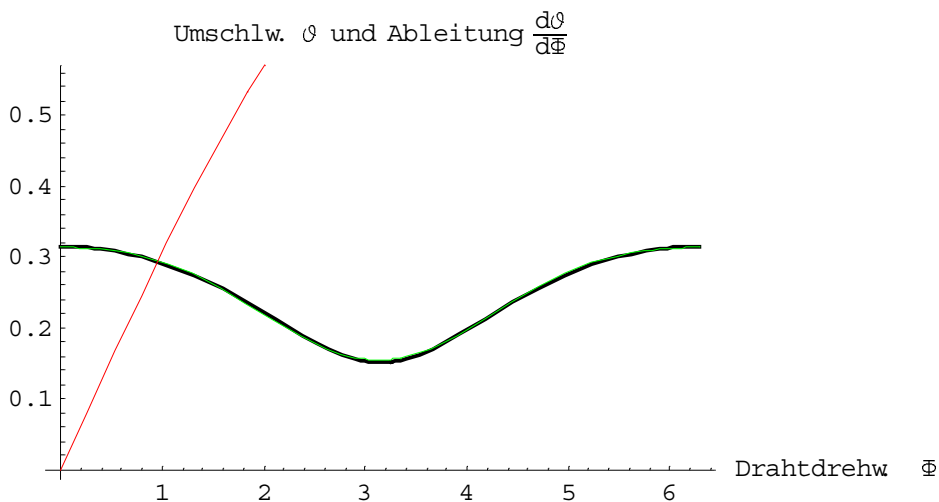
```
Plot[{V24[ϕ], f1[ϕ], f3[ϕ]}, {ϕ, 0°, 360°},
```

```
PlotStyle -> {Thickness[0.007], RGBColor[0, 1, 0], RGBColor[1, 0, 0]},
```

```
PlotLabel -> "Umschw. ϕ
```

```
und Ableitung  $\frac{d\phi}{d\varphi}$  ",
```

```
AxisLabel -> {"Drahtdrehw. ϕ", ""}];
```



```
f4[ϕ_] = fmax24[180°] - f2[ϕ - Pi];
```

```
f[ϕ_] := f3[ϕ] /; ϕ ≤ Pi
```

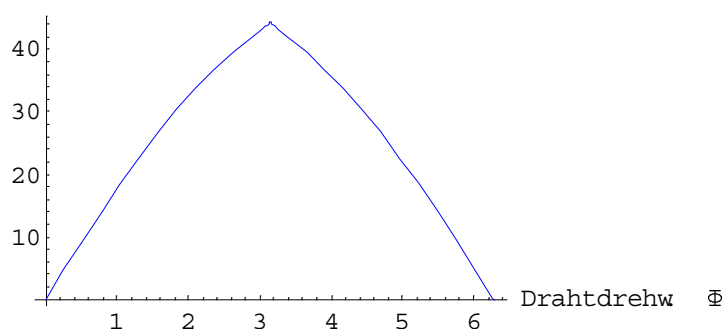
```
f[ϕ_] := f4[ϕ] /; ϕ > Pi
```

```
Plot[f[ϕ] * 180 / Pi, {ϕ, 0, 2 * Pi},
```

```
AxisLabel -> {"Drahtdrehw. ϕ", "Umschw. ϕ "},
```

```
PlotStyle -> {Thickness[0.007], RGBColor[0, 0, 1]}];
```

Umschw. ϕ



Primäre Drahtzugspannung in der 2. Litzenlage

```

su0 = d02 * Pi / 4 * z00 + d012 * Pi / 4 * Cos[α01]3 * z01;
su1 = (d102 * Pi / 4 * z10 + d112 * Pi / 4 * Cos[α11]3 * z11) * Z1 * Cos[β10]3;
su2 =
  (d202 * Pi / 4 * z20 + d212 * Pi / 4 * Cos[α21]3 * z21 + d222 * Pi / 4 * Cos[α22]3 * z22 +
   d232 * Pi / 4 * Cos[α23]3 * z23 + d242 * Pi / 4 * Cos[α24]3 * z24) * Z2 *
  Cos[W Degree]3;
nenn = su0 + su1 + su2;
σpri24[S_] := S * Cos[α24]2 * Cos[W Degree]2 / nenn
σpri20[S_] := S * Cos[α20]2 * Cos[W Degree]2 / nenn
σpri20[130000]
252.494

```

Primäre Drahtzugspannung in der 1. Litzenlage

```

σpri11[S_] := S * Cos[α11]2 * Cos[β10]2 / nenn
σpri10[S_] := S * Cos[α10]2 * Cos[β10]2 / nenn
σpri10[130000]
258.175

```

Primäre Drahtzugspannung in der Kernlitze

```

σpri01[S_] := S * Cos[α01]2 / nenn
σpri00[S_] := S * Cos[α00]2 / nenn
σpri00[130000]
285.522

```

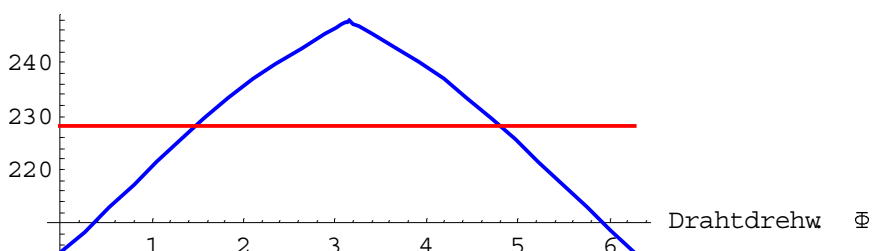
Berechnung der Spannungen im Draht 24

```

σmin24[ϕ_, S_] = 2 * Pi / NIntegrate[Eμ*f[ϕ], {ϕ, 0, 2 * Pi}] * σpri24[S];
σges24[ϕ_, S_] = σmin24[ϕ, S] * Eμ*f[ϕ];
Plot[{σges24[ϕ, 130000], σpri24[130000]}, {ϕ, 0, 2 * Pi},
  AxesLabel → {"Drahtdrehw. ϕ", "Zugspg. σZ N/mm2"},
  AspectRatio → 1.62 / 4,
  AxesOrigin → {0, 210},
  PlotStyle → {{Thickness[0.007], RGBColor[0, 0, 1]},
    {Thickness[0.007], RGBColor[1, 0, 0]}}];

```

Zugspg. σ_Z N/mm²



Koordinaten der Drahtraumkurve (Draht 23)

```

m23 = R20 * Tan[α23] / r23 / Sin[W Degree] - 1;
r[φ_] :=
  R20 * Cos[φ / m23] +
  r23 * (Cos[φ / m23] * Cos[φ] - Sin[φ / m23] * Sin[φ] Cos[W Degree])
sz[φ_] :=
  R20 * Sin[φ / m23] +
  r23 * (Sin[φ / m23] * Cos[φ] + Cos[φ / m23] * Sin[φ] * Cos[W Degree])
t2b[φ_] := R20 * φ * Pi / 180 / Tan[W Degree] / m23 -
  r23 * Sin[φ Degree] * Sin[W Degree]
ta10[φ_] := R20 / Tan[W Degree] / m23 - r23 * Cos[φ] * Sin[W Degree]
ta20[φ_] := r23 * Sin[W Degree] * Sin[φ]

```

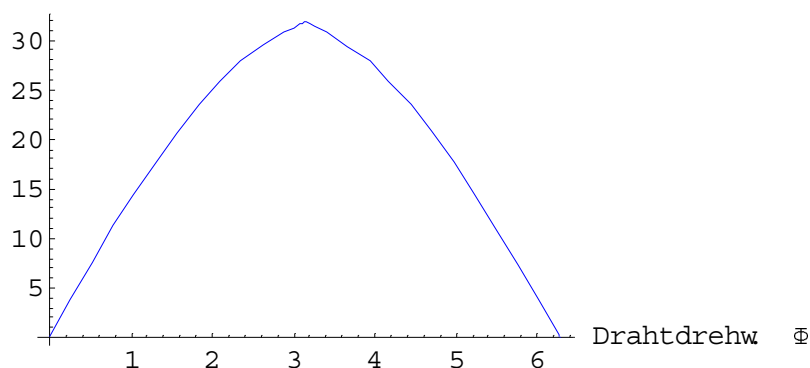
Integration der Ableitung des Umschlingungswinkel $V_{23}[\Phi]/d\Phi$

```

V23[φ_] :=
  √((r'[φ]^2 + sz'[φ]^2 + ta10[φ]^2) * (r''[φ]^2 + sz''[φ]^2 + ta20[φ]^2) -
    (r'[φ] * r''[φ] + sz'[φ] * sz''[φ] + ta10[φ] * ta20[φ])^2) /
    (r'[φ]^2 + sz'[φ]^2 + ta10[φ]^2))
liste23[φ_] := Table[V23[φ], {φ, 0°, 360°, 0.02}];
h1[φ_] = TrigFit[list23[φ], 4, {φ, 2 * Pi}];
h2[φ_] = Integrate[Evaluate[h1[φ - Pi]], φ];
h3[φ_] = Integrate[Evaluate[h1[φ]], φ];
fmax23[φ_] := h2[φ]
h4[φ_] = fmax23[180°] - h2[φ - Pi];
j[φ_] := h3[φ] /; φ ≤ Pi
j[φ_] := h4[φ] /; φ > Pi
Plot[j[φ] * 180 / Pi, {φ, 0, 2 * Pi},
  AxesLabel → {"Drahtdrehw. φ", "Umschw. θ"},
  PlotStyle → {Thickness[0.007], RGBColor[0, 0, 1]}];

```

Umschw. θ



$j[\Phi]$ ist der Umschlingungswinkel θ der durch Integration aus $V[\Phi]$ gewonnen wird

Berechnung der Normalkrafterhöhung durch den Keileffekt zwischen Draht 23 und Draht 24

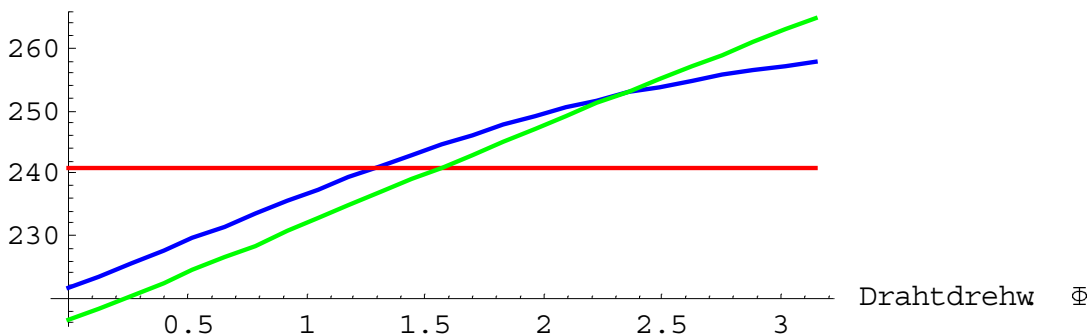
```

ξ23 =
  ArcSin[2 * Sin[90 ° / 7] *
    (Cos[180 ° / 7] * (d20 + d21) / 2 +
      (√((d23 + d21)² - (Sin[180 ° / 7] * (d20 + d21))²) / 2) / (d24 + d23)];
μ23 = μ / Cos[ξ23]
0.272284
σpri23[S_] := S * Cos[α23]² * Cos[W Degree]² / nenn
σmin23[ϕ_, S_] = (2 * Pi) / (NIntegrate[E^μ**j[ϕ], {ϕ, 0, 2 * Pi}]) * σpri23[S];
σges23[ϕ_, S_] = σmin23[ϕ, S] * E^μ23*j[ϕ];
NDSolve[
  {y'[ϕ] + y[ϕ] * μ * V23[ϕ] ==
    -μ * σpri23[130000] * V23[ϕ] +
    μ23 * (d24 / d22)² * σmin24[ϕ, 130000] * E^μ23*j[ϕ] * V24[ϕ],
    y[90 °] == σpri23[130000]}, y[ϕ], {ϕ, 0, 2 * Pi}];
σneu23[ϕ_] = y[ϕ] /. %[[1]];

Plot[{σges23[ϕ, 130000], σpri23[130000], σneu23[ϕ]}, {ϕ, 0, Pi},
  AxesLabel → {"Drahtdrehw. ϕ", "Zugspg. σz N/mm²"},
  AspectRatio → 1.62 / 4,
  AxesOrigin → {0, 220},
  PlotStyle → {{Thickness[0.007], RGBColor[0, 0, 1]},
    {Thickness[0.007], RGBColor[1, 0, 0]},
    {Thickness[0.007], RGBColor[0, 1, 0]}}];

```

Zugspg. σ_z N/mm²



```

NIntegrate[σneu23[ϕ], {ϕ, 0, Pi}] / 2 / Pi
(*Mittelwertberechnung aus Differentialgleichung,
  muß wieder primärer Zugspannung entsprechen*)

```

120.414

Koordinaten der Drahtraumkurve (Draht 22)

```

m22 = R20 * Tan[α22] / r22 / Sin[W Degree] - 1;
a0[ϕ_] :=
  R20 * Cos[ϕ / m22] +
  r22 * (Cos[ϕ / m22] * Cos[ϕ] - Sin[ϕ / m22] * Sin[ϕ] Cos[W Degree])
b0[ϕ_] :=
  R20 * Sin[ϕ / m22] +
  r22 * (Sin[ϕ / m22] * Cos[ϕ] + Cos[ϕ / m22] * Sin[ϕ] * Cos[W Degree])
c0[ϕ_] := R20 * ϕ * Pi / 180 / Tan[W Degree] / m22 -
  r22 * Sin[ϕ Degree] * Sin[W Degree]
ca10[ϕ_] := R20 / Tan[W Degree] / m22 - r22 * Cos[ϕ] * Sin[W Degree]
ca20[ϕ_] := r22 * Sin[W Degree] * Sin[ϕ]

```

Integration der Ableitung des Umschlingungswinkel $V_{22}[\Phi]/d\Phi$

```

V22[ϕ_] :=
  √((a0'[ϕ]2 + b0'[ϕ]2 + ca10[ϕ]2) * (a0''[ϕ]2 + b0''[ϕ]2 + ca20[ϕ]2) -
    (a0'[ϕ] * a0''[ϕ] + b0'[ϕ] * b0''[ϕ] + ca10[ϕ] * ca20[ϕ])2) /
    (a0'[ϕ]2 + b0'[ϕ]2 + ca10[ϕ]2)
li22[ϕ_] := Table[V22[ϕ], {ϕ, 0°, 360°, 0.02}];
l1[ϕ_] = TrigFit[li22[ϕ], 4, {ϕ, 2 * Pi}];
l2[ϕ_] = Integrate[Evaluate[l1[ϕ - Pi]], ϕ];
l3[ϕ_] = Integrate[Evaluate[l1[ϕ]], ϕ];
fmax22[ϕ_] := l2[ϕ]

l4[ϕ_] = fmax22[180°] - l2[ϕ - Pi];
k[ϕ_] := l3[ϕ] /; ϕ ≤ Pi
k[ϕ_] := l4[ϕ] /; ϕ > Pi

```

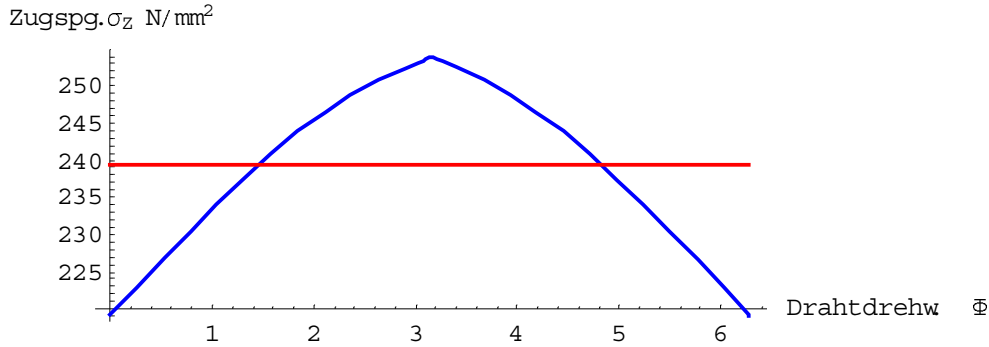
Berechnung der Spannungen im Draht 22

```

σpri22[S_] := S * Cos[α22]2 * Cos[W Degree]2 / nenn
(*Primäre Zugspannung*)
σges22[ϕ_, S_] = σmin22[ϕ, S] * Eμ*k[ϕ];
σmin22[ϕ_, S_] = 2 * Pi / NIntegrate[Eμ*k[ϕ], {ϕ, 0, 2 * Pi}] * σpri22[S];

Plot[{σges22[ϕ, 130000], σpri22[130000]}, {ϕ, 0, 2 * Pi},
  AxesLabel → {"Drahtdrehw. ϕ", "Zugspg. σz N/mm2"},
  AspectRatio → 1.62 / 4,
  AxesOrigin → {0, 220},
  PlotStyle → {{Thickness[0.007], RGBColor[0, 0, 1]},
    {Thickness[0.007], RGBColor[1, 0, 0]}}];

```



$$\xi_{22} = \text{ArcSin}[2 * \text{Sin}[90^\circ / 7] * (d_{20} / 2 + d_{21} + d_{22} / 2) / (d_{24} + d_{22})];$$

$$\mu_{22} = \mu / \text{Cos}[\xi_{22}]$$

0.284555

NDSolve[

$$\{y'[\Phi] + y[\Phi] * \mu * V_{22}[\Phi] ==$$

$$- \mu * \sigma_{pri22}[130000] * V_{22}[\Phi] +$$

$$\mu_{22} * (d_{24} / d_{22})^2 * \sigma_{min24}[\Phi, 130000] * E^{\mu_{22} * f[\Phi]} * V_{24}[\Phi],$$

$$y[90^\circ] == \sigma_{pri22}[130000]\}, y[\Phi], \{\Phi, 0, 2 * \text{Pi}\};$$

$\sigma_{neu22}[\Phi_] = y[\Phi] / . \%[[1];$

Plot[$\{\sigma_{ges22}[\Phi, 130000], \sigma_{neu22}[\Phi], \sigma_{pri22}[130000]\}, \{\Phi, 0, \text{Pi}\},$

AxisLabel $\rightarrow \{"Drahtdrehw. \Phi", "Zugspg. \sigma_z \text{ N/mm}^2"\},$

PlotStyle \rightarrow

$$\{\{\text{Thickness}[0.007], \text{RGBColor}[0, 0, 1]\},$$

$$\{\text{Thickness}[0.007], \text{RGBColor}[0, 1, 0]\},$$

$$\{\text{Thickness}[0.007], \text{RGBColor}[1, 0, 0]\}\};$$

Koordinaten der Drahtraumkurve (Draht 21)

$$m_1 = R_{20} * \text{Tan}[\alpha_{21}] / r_{21} / \text{Sin}[W \text{ Degree}] - 1;$$

$$u_0[\Phi_] :=$$

$$R_{20} * \text{Cos}[\Phi / m_1] + r_{21} * (\text{Cos}[\Phi / m_1] * \text{Cos}[\Phi] - \text{Sin}[\Phi / m_1] * \text{Sin}[\Phi] \text{Cos}[W \text{ Degree}])$$

$$v_0[\Phi_] :=$$

$$R_{20} * \text{Sin}[\Phi / m_1] +$$

$$r_{21} * (\text{Sin}[\Phi / m_1] * \text{Cos}[\Phi] + \text{Cos}[\Phi / m_1] * \text{Sin}[\Phi] * \text{Cos}[W \text{ Degree}])$$

$$w[\Phi_] := R_{20} * \Phi * \text{Pi} / 180 / \text{Tan}[W \text{ Degree}] / m_1 - r_{21} * \text{Sin}[\Phi \text{ Degree}] * \text{Sin}[W \text{ Degree}]$$

$$wa_{10}[\Phi_] := R_{20} / \text{Tan}[W \text{ Degree}] / m_1 - r_{21} * \text{Cos}[\Phi] * \text{Sin}[W \text{ Degree}]$$

$$wa_{20}[\Phi_] := r_{21} * \text{Sin}[W \text{ Degree}] * \text{Sin}[\Phi]$$

Integration der Ableitung des Umschlingungswinkel $V_{21}[\Phi] / d\Phi$

$$V_{21}[\Phi_] :=$$

$$\sqrt{((u_0'[\Phi]^2 + v_0'[\Phi]^2 + wa_{10}[\Phi]^2) * (u_0''[\Phi]^2 + v_0''[\Phi]^2 + wa_{20}[\Phi]^2) -$$

$$(u_0'[\Phi] * u_0''[\Phi] + v_0'[\Phi] * v_0''[\Phi] + wa_{10}[\Phi] * wa_{20}[\Phi])^2) /$$

$$(u_0'[\Phi]^2 + v_0'[\Phi]^2 + wa_{10}[\Phi]^2)}$$

```

liste21[ϕ_] := Table[V21[ϕ], {ϕ, 0°, 360°, 0.02}];
i1[ϕ_] = TrigFit[list21[ϕ], 6, {ϕ, 2 * Pi}];
i2[ϕ_] = Integrate[Evaluate[i1[ϕ - Pi]], ϕ];
i3[ϕ_] = Integrate[Evaluate[i1[ϕ]], ϕ];
fmax21[ϕ_] := i2[ϕ]
i4[ϕ_] = fmax21[180°] - i2[ϕ - Pi];
n[ϕ_] := i3[ϕ] /; ϕ ≤ Pi
n[ϕ_] := i4[ϕ] /; ϕ > Pi

```

Berechnung der Spannungen im Draht 21

```

σpri21[S_] := S * Cos[α21]^2 * Cos[W Degree]^2 / nenn
(*Primäre Zugspannung*)
σmin21[ϕ_, S_] = (2 * Pi) / (NIntegrate[E^μ*n[ϕ], {ϕ, 0, 2 * Pi}]) * σpri21[S];
σges21[ϕ_, S_] = σmin21[ϕ, S] * E^μ*n[ϕ];
(*ξ=ArcCos[((d20+d23)^2 - (Sin[90°/7] * (d20+d21))^2) / 2 / (d21+d23)]*)
ξ = ArcSin[Sin[180° / 7] * (d20 + d21) / 2 / (d21 + d23)];
μkeil123 = μ / Cos[ξ]
0.25914

```

```

NDSolve[
  {y'[ϕ] + y[ϕ] * μ * V21[ϕ] ==
    - μ * σpri21[130000] * V21[ϕ] + μ * (d22 / d21)^2 * σneu22[ϕ] * V22[ϕ] +
    μkeil123 * (d23 / d21)^2 * σneu23[ϕ] * V23[ϕ], y[90°] == σpri21[130000]},
  y[ϕ], {ϕ, 0, 2 * Pi}];
σneu21[ϕ_] = y[ϕ] /. %[[1]];

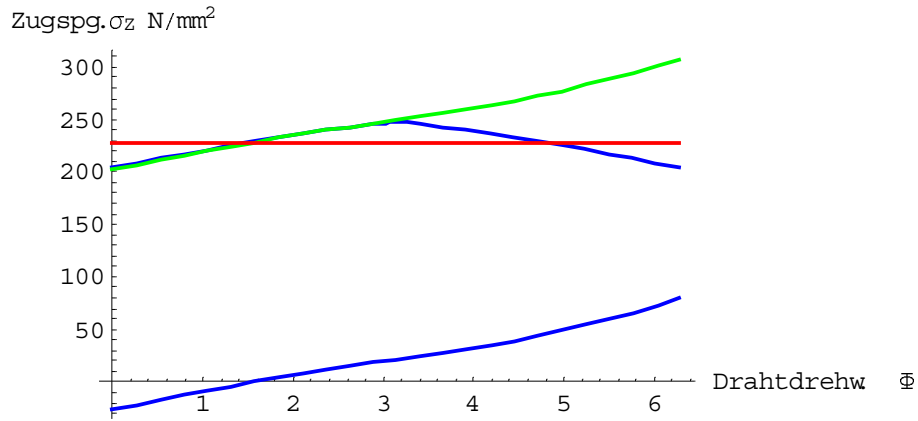
```

Berechnung der neuen Drahtspannungen im Draht 24

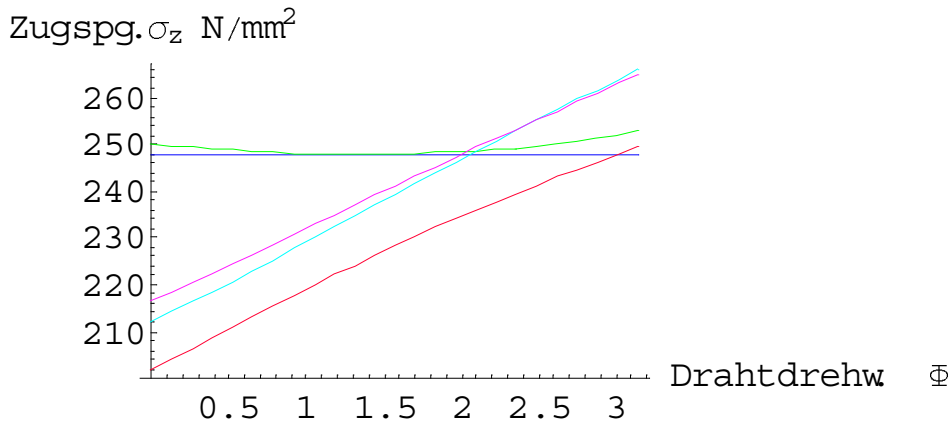
```

NDSolve[
  {y'[ϕ] - y[ϕ] * μ * V24[ϕ] ==
    μ * σpri24[130000] * V24[ϕ] - μ22 * (d22 / d24)^2 * σges22[ϕ, 130000] * V22[ϕ] -
    μkeil123 * (d23 / d24)^2 * σges23[ϕ, 130000] * V23[ϕ], y[90°] == σpri24[130000]},
  y[ϕ], {ϕ, 0, 2 * Pi}];
σneu24[ϕ_] = y[ϕ] /. %[[1]];
σzs24[ϕ_] = σneu24[ϕ] - σpri24[130000];
σneu24[0°]
201.7
Plot[{σges24[ϕ, 130000], σneu24[ϕ], σpri24[130000], σzs24[ϕ]},
  {ϕ, 0, 2 * Pi}, AxesLabel → {"Drahtdrehw. ϕ", "Zugspg. σz N/mm²"},
  PlotStyle →
  {{Thickness[0.007], RGBColor[0, 0, 1]},
  {Thickness[0.007], RGBColor[0, 1, 0]},
  {Thickness[0.007], RGBColor[1, 0, 0]}}];

```



```
Plot[{ $\sigma_{pri21}$ [130000],  $\sigma_{neu21}$ [ $\phi$ ],  $\sigma_{neu22}$ [ $\phi$ ],  $\sigma_{neu23}$ [ $\phi$ ],  $\sigma_{neu24}$ [ $\phi$ ]},
{ $\phi$ , 0, Pi},
PlotStyle ->
{{Thickness[0.007], RGBColor[0, 0, 1]},
{Thickness[0.007], RGBColor[0, 1, 0]},
{Thickness[0.007], RGBColor[0, 1, 1]},
{Thickness[0.007], RGBColor[1, 0.1, 1]},
{Thickness[0.007], RGBColor[1, 0, 0.2]}}},
AxesLabel -> {"Drahtdrehw.  $\phi$ ", "Zugspg.  $\sigma_z$  N/mm2"}];
```



```
 $\sigma_{pri23}$ [130000]
241.036
 $\sigma_{pri20}$ [130000]
252.494
 $\sigma_{pri11}$ [130000]
249.929
```


Berechnung der Biegespannungen nach Schiffner

Berechnung der Drahtraumkurve unter Zug mit Kraft S

```

x[ϕ_, ε_, S_] :=
  R2s[ε, S] * Cos[ϕ / m] +
  r24s[S] * (Cos[ϕ / m] * Cos[ϕ] - Sin[ϕ / m] * Sin[ϕ] * Cos[bet[ε, S] Degree])
y[ϕ_, ε_, S_] :=
  R2s[ε, S] * Sin[ϕ / m] +
  r24s[S] * (Sin[ϕ / m] * Cos[ϕ] + Cos[ϕ / m] * Sin[ϕ] * Cos[bet[ε, S] Degree])
zk1[ϕ_, ε_, S_] := R2s[ε, S] / m / Tan[bet[ε, S] Degree] -
  r24s[S] * Cos[ϕ] * Sin[bet[ε, S] Degree]
zk2[ϕ_, ε_, S_] := r24s[S] * Sin[bet[ε, S] Degree] * Sin[ϕ]

(*Litzendehnung εL (2. Litzenlage)*)
ε1[S_] := S * Cos[W Degree]2 / 200000 / nenn
(*Litzenquerkontraktion εqR (2. Litzenlage)*)
εq1[ε_, S_] := 1 / Tan[W Degree]2 * (ε - (S / 200000 / nenn))
(*Drahtdehnung in 1. Drahtlage εz1*)
εz1[S_] := S * Cos[α21]2 * Cos[W Degree]2 / 200000 / nenn
(*Drahtquerkontraktion 1. Drahtlage εqr1 (2. Litzenlage)*)
εqdraht1[S_] := 0.3 * (Cos[α21]2 + (d20 / d21)) / (1 + d20 / d21) * εz1[S] / Cos[α21]2

(*Drahtquerkontraktion 3. Drahtlage εqr3 (2. Litzenlage)*)
εqdraht3[S_] := εqdraht1[S] * Tan[α21]2 / Tan[α24]2
(*Litzenschlagwinkel bet*)
bet =.
bet[ε_, S_] := ArcTan[2 * Pi * R20 / L0 * (1 - εq1[ε, S]) / (1 + ε)] * 180 / Pi
(*Drahtschlagwinkel α24b*)
α24s[ε_, S_] := -ArcTan[2 * Pi * r24 / l0 * (1 - εqdraht3[S]) / (1 + ε1[S])] *
  180 / Pi
(*Litzenschlaglänge Lb*)
Ls[ε_] := L0 * (1 + ε)
(*Drahtschlaglänge lb*)
ls[S_] := l0 * (1 + ε1[S])
(*Litzenwickelradius R2b*)
R2s[ε_, S_] := R20 * (1 - εq1[ε, S])
(*Drahtwickelradius r24b*)
r24s[S_] := r24 * (1 - εqdraht3[S])

```

Berechnung Durchmesseränderung des Seiles

```

Delta =.
Delta[ε_, S_] :=
  εq1[ε, S] * 2 * R20 + 0.3 * (2 * Cos[α24]2 + d20 / d24) * d24 * εz1[S] / Cos[α24]2

```

Definition der Schmiegebene und der Hauptnormalen

$$A_0[\vartheta] := y_0'[\vartheta] * z_{ab20}[\vartheta] - z_{ab10}[\vartheta] * y_0''[\vartheta];$$

$$B_0[\vartheta] := z_{ab10}[\vartheta] * x_0''[\vartheta] - x_0'[\vartheta] * z_{ab20}[\vartheta];$$

$$C_0[\vartheta] := x_0'[\vartheta] * y_0''[\vartheta] - y_0'[\vartheta] * x_0''[\vartheta];$$

$$A_1[\vartheta, \epsilon, S] =$$

$$\begin{aligned} & D[y[\vartheta, \epsilon, S], \vartheta] * \\ & (D[x[\vartheta, \epsilon, S], \vartheta] * D[y[\vartheta, \epsilon, S], \{\vartheta, 2\}] - \\ & D[y[\vartheta, \epsilon, S], \vartheta] * D[x[\vartheta, \epsilon, S], \{\vartheta, 2\}]) - \\ & z_{k1}[\vartheta, \epsilon, S] * \\ & (z_{k1}[\vartheta, \epsilon, S] * D[x[\vartheta, \epsilon, S], \{\vartheta, 2\}] - D[x[\vartheta, \epsilon, S], \vartheta] * z_{k2}[\vartheta, \epsilon, S]); \end{aligned}$$

$$B_1[\vartheta, \epsilon, S] =$$

$$\begin{aligned} & z_{k1}[\vartheta, \epsilon, S] * \\ & (D[y[\vartheta, \epsilon, S], \vartheta] * z_{k2}[\vartheta, \epsilon, S] - z_{k1}[\vartheta, \epsilon, S] * D[y[\vartheta, \epsilon, S], \{\vartheta, 2\}]) - \\ & D[x[\vartheta, \epsilon, S], \vartheta] * \\ & (D[x[\vartheta, \epsilon, S], \vartheta] * D[y[\vartheta, \epsilon, S], \{\vartheta, 2\}] - \\ & D[y[\vartheta, \epsilon, S], \vartheta] * D[x[\vartheta, \epsilon, S], \{\vartheta, 2\}]); \end{aligned}$$

$$C_1[\vartheta, \epsilon, S] =$$

$$\begin{aligned} & D[x[\vartheta, \epsilon, S], \vartheta] * \\ & (z_{k1}[\vartheta, \epsilon, S] * D[x[\vartheta, \epsilon, S], \{\vartheta, 2\}] - D[x[\vartheta, \epsilon, S], \vartheta] * z_{k2}[\vartheta, \epsilon, S]) - \\ & D[y[\vartheta, \epsilon, S], \vartheta] * \\ & (D[y[\vartheta, \epsilon, S], \vartheta] * z_{k2}[\vartheta, \epsilon, S] - z_{k1}[\vartheta, \epsilon, S] * D[y[\vartheta, \epsilon, S], \{\vartheta, 2\}]); \end{aligned}$$

$$\gamma_k[\vartheta, \epsilon, S] :=$$

$$\begin{aligned} & \text{ArcSin} \left[(A_0[\vartheta] * A_1[\vartheta, \epsilon, S] + B_0[\vartheta] * B_1[\vartheta, \epsilon, S] + C_0[\vartheta] * C_1[\vartheta, \epsilon, S]) / \right. \\ & \left. \sqrt{((A_0[\vartheta]^2 + B_0[\vartheta]^2 + C_0[\vartheta]^2) * (A_1[\vartheta, \epsilon, S]^2 + B_1[\vartheta, \epsilon, S]^2 + C_1[\vartheta, \epsilon, S]^2))} \right]; \end{aligned}$$

$$\gamma_k[100^\circ, 0.003670, 0.00367, 130000]$$

$$-0.00515038$$

Berechnung Krümmungsradius belastet : ρ_1

$$\begin{aligned} \rho_1[\vartheta, \epsilon, S] = & (D[x[\vartheta, \epsilon, S], \vartheta]^2 + D[y[\vartheta, \epsilon, S], \vartheta]^2 + z_{k1}[\vartheta, \epsilon, S]^2)^{1.5} / \\ & ((D[x[\vartheta, \epsilon, S], \vartheta]^2 + D[y[\vartheta, \epsilon, S], \vartheta]^2 + z_{k1}[\vartheta, \epsilon, S]^2) * \\ & (D[x[\vartheta, \epsilon, S], \{\vartheta, 2\}]^2 + D[y[\vartheta, \epsilon, S], \{\vartheta, 2\}]^2 + z_{k2}[\vartheta, \epsilon, S]^2) - \\ & (D[x[\vartheta, \epsilon, S], \vartheta] * D[x[\vartheta, \epsilon, S], \{\vartheta, 2\}] + \\ & D[y[\vartheta, \epsilon, S], \vartheta] * D[y[\vartheta, \epsilon, S], \{\vartheta, 2\}] + z_{k1}[\vartheta, \epsilon, S] * z_{k2}[\vartheta, \epsilon, S]) ^ \\ & 2)^{0.5}; \rho_1[100^\circ, 0.00367, 130000] \end{aligned}$$

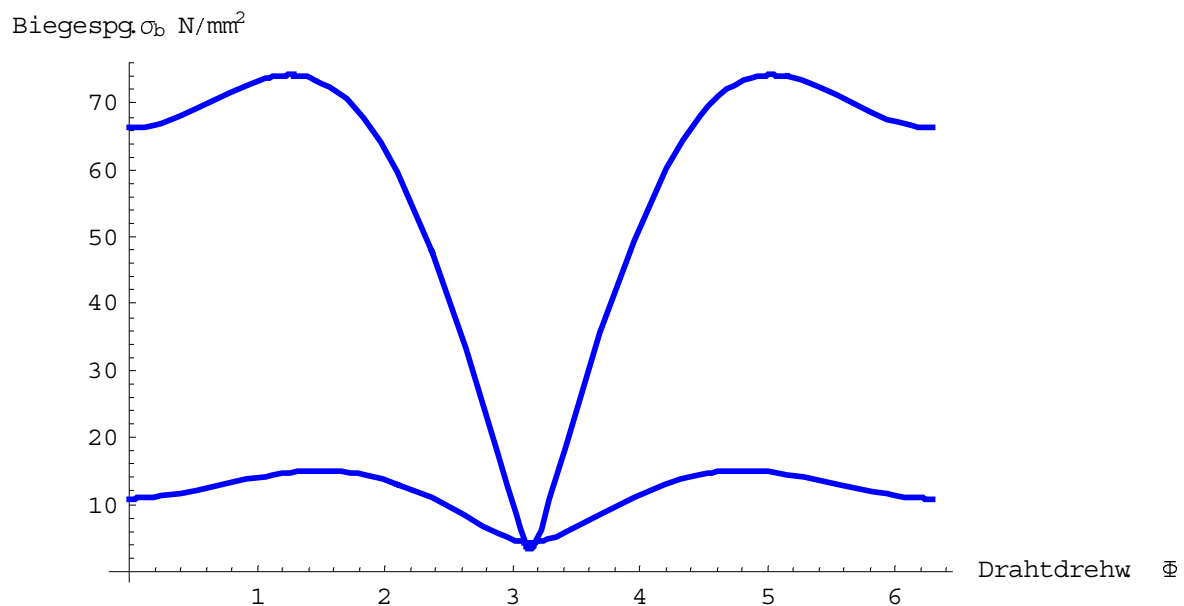
$$\varphi[\vartheta, \epsilon, S] =$$

$$\text{ArcTan}[\text{Sin}[\gamma_k[\vartheta, \epsilon, S]] / (\text{Cos}[\gamma_k[\vartheta, \epsilon, S]] - \rho_1[\vartheta, \epsilon, S] / \rho_0[\vartheta])];$$

Biegespannung bei Oberlast

```
biege[ϕ_, ε_, S_] =
  d21 / 2 * 200000 *
  (Cos[(Ψ[ϕ, ε, S] - γk[ϕ, ε, S])] / ρ1[ϕ, ε, S] - Cos[Ψ[ϕ, ε, S]] / ρ0[ϕ]);
biege[90°, 0.0074, 453600]
-61.9836
```

```
Plot[{Abs[biege[ϕ, 0.00815, 454000]], Abs[biege[ϕ, 0.00118, 25920]]},
  {ϕ, 0, 2 * Pi}, AxesLabel → {"Drahtdrehw. ϕ", "Biegespg. σb N/mm2"},
  PlotStyle →
  {{Thickness[0.007], RGBColor[0, 0, 1]}}];
```



Biegespannung bei Unterlast (Oberlast bzw. Dehnung manuell eingeben)

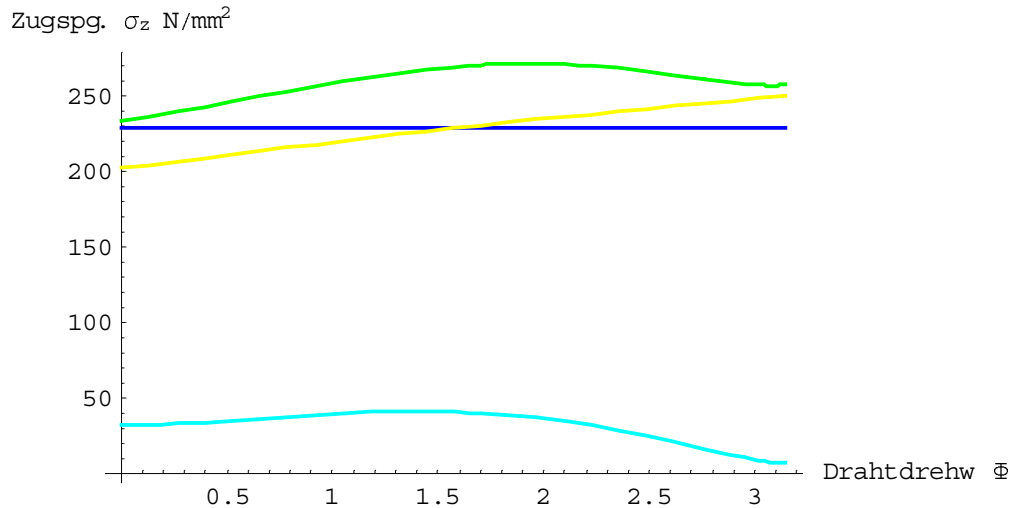
```
biegeunt[ϕ_, ε_, S_] =
  d21 / 2 * 200000 *
  (Cos[(Ψ[ϕ, 0.00815, 454000] - γk[ϕ, ε, S])] / ρ1[ϕ, ε, S] -
  Cos[Ψ[ϕ, 0.00815, 454000]] / ρ0[ϕ]);

(*Table[Abs[biege[ϕ, 0.00367, 130000]], {ϕ, 0°, 360°, 5°}]*)
```

```

Plot[{ $\sigma_{pri24}[130000]$ ,  $\sigma_{neu24}[\Phi]$  + Abs[biege[ $\Phi$ , 0.00367, 130000]]},
  Abs[biege[ $\Phi$ , 0.00367, 130000]],  $\sigma_{neu24}[\Phi]$ }, { $\Phi$ , 0, Pi},
PlotStyle ->
  {{Thickness[0.007], RGBColor[0, 0, 1]},
   {Thickness[0.007], RGBColor[0, 1, 0]},
   {Thickness[0.007], RGBColor[0, 1, 1]},
   {Thickness[0.007], RGBColor[1, 1, 0]}}},
AxesLabel -> {"Drahtdrehw  $\Phi$ ", "Zugspg.  $\sigma_z$  N/mm2"}];

```



Ergebnisse in eine ASCII- Datei schreiben

```

(*stream=OpenWrite["TH32_y.asc"]
  WriteString[stream, Table[ $\sigma_{zs24}[\Phi]$ , { $\Phi$ , 0°, 360°, 2°}], "\n"]
  Close[stream] *)

```


Lebenslauf

Persönliche Daten

Name: Andreas Klöpfer
Anschrift: Hauptstraße 93
71364 Winnenden
Telefon-Nr.: (07195) 73397
Geburtsdatum: 11. Dezember 1968
Geburtsort: Winnenden
Familienstand: verheiratet
Staatsangehörigkeit: deutsch

Schulbildung

1974-78 Grundschule in Birkmannsweiler
1978-85 Geschwister-Scholl-Realschule in Winnenden
1985-88 Technisches-Gymnasium in Waiblingen
Juni 88 Abitur

Wehrdienst

1988-89 Grundwehrdienst in Böblingen

Studium

1989-96 Studiengang Maschinenwesen
an der Universität Stuttgart
Februar 1996 Diplomprüfung
1992-95 Wissenschaftliche Hilfskraft
am Institut für Maschinenelemente
Industriepraktika
bei der Firma Kärcher in Winnenden
Fachpraktikum bei der Firma ANDREAS STIHL in Waiblingen
19 Wochen in Versuch und Entwicklung

Beruf

seit Februar 1996 Wissenschaftlicher Angestellter
am Institut für Fördertechnik und Logistik,
Prof. Dr.-Ing. K.-H. Wehking
Forschungsprojekt: "Lebensdauer von dynamisch beanspruchten
Drahtseilen",
Förderung durch die AVIF