

Einfluss der Vorspannung beim
Nachweis der Gebrauchsfähigkeit
im Spannbetonbau

T 1699

T 1699

Dieser Forschungsbericht wurde mit modernsten Hochleistungskopierern auf Einzelanfrage hergestellt.

Die in dieser Forschungsarbeit enthaltenen Darstellungen und Empfehlungen geben die fachlichen Auffassungen der Verfasser wieder. Diese werden hier unverändert wiedergegeben, sie geben nicht unbedingt die Meinung des Zuwendungsgebers oder des Herausgebers wieder.

Die Originalmanuskripte wurden reprototechnisch, jedoch nicht inhaltlich überarbeitet. Die Druckqualität hängt von der reprototechnischen Eignung des Originalmanuskriptes ab, das uns vom Autor bzw. von der Forschungsstelle zur Verfügung gestellt wurde.

© by Fraunhofer IRB Verlag

Vervielfältigung, auch auszugsweise,
nur mit ausdrücklicher Zustimmung des Verlages.

Fraunhofer IRB Verlag

Fraunhofer-Informationszentrum Raum und Bau

Postfach 80 04 69
70504 Stuttgart

Nobelstraße 12
70569 Stuttgart

Telefon (07 11) 9 70 - 25 00
Telefax (07 11) 9 70 - 25 08

E-Mail irb@irb.fraunhofer.de

www.baufachinformation.de

Einfluß der Vorspannung beim
Nachweis der Gebrauchsfähigkeit
im Spannbetonbau

Technische Hochschule
Darmstadt

Kurzbezeichnung: Gebrauchsfähigkeit
vorgespannter Konstruktionen

Az.: IV/1-5-422/85

von Dipl.-Ing. Volker Theile

Fachbereich
Konstruktiver Ingenieurbau

gefördert durch eine Sachbeihilfe
des Instituts für Bautechnik,
Berlin

Leiter des Forschungsvorhabens
Prof. Dr.-Ing. Gert König

November 1985

Inhalt

	Seite
1. Einführung	2
2. Kontrolle und Vorspannung	3
2.1 Kontrolle der eingetragenen Vorspannkkräfte	3
2.2 Einfluß des Spanngliedverlaufs auf die Fehlerempfindlichkeit beim Vorspannen, Kontrollschärfe	5
2.3 Sicherheitsbeiwerte aus Kontrolle	10
3. Streuung der Vorspannkkräfte	12
3.1 Einflußgrößen	12
3.1.1 Spannstahlquerschnitt	12
3.1.2 Formänderungsmodul von Spannstahl	22
3.1.3 Spanngliedreibung	25
3.1.3.1 Gewollter, ungewollter Umlenkwinkel	26
3.1.3.2 Physikalischer Reibungsbeiwert	37
3.1.3.3 Klemmbeiwert	55
3.1.4 Vorspannkraft	58
3.1.5 Ziehweg	62
3.2 Rechenmodell	67
3.3 Computersimulation	69
4. Teilsicherheitsbeiwerte für Vorspannung (Gebrauchszustand)	89
4.1 Sicherheitsindex β	89
4.2 Gebrauchsfähigkeitsnachweis	92
5. Zusammenfassung	109

1. Einführung

Aufgrund von Schwierigkeiten bei der werkstoffübergreifenden Behandlung von Vorspannung in der baustoff- und bauartübergreifenden Norm "Grundlagen zur Festlegung von Sicherheitsanforderungen für bauliche Anlagen" /1/ wurden in /2/ verschiedene Überlegungen und Definitionen zu diesem Thema /3 bis 6/ gegenübergestellt und schließlich ein neuer Definitionsvorschlag gemacht, der eine werkstoffübergreifende Behandlung von Vorspannung ermöglichen soll. Gegenüber den Definitionen nach /3 bis 6/ an dieser Definition ist das Stichwort "Kontrolle" neu. In diesem Forschungsvorhaben, das o.g. Vorhaben fortsetzt, soll deshalb unter dem Gesichtspunkt der Kontrolle der Vorspannung untersucht werden, inwieweit die Streuung der Spannkkräfte im Spannbetonbau von der Kontrolle beeinflusst wird, und welche Sicherheitsfaktoren daraus resultieren. Dazu wird zunächst noch einmal das Problem der Kontrollierbarkeit aus /2/ bezüglich der Spannbetonbauweise vertieft und dann anhand einer Computersimulation die Streuung der Vorspannung ermittelt. Daraus können schließlich Teilsicherheitsbeiwerte nach /1/ für Vorspannung bestimmt werden.

2. Kontrolle und Vorspannung

2.1 Kontrolle der eingetragenen Vorspannkraft

Im Spannbetonbau stehen beim Vorspannvorgang im allgemeinen zwei Meßwerte zur Kontrolle der eingetragenen Kräfte zur Verfügung:

- Ziehweg
- Spannkraft.

Beide Werte werden am Spannanker gemessen. In einigen Fällen kann auch die Vorspannung an dem - dem Spannanker gegenüberliegenden - Ende des Spannglieds gemessen werden. Welche Spanne sich aus den beiden Meßwerten für die Kontrollierbarkeit der in ein Bauteil eingetragenen Kräfte und damit für die Streuung der Spannkraft ergibt, soll im folgenden näher untersucht werden.

Für ein Spannglied konstanter Krümmung (Bild 2.1) wird die Vorspannung an der Stelle x gemäß der Euler'schen Seilreibungsgleichung

$$V(x) = V_0 \cdot e^{-\mu \alpha \frac{x}{L}} \quad \alpha \text{ im Bogenmaß}$$

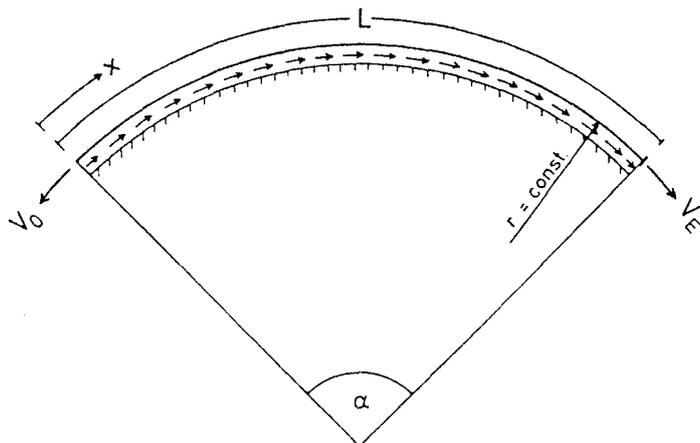


Bild 2.1: Spanngliedführung mit Bezeichnungen

Die Vorspannung V_E am Festanker ist demnach

$$V_E = V_0 \cdot e^{-\mu \alpha}$$

V_0 ist dabei die Spannkraft an der Stelle $x = 0$, der sich längs des Spannglieds die Reibungskräfte entgegenstellen. Der Reibungskennwert μ sei eine ortsunabhängige, über die Spanngliedlänge konstante Größe. Die Abwicklung des Spannglieds habe die Länge L .

Mit dem Elastizitätsmodul E_Z und der Querschnittsfläche A_Z des Spannglieds wird unter Zuhilfenahme des Hooke'schen Gesetzes die Spanngliedverlängerung Δl

$$\Delta l = \int_0^L \frac{V(x)}{E_Z(x) \cdot A_Z(x)} dx$$

Bei konstanter Dehnsteifigkeit $E_Z(x) \cdot A_Z(x) = EA$ wird

$$\begin{aligned} \Delta l &= \frac{V_0}{EA} \int_0^L e^{-\mu \alpha \cdot \frac{x}{L}} dx \\ &= \frac{V_0 \cdot L}{EA} \cdot \frac{1 - e^{-\mu \alpha}}{\mu \alpha} \end{aligned}$$

Drückt man in obiger Gleichung $\mu \alpha$ durch V_0 und V_E aus, so erhält man nach einigen Umformungen und Reihenentwicklung aufgelöst nach V_E

$$V_E \approx \frac{\Delta l \cdot V_0 \cdot E \cdot A}{2 \cdot l \cdot V_0 - \Delta l \cdot E \cdot A} \quad \text{für } 0,8 V_0 \leq V_E \leq V_0$$

Sofern beim Spannen am Festanker kein Schlupf auftritt - z.B. durch Vorverkeilen des Spannglieds - und sofern $EA_{\text{Beton}} \gg EA_{\text{Spannstahl}}$ ist, entspricht Δl etwa dem meßbaren Ziehweg beim Spannen. Wenn man die wirksame Spanngliedlänge L als bekannt voraussetzt, kann aus der Messung von Δl und V_0 offenbar dann auf V_E rückgeschlossen werden, wenn die Dehnsteifigkeit des Spannglieds bekannt ist. Geringer wird die Aussagefähigkeit des Mess-

werte allerdings, wenn man die wirksame Spanngliedlänge als unsichere Größe (Verstopfer etc.) ansieht, und insbesondere dann, wenn das mathematische Modell nur als Näherung gelten kann (z.B. Reibungskennwerte längs des Spannglieds nicht konstant).

Es zeigt sich, daß die alleinige Betrachtung der Streuung der Vorspannung infolge streuender Reibung nicht ausreicht, um den tatsächlichen Verhältnissen gerecht zu werden, da durch Kontrolle eine Eingrenzung von Spannkraftabweichungen erreicht wird.

2.2 Einfluß des Spanngliedverlaufs auf die Fehlerempfindlichkeit beim Vorspannen, Kontrollschärfe

Da die Kontrollierbarkeit des Spannkraftverlaufs bei beliebig gekrümmten Spanngliedern wesentlich von der Lage der Krümmungen in Relation zum Spannanker geprägt ist, wird zur Herleitung einer Größe, die die Güte der Kontrolle mißt, das Beispiel eines konstant gekrümmten Spannglieds erweitert auf ein Spannglied mit abschnittsweise geradem und gleichmäßig gekrümmtem Verlauf. Das Spannglied habe nur einen gekrümmten Bereich, der exakt die halbe Länge des Spannglieds ausmachen soll. Die Lage dieses Bereiches längs des Spannglieds ist variabel.

Anhand des Spannglieds mit konstanter Krümmung wird deutlich, daß die Richtgröße Spannkraft bzw. Ziehweg Einfluß auf den Fehler im Spannkraftverlauf hat. Dabei bleibt unberücksichtigt, ob oder wie gut anhand der verbleibenden zweiten Größe während des Spannvor-gangs erkennbar ist, daß eine Abweichung vom planmäßigen Spannkraftverlauf auftritt.

In Bild 2.2 ist für verschiedene Systeme der Ziehweg Δl als Kontrollgröße über der Kraft V_E am Festanker aufgetragen. Δl wurde auf L und V_E auf EA bezogen, so daß die Darstellung dimensionslos ist. Die Vorspannkraft V_0 (bezogen auf EA) ist für alle Kurven konstant. Im Schnittpunkt der Kurven ist $\mu\alpha = 0$ und es gilt $V_0/EA = V_E/EA = \Delta l/L$. Mit kleiner werdenden V_E wächst $\mu\alpha$ bis es schließlich die in der Spannbetonbauweise gebräuchlichen Werte bei weitem überschreitet (gestrichelter Teil der Kurven: $\mu\alpha > 1,6$). Die Unterschiede der verschiedenen Spanngliedführungen in

Bezug auf die Kontrolle des Spannkraftverlaufs zeigen sich deutlich. Das System mit Krümmung am Spannanker ist für die Erkennung einer Abweichung von V_E/EA infolge außerplanmäßigem $\mu\alpha$ unkritisch. Die Steigung der Kurve ist etwa $1/1,3$, so daß sich Fehler von V_E/EA deutlich im Ziehweg niederschlagen. Beim System mit Krümmung nahe am Festanker verläuft die Kurve sehr flach mit einer Steigung von etwa $1/4$, so daß Schwankungen von V_E/EA den Ziehweg nur schwach beeinflussen.

Um die Kontrollierbarkeit zu quantifizieren liegt es demnach nahe, die Steigung der Kurven nach Bild 2.2 als charakteristische Größe zu benutzen. Bezeichnet man den auf die Spanngliedlänge L bezogenen Abstand des Krümmungsschwerpunkts zum Festanker mit s , so zeigt sich für kleine $\mu\alpha$ (oberer Bereich der Kurven) eine gute Übereinstimmung zwischen s und der Steigung der Kurven. Mit dem

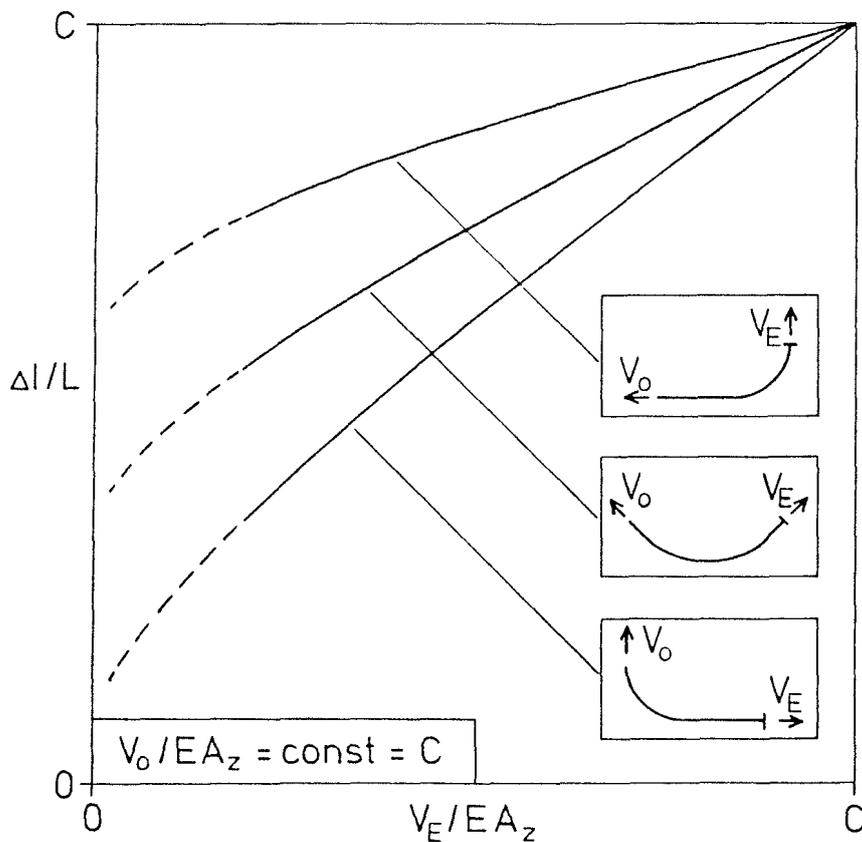


Bild 2.2: Zusammenhang von Ziehweg und Festankerkräfte bei konstanter Spannkraft für verschiedene Spanngliedverläufe

Verhältnis der Spanngliedlänge im gekrümmten Bereich zu der im ungekrümmten Bereich wie 1/1 ist der Ziehweg in Abhängigkeit von s

$$\Delta l/L = \frac{V_0}{EA} \cdot \left[\frac{1 - e^{-\mu \alpha}}{\mu \alpha} \cdot 0,5 + e^{-\mu \alpha} \cdot (s - 0,25) + 0,75 - s \right]$$

wobei s wegen der Länge der Krümmung von $0,5 L$ nur im Bereich von $0,25$ bis $0,75 L$ definiert ist. Mit der bezogenen Kraft am Festanker

$$V_E/EA = V_0/EA \cdot e^{-\mu \alpha}$$

wird nach Eliminierung von $\mu \alpha$ als unbekannte Einflußgröße

$$\frac{\Delta l}{L} = \frac{V_0/EA - V_E/EA}{\ln(V_0/EA) - \ln(V_E/EA)} \cdot 0,5 + V_E/EA \cdot (s - 0,25) + (0,75 - s) \cdot V_0/EA$$

Definiert man die Kontrollschärfe K als Maß für die Kontrollierbarkeit mit der Ableitung der Kontrollgröße $\Delta l/L$ nach der zu kontrollierenden Größe V_E/EA , so errechnet sich die Kontrollschärfe - wieder ausgedrückt mit μ - zu

$$K = \frac{d(\Delta l/L)}{d(V_E/EA)} = 0,5 \cdot \frac{e^{\mu \alpha} - 1 + \mu \alpha}{(\mu \alpha)^2} + s - 0,5$$

Mit Entwicklung der Exponentialfunktion in ihre Potenzreihe wird daraus näherungsweise

$$K \approx s + \frac{\mu \alpha}{12} \quad (\text{für } \mu \alpha \leq 0,5)$$

Die Kontrollschärfe K ist demnach linear abhängig von dem bezogenen Abstand s des Krümmungsschwerpunkts zum Festanker. Näherungsweise gilt das gleiche auch für $\mu \alpha$, jedoch ist der Einfluß von $\mu \alpha$ um eine Zehnerpotenz kleiner. Die Ausdehnung des gekrümmten Bereiches über die Spanngliedlänge ist von untergeordneter Bedeutung.

Vergrößert man z.B. die Länge des gekrümmten Bereiches von jetzt 0,5 L auf das Zweifache (gesamtes Spannglied gekrümmt), so verdoppelt sich einzig der Einfluß von $\mu\alpha$: Mit $\mu\alpha = 0,2$ ($\mu = 0,2$, $\alpha \hat{=} 60^\circ$) und $s = 0,5$ (Krümmungsschwerpunkt in Spanngliedmitte) verändert sich der Zahlenwert der Kontrollschärfe um lediglich 3 %.

Beispiel zur Kontrolle

Bild 2.3 zeigt anhand eines Zahlenbeispiels die Auswirkung der Kontrollschärfe bzw. der Lage des bezogenen Krümmungsschwerpunkts auf die Kontrollierbarkeit der in ein Bauwerk eingetragenen Vorspannung. Im Beispiel wurde der Spannstahldurchmesser zu 12 mm und die Spanngliedlänge zu 50 m angenommen. Für V_0 wurde 100 kN je Draht, für Ez wurde 205 kN/mm^2 gesetzt.

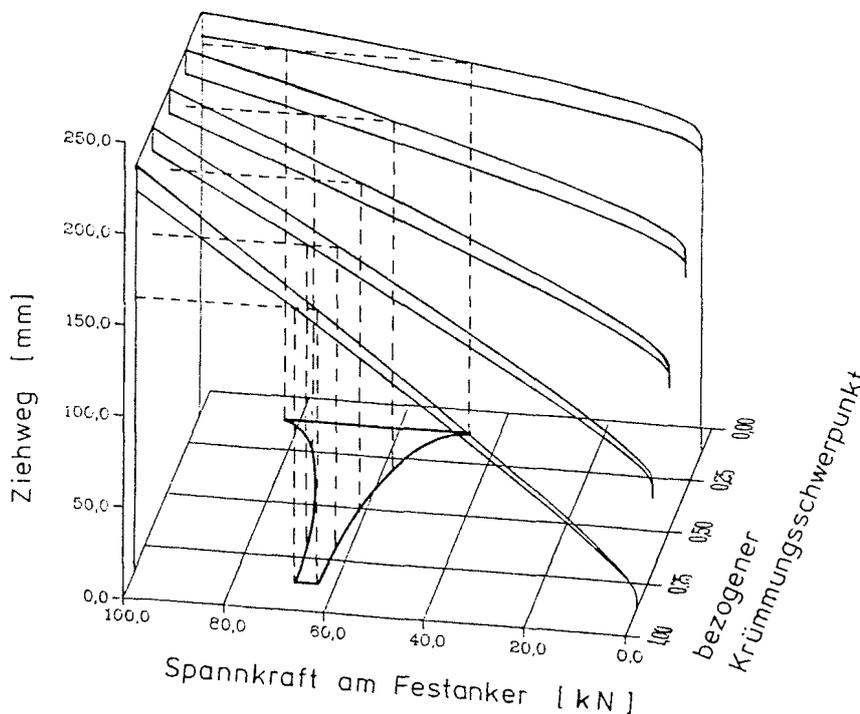


Bild 2.3: Beispiel zur Kontrollschärfe: Aussagefähigkeit von Spannkraft und Ziehweg bei verschiedenen Krümmungsschwerpunkten

Die Kurven lassen verschiedene Interpretationen zu. Zum einen zeigt das Bild die Aussagefähigkeit von Spannkraft und Ziehweg, wenn man annimmt, daß die Dehnsteifigkeit des Spannstahls vom Nennwert um $\pm 3 \%$ abweicht (Der Variationskoeffizient kann den Ergebnissen der Kapitel 3.1.1 und 3.1.2 für Spanndraht entnommen werden).

Bei gutmütigen Systemen mit $s \geq 0,5$ (Krümmungsschwerpunkt in vorderer Spanngliedhälfte), kann die Spannkraft V_E am Festanker mit einer Streubreite von etwa $\pm 7 \%$ angegeben werden. Ist $s < 0,5$, so wird eine Aussage über V_E mit kleiner werdendem s schnell bedeutend unsicherer. Im Beispiel läßt sich aus den bekannten Größen von Ziehweg und Spannkraft schließlich nur noch eine Spanne von $\pm 27 \%$ für die Kraft am Festanker abschätzen. Dabei wird vorausgesetzt, daß beide Meßwerte, Spannkraft und Ziehweg, keine Meßfehler enthalten.

Eine zweite Interpretationsmöglichkeit liegt im Umkehrschluß: Wie groß muß die Abweichung der Festankerkraft V_E vom Sollwert sein, um erkannt zu werden; EA soll exakt dem Nennwert entsprechen, so daß bei planmäßigem Ziehweg die Kraft an der Spannpresse um $\pm 3 \%$ vom Sollwert abweicht. Nach DIN 4227, Teil 1 /9/ bedarf es erst dann besonderer Maßnahmen, wenn einzelne Spannglieder Abweichungen von mehr als 15% von den Sollwerten des Spannprotokolls aufweisen oder wenn sich in der Summe aller Spannglieder eines Querschnitts eine Abweichung von über 5% errechnet. Nach Bild 2.3 sind demnach Abweichung im Spannkraftverlauf von über 20% möglich.

Für Spannglieder, deren Kraft längs des gesamten Spannglieds von Belang ist, zeigt sich, daß Spanngliedverläufe mit Krümmungsschwerpunkten nahe dem Festanker unbedingt zu vermeiden sind, oder aber zusätzliche Kontrollmaßnahmen erfordern. Die Unsicherheit in der Kontrolle reibungsbedingter Abweichungen im Spannkraftverlauf nimmt etwa umgekehrt proportional mit dem Abstand des auf die Spanngliedlänge bezogenen Krümmungsschwerpunkts vom Festanker ab.

2.3 Sicherheitsbeiwerte aus Kontrolle

Abhängig von der Kontrollschärfe läßt sich nach Kap. 2.2 die Streuung der Vorspannung eingrenzen und durch Sicherheitsbeiwerte rechnerisch abdecken. Da die Meßgenauigkeit die Kontrolle begrenzt, kann man aus der Streuung in der Messung von Kraft und Weg eine obere Schranke für einen Sicherheitsbeiwert zur Vorspannung wie folgt herleiten:

Aufgabe der Kontrolle ist die Sicherstellung, daß ein vorausbestimmter Verlauf der Spannkraft längs des Spannglieds tatsächlich erreicht wird. Der Verlauf der Spannkraft wird wiederum bestimmt durch die Reibungsverluste im Hüllrohr. Um der Meßgenauigkeit Rechnung zu tragen, sind demnach der Fehler aus der Meßgenauigkeit und die Abweichung im Meßwert infolge Abweichung des Reibungsverlustes vom Sollwert gegenüberzustellen. So erhält man unmittelbar eine Aussage über den Fehler im Spannkraftverlauf, der durch die Kontrollmessung nicht mehr erfaßt werden kann.

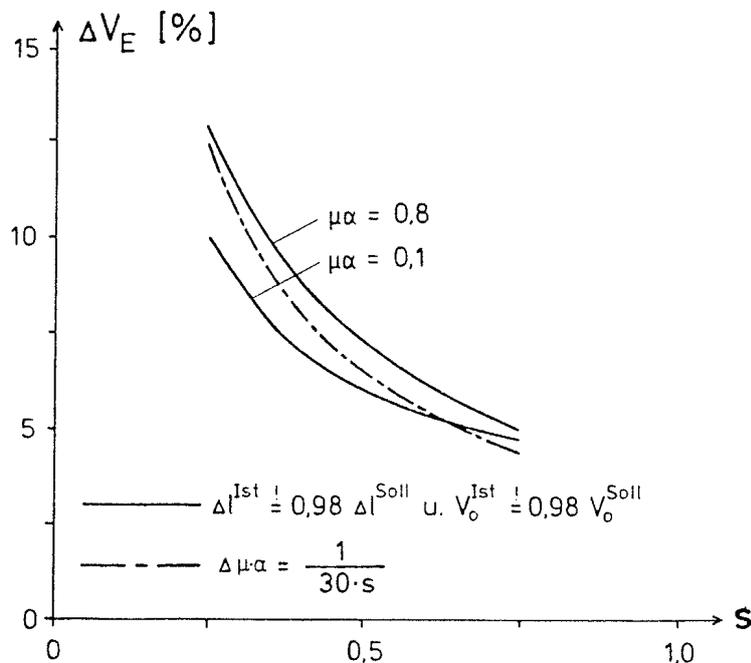


Bild 2.4: Abweichung der Festankerkräfte infolge Reibungsfehler:

Abweichungen bei den Kontrollgrößen entsprechen den Meßgenauigkeiten

In Bild 2.4 ist die prozentuale Abweichung der Festankerkraft vom Sollwert aufgetragen, deren zugehörige Meßwerte (Spannkraft und Ziehweg) mit veränderter Reibung (jeweils) um 2 % gegenüber dem Erwartungswert abweichen. Die Verkleinerung beider Meßwerte entspricht der ungünstigsten Kombination für den Spannkraftverlauf, die Abweichung entspricht etwa der Standardabweichung der Meßfehler (vergl. Kap. 3.1.4 und 3.1.5). Unter der Voraussetzung, daß der Fehler aus Reibung größer als der Meßfehler ist, ist nach Bild 2.4 für Vorspannung in der Spannbetonbauweise wenigstens eine 5 prozentige Abweichung der Kraft durch Sicherheitsbeiwerte abzudecken. Dies kann aus Gründen der Rechenvereinfachung durch unabhängige Teilsicherheitsfaktoren, etwa $\gamma = 0,9$ bzw. $1,1$, für die Spannkraft geschehen, es kann aber auch, um nicht die unempfindlichen Systeme zu benachteiligen, durch ein Sicherheitselement in Abhängigkeit von s geschehen. Bild 2.4 zeigt als Maximallösung ein additives Sicherheitselement in Abhängigkeit von s , das an der Reibung als auslösender Ursache der Unsicherheit ansetzt. Auch wenn s näherungsweise bestimmt wird aus

$$s \approx \frac{V_0/EA - \Delta l/L}{V_0/EA - V_E/EA} = \frac{1 - \Delta l \cdot EA/V_0 \cdot L}{1 - e^{-\mu \alpha}} \quad \mu \alpha > 0$$

so ist der Rechenaufwand erheblich.

Bild 2.4 verdeutlicht, daß aus der Herleitung der Kontrollschärfe bereits rein deterministisch Sicherheitsmargen für Vorspannung gefunden werden können. Die folgenden Kapitel sollen durch Wahrscheinlichkeitstheoretische Überlegungen berücksichtigen, daß durch die Kontrolle nur ein oberer Grenzwert der Streuung gefunden werden kann. Es ist also zusätzlich zu prüfen, ob die Streuung infolge der Einflußgrößen überhaupt diese Grenze erreicht.

3. Streuung der Vorspannkkräfte

3.1 Einflußgrößen

Kapitel 2 ist zu entnehmen, daß sowohl die Streuungen der Größen, die den Spannkraftverlauf und die Kontrollgrößen beeinflussen, als auch die Meßfehler der Kontrollgrößen bei der Ermittlung der Streuung der Vorspannkkräfte zu berücksichtigen sind.

Als Einflußgrößen sind nach Kapitel 2 zu nennen:

- der Spannstahlquerschnitt A_z
 - der Formänderungsmodul E_z
 - die Spanngliedreibung
- mit ihren charakteristischen Größen μ und φ .

Kontrollierte Größen sind:

- die Vorspannkraft V_0
- der Ziehweg Δl .

Im folgenden sollen eigene Statistiken und die Auswertung von Veröffentlichungen über Versuche zu den genannten Parametern ein hinreichend realitätsnahes Bild der Größen mit ihren zufälligen Schwankungen liefern, um mit dieser Grundlage den gesamten Spannvorgang als Zufallsprozess simulieren zu können.

3.1.1 Spannstahlquerschnitt

Zur Ermittlung der zufälligen Schwankung des Stahlquerschnitts wurden 45 Jahresauswertungen der Güteüberwachung von Spannstählen verschiedener Hersteller untersucht. Die Jahresauswertungen entstammen den Jahren 1980 bis 1983; insgesamt lagen etwa 22000 Stichproben vor, die 33 verschiedene Stähle repräsentieren (Kombinationen von Stahlquerschnitt, Stahlgüte und Hersteller). Signifikante Unterschiede zwischen Eigen- und Fremdüberwachung konnten nicht beobachtet werden, deshalb wurden beide Meßreihen jeweils zu einer Meßreihe zusammengefaßt.

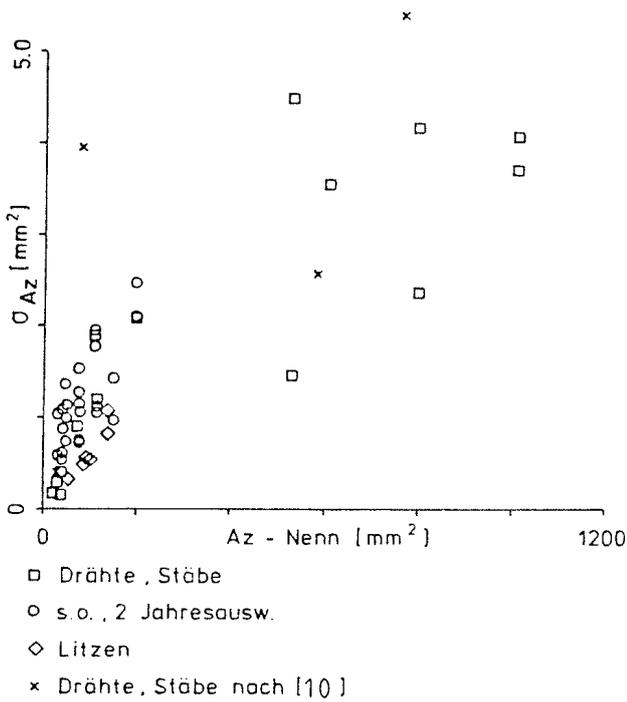


Bild 3.1: Jahresauswertung der Güteüberwachung: Standardabweichung des Stahlquerschnitts

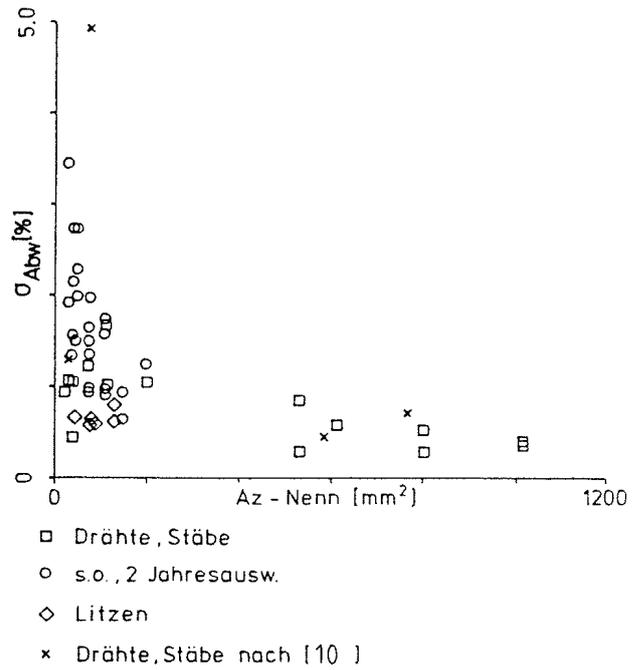


Bild 3.2: Standardabweichungen der prozentualen Abweichung vom Nennquerschnitt

In Bild 3.1 sind die Standardabweichungen $\sigma_{Az,i}$ des Querschnittswerts A_z über dem Nennquerschnitt $A_{z,Nenn}$, in Bild 3.2 sind die Standardabweichungen $\sigma_{Abw,i}$ der prozentualen Abweichung vom Nennquerschnitt aufgetragen. Jeder Punkt repräsentiert eine Jahresauswertung. Stähle, die mit zwei Jahresauswertungen vertreten sind, sind besonders gekennzeichnet.

Es ist deutlich eine Abhängigkeit der Standardabweichungen vom Nennquerschnitt erkennbar. Die Rückrechnung auf den Stahldurchmesser zeigt, daß offenbar die produktionsbedingte Schwankung des Stahldurchmessers die Streuung des Querschnittswerts bestimmt. Die Standardabweichung des rückgerechneten Durchmessers ist unabhängig vom Nennquerschnitt (Bild 3.3).

Die Rückrechnung der Standardabweichung des Stahlquerschnitts auf diejenige des Stahldurchmessers erfolgt bei Variationskoeffizienten der Querschnittsfläche um 1 % unter Zuhilfenahme des Fehlerfortpflanzungsgesetzes auch für einige nicht-runde Querschnitte mit

$$d_z = \sqrt{A_z \cdot 4/\pi} \quad \text{und} \quad \sigma_{dz} = \frac{\sigma_{dz}}{\sigma_{A_z}} \cdot \sigma_{A_z}$$

zu

$$\sigma_{dz} = \sigma_{A_z} / \sqrt{m_{A_z} \cdot \pi}$$

In σ_{dz} ist demnach nur der Anteil der Streuung des Durchmessers enthalten, der einem über den Umfang gemittelten Durchmesser entspricht (Bild 3.4). Für die nicht-runden Spanndrähte ist die Abschätzung der Streuung der Querschnittsdicke über einen Ersatzdurchmesser eine grobe Näherung. Für einen quadratischen Querschnitt ergäbe sich beispielsweise bei gleicher Streuung der Querschnittsfläche eine um 10 % kleinere Streuung der Kantenlänge gegenüber der des Ersatzdurchmessers. Da jedoch nur etwa 5 % des ausgewerteten Datenmaterials nicht-runde Drahtquerschnitte enthält, wird zur Vereinheitlichung nur der (Ersatz-) Durchmesser rückgerechnet. Für Litzen wird gleichfalls ein Ersatzdurchmesser ermittelt.

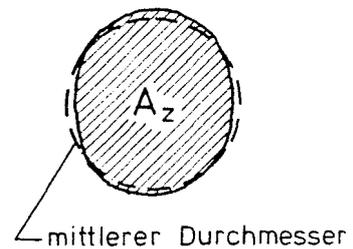
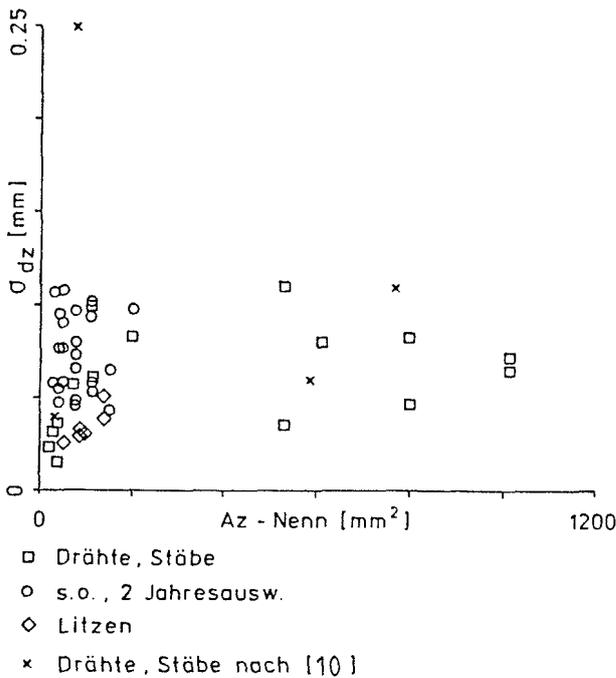


Bild 3.3: Jahresauswertungen der Güteüberwachung: Standardabweichungen des Stahldurchmessers

Bild 3.4: Ersatzdurchmesser des Stahls

Die Streuungen des Durchmessers enthalten auch Effekte aus der Querschnittsprüfung selbst. Es sind dies neben Meßfehlern zum einen Verfälschungen der Ergebnisse durch Mittelung der Querschnittsabweichung längs der Stahlprobe und zum anderen eine u.U. systematische Abweichung der ermittelten Querschnittswerte durch Annahme des spezifischen Stahlgewichts und eines Rechenwerts zum Abzug von Rippenfläche, die längs des Spannstahls keine Kräfte weiterleitet. Wie Vergleichsrechnungen zeigen, sind diese Fehler um 10er Potenzen kleiner als die errechneten Querschnittsstreuungen. Die Mittelung der Querschnittsfläche längs der Probe hat zwar Einfluß auf die Abschätzung der lokalen Festigkeit, in Hinblick auf den Einfluß bezüglich des Ziehwegs ist sie jedoch ohne Belang, da bei reibungsbehinderter Vorspannung die Spannkraftverluste über eine Länge entsprechend der Probenlängen klein sind. Bei abschnittsweise nahezu konstanter Vorspannung wird der Ziehweg durch die lokale Querschnittsstreuung nicht beeinflusst.

Zum Vergleich der Ergebnisse sind in die Bilder 3.1 bis 3.3 die Daten für Spanndrähte und -stäbe aus /10/ mit eingearbeitet. Sie resultieren aus etwa 10.000 Einzelmessungen. Da die Daten unterschiedlicher Durchmesser zusammengefaßt wurden, ist unter der Annahme, daß die Probenzahl der verschiedenen Durchmesser etwa gleich verteilt ist, ein mittlerer Durchmesser angegeben. Inwieweit diese Auswertung auf direkten Messungen des Durchmessers oder auf Rückrechnungen der Querschnittsfläche basiert, ist nicht bekannt. Abgesehen von einem Ausreißer bestätigen sie jedoch die ermittelten Kennwerte.

Zur Herleitung eines Rechenwerts für die Streuung des Stahldurchmessers wird zunächst die Streuung der Differenzen Δd_z der Einzelwerte einer Jahresauswertung zu ihrem Mittelwert untersucht.

Anmerkung: Gemäß Textteil werden in /10/ Durchmesser angegeben. Demnach wurden die Kenngrößen aus /10/ für Bild 3.3 übernommen und für Bilder 3.1 und 3.2 umgerechnet.

Die Streuung $\sigma_{\Delta dz,i}$ dieser Größe ist gleich der Streuung $\sigma_{dz,i}$; der Mittelwert $m_{\Delta dz,i}$ wird zu Null. Da der Mittelwert $m_{\Delta dz,i}$ für alle Jahresauswertungen gleich ist, erscheint es konsequent die einzelnen Meßreihen zu einer Meßreihe zu vereinigen und die daraus resultierende Standardabweichung allen Stählen zugrunde zu legen. Für die Vereinigung von k Meßreihen mit den Standardabweichungen σ_i (Grundgesamtheiten) und den Mittelwerten m_i gilt allgemein (vergleiche /11/):

$$m = \frac{\sum_{i=1}^k n_i \cdot m_i}{\sum_{i=1}^k n_i}$$

$$\sigma = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^k [(n_i-1) \cdot \sigma_i^2] + \sum_{i=1}^k [n_i(m_i-m)^2]}{\sum_{i=1}^k n_i - 1}}$$

Durch Einsetzen von $\sigma_{dz,i}$ und n_i erhält man mit $m_i = 0$ die Werte $m_{\Delta dz}$, $\sigma_{\Delta dz}$ nach Tab. 3.1. Wie bereits in Bild 3.3 zu erkennen, ist die Streuung des Ersatzdurchmessers von Litzen gegenüber der von Drähten oder Stäben deutlich kleiner. Deshalb werden die Daten für Litzen getrennt ausgewertet. Zum Vergleich sind auch die Ergebnisse aufgelistet, die sich unter Einbeziehung der Daten aus /10/ ergeben. Die Differenz der Streuungen $\sigma_{\Delta dz}$ mit und ohne /10/ bei Drähten und Stäben resultiert einzig aus einer Meßreihe nach /10/ (vergl. Bild 3.3). Bei Nichtberücksichtigung dieses Extremwerts wird $\sigma_{\Delta dz} = 0,072$ mm gegenüber 0,094 mm bei dessen Berücksichtigung.

Als guten Schätzwert für die Standardabweichung des Spanndraht- oder Spannstabdurchmessers kann man demnach

$$\sigma_{\Delta dz} = 0,08 \text{ mm}$$

annehmen. Der Ersatzdurchmesser von Litzen streut schwächer mit etwa

$$\sigma_{\Delta dz} = 0,05 \text{ mm}$$

Bei ungefähr gleichen mittleren Durchmessern d_E der Einzeldrähte und bei gleicher Streuung σ_{dE} der Einzeldrahtdurchmesser einer Litze ist die Streuung σ_{dL} des Ersatz-Litzendurchmessers d_L etwa gleich σ_{dE} . Dabei wird angenommen, daß die Korrelation der Einzeldurchmesser klein ist. Für eine Litze aus n Einzeldrähten ist

$$d_L = \sqrt{\frac{4}{\pi} \sum_{i=1}^n \left(\frac{\pi}{4} d_{E,i}^2 \right)} = \sqrt{\sum_{i=1}^n d_{E,i}^2}$$

$$\sigma_{dL} = \sqrt{\sum_{i=1}^n \left(\sigma_{dE,i} \frac{\sigma_{dL}}{\sigma_{dE,i}} \right)^2} =$$

$$= \sqrt{\sum_{i=1}^n \left(\sigma_{dE,i} \frac{2 \cdot d_{E,i}}{2 \sqrt{\sum_{i=1}^n d_{E,i}^2}} \right)^2} =$$

$$= \sigma_{dE}$$

Während die Größe Δ_{dz} wesentlich geprägt ist vom Produktionsprozeß, und die Streuung $\sigma_{\Delta dz}$ wesentlich bestimmt wird vom Herstellungsverfahren, so ist die Abweichung des Mittelwerts von Querschnitt oder Durchmesser vom jeweiligen Nennwert Bestandteil der Zulassung von Spannstählen: Planmäßig soll der Mittelwert den Nennwert nicht unterschreiten. Wie Bilder 3.5 und 3.6 zeigen, ergibt sich aus den Jahresauswertungen der Güteüberwachung im Einzelfall auch ein unter dem Nennwert liegender Mittelwert, gemäß Zulassung der Stähle liegt das Mittel in den meisten Fällen jedoch über dem Nennwert. Weder für die Abweichung des mittleren Querschnitts noch für die des mittleren Durchmessers läßt sich eine spürbare Korrelation zum Nennquerschnitt nachweisen ($S = 0,00$ bzw. $-0,18$), da die mitgeteilten Abweichungen - neben langsamen Schwankungen - vor allem eine gezielte Voreinstellung der

Querschnittsabmessungen beinhalten, die vermutlich unabhängig vom Nennquerschnitt mit gleicher, vom Herstellverfahren abhängigen Präzision durchgeführt wird.

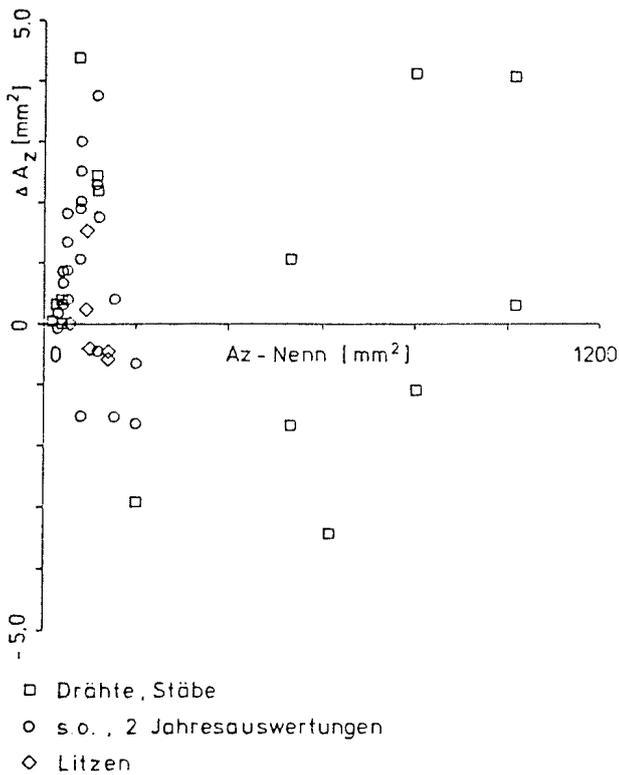


Bild 3.5: Jahresauswertungen der Güteüberwachung: Differenz von mittlerer Querschnittsfläche zu Nennquerschnittsfläche

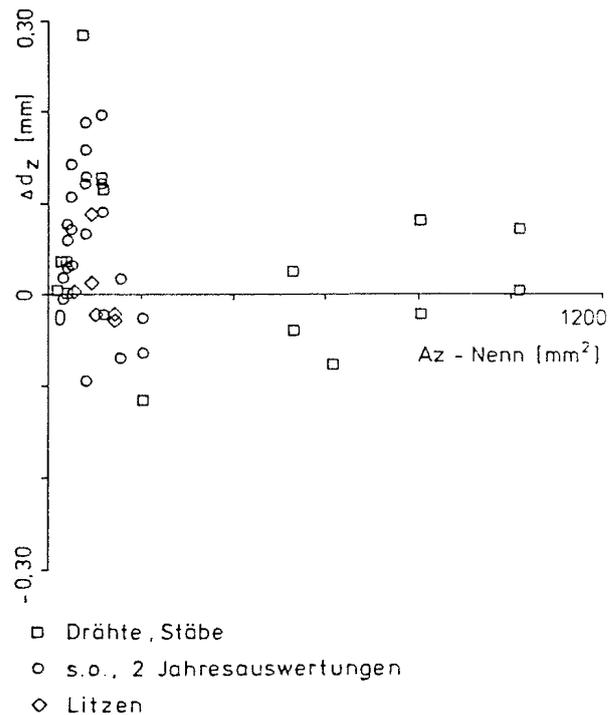


Bild 3.6: Differenz von mittlerem Durchmesser zu Durchmesser des Nennquerschnitts

Über die geprüften Jahresauswertungen gemittelt, liegt die Querschnittsfläche von Drähten und Stäben um 1,0 mm² (0,7 mm² mit Werten nach /10/) über dem Nennwert. Die Standardabweichung der Differenzen zwischen Mittel- und Nennwert beträgt 1,9 mm² (1,8 mm² mit /10/). Für Litzen errechnet sich eine etwa halb so große Streuung, das Mittel liegt knapp unter dem Nennwert. Mittelwert $\bar{m}_{\Delta dz}$ und Standardabweichung $\sigma_{\bar{\Delta dz}}$ der mittleren Abweichungen $\bar{\Delta dz}$ des Durchmessers einer Jahresauswertung der Güteüberwachung vom Nennwert sind in Tab. 3.1 angegeben: Für Drähte und Stäbe ist

$$m_{\bar{\Delta}dz} \approx 0,07 \text{ mm} \quad \text{und} \quad \sigma_{\bar{\Delta}dz} \approx 0,09 \text{ mm}$$

für Litzen

$$m_{\bar{\Delta}dz} \approx 0 \quad \text{und} \quad \sigma_{\bar{\Delta}dz} \approx 0,05 \text{ mm}$$

Der Stahldurchmesser d_z läßt sich nun mit Hilfe von Δd_z und $\bar{\Delta} d_z$ wie folgt darstellen.

$$d_z = d_z^{\text{Nenn}} + \Delta d_z + \bar{\Delta} d_z$$

d_z^{Nenn} ist als Nenndurchmesser eine deterministische Größe, Δd_z und $\bar{\Delta} d_z$ streuen. Entscheidenden Einfluß auf den Ziehweg als Kontrollgröße bei dem Vorspannvorgang hat die Korrelation der Δd_z und $\bar{\Delta} d_z$ längs des Spannglieds. Sofern nach wenigen Dezimetern keine Korrelation der Querschnitte mehr vorhanden ist, mittelt sich der Einfluß der Streuung des Querschnitts weitgehend heraus, während bei straffer Korrelation der Ziehweg überlinear von Streuungen des Durchmessers beeinflusst wird.

Die Abweichung $\bar{\Delta} d_z$ der Mittelwerte von den Nennwerten wird als bei der Produktion voreingestellte, längs des Spannstahts langsam ändernde Größe über die Spanngliedlänge straff korreliert angenommen, während die Differenz Δd_z zum Mittelwert als produktionsbedingte, längs des Spannglieds häufig ändernde Größe über die Spanngliedlänge schwach korreliert angenommen werden kann.

Zur Untersuchung des Einflusses der Querschnittsstreuung von Spannstahtlauf den Ziehweg beim Vorspannen kann demnach für Drähte und Stäbe

$$d_z = d_z^{\text{Nenn}} + 0,07 \text{ mm} \quad \text{mit} \quad \sigma_{dz} = 0,10 \text{ mm}$$

für Litzen

$$d_z = d_z^{\text{Nenn}} \quad \text{mit} \quad \sigma_{dz} = 0,06 \text{ mm}$$

mit straffer Korrelation längs des Spannglieds angenommen werden. Weiterhin wird straffe Korrelation für die Querschnitte der Spannstähte angesetzt, die in einem Arbeitsgang eingebaut werden,

da die Wahrscheinlichkeit groß ist, daß diese Stähle einer Produktion entstammen (Beispiel: Einschleusen der Drähte in die Hüllrohre von einer Trommel). Die Streuung σ_{dz} ist gegenüber $\sigma_{\Delta dz}$ leicht erhöht, um einem möglichen Einfluß von $\sigma_{\Delta dz}$ Rechnung zu tragen.

Im Vergleich dieser aus der Querschnittsfläche rückgerechneten Verteilung der Durchmesser sind in Bild 3.7 die Standardabweichungen der Stahldurchmesser aufgetragen, die unmittelbar der Güteüberwachung unterliegen. Zum Teil sind für eine Querschnittsprüfung zwei Prüfungen des Durchmessers erforderlich (z.B. $\min \phi$, $\max \phi$), in diesen Fällen sind die Standardabweichungen beider Werte mitgeteilt. Erwartungsgemäß sind die Streuungen der unmittelbar geprüften Querschnittsabmessungen größer als diejenigen, die sich aus Rückrechnung vom Querschnitt ergeben (vergl. Bild 3.3). Insgesamt bestätigen sie jedoch den rückgerechneten Wert.



Bild 3.7: Standardabweichungen der unmittelbar geprüften Querschnittsabmessung

Da die geringe Streuung des Litzendurchmessers auf die kleine Streuung der kaltgezogenen Einzeldrähte zurückzuführen ist, wurden die Daten der kaltgezogenen Spanndrähte noch einmal separat ausgewertet. Da die Probenzahl klein gegenüber der Gesamtzahl ist, soll hier nur die Tendenz der Ergebnisse wiedergegeben werden. Die Streuungen $\sigma_{\Delta dz}$ und $\sigma_{\Delta dz}^-$ liegen knapp über denen der Litzen, der mittlere Durchmesser ist geringfügig größer als der mittlere Nennwert.

	Drähte, Stäbe		Litzen		
	A	B	A	B	
Probenzahl N	18 479	28 121	3 389	4 558	
Mittelwert m_{dz} [mm]	13,108	15,630	12,273	12,467	
mittlerer Nennwert m_{dz}^{Nenn} [mm]	13,042	15,589	12,281	12,465	
Abw. vom Mittel	$m_{\Delta dz}$ [mm]	0	0	0	
	$\sigma_{\Delta dz}$ [mm]	0,071	0,094	0,038	0,048
Abw. der Mittelwerte von den Nennwerten	$m_{\Delta dz}^-$ [mm]	0,066	0,041	-0,008	0,002
	$\sigma_{\Delta dz}^-$ [mm]	0,087	0,084	0,047	0,043

Spalten A: Eigene Datensammlung

Spalten B: Wie A, jedoch mit Daten aus [10]

Tabelle 3.1: Statistik zum Spannstahldurchmesser

3.1.2 Formänderungsmodul von Spannstahl

Der Formänderungsmodul von Stahl wird im Bereich von Gebrauchslasten häufig als konstante Werkstoffgröße mit geringer Streuung behandelt. /12,13/ berichten jedoch von Versuchen, die zeigen, daß Spannstähle zum Teil schon unter Gebrauchslast keinen konstanten Elastizitätsmodul besitzen. Nach Feistel /12/ fällt die Dehnsteifigkeit von St 1375/1570 bei von Null auf ca. 900 MN/m² anwachsender Spannung um etwa 5 bis 6 Prozent (bezogen auf die mittlere Steifigkeit). Tambs-Lyche berichtet in /13/ über eine Abhängigkeit des Formänderungsmoduls von der Krümmung des Spannglieds (Tab. 3.2). Litzenspannglieder von zwei verschiedenen Herstellern weisen danach bei einem Krümmungsradius von 6 m im Mittel einen um 10 bzw. 22 kN/mm² kleineren Formänderungsmodul gegenüber dem eines geraden Spannglieds auf, die Litzen eines dritten Herstellers weisen keine Abhängigkeit der Steifigkeit von der Krümmung auf (alle untersuchten Litzen haben die gleichen Nennwerte). Bei Verwendung kaltgezogener Drähte zeigen sich ähnliche Ergebnisse. Die Untersuchungen wurden bei einem Lastniveau durchgeführt, das nach Elastizitätstheorie bei den gekrümmten Spanngliedern Spannungen bis zu 95 % von $\beta_{0,1}$ (Nennwert) ergab.

Stahl-sorte	Zahl der Prüfungen	E-Modul gekrümmter Bereich	Zahl der Prüfungen	E-Modul ungekrümmter Bereich
Litzen	8	194	16	194
Litzen	8	193	16	203
Litzen	12	182	24	204
Drähte	4	199	8	200
Drähte	4	199	8	206

Tabelle 3.2 Formänderungsmodul von Spannstahl nach /13/ (zum Versuchsaufbau vergl. Tab. 3.3, lfd. Nr. 7), nach Herstellern geordnet.

Aus den Versuchen nach /13/ läßt sich der Schluß ziehen, daß die Formänderungsmoduli von Spannstählen, auch wenn diese die gleichen Nennwerte haben, stark vom Herstellungsprozess abhängig sind. Weiter läßt sich feststellen, daß der Formänderungsmodul bereits unter Gebrauchslast zumindest bei einigen Stählen nicht konstant, sondern von verschiedenen Faktoren (Lastniveau, Spann- gliedkrümmung) abhängig ist.

Da in Bezug auf den Formänderungsmodul eines Spannglieds der Ziehweg als eine integrale Größe zu betrachten ist, können kleine Abweichungen in der Steifigkeit längs des Spannglieds vernachlässigt werden. In Kapitel 3.3 soll der Elastizitätsmodul für ein Spannglied einen konstanten Wert annehmen, der jedoch für verschiedene Stähle streut: Für die Korrelation der E-Moduli zweier Proben von Spanndrähten ist ausschlaggebend, ob sie der gleichen Schmelze entstammen, da die Zusammensetzung des Stahls den Elastizitätsmodul entscheidend prägt. Demnach ist für einen ungestoßenen Spannstahl mit einer starken Korrelation des E-Moduls längs des Stahls zu rechnen. Da weiterhin die Wahrscheinlichkeit groß ist, daß die Spannstähle gleichen Typs, die in einem Arbeitsgang in ein Bauteil eingebaut werden, ebenfalls aus einer Schmelze stammen, wird für alle in diese Spannglieder eingebauten Stähle eine straffe Korrelation des Elastizitätsmoduls angenommen.

Der Elastizitätsmodul des Spannstahls unterliegt in Deutschland keiner strengen Güteüberwachung wie beispielsweise die Querschnittsfläche. Die Zahl von 434 Messungen, die Stahlhersteller für diese Untersuchung mitteilten, ist dementsprechend klein. Die Proben wurden an 11 verschiedenen Stählen mit einer Streckgrenze von über 1400 MN/m^2 vorgenommen.

Aus den Messungen deutet sich ein signifikanter Unterschied zwischen Litzen und Drähten an, während die Unterschiede zwischen den verschiedenen Litzen bzw. Drähten untereinander klein ist. Faßt man deshalb die Kenngrößen entsprechend zusammen, so errechnet sich für Lizen mit $N = 428$ Stichproben

$$\begin{aligned} m_{Ez} &= 198,2 \text{ kN/mm}^2 \\ \sigma_{Ez} &= 3,4 \text{ kN/mm}^2 \end{aligned}$$

für Spanndrähte mit N = 186 Proben

$$\begin{aligned}m_{EZ} &= 203,8 \text{ kN/mm}^2 \\ \sigma_{EZ} &= 2,2 \text{ kN/mm}^2\end{aligned}$$

Zum Vergleich werden Angaben zur Verteilung des E-Moduls aus /10/ in gleicher Weise zusammengestellt. Es zeigen sich für Litzen erhebliche Abweichungen in der Größe von Mittelwert und Standardabweichung:

Litzen, N = 109

$$\begin{aligned}m_{EZ} &= 190,0 \text{ kN/mm}^2 \\ \sigma_{EZ} &= 9,3 \text{ kN/mm}^2\end{aligned}$$

Drähte, N = 219

$$\begin{aligned}m_{EZ} &= 204,3 \text{ kN/mm}^2 \\ \sigma_{EZ} &= 4,4 \text{ kN/mm}^2\end{aligned}$$

Nach Angaben eines Herstellers sind Differenzen dieser Größenordnung nicht aus systematischen Änderungen (z.B. in der Produktion), sondern allein aus statistischen Unsicherheiten zu erklären. Um den Einfluß der Streuung des E-Moduls auf die Kontrolle des Spannvorgangs abzuschätzen, werden deshalb beide Meßreihen zusammengefaßt, so daß man erhält:

Litzen:

$$\begin{aligned}m_{EZ} &= 196 \text{ kN/mm}^2 \\ \sigma_{EZ} &= 7 \text{ kN/mm}^2\end{aligned}$$

Drähte (Stäbe):

$$\begin{aligned}m_{EZ} &= 204 \text{ kN/mm}^2 \\ \sigma_{EZ} &= 4 \text{ kN/mm}^2\end{aligned}$$

Nach /12,13/ ist anzunehmen, daß einzelne Spannstahlarten größere Abweichungen aufweisen. Da die mitgeteilten Standardabweichungen bereits aus den Ergebnissen verschiedener Stähle resultieren, wird für die Grundgesamtheit aller Spannstähle kein weiterer Zuschlag gemacht.

3.1.3 Spanngliedreibung

In der Spannbetonbauweise sind in Hinblick auf Reibungsverluste zwei Methoden des Vorspannens zu unterscheiden:

- Vorspannen mit sofortigem Verbund

- Vorspannen mit nachträglichem oder ohne Verbund.

In beiden Fällen wird an einem Ende eines Bauteils oder -abschnitts das Spannglied gezogen und gleichzeitig Spannkraft und Längung des Spannglieds gemessen bis ein vorausberechneter Sollwert erreicht ist. Während sich im ersten Fall das Spannglied nahezu unbehindert über seine ganze Länge bis zum gegenüberliegenden Festanker verschieben kann und damit an allen Stellen etwa die Spannkraft des Spannankers erreicht, wird im zweiten Fall das Spannglied in engen Kanälen durch das Bauteil geführt und erfährt an Krümmungen dieser Kanäle infolge von Reibung zwischen Spannglied und Wandung eine Behinderung in seiner Verschiebung. Damit nimmt die Kraft im Spannglied vom Spannanker zum gegenüberliegenden Anker ab. Dieser Fall soll hier näher untersucht werden.

Als Rechenmodell für den Spannkraftverlauf ist heute die von Cooley um einen ungewollten Umlenkwinkel β erweiterte Seilreibungsgleichung von Euler (wie sie in Kap. 2 ohne Erweiterung bereits verwandt wurde) gebräuchlich:

$$V_{(x)} = V_0 \cdot e^{-\mu (\alpha_{(x)} + \beta \cdot x)}$$

mit der Spannkraft V_0 , der Kraft $V_{(x)}$ an der Stelle x , dem planmäßigen Umlenkwinkel $\alpha_{(x)}$ vom Spannanker bis zur Stelle x , dem ungewollten Umlenkwinkel β bezogen auf eine Längeneinheit und

einem Reibungskennwert μ . Der Kennwert μ steht für das Produkt aus dem physikalischen Reibungsbeiwert μ_0 und dem Klemmbeiwert χ , der das Verhältnis der Reibung vom Spannglied aus mehreren Drähten zum Einzeldraht angibt.

Aus o.g. Gleichung lassen sich bereits die wesentlichen Einflußgrößen für Reibungsverluste im Spannglied ablesen:

- gewollter Umlenkwinkel
- ungewollter Umlenkwinkel
- physikalischer Reibungsbeiwert
- Klemmbeiwert

3.1.3.1 Gewollter, ungewollter Umlenkwinkel

Schon 1952 wird in /14/ erwähnt, daß es nicht immer gelingt, die Spannkäule in ihrer Sollage einzubetonieren, so daß neben den gewollten auch ungewollte Umlenkungen auftreten. Nachdem der ungewollte Umlenkwinkel β als einzig vom Spannverfahren abhängige Konstante in die Berechnung des Reibungsverlusts Eingang gefunden hatte, wird in /15/ über Versuche zu β berichtet. Die Versuche belegen den Zusammenhang zwischen der gewollten und der ungewollten Umlenkung: Mit planmäßigen Umlenkungswinkeln von 0° , 16° und 169° an acht Spanngliedern gleicher Länge wird aus den gemessenen Reibungsverlusten abgeleitet, daß β in der Form

$$\beta = \beta_0 \cdot e^{-C \cdot \alpha_0}$$

darstellbar ist. Dabei ist β_0 der ungewollte Umlenkwinkel pro Meter bei einem geraden Spannglied, α_0 der gewollte Umlenkwinkel pro Meter und C eine Konstante. 1)

Anzumerken ist, daß die Umlenkung $\alpha = 169^\circ$ im Versuch nicht aus einer konstanten Krümmung resultiert, sondern Krümmungen wechselnden Vorzeichens aufweist.

1) Für große α_0 wird β etwa um eine Zehnerpotenz kleiner als

$$\beta = \beta_0 \text{ für } \alpha_0 = 0.$$

Einen Weg zur analytischen Bestimmung des ungewollten Umlenk-
winkels zeigt /16/: Zunächst wird die Biegelinie des vom Frisch-
beton umgebenen Hüllrohrs berechnet. Als statisches System dient
ein Träger mit unendlich vielen Feldern unter Eigenlast und
Auftrieb. Eine alternierende Auflagerverschiebung bildet die
Verlegeungenauigkeit u des Hüllrohrs ab. Sie ist unabhängig vom
Abstand der Hüllrohrstützung zu 7,5 cm (Differenzhöhe zweier
benachbarter Stützungen 1,5 cm) gesetzt; bei kleinen Stützweiten
wird u jedoch begrenzt auf die Durchbiegung infolge einer mitti-
gen Einzellast von 300 N bei doppeltem Stützungsabstand. System
und Belastung sind in Bild 3.8 dargestellt. Unter Beachtung des
Spiels vom Spannglied im Hüllrohr kann nun die Umlenkung des
Spannglieds ermittelt werden (Bild 3.9).

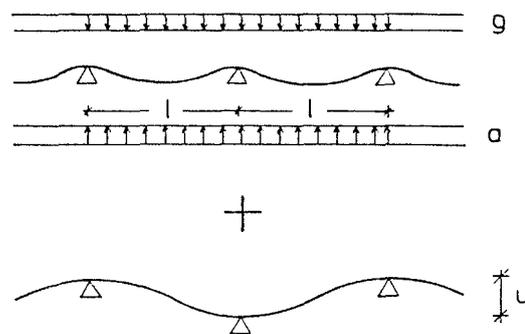


Bild 3.8: System und Belastung zur
Berechnung des ungew. Umlenk winkels

Einflußfaktoren für den ungewollten Umlenk winkel sind demnach:

- die Verlegeungenauigkeit u des Hüllrohrs
- das Hüllrohrspiel h_s
- die Eigenlast g und der Auftrieb a
- die Biegesteifigkeit K
- der Unterstützungsabstand l
- die gewollte Umlenkung $\bar{\alpha}$ bezogen auf den Meter Spannglied-
länge.

Stellvertretend für die Vielzahl möglicher Kombinationen ist in
Bild 3.10 die Summe $\alpha + \beta$ aus gewolltem und ungewolltem Umlenkwin-
kel in Abhängigkeit vom gewollten Umlenk winkel $\bar{\alpha}$ und vom
Stützungsabstand l dargestellt, wie sie sich mit den Vorgaben
nach /16/ für 3 \emptyset 12,2 in Hüllrohr \emptyset 30 errechnet.

Es zeigt sich, daß für große gewollte Umlenkungen die ungewollte Umlenkung zu Null wird. Bei kleinen gewollten Umlenkungen ist $\bar{\alpha} + \beta$ bei gleichbleibender Stützweite nahezu konstant. Der abfallende Bereich für $\bar{\alpha} + \beta$ bei kleinen l und $\bar{\alpha}$ erklärt sich aus der Begrenzung von u .

Das analytische Modell wird durch die Versuche nach /15/ bestätigt, wenn man berücksichtigt, daß durch die Krümmungswechsel im Versuch Bereiche des Hüllrohrs nur kleine Umlenkungen aufwiesen. So können auch bei großen Gesamtumlenkungen zusätzliche ungewollte Umlenkwinkel aufgetreten sein.

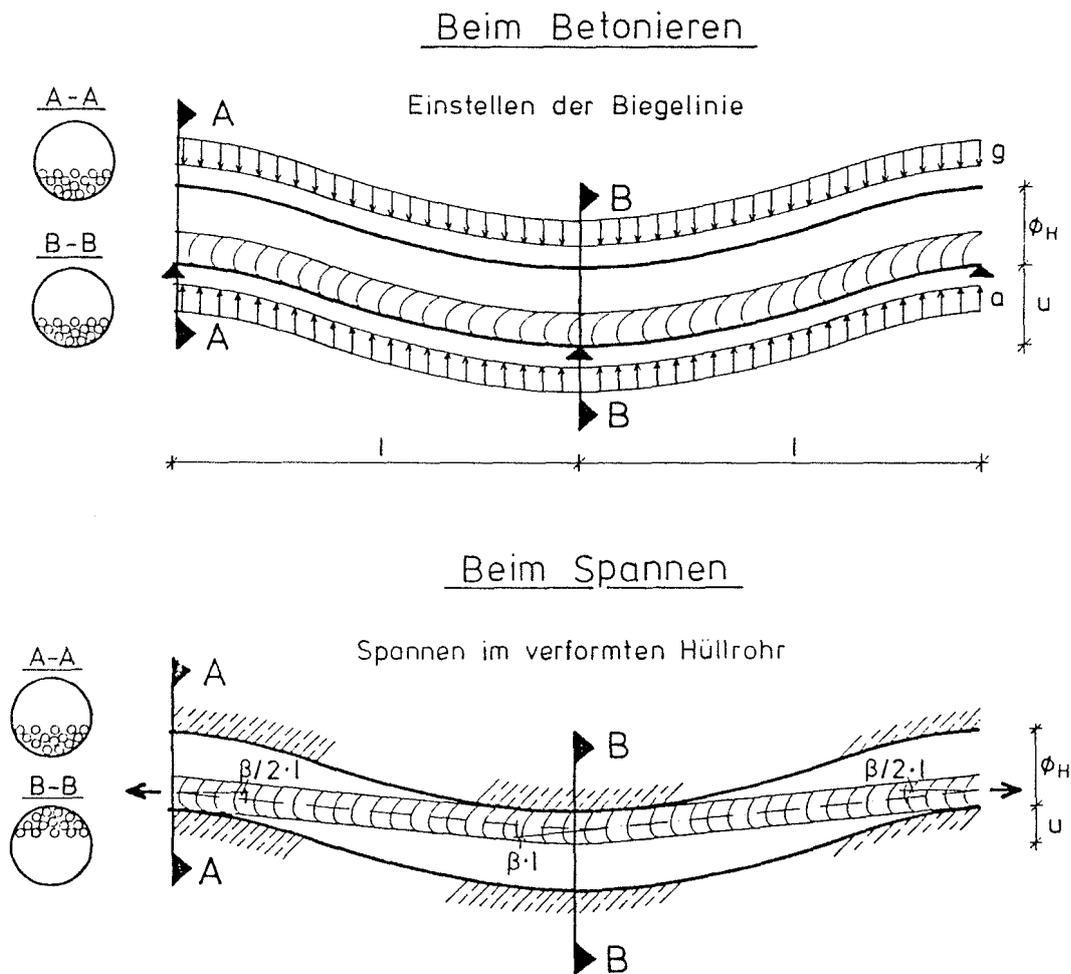


Bild 3.9: Entstehung des ungew. Umlenkwinkels β
(Spannglied beim Betonieren im Hüllrohr)

Verlegeungenauigkeit des Hüllrohrs

In /16/ ist die Verlegegenauigkeit mit $u = \pm 7,5$ mm angenommen. Dies wird begründet mit den in /12/ zusammengestellten Ergebnissen von Messungen auf Brückenbaustellen. Abhängig vom Kontrollaufwand wurden etwa normalverteilte Höhenabweichungen vom Sollwert mit Standardabweichungen von 4 mm (bei sorgfältigem Vermessen und Nachrichten) bis zu 9 mm (bei ausbleibenden Kontrollen) festgestellt. Bei stichprobenartigen Kontrollen und Beseitigen von groben Abweichungen ergab sich die Standardabweichung zu 6 mm.

Über zwei Meßreihen mit insgesamt ca. 1400 Meßwerten wird in /10/ berichtet. Beide Meßreihen weisen im Mittel eine um 0,6 cm zu tiefe Spanngliedlage auf, die Standardabweichungen betragen 9 bzw. 12 mm. In Einzelfällen traten Abweichungen von der Sollage bis zu 6 cm auf. Faßt man beide Reihen zusammen, so ist die Verlegeungenauigkeit mit guter Näherung normal verteilt:

$$m_u = 6,0 \text{ mm (zu tief)}$$

$$\sigma_u = 10,6 \text{ mm}$$

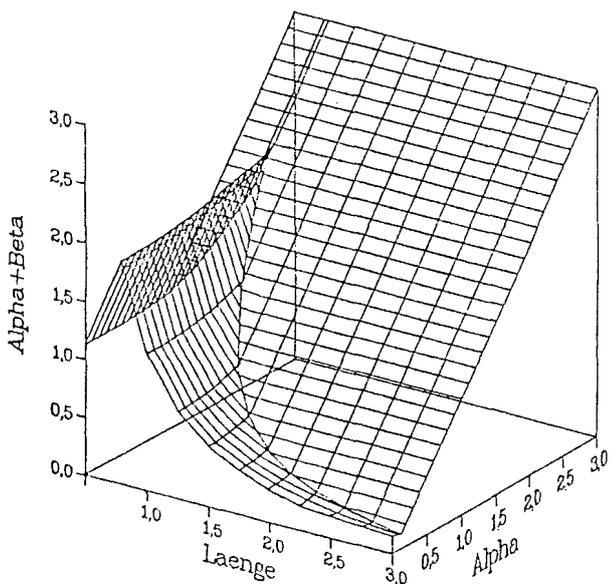


Bild 3.10 Umlenkwinkel in [o/m] in Abhängigkeit vom gewollten Umlenkwinkel in [o/m] und vom Stützungsabstand [m]
 $K = 672 \text{ Nm}^2$, $h_s = 6 \text{ mm}$,
 $u = \pm 7,5 \text{ mm}$, $g+a = 10,4 \text{ N/m}$

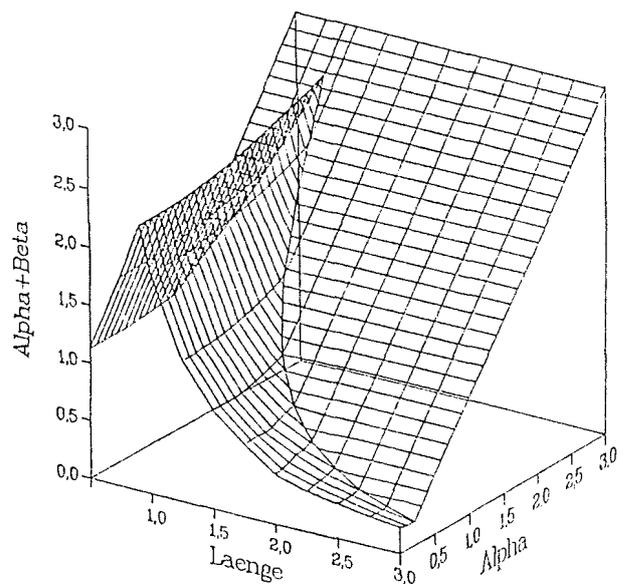


Bild 3.11 Umlenkwinkel in [o/m] in Abhängigkeit vom gewollten Umlenkwinkel in [o/m] und vom Stützungsabstand [m]
 $K = 672 \text{ Nm}^2$, $h_s = 6 \text{ mm}$,
 $u \pm 10 \text{ mm}$, $g+a = 10,4 \text{ N/m}$

Von der Bauteilhöhe sind die Abweichungen von der Sollage nahezu unabhängig. Während die Ungenauigkeiten der Hüllrohlage innerhalb eines Querschnitts eine deutliche gegenseitige Abhängigkeit aufwiesen (i.d.R. eine Tragkonstruktion für mehrere Spannglieder eines Schnitts), ist längs des Hüllrohrs schon bei einem Abstand der Meßpunkte von 1,5 m eine Korrelation kaum noch nachzuweisen.

Der Hinweis in /10/ auf eine - später wegen zu großer Biegerisse abgebrochene - Brücke mit zu hoch liegenden Hüllrohren deutet darauf hin, daß bei einzelnen Bauwerken die mittlere Höhenabweichung systematisch vom oben angegebenen Mittel m_U verschieden sein kann.

Die mitgeteilten Ergebnisse wurden an Hüllrohren vor dem Betonieren gewonnen. Während des Betoniervorgangs ist jedoch damit zu rechnen, daß u.U. Verschiebungen der Hüllrohre auftreten. Demnach bilden die Messungen eine untere Schranke für die am fertigen Tragwerk vorhandenen Abweichungen der Spanngliedlage. Als wahrscheinliche Werte für Mittel und Standardabweichung der vertikalen Verlegeungenauigkeit im Endzustand werden deshalb die gegenüber /12/ ungünstigen Werte von /10/ übernommen:

$$m_U = 6 \text{ mm (zu tief)}$$

$$\sigma_U = 10 \text{ mm}$$

Den Einfluß einer Änderung der Annahme von $u = \pm 7,5$ auf ± 10 mm am Rechenmodell nach /16/ zeigt Bild 3.11 im Vergleich zu Bild 3.10. Längs eines Spannglieds wird keine Korrelation der Ungenauigkeit der Stützungen in Ansatz gebracht. Für die Lageabweichung mehrerer Spannglieder eines Bauteilquerschnitts ist im Einzelfall zu untersuchen, ob wegen gemeinsamer Halterung der Spannglieder eine Korrelation vorhanden ist.

Horizontale Verlegeungenauigkeiten wirken sich im Vergleich zu den vertikalen in der Regel erheblich schwächer wegen der geometrischen Addition von horizontalen und vertikalen Umlenkwinkeln aus. Es wird deshalb angenommen, daß die Wirkung von horizontalen nicht-systematischen Lageabweichungen bereits durch σ_U abgedeckt sei. Davon ausgenommen sind Abweichungen, die sich z.B. aus Vernachlässigung horizontaler Verschwenkungen ergeben.

Eine Bestätigung der These, daß die Spanndrahtanordnung in der Regel der Ideallage nur nahekommt, ist in zahlreichen Schnittbildern von wieder ausgebauten verpressten Hüllrohren zu finden (z.B. /17,18,19/). Bild 3.13 zeigt die Bohrkerne von Spanngliedern aus ca. 10 m langen Einfeldbalken einer Versuchsreihe, die am Institut für Massivbau der TH Darmstadt durchgeführt wurde. Die Schnitte zeigen die Spannsthallage in Feldmitte bei parabelförmiger Spanngliedführung.

Für eine Untersuchung, die die tatsächlichen Verhältnisse möglichst genau abbilden soll, scheint demnach obige Definition von h_s wenig geeignet. Als Hüllrohrspiel wird deshalb im folgenden der Abstand der Schwerpunkte eines im Hüllrohrquerschnitt oben und unten anliegenden Spannstaahlbündels verstanden, der sich mit der größten Wahrscheinlichkeit einstellt. Diese Definition hat gegenüber der ersten den Nachteil, daß zur exakten Bestimmung des Hüllrohrspiels aufwendige Versuche erforderlich sind. Nicht exakte, aber hinreichend genaue Angaben lassen sich aber aus Schnittmodellen extrapolieren, wie sie in /16/ bereits zur Bestimmung der Ideallage benutzt wurden.

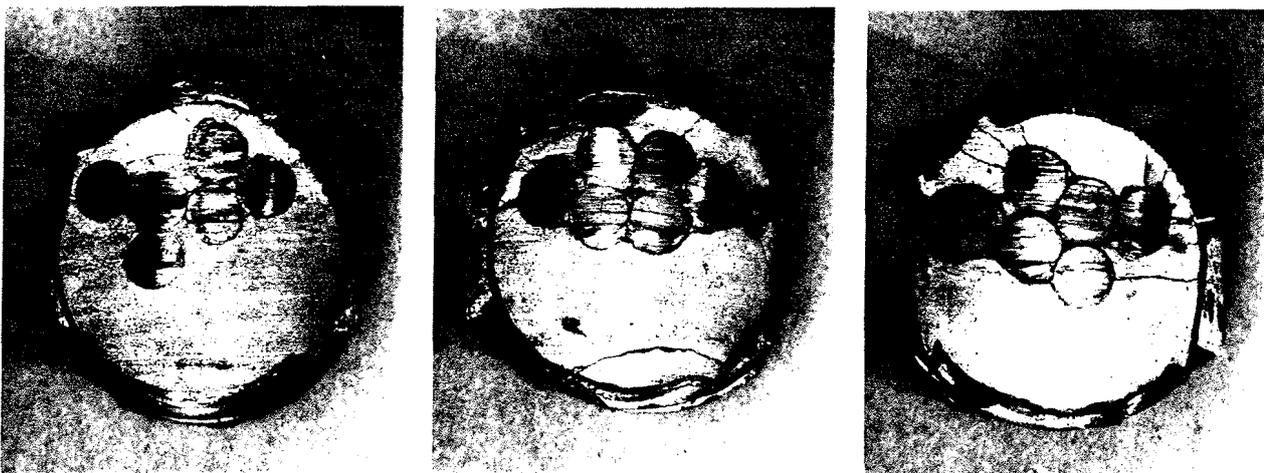


Bild 3.13: Lage der Spanndrähte im Hüllrohr: Feldmitte von 10 m langen Einfeldbalken mit parabolischer Spanngliedführung

Einer statistischen Untersuchung unzugänglich sind die Eindrücke von Hüllrohren, da sie - lokal begrenzt - nur selten in abgebrochenen Spannbetonbauteilen gefunden werden (Bild 16 in /18/). Derartige grobe Fehler sollen daher unberücksichtigt bleiben.

Eigenlast und Auftrieb

Im Vergleich zum Auftrieb a des Hüllrohrs im Frischbeton ist die Eigenlast g des Hüllrohrs und des beim Betonieren eingebauten Spannglieds eine deterministische Größe, die den Angaben der betreffenden Zulassungen oder Herstellerangaben entnommen werden kann.

Der Auftrieb des Hüllrohrs während des Betonierens und Abbindens streut im Vergleich zur Eigenlast stark. Er wird wesentlich von der Rohwichte und der Konsistenz des Frischbetons sowie von der Art der Verdichtung beeinflusst. Es ist zu erwarten, daß sich Betone mit weicher Konsistenz ähnlich einer Flüssigkeit verhalten und eine Auftriebskraft entsprechend dem Produkt aus ihrer Rohwichte und dem verdrängten Volumen erzeugen, während bei steifem Beton nur ein Bruchteil seiner Rohwichte für den Auftrieb wirksam wird.

Acht Versuche zum Auftrieb von Hüllrohren sind in /16/ beschrieben. Für Betone der Konsistenz K3 werden nach einem Rütteldurchgang mittels Tauchrüttler Auftriebskräfte entsprechend 55 bis 101 % der Rohwichte vom Frischbeton aus der Biegelinie des Hüllrohrs rückgerechnet. In einem Fall wurde durch unvorsichtiges Einbringen des Betons das Hüllrohr erheblich nach unten gedrückt, der Auftrieb entspricht in diesem Versuch 39 % .

Die Stützweiten der untersuchten Hüllrohre sind zum Teil mit $l = 4$ m sehr groß. Um die Biegelinie infolge Auftrieb einzustellen, muß das Hüllrohr große Wege im Frischbeton zurücklegen. Da die Bereiche des Betons, die außerhalb des Einflusses vom Rüttler liegen, die Bewegungen des Hüllrohrs behindern, wird der aus der Biegelinie zurückgerechnete Auftrieb kleiner gegenüber den Fällen mit kleinen Stützabständen, die bereits enge planmäßige Festhaltungen aufweisen.

Für die Versuche mit Stützweiten von 2 m (zweifeldrig) und 3 m (einfeldrig) liegt der wirksame Auftrieb für die Betonkonsistenz K3 nach einem Rütteldurchgang zwischen 95 und 101 % der Rohwichte. Nach dem Abbinden des Betons entspricht die Verformungsfigur der durchlaufenden Hüllrohre nur noch einem wirksamen Auftrieb von ca. 75 %. Die der einfeldrigen Hüllrohre bleibt unverändert.

Die nachlassende Auftriebswirkung kann damit erklärt werden, daß der durch den Rüttelvorgang erhöhte Auftrieb des Betons nach dem Rütteln, aber noch vor oder während dem Abbinden, wieder kleiner wird, so daß das durchlaufende Spannglied wieder in die Richtung der ursprünglichen Lage zurückwandert.

Aus einem Versuch mit einem Beton der Konsistenz K2 (Ausbreitmaß 35 cm) errechnet sich der wirksame Auftrieb zu 32 % im ersten, 85 % im zweiten und 103 % im dritten Rütteldurchgang. Durch wiederholte Rütteldurchgänge läßt sich offenbar auch bei einer mittleren Konsistenz etwa der volle Auftrieb aktivieren.

Für durchlaufende Hüllrohre in Betonen mit weich bis flüssiger Konsistenz, wie sie für Spannbetonbauteile die Regel sind, ist demnach damit zu rechnen, daß sie eine Durchbiegung entsprechend Eigenlast und 70 bis 80 % des mit der Rohwichte des Frischbetons ermittelten Auftriebs im abgebundenen Beton beibehalten.

Die Rohwichte des Frischbetons wird in baupraktischen Fällen zwischen 22 und 26 kN/m³ schwanken.

In Bild 3.14 ist der ungewollte Umlenkwinkel für $q = q - a = 20,0$ N/m gegenüber $q = 10,4$ N/m nach Bild 3.10 dargestellt. Für das zugrunde gelegte Spannglied ist das eine Abminderung des Auftriebs um 50 %. Unterschiede im ungewollten Umlenkwinkel zeigen sich nur bei großen Stützweiten, so daß die Empfindlichkeit auf Schwankungen des Auftriebs gering erscheint. Weniger steife Kombinationen von Hüllrohr und Spannglied und Hüllrohren mit größerem Durchmesser erleiden jedoch größere Abweichungen.

Biegesteifigkeit von Hüllrohr und Spannglied

Sofern beim Betoniervorgang das Spannglied bereits im Hüllrohr liegt, ist die wirksame Biegesteifigkeit genügend genau aus der Summe der Einzelsteifigkeiten zu ermitteln. Die Biegesteifigkeit des Spannglieds wiederum ist etwa die Summe der Biegesteifigkeiten der Einzeldrähte (-Litzen), die für die Berechnung des ungewollten Umlenkswinkels im Vergleich zu den anderen Parametern als nicht streuend angenommen werden kann.

Aus der Prüfung von Hüllrohren nach Vornorm DIN 18553 /20/ am Institut für Massivbau der TH Darmstadt läßt sich die Streuung der Biegesteifigkeit von Hüllrohren gleichen Typs mit etwa 10 % angeben. Bei gleichem Innendurchmesser können jedoch zwischen der Biegesteifigkeit der Hüllrohre verschiedener Hersteller Abweichungen von mehr als 100 % auftreten. Diese Abweichungen sind für die Streuung der anzusetzenden Hüllrohrsteifigkeit maßgebend, da in den Zulassungen der verschiedenen Spannverfahren nur der Hüllrohrdurchmesser, nicht aber die Steifigkeit festgeschrieben wird.

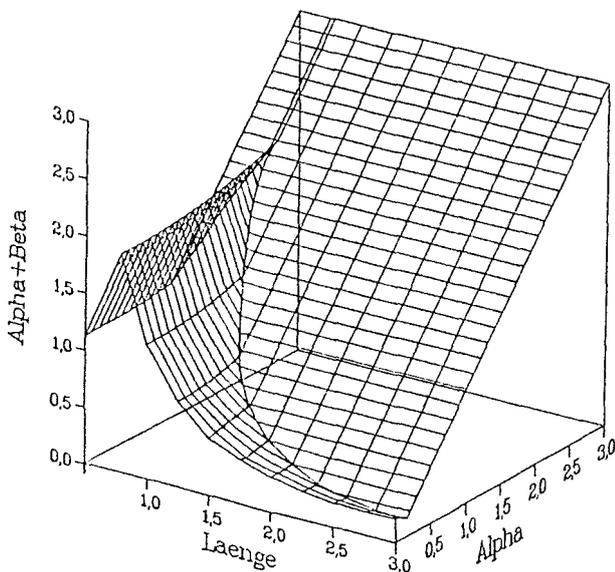


Bild 3.14 Umlenkwinkel in [o/m] in Abhängigkeit vom gewollten Umlenkwinkel in [o/m] und vom Stützungsabstand in [m]
 $K = 672 \text{ Nm}^2$, $h_s = 6 \text{ mm}$
 $u = \pm 7,5 \text{ mm}$, $g+a = 20 \text{ N/m}$

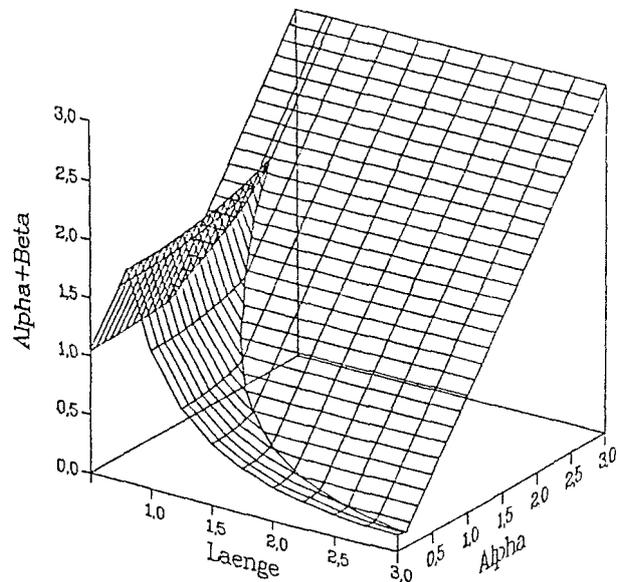


Bild 3.15 Umlenkwinkel in [o/m] in Abhängigkeit vom gewollten Umlenkwinkel in [o/m] und vom Stützungsabstand in [m]
 $K = 722 \text{ Nm}^2$, $h_s = 6 \text{ mm}$
 $u = \pm 7,5 \text{ mm}$, $g+a = 10,4 \text{ N/m}$

Für ein Hüllrohr mit einem lichten Durchmesser von 32 mm liegt nach /16/ die Biegesteifigkeit zwischen $12,2 \text{ Nm}^2$ und $69,2 \text{ Nm}^2$, für den Durchmesser von 80 mm zwischen $77,3 \text{ Nm}^2$ und 415 Nm^2 . Der Einfluß einer Streuung der Biegesteifigkeit K auch in dieser Größe ist jedoch vernachlässigbar, wenn beim Betonieren das Spannglied im Hüllrohr liegt (Bild 3.15 gegenüber Bild 3.10). Im Vergleich zu den kleinen Hüllrohren liegen in den absolut stärker streuenden großen Hüllrohren mehr Spannglieder, die die Gesamtsteifigkeit vergrößern und damit den prozentualen Fehler günstig beeinflussen.

Werden Hüllrohre ohne eingelegte Spannglieder einbetoniert, so wird der Unterschied der Steifigkeit verschiedener Hüllrohrtypen spürbar den ungewollten Umlenkwinkel beeinflussen, so daß in diesen Fällen eine Variation der Hüllrohrsteifigkeit erforderlich wäre.

Unterstützungsabstand des Hüllrohrs

Der Einfluß des Unterstützungsabstandes l ist bei kleinen Umlenkwinkeln α nicht zu vernachlässigen, wie z.B. an Bild 3.10 erkennbar ist. Dabei ist nicht die unbeabsichtigte Ungenauigkeit des Stützabstands im cm-Bereich, sondern die Wahl des planmäßigen Stützabstands entscheidend. Dieser wird in den Zulassungen der Spannverfahren nach oben und unten begrenzt, so daß sich eine mögliche Spanne von 50 cm bis zu 2,5 m als Differenz von Ober- zu Untergrenze ergibt. Aus wirtschaftlichen Erwägungen werden die ausgeführten Stützabstände in aller Regel an der oberen Grenze des zugelassenen Bereiches liegen. Die Verteilung der ausgeführten Stützabstände wird deshalb aus einer zulässigen Obergrenze $\max l$ und einer zulässigen Untergrenze $\min l$ angenommen zu

$$l = \max l - |\Delta l| \quad (l \geq \min l)$$

mit der normalverteilten Größe Δl (begrenzt bei $\pm(\max l - \min l)$):

$$m_{\Delta l} = 0$$

$$\sigma_{\Delta l} = (\max l - \min l)/4$$

Unbeabsichtigte Abweichungen können gegenüber der breiten Spanne der zulässigen Stützabstände vernachlässigt werden. In Kap. 3.3 wird angenommen, daß der planmäßige Stützabstand für alle Hüllrohre eines Bauteils über die gesamte Länge konstant ist (mit Ausnahme der Bereiche vor Verankerungen).

Gewollter Umlenkwinkel

Der gewollte Umlenkwinkel $\bar{\alpha}$ kann in der Berechnung von Vorspannkraft und Ziehweg systematische Abweichungen gegenüber der planmäßig ausgeführten Umlenkung enthalten. So werden u.U. horizontale Verschwenkungen der Spannglieder nicht berücksichtigt, oder es wird für mehrere Spannglieder die Umlenkung aus der gemeinsamen Schwerlinie ermittelt.

Derartige systematische Fehler bleiben in Kap. 3.3 unberücksichtigt, da nicht die Sicherheitselemente einer Bemessung, die aus der Streuung der Vorspannung abgeleitet werden können, sondern unabhängige Kontrollen, wie unabhängige Prüfung der statischen Berechnung, den systematischen Fehlern begegnen sollen.

3.1.3.2 Physikalischer Reibungsbeiwert

Zur Ermittlung des Reibungsbeiwerts bzw. kennwerts von Spanngliedern finden sich in der Literatur zahlreiche Versuchsergebnisse. Eine Zusammenstellung verschiedener Theorien zur metallischen Reibung ist z.B. /21/ zu entnehmen, eine unmittelbar auf die Spanngliederreibung anwendbare Theorie gibt es jedoch nicht: Die Übersicht über Wechselbeziehungen zwischen den Oberflächen der Reibpartner nennt neben elastischer und plastischer Werkstoffverdrängung auch Schneiden, Zerstörung von Oberflächenfilmen bzw. Bildung und Zerstörung von Schweißbrücken.

Wegen der unterschiedlichen Oberflächenbeschaffenheit ist zu erwarten, daß kaltgezogener und vergüteter Stahl ein anderes Reibungsverhalten aufweisen. Zum einen haben kaltgezogene Stähle in der Regel geringere Rauhtiefen als vergütete Stähle, zum

anderen ist die Härte des vergüteten Stahls in seinen oberflächennahen Schichten durch Randentkohlung herabgesetzt, so daß der Reibungsbeiwert von vergütetem Stahl größer sein wird, als derjenige von kaltgezogenem Stahl. Eine Vielzahl von Versuchen bestätigt dies. Ebenfalls auf unterschiedliche Oberflächenbeschaffenheit ist zurückzuführen, daß sich der physikalische Reibungsbeiwert eines korrodierten Stahls gegenüber dem des blanken Stahls mehr als verdoppeln kann.

Dem breiten Spektrum der möglichen Wechselbeziehungen der Reibpartner ist weiterhin zu entnehmen, daß der Reibungsbeiwert in der Regel nicht völlig unabhängig und konstant ist, sondern z.B. eine Abhängigkeit vom Anpressdruck zwischen den beiden Metallen von Spannstahl und Hüllrohr aufweist.

Tabellen 3.3 und 3.4 listen eine Auswahl von Versuchen und Messungen zum Reibungsbeiwert bzw. Kennwert blanker Stähle mit ihren Ergebnissen auf. Wegen mangelnder Vergleichbarkeit wurden darin verschiedene ältere Versuche nicht aufgenommen, so fehlt z.B. die umfangreiche Meßreihe nach /14/, da diese die Haftreibung bestimmt. Besonders hervorzuheben sind die Versuche nach /16/, die mit nahezu 500 Einzelversuchen unter definierten Bedingungen das lokale Reibungsverhalten prüfen. Für das Reibungsverhalten des gesamten Spannglieds sind die Großmodellversuche /13,21,22,23/ besonders aufschlußreich, sie können in der Regel jedoch nur über größere Längen aufintegrierte Effekte zeigen.

Aus den Ergebnissen der Versuche nach den Tabellen 3.3 und 3.4 läßt sich kein gesichertes Reibungsgesetz herleiten. Nach dem jetzigen Erkenntnisstand läßt sich jedoch feststellen, daß der Reibungsbeiwert nur in Ausnahmefällen konstant ist, vielmehr wird sich der Reibungsbeiwert längs eines Spannglieds in der Regel systematisch verändern.

Zur Untersuchung des Einflusses der Reibung auf die Vorspannung wird der Reibungsbeiwert in der Computersimulation nach Kap. 3.3 mit linearer Abhängigkeit vom Anpressdruck und Gleitweg angenommen. Damit soll nicht impliziert werden, daß diese Parameter die einzigen Einflußgrößen zum Reibungsbeiwert sind, vielmehr soll unter Einrechnung einer entsprechenden Streuungsmarge die syste-

matische Änderung der Reibung längs des Spannglieds modelliert werden. Es soll gelten:

$$\mu_0 = (\mu_c + \mu_p \cdot p + \mu_w \cdot w) \cdot \mathcal{L}$$

mit den Konstanten μ_c, μ_p, μ_w , der Anpresskraft p (pro Meter Spanngliedlänge), dem Gleitweg w und einem Rostbeiwert \mathcal{L} . Die Größen μ_c, μ_p, μ_w und \mathcal{L} seien längs des Spannglieds straff korreliert.

Während des Spannens treten temporär und lokal hohe Reibungsbeiwerte auf. Dies ist z.B. dem Mitschrieb von Spannkraft und Ziehweg nach /13/ zu entnehmen (Bild 3.16). Das gleiche Bild zeigt anhand der Kraft am Totanker, daß sich mit genügender Genauigkeit längs des Spannglieds die Spannkraft entsprechend dem mittleren Reibungsbeiwert einstellt. Die längs des Spannglieds unveränderlichen Größen μ_c, μ_p, μ_w beschreiben demnach das Reibungsverhalten in Bezug auf Spannkraft- und Dehnungsverlauf, ohne daß ein längs des Spannglieds veränderlicher Anteil erforderlich wäre. Für die Korrosionsschutzmaßnahmen von Spann Stahl und Hüllrohr wird angenommen, daß diese über die gesamte Länge mit gleicher Sorgfalt ausgeführt werden und daß beispielsweise kein Wasser in Hüllrohrensenken steht (ungleicher Korrosionseinfluß längs des Spannglieds).

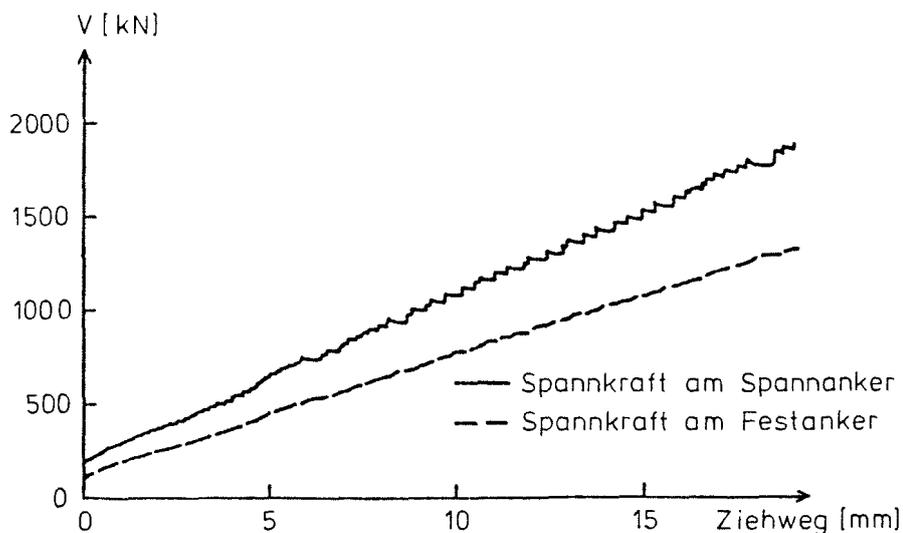


Bild 3.16: Mitschrieb eines Spannvorgangs nach /13/

Es sei besonders darauf hingewiesen, daß die im folgenden angegebenen Standardabweichungen der Linearfaktoren μ_c , μ_p und μ_w nicht als Größen zu verstehen sind, die allein aus der Streuung der Versuchsergebnisse resultieren. Vielmehr sollen diese Standardabweichungen auch die Modellunsicherheiten abdecken, die sich aus den unterschiedlichen Ergebnissen der verschiedenen Versuche ableiten.

Kaltgezogene Stähle

Die Versuchsergebnisse nach Tab. 3.3 zeigen gegensätzliche Tendenzen. Während die Messungen nach lfd. Nr. 2 und 3 mit wachsendem Anpressdruck und Gleitweg abnehmende Reibungsbeiwerte ausweisen, zeigen die Versuche nach lfd. Nr. 6 und 7 gegenläufige Ergebnisse. Versuchsaufbau 5 kann sogar längs des Spannglieds mit wachsendem Anpressdruck sowohl zunehmende als auch abnehmende Reibungsbeiwerte nachweisen. In Versuchsaufbau 4 wird bei konstanter Gleitgeschwindigkeit keine Abhängigkeit vom Anpressdruck festgestellt, es zeigt sich allenfalls eine kaum nachweisbare Abhängigkeit vom Stahldurchmesser (Korrelationskoeffizient 0,39).

Zur Höhe des Reibungsbeiwerts läßt sich der Tabelle entnehmen, daß Litzen größere Verluste als Drähte hervorrufen. Eine Begründung kann neben den niedrigeren Anpressdrücken (größere Kontaktfläche) des Drahtes darin liegen, daß nur beim Draht die Ziehrichtung des Verfestigens mit der Gleitrichtung beim Spannen zusammenfällt. Der Ziehvorgang bewirkt eine gerichtete Glättung, die ein Gleiten in Richtung der Drahtachse bevorzugt.

Es bleibt offen, in wieweit die mehrmaligen Anspannvorgänge unter lfd. Nr. 7 große Ziehwege langer Spannglieder abbilden. Versuche in /21/ ergaben zudem, daß bei wiederholtem Anspannen im Gegensatz zu /13/ eine Abminderung des Reibungskennwertes auftritt. Deshalb wird der Einfluß des Gleitweges im Mittel zu Null angenommen. Unter besonderer Wichtung der neuesten Versuche in Tabelle 3.3 erscheint eine geringe Abhängigkeit der Reibung von der Anpresskraft als gegeben, so daß gesetzt werden kann:

Reibungsbeiwert für Litzen

$\mu_c = 0,14$	$\sigma_{\mu c} = 0,02$	
$\mu_p = 1,5 \cdot 10^{-4}$	$\sigma_{\mu p} = 1,5 \cdot 10^{-4}$	[m/kN]
$\mu_w = 0$	$\sigma_{\mu w} = 0,08$	[1/m]

Reibungsbeiwert für Drähte

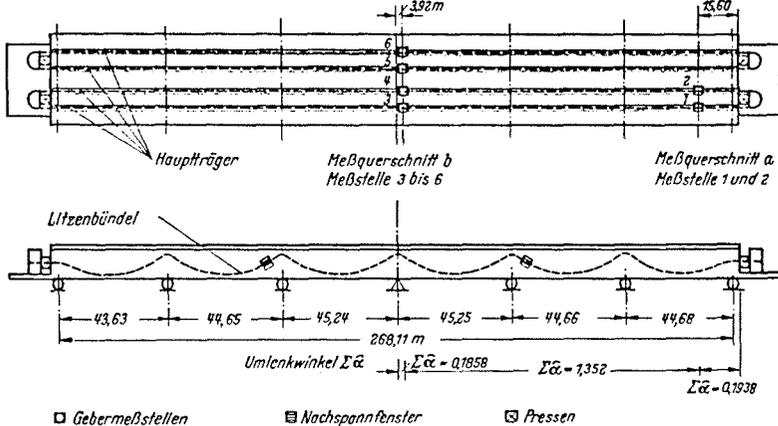
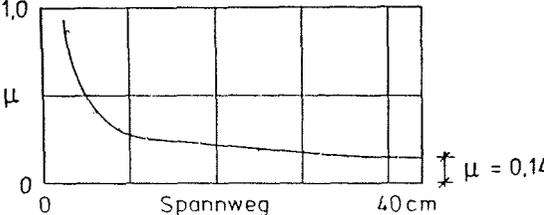
$\mu_c = 0,11$	$\sigma_{\mu c} = 0,01$	
$\mu_p = 1,0 \cdot 10^{-4}$	$\sigma_{\mu p} = 1,0 \cdot 10^{-4}$	[m/kN]
$\mu_w = 0$	$\sigma_{\mu w} = 0,04$	[1/m]

Vergütete Stähle

Tab. 3.4 ist zu entnehmen, daß die aufgelisteten Versuche zu vergüteten Stählen, wie bereits bei kaltgezogenen Stählen, z.T. gegenläufige Ergebnisse liefern. Unterstellt man dem Diagramm unter lfd. Nr. 2 der Tabelle - μ aufgetragen über dem Berührungsanpressdruck - daß dieses nur Gültigkeit für glatte Stähle hat, so kann aber durch Trennung der Versuche in diejenigen zu glatten und die zu gerippten Stählen eine nahezu widerspruchsfreie Ordnung geschaffen werden.

Gerippte Stähle weisen danach mit wachsenden Anpresskräften größer werdende und mit wachsendem Gleitweg kleiner werdende Reibungsbeiwerte auf. Unter lfd. Nr. 1 der Tabelle sind charakteristische Kurven aus den Versuchsergebnissen von Wittfoht /22/ (für gerippte Hüllrohre) aufgetragen, wie sie sich in idealisierter Form aus den Messungen von Vorspannkraft und Gleitwegen ergaben. Über die Länge des Spannglieds sind neben dem Verlauf der Spannkraft unter den verschiedenen Laststufen und dem Verlauf der ermittelten Reibungsbeiwerte auch Orte gleicher Kraft zwischen den Kurven der verschiedenen Laststufen aufgetragen, so daß sich die Abhängigkeit des Reibungsbeiwerts von der Anpresskraft

Tab. 3.3: Reibungsbeiwerte von kaltgezogenem Spannstahl

lfd. Nr.	Lit.	Stahl- sorte	Messungen bei	Untersuchungen, Ergebnisse	Bemerkungen
1	30	Litze	Baustelle	<p>Rückrechnung aus Spannkraft-Spannwegdiagramm: $0,05 \leq \mu \leq 0,20$</p> <p>Rückrechnung aus bezogenem Nachlaßweg zur Ausschaltung des Einflusses vom Formänderungsmodul $\mu \approx 0,17$</p> <p>Mit Einsatz von Schmiermittel</p>	<p>Geordnete Litzen in Blechkästen mit $\kappa \approx 1,0 \rightarrow \mu_0 \approx 0,17$</p> <p>Ann.: $\mu_{\text{Anspann}} = \mu_{\text{Nachl.}}$ $= \text{constant}$</p>
2	15,31	Litze	Baustelle	 <p>Einbau von Dehnungsmeßgeräten zur Ermittlung der Spannkkräfte im Bauwerksinneren, Einsatz von Schmier- mittel</p> <p>μ nimmt mit wachsendem Spannweg ab</p> 	<p>Geordnete Litzen in Blechkästen mit $\kappa \approx 1,0 \rightarrow \mu_0 \approx \mu$</p>

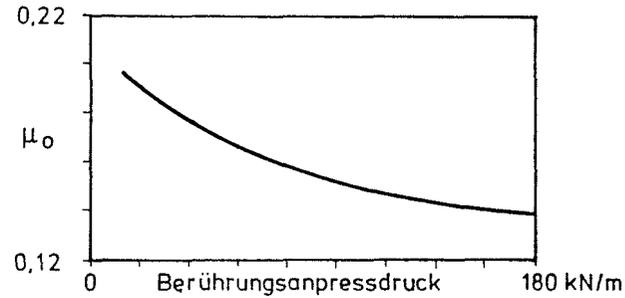
3

25

?

Versuch

μ_0 nimmt mit wachsendem Anpressdruck ab



Hüllrohr	Berührungsanpressdruck	μ_0
fein gewellt	22,5 - 90 kN/m	0,19 - 0,157
grob gewellt	42 - 170 kN/m	0,175 - 0,14

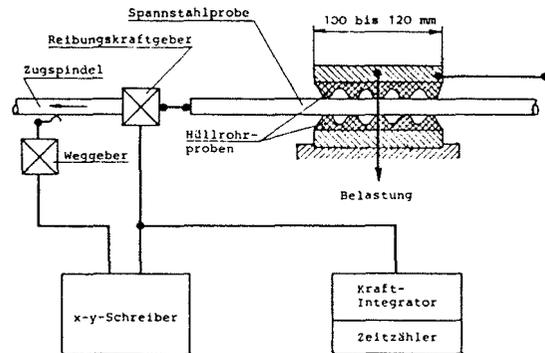
Versuchsaufbau
unbekannt

4

16

glatter
Draht

Versuch



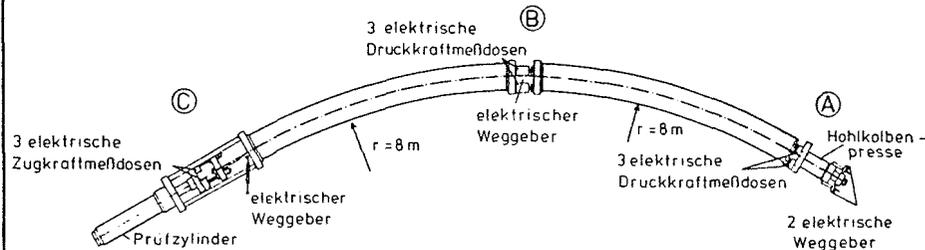
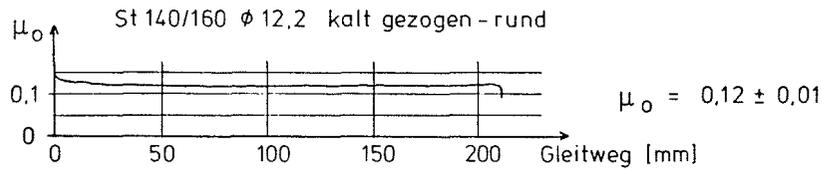
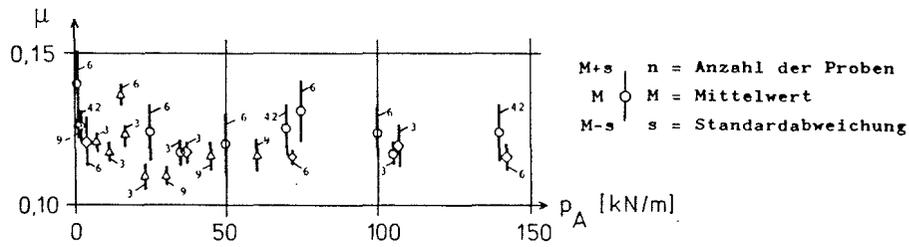
ca 230 Einzelversuche mit konst. Gleitgeschwindigkeit
und verschiedenen Anpreßkräften

Keine Abhängigkeit zwischen μ_0 und Anpressdruck
 μ_0 möglicherweise vom Stahldurchmesser abhängig

5

21

Litze Versuch



Wanderndes Ankerende möglich, um lange Spannglieder zu simulieren

Variation der simulierten Spanngliedlänge, Messung der Reibungsverluste beim Spannvorgang

Im Mittel keine signifikanten Abhängigkeiten zwischen μ , Anpreßdruck und Ziehweg

3 Litzen in einem Hüllrohr:

$\mu = 0,21$, mit $\chi \approx 1,35 \rightarrow \mu_0 = 0,156$

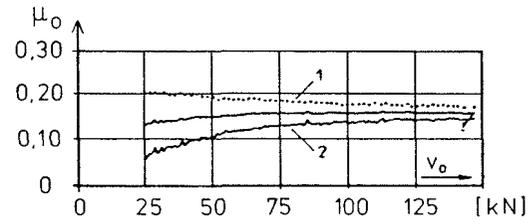
6

23

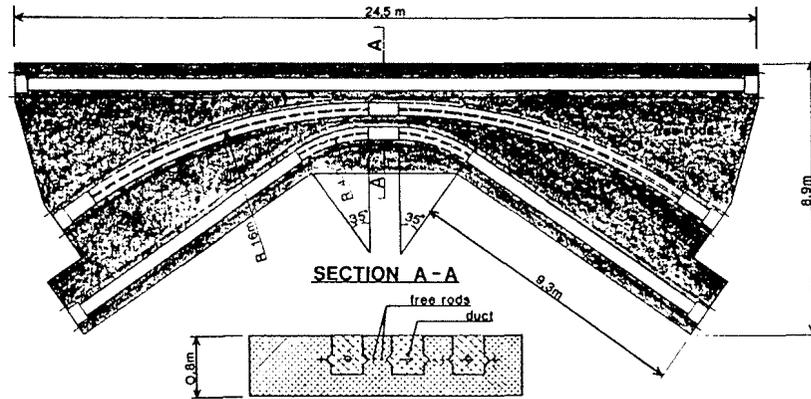
Litze

Versuch

1 Litze im Hüllrohr:



- Mittel
- 1 vordere Spanngliedhälfte
- 2 hintere Spanngliedhälfte



Versuche mit korrodiertem und unkorrodiertem Material
Hüllrohr und Spannstahl blank; ungew. Umlenkwinkel
zwischen 0 und $0,001 \text{ m}^{-1}$:

Radius	Reibungskennwert
16 m	0,17 - 0,15
4 m	0,20

Aus Modellrechnung

$\rightarrow \chi \approx 1,18$

$R = 16 \text{ m}:$

$\mu_0 = 0,125 - 0,145$

$R = 4 \text{ m}:$

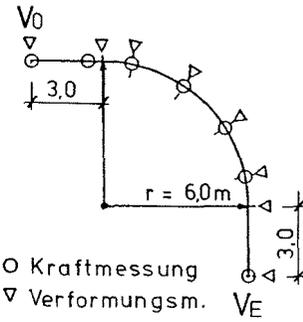
$\mu_0 = 0,17$

7

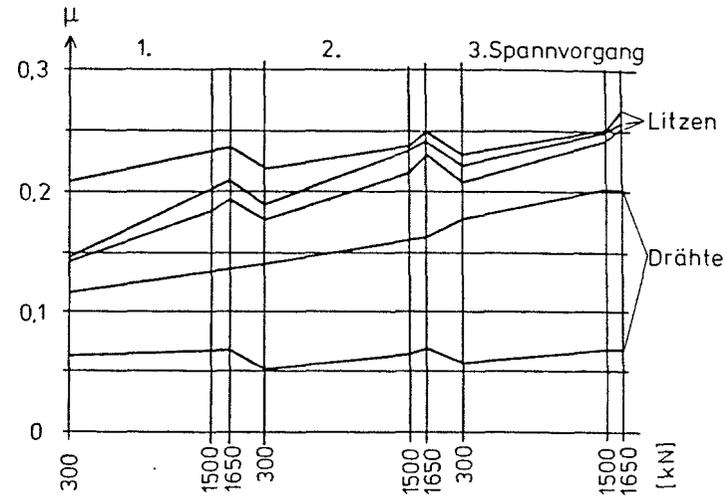
13

Litze

Versuch



Variation des Anpreßdruckes,
mehrmaliges Spannen



μ wächst mit steigendem Anpreßdruck
 μ wächst mit der Zahl der Spannvorgänge

(proportional zur Kraft im Spannglied) und dem Gleitweg ablesen läßt. In Bild 3.17 sind aus diesem Diagramm gewonnene Kurven für konstanten Gleitweg bzw. konstante Kraft dargestellt, die den Einfluß der einzelnen Größen auf die Versuchsergebnisse verdeutlichen.

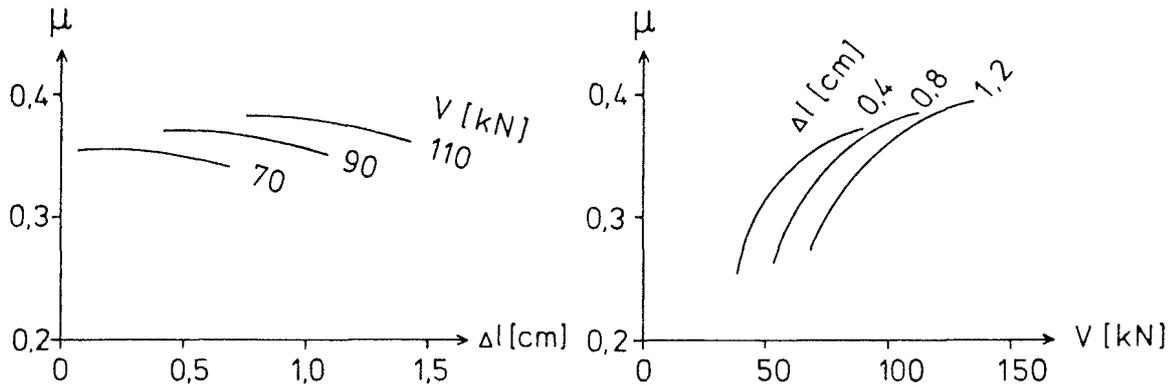


Bild 3.17: Reibungskennwerte nach Versuchen aus [22]

In /16/, lfd. Nr. 3 der Tabelle, findet sich ein als typisch bezeichnetes Reibungsdiagramm eines gerippten Stahls, das ebenso Auskunft über den Zusammenhang zwischen Reibung und Gleitweg gibt. Es zeigt sich eine deutliche Abnahme von μ mit zunehmendem Gleitweg.

Systematisch untersucht werden die Einflüsse von Gleitweg und Anpresskraft in /21/, lfd. Nr. 4 der Tabelle. Das Reibungsverhalten wird danach wesentlich beeinflusst von der Ausbildung der Stahlrippen, in der Tendenz bleiben jedoch die Abhängigkeiten erhalten, wie sie in Tab. 3.4 am Beispiel von Stählen flach 40 wiedergegeben werden. Kleine Gleitwege und große Anpresskräfte wirken ungünstig auf das Reibungsverhalten.

Aus den Ergebnissen der tabellierten Versuche werden die Linearfaktoren zur Beschreibung des Reibungsbeiwerts für Spannstahl flach 40 wie folgt angenommen:

$$\begin{array}{ll} \mu_C = 0,28 & \sigma_{\mu C} = 0,05 \\ \mu_p = 10 \cdot 10^{-4} & \sigma_{\mu p} = 4,0 \cdot 10^{-4} \quad [\text{m/kN}] \\ \mu_W = -1,5 & \sigma_{\mu W} = 0,50 \quad [1/\text{m}] \end{array}$$

Anhand der Versuchsergebnisse zu glatten vergüteten Stählen ist abzulesen, daß Gleitweg und Anpresskraft nicht die alleinigen Einflußparameter der Spanngliedreibung sind. Unter lfd. Nr. 3 der Tabelle 3.4 wird nach /16/ die Korrelation von Reibungsbeiwert und Stahldurchmesser nachgewiesen. Der Zusammenhang von Reibung und Berührungsanpressdruck nach lfd. Nr. 2 erklärt dieses Phänomen, wenn man berücksichtigt, daß bei gleicher Umlenkraft mit wachsendem Stahldurchmesser die Kontaktfläche zwischen Stahl und Hüllrohr größer wird, und damit - wegen kleiner werdendem Anpressdruck - der Reibungsbeiwert anwächst. Unerklärt bleibt dann, daß allein der Stahl $\varnothing 16$ mit wachsender Anpresskraft auch einen wachsenden Reibungsbeiwert aufweist.

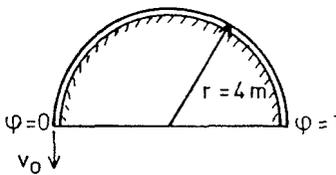
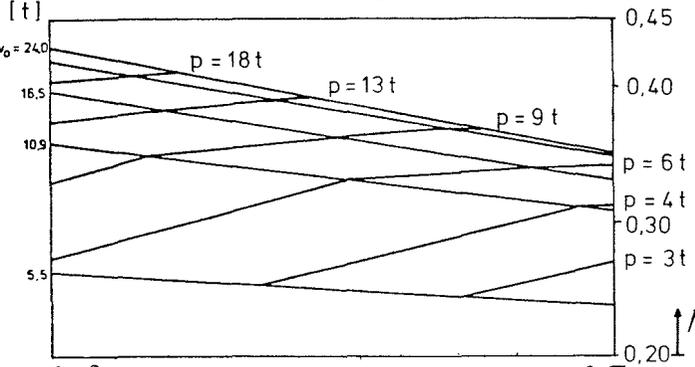
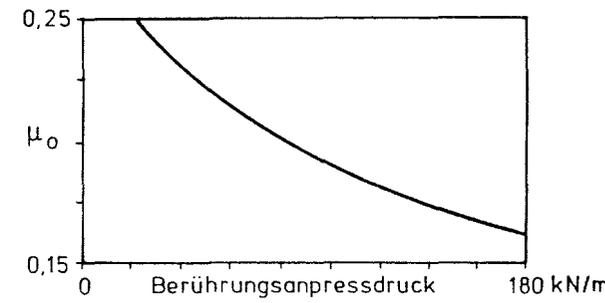
Anhand des Stahles $\varnothing 12,2$ zeigt sich eine gute Übereinstimmung in den unter lfd. Nr. 3 und 4 dargestellten Ergebnissen, so daß für vergütete Stähle mit Durchmessern zwischen 10 und 14 mm die Reibungswerte wie folgt angegeben werden können:

$$\begin{array}{ll} \mu_C = 0,25 & \sigma_{\mu C} = 0,05 \\ \mu_p = -2 \cdot 10^{-4} & \sigma_{\mu p} = 0,8 \cdot 10^{-4} \quad [\text{m/kN}] \\ \mu_W = -0,1 & \sigma_{\mu W} = 0,05 \quad [1/\text{m}] \end{array}$$

Rostbeiwert

Über die wohl umfangreichste Meßreihe zur zeitabhängigen Spanngliedreibung wird in /24/ berichtet. Bild 3.18 gibt die Reibungskennwerte wieder, wie sie in Abhängigkeit vom Alter der Spannglieder beim Spannen aus 2000 Spannvorgängen rückgerechnet wurden. Die zu den verschiedenen Zeitpunkten gehörigen Standardabweichungen der Reibungskennwerte bewegen sich im Bereich um 0,5. Es zeigt sich zunächst ein rasches Anwachsen des Reibungs-

Tab. 3.4: Reibungsbeiwerte von vergütetem Spannstahl

lfd. Nr.	Lit.	Stahl-sorte	Messungen bei	Untersuchungen, Ergebnisse	Bemerkungen
1	22	oval, gerippt	Versuch	<p>Stufenweises Vorspannen Messen der Spanngliedverschiebung längs des Spannglieds, Messung der Vorspannkraft</p>  <p>μ wächst mit steigendem Anpressdruck p μ wird kleiner mit größer werdendem Gleitweg</p> 	
2	25	allg.	Versuch	<p>μ_0 nimmt mit wachsendem Anpressdruck ab</p> 	<p>Versuchsaufbau unbekannt (Diagramm und Tabelle offenbar für glatte Stähle)</p>

3

16

rund, Versuch
glatt

Hüllrohr	Berührungsanpressdruck	μ_0
fein gewellt	22,5 - 90 kN/m	0,255 - 0,220
grob gewellt	42 - 170 kN/m	0,233 - 0,170

Sigma-Spannstahl oval, gerippt:

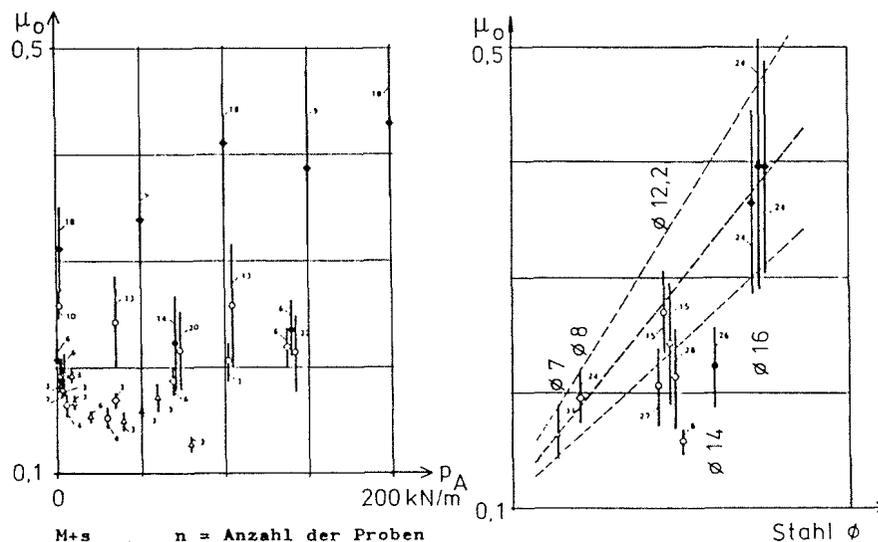
Glattes Hüllrohr, Draht flachkant: $\mu_0 = 0,23$

Glattes Hüllrohr, Draht hochkant: $\mu_0 = 0,30$

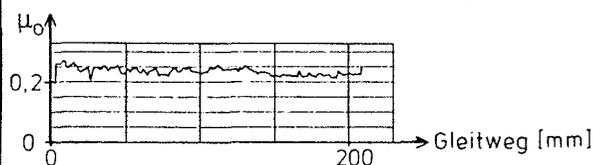
Rundbündel: $\mu_0 = 0,26$

Bei großen Stahldurchmessern scheint Abhängigkeit zwischen μ_0 und Anpressdruck p_A gegeben, μ_0 ist abhängig vom Stabdurchmesser

Versuchsaufbau wie unter Tab. ca 250 Einzelversuche



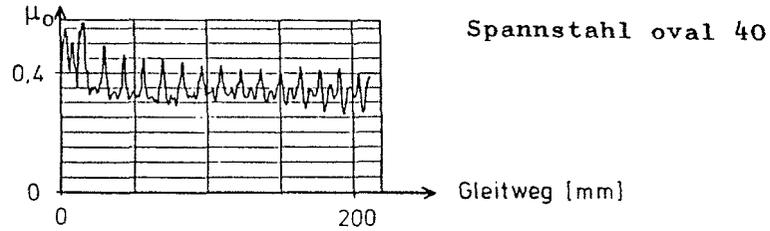
M+s n = Anzahl der Proben
M M = Mittelwert
M-s s = Standardabweichung



ϕ 6-8 $\mu_0 = 0,18 \pm 0,04$
 ϕ 9-14 $\mu_0 = 0,22 \pm 0,05$
 ϕ 16 $\mu_0 = 0,38 \pm 0,08$

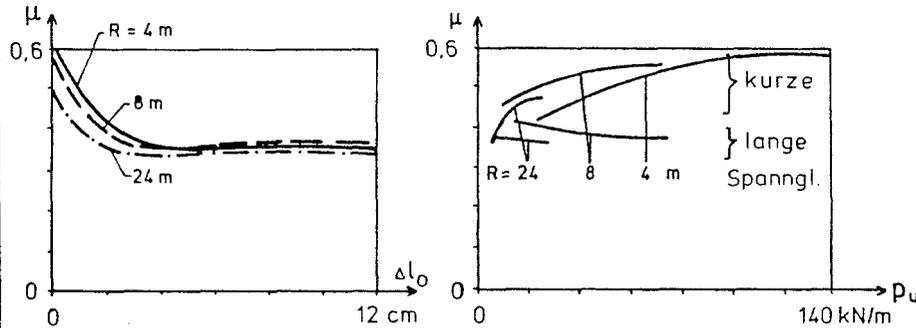
oval,
gerippt

flach,
gerippt



Deutliche Abhängigkeit des Reibungsbeiwerts vom Anpreßdruck und Gleitweg bei Versuchen an Spannstählen flach 40. Abhängigkeiten bei großen Gleitwegen von Spannstahl flach 114 schwach erkennbar.

16 flach 40 in Hüllrohr $\phi_i = 50$ mm:



$\chi \approx 1,25$ nach Analogieverfahren $\leadsto \mu_0 = 0,30 - 0,46$

$\chi \approx 1,7$ nach Versuchen $\leadsto \mu_0 = 0,22 - 0,34$

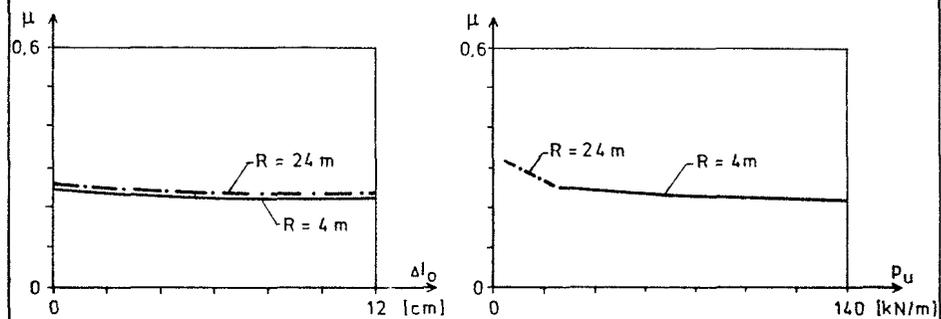
Reibungsbeiwerte werden nicht näher untersucht

Versuchsaufbau wie unter Tab. verschiedene Radien

rund,
glatt

Die Abhängigkeit des Reibungsbeiwerts ist schwach ausgeprägt. Mit wachsender Vorspannung fällt der Reibungsbeiwert.

6 \varnothing 12,2 in Hüllrohr $\varnothing_i = 50$ mm



$\kappa \approx 1,10$ nach Versuchen $\sim \mu_0 = 0,20 - 0,28$

$\kappa \approx 1,23$ nach Krafteck $\sim \mu_0 = 0,18 - 0,25$

kennwerts über die Zeit, beim Erreichen des 1,35-fachen Wertes von $t = 0$ flacht die Kurve auf einen nahezu horizontalen Ast ab. Ob und in welcher Form Korrosionsschutzmaßnahmen getroffen wurden ist nicht bekannt, es ist jedoch anzunehmen, daß der Zeitmaßstab mit der Güte des Schutzes veränderlich ist. Die verwendete Stahlsorte wird nicht genannt.

Fritz berichtet über Versuche zum Rostbeiwert in /25/. Eine leichte Verrostung erhöht danach die Reibung von warmgewalztem Stahl um das 1,35 bis 1,44-fache. Mit wachsendem Anpressdruck zeigt sich eine Abnahme des Rostbeiwerts, durch mehrmaliges Spannen kann ebenfalls eine günstige Wirkung erzielt werden. Allgemein gibt Fritz für Spannstahl mit Flugrost den Rostbeiwert $\rho = 1,3$ und für Spannstahl mit starkem Rost (mit ausgeprägter Narbenbildung) $\rho = 1,8$ an.

Vergleichsversuche zu den Reibungsmessungen blanker Stähle (vergl. Tab. 3.3, 3.4) weisen in /16/ aus, daß sich bei trockenem Flugrost die Reibungsbeiwerte kaltgezogener Stähle um den Faktor 3, die vergüteter Stähle um den Faktor 1,6 erhöhen. Für nassen

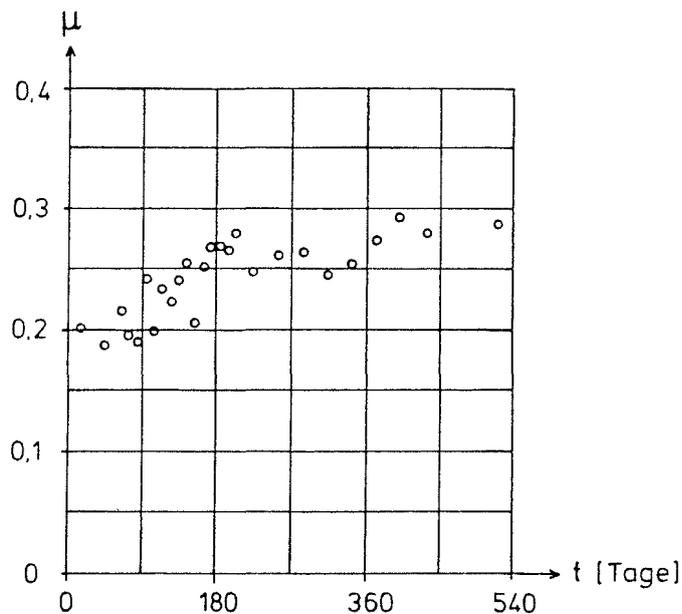


Bild 3.18: Rückgerechneter Reibungskennwert inkl. Rostbeiwert nach [24]

Flugrost werden die Faktoren 2 bzw. 1,3 mitgeteilt. Auf die glatte Oberfläche und auf Rückstände von Zieh fett wird zurückgeführt, daß die kaltgezogenen Stähle langsamer von Rost befallen wurden als die vergüteten. Beide Stahlsorten vermindern mit wachsendem Gleitweg den Rostbeiwert, dabei wird der höhere Rostbeiwert des kaltgezogenen Stahls schneller abgebaut.

In /23/ wird nicht nur der Zustand des Stahls sondern auch der des Hüllrohrs variiert (vergl. Tab. 3.3). Bei einem Umlenkradius von 4 m zeigte sich für blanke Litzen in einem verrosteten Hüllrohr ein 1,6-facher Reibungskennwert gegenüber dem des unkorrodierten Materials. Ein verrostetes Spannglied aus Litzen erhöhte bei einem Umlenkradius von 16 m den Reibungskennwert auf den 2,6-fachen Wert des blanken Stahls. Inwieweit der Unterschied zwischen den Faktoren aus der von Fritz festgestellten Abhängigkeit vom Anpressdruck oder aus der Tatsache resultiert, daß einmal das Hüllrohr und einmal der Spann Stahl korrodierten, bleibt offen.

Zwei Einzelversuche mit Litzenspanngliedern bestätigen die Versuchsreihen. In /21/ wird eine Steigerung des Reibungskennwerts infolge Korrosion am Spannglied um mehr als das Doppelte, in /26/ infolge Korrosion im Hüllrohr um etwa das 1,8-fache beobachtet.

Die genannten Versuche zeigen, daß Korrosion am Spannglied bzw. im Hüllrohr die Reibungsverluste beim Vorspannen erheblich vergrößern. Die Größe des Rostbeiwerts ist abhängig vom Anpressdruck, Gleitweg und von der Stärke des Rostbefalls, die wiederum zeitabhängig ist. Dominierender Parameter ist der Rostbefall, so daß auf eine von Anpressdruck und Gleitweg abhängige Darstellung des Rostbeiwerts verzichtet werden kann. Da keine Untersuchungen zum Zustand der Spann stähle beim Spannen vorliegen, wird für Computersimulation angenommen, daß im Mittel

jedes 20. Spannbetonbauteil

mit angerosteten Spann stählen bzw. Hüllrohrinnenwänden vorgespannt wird. Der Rostbeiwert kann anhand der Versuchsergebnisse für diese Bauteile wie folgt angesetzt werden:

Vergütete Stähle: $m_{\varphi} = 1,4$ $\sigma_{\varphi} = 0,2$

$\varphi \geq 1$

Kaltgezogene Stähle: $m_{\varphi} = 2,0$ $\sigma_{\varphi} = 0,5$

3.1.3.3 Klemmbeiwert

Mit der Zahl der Spanndrähte (-Litzen) erhöht sich in der Regel in einem runden Hüllrohr auch der Reibungskennwert: Die Summe der Anpresskräfte A_i , die senkrecht zur Gleitfläche wirken, ist größer als die Summe der Umlenkkräfte U_i , aus der der Reibungsverlust bestimmt wird (Bild 3.19). Der Reibungskennwert des Spannglieds steigt demnach bei konstantem physikalischem Reibungsbeiwert gegenüber dem Reibungsbeiwert des Einzeldrahts im Verhältnis

$$\chi = \frac{\sum A_i}{\sum U_i}$$

Dieses Verhältnis wird als Klemmbeiwert bezeichnet, es gibt den über alle Drähte eines Spannglieds gemittelten Zuwachs der Anpresskraft gegenüber der des Einzeldrahts an. Der Reibungskennwert ist dann

$$\mu = \chi \cdot \mu_0$$

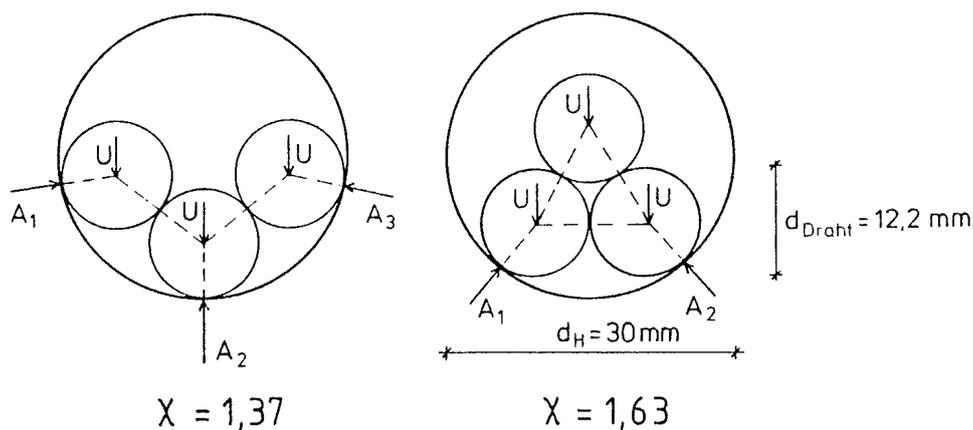


Bild 3.19: Klemmbeiwert: Streuung längs des Spannglieds möglich

Die Summe der Anpresskräfte im Hüllrohr ist mit der Lage der Drähte veränderlich, d.h. mit der Lage der Drähte streut auch der Klemmbeiwert (Bild 3.19). Neben der begrenzten Zahl stabiler Lagen nach den zweidimensionalen Schnittmodellen treten dabei auch räumlich stabile Anordnungen auf, die z.B. durch "Zopfbildung" oder Umordnung der Drähte entstehen (Bild 3.20).

Ist der physikalische Reibungsbeiwert nicht konstant, sondern vom Anpressdruck zwischen Draht und Hüllrohr abhängig, so genügt das Verhältnis der Summen aus Anpress- und Umlenkkraften nur im Sonderfall einer linearen Abhängigkeit zwischen dem Reibungsbeiwert μ_0 und der Anpresskraft p zur Beschreibung der reibungserhöhenden Wirkung. Mit den Konstanten μ_c und μ_p ist

$$\mu_0 = \mu_c + \mu_p \cdot p$$

Mit χ nach obiger Definition und der Umlenkkraft u läßt sich wegen $p = \chi \cdot u$ schreiben

$$\mu = \chi (\mu_c + \chi \cdot \mu_p \cdot u)$$

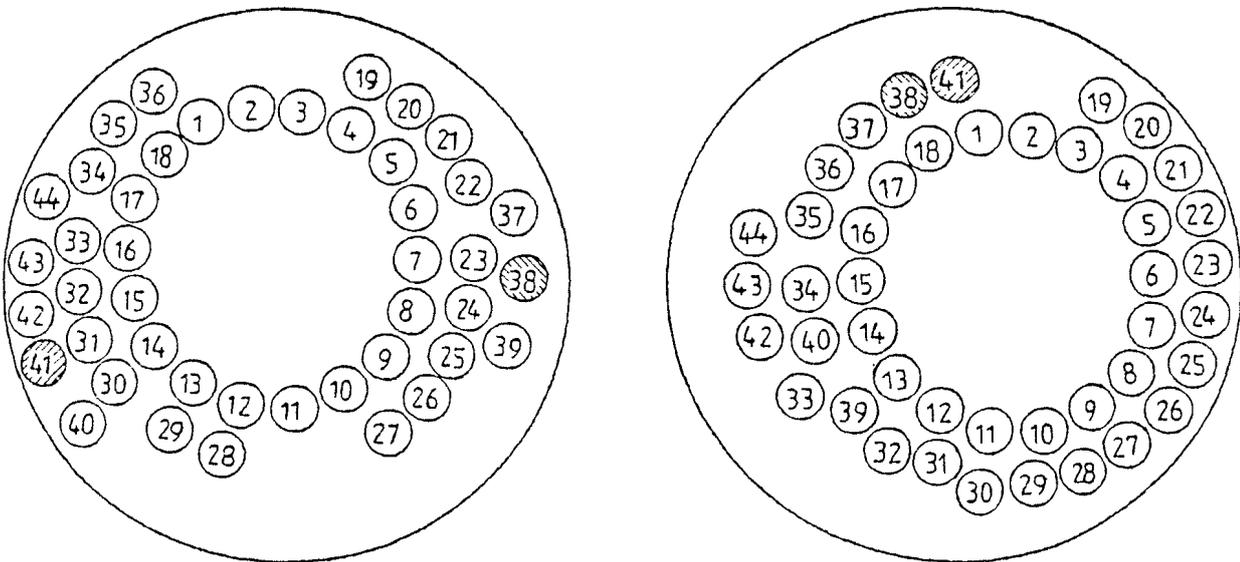


Bild 3.20: Umordnung von Spanndrähten in 1,3 m Abstand aus [27]

Bei nicht-linearer Abhängigkeit zwischen μ_0 und p ist die strikte Trennung von Klemmbeiwert und Reibungsbeiwert nicht mehr möglich. In /21/ wird deshalb das Verhältnis vom Reibungskennwert eines Spannglieds zum Reibungsbeiwert des Einzeldrahts als Klemmbeiwert bezeichnet. Der so definierte Klemmbeiwert kann jedoch ausschließlich aus Reibungsversuchen am gesamten Spannglied und am Einzeldraht ermittelt werden.

Versuche in /21/ mit unterschiedlichen Stählen bestätigen insgesamt das Modell zur Reibungserhöhung bei Spannbündeln gegenüber dem Einzeldraht. Bei ausgeprägter Abhängigkeit des Reibungsbeiwerts vom Anpressdruck wurden geringe systematische Abweichungen festgestellt, einzig Spannbündel aus Stählen flach 40 zeigten erhebliche Abweichungen, die mit der Scharfkantigkeit des Stahls erklärt werden.

Während der Reibungsbeiwert Abweichungen vom Sollwert aufweisen kann, die längs des Spannglieds eine straffe Korrelation zeigen, ändert sich der Klemmbeiwert längs des Spannglieds ohne Systematik. Spannglieder mit einer starken konstanten Krümmung werden geringere Änderungen des Klemmbeiwerts aufweisen als Spannglieder, die wegen eines ungewollten Umlenk winkels auf kurzen Wegen Krümmungswechsel erleiden. Wegen der Tendenz zur Ausmittelung reagiert der Spannkraftverlauf gutmütig auf die Streuung des Klemmbeiwerts.

Eine Streuung des Klemmbeiwerts wird daher nicht in Ansatz gebracht. Um systematische Abweichungen zu vermeiden, wird - sofern erforderlich - der mittlere Klemmbeiwert durch Versuche an Schnittmodellen ermittelt.

3.1.4 Vorspannkraft

Zur Vorspannung, d.h. zur kontrollierten Krafteinleitung bedarf es eines besonderen Aufwands, um eine befriedigende Aussagefähigkeit der Kontrollmessungen zu erzielen. DIN 4227 /9/ schreibt daher vor, daß die Spannvorrichtungen in der Regel halbjährlich zu prüfen sind und bei einer Anzeigengenauigkeit von mehr als $\pm 5 \%$ (im Bereich der entgültigen Spannkraft) nicht weiter verwendet werden dürfen. Die Erläuterungen zu DIN 4227 /28/ beschränken bei Eigenüberwachung die tolerierte Abweichung auf $\pm 2,5 \%$ gegenüber der Erstuntersuchung bei einer amtlichen Prüf-anstalt. Damit soll den möglichen Fehlern der Prüfeinrichtung Rechnung getragen werden. Diese ist jährlich einer amtlichen Prüfung zu unterziehen und darf keine relativen Anzeigefehler über $\pm 2 \%$ aufweisen.

Zur Abschätzung des mittleren Fehlers in der Vorspannkraft stellte die Spannabteilung eines Bauunternehmers mit eigenem Spannverfahren Daten ihrer Eigenüberwachung zur Verfügung. Es wurden acht Spannpressen mit einer maximalen Spannkraft zwischen 690 und 1700 kN ausgewählt. Bei den Pressen handelt es sich ausschließlich um Hohlkolbenpressen; die Eigenüberwachung entspricht dem in /28/ beschriebenen Verfahren. Die Spannkraft wird aus der Manometerablesung an der Presse ermittelt.

Die Ergebnisse der 35 Überprüfungen sind für die prozentuale Abweichung bei Laststufen im Bereich von ca. 80 bis 90 % der Höchstlast in Bild 3.21 aufgetragen. Bei einem Mittel von $-0,06 \%$ ist die Standardabweichung $1,1 \%$. In den mittleren Laststufen ist die prozentuale Abweichung geringfügig größer.

Den Prüfprotokollen ist der Fehler aus der letzten amtlichen Prüfung der Kraftmeßdose vor der Pressenprüfung zu entnehmen. Bei sechs Beobachtungswerten errechnet sich der mittlere Fehler zu $-0,1 \%$, die Standardabweichung zu $0,8 \%$. Unter Prüfbedingungen wird demnach der prozentuale Fehler gegenüber der Sollkraft eine Standardabweichung im Bereich von

$$\sigma = \sqrt{1,1^2 + 0,8^2} \approx 1,4 \%$$

aufweisen.

Um den Streuungen unter Baustellenbedingungen gerecht zu werden, ist zu dieser Größe ein Zuschlag zu machen, der leichten Verkan- tungen am Spannanker gegenüber Prüfbedingungen ohne Verspannungen (Prüfung auf Kalotte) Rechnung trägt. Weiterhin entspricht der Spannvorgang einer Einzelmessung, während die Prüfergebnisse aus drei Messungen gemittelt werden. Die Streuung dieser drei Messun- gen ist demnach eine untere Schranke für den Zuschlag, um von den Prüfergebnissen auf den Fehler im Gebrauch zu schließen. Als konservative Abschätzung des Zuschlags wird die größte Streuung der Einzelergebnisse der 35 Pressenüberprüfungen von 10 kN bei etwa 1500 kN Prüfkraft verdoppelt, so daß letztlich die Standard- abweichung des prozentualen Fehlers unter Baustellenbedingungen zu

$$\sigma = \sqrt{1,4^2 + 1,3^2} = 1,9 \% \approx 2,0 \%$$

wird. Diese Streuung kann für einen Lastbereich von mittlerer bis zu maximaler Pressenkraft in Ansatz gebracht werden. Der mittlere Fehler ist etwa Null.

Eine Bestätigung dieses Werts findet sich in den Vorarbeiten zur Eigenüberwachung eines weiteren Spannverfahrens mit Pressenkraf- ten bis 2600 kN. Dort wird die Prüfung durch Auftragen einer Kennlinie - Pressenkraft in Abhängigkeit des am Manometer abge-

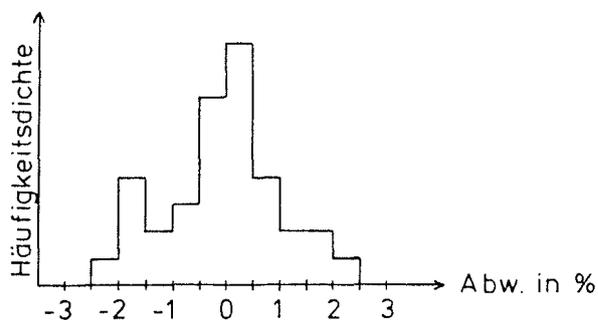


Bild 3.21: Eigenüberwachung von Spannpressen:

Histogramm der prozentualen Kraftabweichung

(ohne Streuung der Prüfapparatur)

lesenen Drucks - und Vergleich mit einer Annahmekennlinie vorgenommen. Diese Annahmelinie wurde in einer Versuchsreihe aus den extremalen Meßwerten gewonnen und läßt im Bereich der zulässigen Kraft des Spannglieds im Gebrauchszustand eine Abweichung von $\pm 2,4$ %, bei 1,25-facher Kraft eine Abweichung von $\pm 1,9$ % zu. Unter der Annahme, daß die Extrema der Versuchsreihe einer Fraktile von weniger als 5 % entsprechen, liegt die Standardabweichung des prozentualen Fehlers bei Prüfbedingungen unter 1,5 % bzw. 1,2 %.

Neben zufälligen Abweichungen der Pressenkräfte sind offenbar systematische Abweichungen möglich: In DIN 4227 wird bei Öldruckpressen eine Berücksichtigung der Temperaturschwankungen gefordert. Nach den Angaben eines Herstellers von hydraulischen Spannpressen erfolgen die Temperaturschwankungen so langsam, daß diese für die Druckmessung ohne Bedeutung bleiben. Der hydraulische Spannvorgang ist quasi-statisch, so daß die Abweichungen aus Ablesefehlern und Fehlern der Druckmeßgeräte gegenüber derartigen Effekten überwiegen.

Zur Prüfung des Temperatureinflusses wurde am hiesigen Institut ein vollständiges Spannaggregat bei unterschiedlichen Temperaturen geprüft. Spannpresse und Pumpaggregat wurden mit einem ca. 5 m langen Druckschlauch verbunden. Gemessen wurde die Kraft der Hohlkolbenpresse an einem Dynamometer und der Öldruck an der Pumpe über ein Manometer. Damit sollten eventuelle Temperatureinflüsse auf die Reibung im Schlauch erfaßt werden. Nach Prüfung dieses Aufbaus bei Raumtemperatur ($+ 18^{\circ}\text{C}$), wurde er in einer Klimakammer auf -12°C abgekühlt und wiederum geprüft. Ein Versuch bei -30°C scheitert, da der Bedinhebel der Pumpe fest saß. Wegen der geringen Tragfähigkeit des Versuchsaufbaus wurde die Presse nur im unteren Drittel ihrer Tragkraft belastet.

Bild 3.22 zeigt die Auswertung des Versuchs. Bei einer Temperaturdifferenz von 30 K zeigen sich Abweichungen in der Größe der Ablesegenauigkeit des Manometers, so daß die Herstellerangaben eine Bestätigung finden. Ein Zuschlag zur Streuung der Pressenkraft infolge Temperaturschwankung entfällt daher.

In der Regel wird, wie bei den oben beschriebenen Spannverfahren, aus dem Öldruck der Presse auf die Spannkraft geschlossen. Wird die Spannkraft mittels Dynamometer unmittelbar bestimmt, so sind kleinere Fehler in der aufgebrachten Kraft zu erwarten. Aus der Differenz der Standardabweichungen von geprüften Pressen und vom Prüf-Dynamometer ist jedoch zu schließen, dass der Gewinn an Genauigkeit im Regelfall unter Baustellenbedingungen klein ist.

Bei der Sammlung von Daten zu Spannpressen ergab sich die Gelegenheit auch Eindraht-Spannpressen mit 120 kN Tragkraft eines Fertigteilwerks zu untersuchen. Auch wenn derartige Pressen bei Vorspannung mit nachträglichem Verbund wenig typisch sind, seien die Ergebnisse mitgeteilt, da zusätzlich in das Prüfprogramm das Nachlassen der Spannkraft aufgenommen ist. Es wurden 18 Prüfungen ausgewertet.

- Höchste Prüfkraft: Mittlere prozentuale Abweichung 0,0 %, Standardabweichung 1,0 %
- Relative Umkehrspanne¹⁾ bei ca. 90 % der Kraft: Im Mittel -2,8 % Standardabweichung 1,0 %.

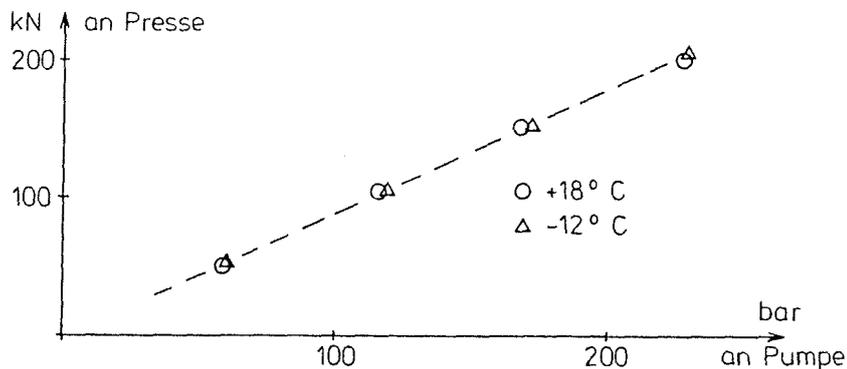


Bild 3.22: Einzelversuch zur Temperaturempfindlichkeit beim Vorspannen.

1) rel. Umkehrspanne = (wirkl. Kraft - abgelesene Kraft) • 100/wirkl. Kraft

Bei Nachlassen der Spannkraft ist demnach gegenüber dem Anspannvorgang mit deutlich größeren Abweichungen der Spannkraft zu rechnen.

3.1.5 Ziehweg

Die beim Aufbringen der Spannkraft auftretende Relativverschiebung des Spannstahts setzt sich aus verschiedenen Komponenten zusammen:

- Weg bis das Spannglied kraftschlüssig anliegt
- Spannstahtdehnung im Bauteil
- Betonstauchung des Bauteils in Höhe des Spannglieds
- eventuell Schlupf am Festanker

und sofern die Relativverschiebung des Spannglieds nicht am Ankerkörper sondern am Kolben der Presse gemessen wird.

- Dehnung zwischen Bauteil und Krafteinleitung der Presse (Spannglied, Spindel etc.)
- eventuell Schlupf an der Presse

Die Messung der Spanngliedverschiebung gilt der aufintegrierten Dehnung des Spannstahts, um daraus auf die Spannkraft Rückschlüsse ziehen zu können. Deshalb werden den Meßungenauigkeiten neben der Unsicherheit in der Messung auch all diejenigen Abweichungen zugeschlagen, die nicht aus der Dehnsteifigkeit des Spannstahts resultieren. Da die Stahtdehnung in der Regel mit Abstand den größten Anteil vom Ziehweg liefert, werden bei der Berechnung des Sollziehwegs die verbleibenden Anteile nicht immer in ausreichendem Maße rechnerisch verfolgt. Neben den unvermeidbaren Streuungen des Ziehwegs wäre dann noch eine Streuung des rechnerischen Sollwerts gegenüber dem exakten Sollwert bei Überlegungen zur Aussagefähigkeit des Ziehwegs als Kontrollgröße zu berücksichtigen. An dieser Stelle wird jedoch eine sorgfältige Bestimmung des Sollziehwegs vorausgesetzt.

Die Meßwertgenauigkeit des Ziehwegs wird bestimmt von dem Verfahren zur Eliminierung des toten Weges bei Beginn des Spannens. In

der Regel wird dazu so vorgegangen, daß zunächst 10 bis 30 % der entgültigen Vorspannkraft aufgebracht wird, so daß das Spannglied stramm am Hüllrohr anliegt. Bei weiterer Laststeigerung bis zur planmäßigen Kraft wird dann die Spanngliedlänge gemessen. Unter Zugrundelegung eines linearen Zusammenhangs zwischen Kraft und Weg läßt sich daraus der gesamte Ziehweg ohne toten Weg extrapolieren. Abweichungen zwischen tatsächlichem und ermitteltem Ziehweg resultieren bei diesem Vorgehen demnach aus Fehlern in der Wegmessung, aber auch aus Fehlern der Kraftmessung. Die Annahme des linearen Zusammenhangs zwischen Kraft und Weg kann zu einem weiteren Fehler führen.

Die Ablesegenauigkeit der Spanngliedverschiebung kann mit einer Standardabweichung von 0,5 mm und einem mittleren Fehler von Null abgeschätzt werden. Die Pressenkraft streut wie in Kap. 3.1.4 beschrieben im Bereich großer Kräfte um etwa 2 %. Ein Vergleich mit der Streuung kleiner Kräfte zeigt, daß die Standardabweichung des prozentualen Fehlers etwa die gleiche Größe hat. Mit dem Korrelationskoeffizienten $\rho = 0,28$ weisen die Abweichungen großer und kleiner Kräfte einer Presse keine Korrelation auf.

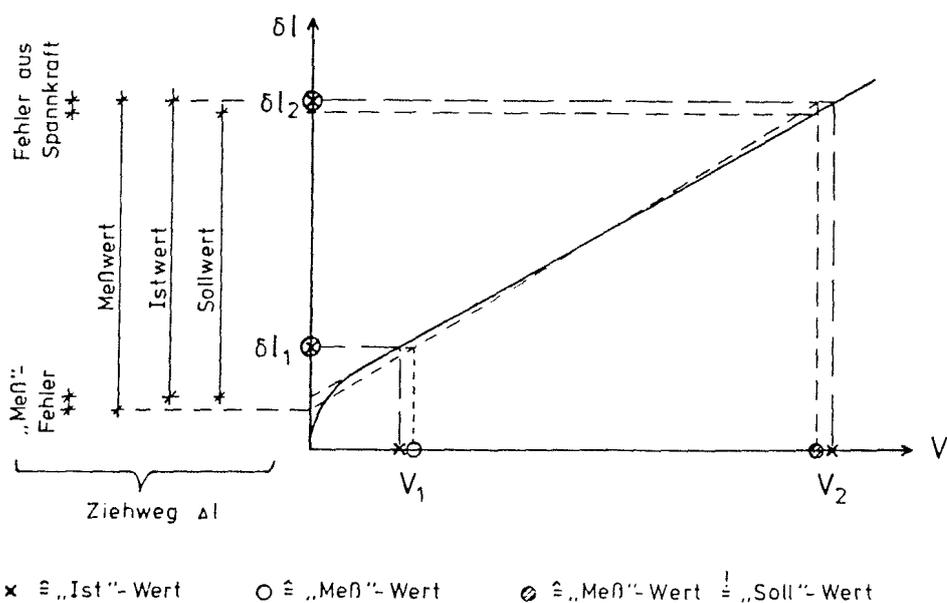


Bild 3.23 Fehler im Ziehweg

Der prozentuale Meßfehler $\Delta\Delta l$ im gesamten Ziehweg läßt sich aus den Fehlern der Pressenkräfte mit den Bezeichnungen nach Bild 3.23 wie folgt bestimmen:

Es gelte
$$\delta l_2 - \delta l_1 = (V_2 - V_1) \cdot C$$

d.h. V_1 ist ausreichend groß, um den toten Weg und Seilreck auszuschalten, und der Reibungskennwert ist konstant. Damit ist der Meßfehler aus Pressenkraft im Ziehweg

$$\Delta\Delta l = \left[\frac{V_2^{\text{Meß}}}{V_2^{\text{Meß}} - V_1^{\text{Meß}}} (V_2^{\text{Ist}} - V_1^{\text{Ist}}) - (V_2^{\text{Ist}} - V_2^{\text{Meß}}) - V_2^{\text{Ist}} \right] \cdot C$$

Als prozentualer Meßfehler wird $\Delta\Delta l$ nach Division durch $V_2^{\text{Ist}} \cdot C$ unabhängig von der Systemkonstanten C . Für den Fall, daß die erste Ablesung von Kraft und Weg bei 20 % der Endkraft V_2 vorgenommen wird, errechnet sich die Standardabweichung des Meßfehlers im Ziehweg aus $\sigma = 2$ % der Pressenkräfte zu

$$\sigma_{\Delta\Delta l} = 1,6 \%$$

Bei Einrechnung der Ablesungenauigkeiten $\Delta\delta l_1$ und $\Delta\delta l_2$ der Spanngliedlänge δl_1 und δl_2 wird die Standardabweichung des Meßfehlers von der Systemkonstanten C abhängig. Der prozentuale Fehler ist dann

$$\Delta\Delta l = \left[\frac{V_2^{\text{Meß}}}{V_2^{\text{Meß}} - V_1^{\text{Meß}}} [(V_2^{\text{Ist}} - V_1^{\text{Ist}}) \cdot C + \Delta\delta l_2 - \Delta\delta l_1] - (2 V_2^{\text{Ist}} - V_2^{\text{Meß}}) \cdot C \right] \cdot \frac{100}{(V_2^{\text{Ist}} \cdot C)}$$

Bei konstanter Krümmung des Spannglieds ist nach Kap. 2.1

$$C = \frac{L}{E A} \frac{1 - e^{-\mu \alpha}}{\mu \alpha}$$

Mit den Zahlenwerten für ein typisches Spannglied

$$L = 25 \text{ m}, E_z = 205 \text{ 000 MN/m}^2, A_z = 1 \text{ 000 mm}^2, \mu \alpha = 0,2$$

$$V_1 = 180 \text{ kN}, V_2 = 900 \text{ kN}$$

läßt sich mit dem Fehlerfortpflanzungsgesetz für die genannte Standardabweichung der Pressenkräfte und $\sigma_{\Delta\delta l} = 0,5$ mm die Streuung des Ziehwegs zu

$$\sigma_{\Delta\Delta l} = 1,8 \%$$

ableiten.

Der Anteil des Ziehwegs aus Verformung des Betons bewegt sich bei hochfesten Spannstählen im Bereich bis zu 2 % des Gesamtwegs. Da häufig der Beton schon sehr bald nach seinem Abbinden vorgespannt wird, ist mit einer großen Streuung seines Elastizitätsmoduls zu rechnen. Bauteile die auf einer Rüstung liegend vorgespannt werden, reagieren bezüglich des Ziehwegs weniger empfindlich auf die Streuung des E-Moduls von Beton. Erst wenn sich die Stützung vom Bauteil löst (z.B. infolge Aufwölbung des Bauteils oder Ablassen der Rüstung), ist für die verbleibenden Spannvorgänge der E-Modul des Betons für die Bauteilverformung der bestimmende Parameter. Schätzt man die Standardabweichung des E-Moduls von Beton zum Zeitpunkt des Spannens mit 20 % ab, so vergrößert sich die resultierende Standardabweichung des prozentualen Ziehwegfehlers um weniger als 0,1 %. Der Einfluß ist demnach gegenüber der Meßgenauigkeit vernachlässigbar.

Ein Großteil der zugelassenen Spannverfahren weist verfahrensbedingte Schlupftoleranzen in den Ankerkörpern des Spannglieds auf. Die Streuung dieser Schlupfmaße ist abhängig von den jeweiligen Spannverfahren. Mit einer Standardabweichung von 1 mm bei Erreichen der entgültigen Spannkraft und Messung des Weges zwischen Bauteil und Spannglied (Ausschalung eines Schlupfes an der Presse) wird die Standardabweichung des Ziehwegfehlers durch entsprechende Erweiterung der oben genannten Gleichung für das Zahlenbeispiel

$$\sigma_{\Delta\Delta 1} = 2,0 \%$$

Dabei wird vereinfachend angenommen, daß der Schlupf linear mit der Spannkraft anwächst. Der mittlere Fehler ist mit den mittleren Fehlern der Spannkräfte und der Wegablesungen sowie der mittleren Abweichung vom Nennwert des Schlupfes gleich Null. In der oben angegebenen Standardabweichung bleibt unberücksichtigt, daß der zur Hochrechnung des Ziehwegs vorausgesetzte lineare Zusammenhang von Spannkraft und Ziehweg bei einem nicht-konstanten Reibungskennwert nicht oder nur näherungsweise zutrifft.

Der Meßfehler des Ziehwegs korreliert über die endgültige Spannkraft mit der zu messenden Größe (vergl. Bild 3.23). In der Computersimulation des Kapitels 3.3 wird deshalb der Meßfehler durch seine einzelnen Parameter V_1 und V_2 gesteuert. Die Stan-

Standardabweichung von 2 % kann jedoch für eine deterministische Berechnung der Kontrollierbarkeit der Vorspannkkräfte als Abschätzung der Meßgenauigkeit des Ziehwegs dienen. Bei ausgeprägter Abhängigkeit des Reibungsbeiwerts von der Anpresskraft oder dem Gleitweg ist dieser Wert zu erhöhen, bei langen Spanngliedern fallen die Fehler aus Ablesung des Wegs und Schlupf relativ weniger ins Gewicht, so daß die Standardabweichung ermäßigt werden kann.

3.2 Rechenmodell

In Kapitel 2 wurde bereits die kontrollierte Erzeugung von Spannkraften längs eines Bauteils durch Messungen an einer Stelle des Spannglieds untersucht. Dabei wurde unterstellt, daß der funktionale Zusammenhang zwischen den Meßwerten und dem Verlauf der Spannkraft genügend genau bekannt ist. Mit der Reibungsgleichung nach Euler (und Cooley) wurde für die Größen E_z , A_z , V_0 , Δl , μ , α (und β) die Kontrollierbarkeit der Vorspannung überprüft. Den vorangegangenen Kapiteln ist jedoch zu entnehmen, daß dieses Rechenmodell offenbar nur näherungsweise den Kraftverlauf im Spannglied erfassen kann: So zeigt sich, daß der Reibungskennwert in der Regel veränderlich ist und daß sich der ungewollte Umlenkwinkel mit der gewollten Krümmung verändert. Bei der Berechnung des Ziehwegs zeigt der E-Modul des Spannstahls u.U. eine unberücksichtigte Abhängigkeit von Kraft und Krümmung.

Da die Kontrolle der Vorspannung durch Vergleich von vorberechneten Werten und gemessenen Werten erfolgt, ist demnach nicht nur der Streuung der Einflußgrößen Rechnung zu tragen, sondern auch einer Verschiebung der Referenzwerte durch das Rechenmodell. Die Erkennung von Spannkraftfehlern soll deshalb anhand dreier Rechenmodelle untersucht werden.

Das derzeit wohl gebräuchlichste Rechenverfahren zur Bestimmung des Spannkraftverlaufs stellt die in Kap. 2 benutzte erweiterte Seilreibungsgleichung mit längs des Spannglieds konstantem ungewolltem Umlenkwinkel (in [rad/m]) dar:

$$V_x = V_0 \cdot e^{-\mu \cdot (\alpha(x) + \beta \cdot x)} \quad \beta = \text{const.}$$

In der nächsten Stufe wird nach /16/ der ungewollte Umlenkwinkel nur in Bereichen des Spannglieds angesetzt, in denen die gewollte Umlenkkrümmung (in [rad/m]) kleiner als die ungewollte Umlenkung (in [rad/m]) ist.

$$V_x = V_0 \cdot e^{-\mu \cdot \Psi(x)} \quad \Psi(x) = \int_0^x \alpha + \beta \, dx$$

wobei in Bereichen mit $\bar{\alpha}$ [rad/m] > β [rad/m]

$$\bar{\alpha} + \beta \stackrel{!}{=} \alpha$$

und in Bereichen mit $\bar{\alpha}$ [rad/m] \leq β [rad/m]

$$\bar{\alpha} + \beta \stackrel{!}{=} \beta$$

$\bar{\alpha}$ ist die auf einen Meter Spanngliedlänge bezogene gewollte Umlenkung.

Als weitere Verfeinerung des Rechenverfahrens soll neben der o.g. Rechenregel zu β noch eine lineare Abhängigkeit des Reibungskennwertes vom Anpressdruck und Gleitweg berücksichtigt werden. Dieses Verfahren geht über die derzeitige Rechenpraxis hinaus, auch wenn z.B. von Mühe bereits 1955 ein Berechnungsvorschlag zum "Kraftverlauf im Spannglied bei veränderlicher Reibungszahl" /29/ gemacht wurde. Wegen $\mu = f(p, w) \neq \text{const.}$ läßt sich der Spannkraftverlauf nicht mehr in obiger Form darstellen, so daß bei Benutzung eines Computers die numerische Lösung sinnvoll ist. Ein einfaches numerisches Lösungsverfahren wird von Cordes, Schütt und Trost in /21/ ausführlich dargestellt. Dabei sind abschnittsweise die Spannkraft, der Krümmungsradius, der Anpressdruck und der Gleitweg konstant. Im Anhang findet sich das Flußdiagramm eines neu erstellten Programms, wie es bei den heute üblichen Speicherkapazitäten der Rechner verwendet werden kann. Es wird als dritte Variante zur Bestimmung der Rechenwerte in Kap. 3.3 benutzt wird.

Zur rechnerischen Erfassung der planmäßigen Reibungsverluste ist mit diesem Verfahren für die Computersimulation der größtmögliche Grad an Genauigkeit erreicht, da die Reibungskennwerte als Eingangsgröße ebenfalls nur linear veränderlich angenommen werden. Eine Ausdehnung dieses Verfahrens auf nicht-lineare Abhängigkeiten ist ohne Schwierigkeit möglich; dazu ist jedoch zunächst eine umfassende Klärung der verschiedenen Einflüsse auf die Spanngliedreibung erforderlich.

Zur Ziehwegberechnung als Kontrollgröße (für Sollwertberechnung) wird in allen Fällen mit den konstanten Nennwerten gerechnet.

3.3 Computersimulation

Zur Abbildung des Spannvorgangs mit seinen Kontrollen sind jeweils das Bauwerk und die Berechnung der Kontrollgrößen parallel zu simulieren. Um den Rechenaufwand möglichst klein zu halten, werden die drei Rechenmodelle nach Kap. 3.2 derselben Bauwerksimulation gegenübergestellt (Ausnahme: Spannen nach Ziehweg). In der Fehlererkennung werden dann durch die unterschiedlichen Sollwerte der verschiedenen Rechenmodelle unterschiedliche Bauwerksimulationen als zulässig bzw. unzulässig klassifiziert und ausgewertet.

Bild 3.24 zeigt schematisch den Programmablauf für ein vorgegebenes Spannglied. Besonders Rechenzeitintensiv ist das Unterprogramm zur Bestimmung der Spanngliedlage im Hüllrohr. Es bildet das Spannglied als vielfeldrigen Rahmen ab und bestimmt - die Anlegepunkte des Spannglieds am Hüllrohr (Bild 3.25). Rahmenstiele befinden sich in den Zehntelpunkten zwischen den Hüllrohrstützungen 1). Detailliertere Angaben zu den einzelnen Unterprogrammen finden sich im Anhang.

Wie in der Praxis üblich erfolgt der simulierte Spannvorgang nach der Sollspannkraft mit dem Ziehweg als Kontrollgröße. Zum Vergleich wird jedoch ein Spanngliedtyp zusätzlich mit Vorspannung nach Weg untersucht. Entsprechend DIN 4227 /9/ greift die Kontrolle bei einer Abweichung von mehr als 5 % des Sollwertes. Dabei wird vorausgesetzt, daß die Parameter, die den Spannkraftverlauf dominierend beeinflussen, für alle Spannglieder eines Bauteils straff korreliert sind. Fehler am Einzelspannglied entsprechen dann dem Fehler der Summe aller Spannglieder (vergl. Kap. 3.1).

1) Anmerkung: Ein Teil der untersuchten Spannglieder wurde mit einem später erstellten Unterprogramm bearbeitet, daß ausschließlich über die Hüllrohrgeometrie die Spanngliedlage bestimmt und damit schneller konvergiert.

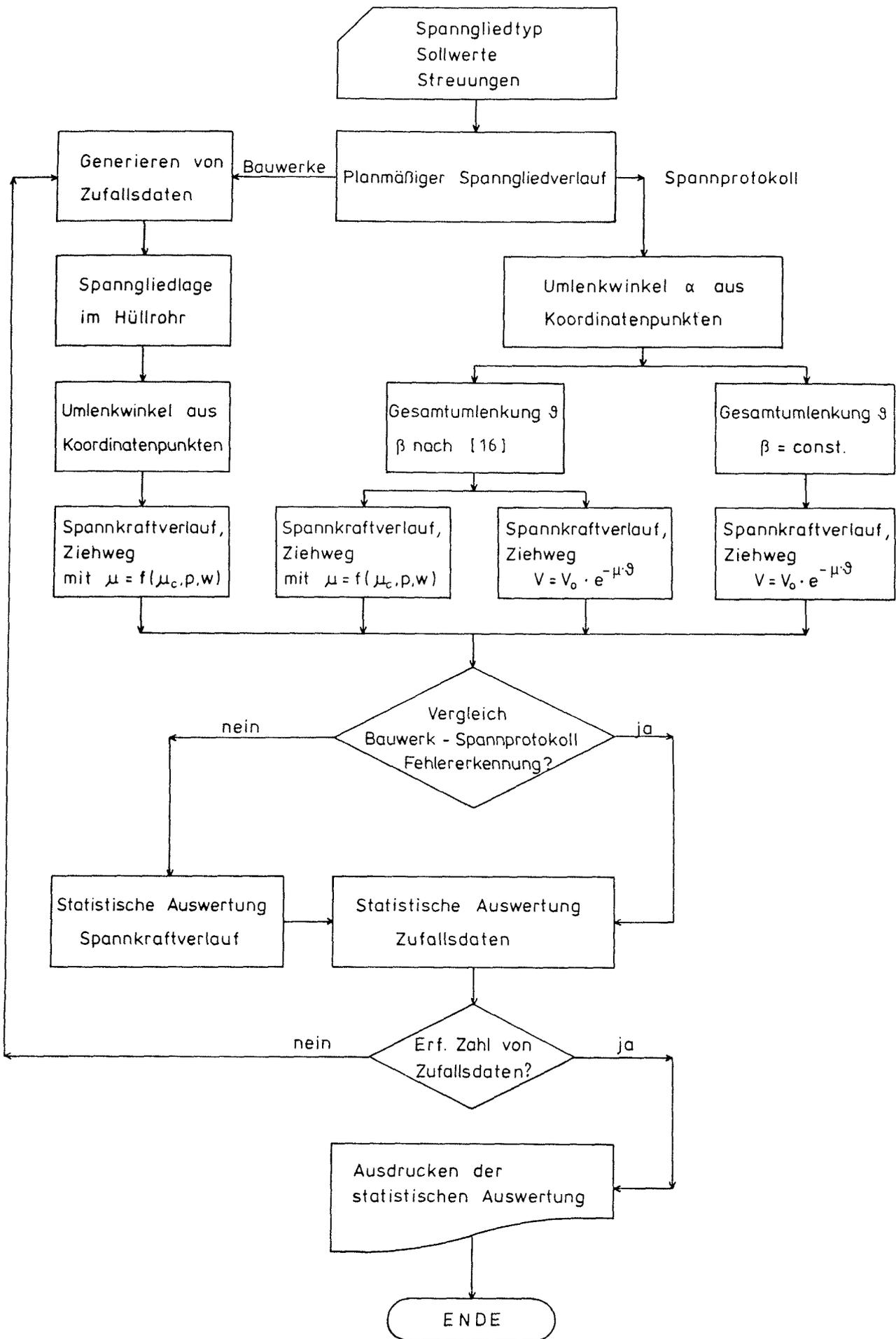


Bild 3.24 Schematischer Programmaufbau zur Simulation von Vorspannvorgängen

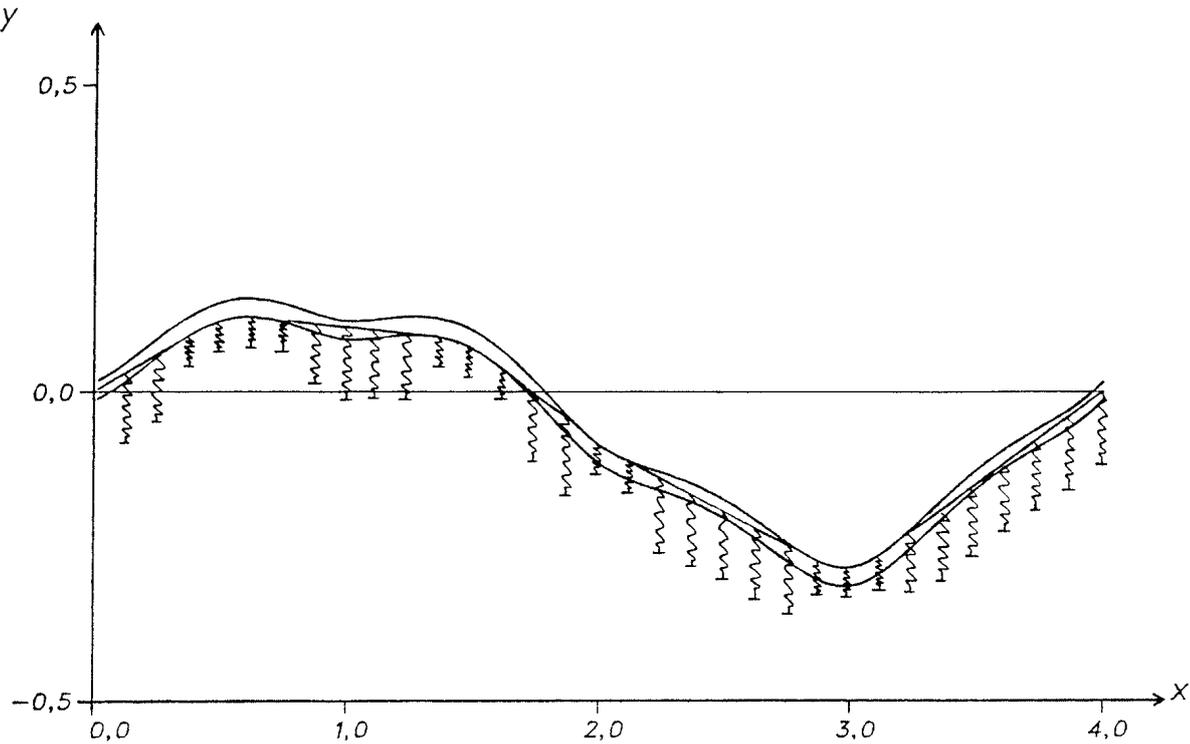


Bild 3.25 Berechnung der Spanngliedlage im Hüllrohr

Hinsichtlich des ungewollten Umlenkswinkels sind bei kleinen planmäßigen Umlenkungen die größten Abweichungen zwischen den Rechenmodellen und der Bauwerkssimulation zu erwarten. Neben dem Umlenkswinkel von 60° werden deshalb auch die Umlenkswinkel 30° , 10° und 0° untersucht. Die Rechenmodelle werden im folgenden nach der zu erwartenden Genauigkeit mit Nummern benannt:

- | | | |
|-----------------|-----------------------------------|------------------------------|
| Rechenmodell 1: | $\alpha = f(\mu_c, \mu_p, \mu_w)$ | $\alpha + \beta = f(\alpha)$ |
| Rechenmodell 2: | $\alpha = \text{const.}$ | $\alpha + \beta = f(\alpha)$ |
| Rechenmodell 3: | $\alpha = \text{const.}$ | $\beta = \text{const.}$ |

Die Reibungsbeiwerte μ_c , μ_p , μ_w des Rechenmodells 1 entsprechen den Mittelwerten der Bauwerkssimulation. Aus dem vorgegebenen Spanngliedverlauf wird der Umlenkswinkel für die Sollwertberechnung aus Koordinaten in einem Meter Abstand berechnet.

Um den Einfluß der Kontrollierbarkeit erfassen zu können, werden jeweils drei Spanngliedverläufe mit verschiedenen Krümmungsschwerpunkten simuliert:

$s = 0,25 \cdot L$ (hintere Hälfte des Spannglieds gekrümmt)

$s = 0,50 \cdot L$ (mittlerer Teil gekrümmt)

$s = 0,75 \cdot L$ (vordere Hälfte des Spannglieds gekrümmt)

Der gekrümmte Bereich hat die halbe Länge des gesamten Spannglieds. Diese wird im Regelfall zu 30 m gesetzt. Aus der Kombination von Spanngliedverlauf und Umlenkwinkel ergeben sich demnach für jeden Spanngliedtyp zehn zu untersuchende Varianten (für $\alpha = 0^\circ$ ist s nicht zu variieren), die wiederum für drei Rechenmodelle auszuwerten sind.

Zur Abbildung der Bauwerksstreuung werden gemäß Kap. 3.1 folgende Größen durch Zufallszahlen gesteuert:

Vorspannkraft		$m = V_0,$	$\sigma = 2 \%$
Zwischenspannkraft (für Ziehweg)		$m = 0,2 \cdot V_0,$	$\sigma = 2 \%$
E-Modul Spannstahl	Litzen	$m = 196,$	$\sigma = 7 \text{ kN/mm}^2$
	Drähte	$m = 204,$	$\sigma = 4 \text{ kN/mm}^2$
Stahldurchmesser	Litzen	$m = d_z,$	$\sigma = 0,06 \text{ mm}$
	Drähte	$m = d_z + 0,07,$	$\sigma = 0,10 \text{ mm}$
Schlupf		$m = 5,$	$\sigma = 1 \text{ mm}$
Verlegeungenauigkeit ($y = \text{vert. Hüllrohrkoord.}$)		$m = y - 6,$	$\sigma = 10 \text{ mm}$
Betonierlast Hüllrohr		$m = q,$	$\sigma = 20 \%$
Unabh. Reibungsbeiwert	Litzen	$m = 0,14,$	$\sigma = 0,02$
	Warmgew. Drähte		
	glatt	$m = 0,25,$	$\sigma = 0,05$
	gerippt	$m = 0,28,$	$\sigma = 0,05$
Druckabh. Reibungsbeiwert	Litzen	$m = 1,5 \cdot 10^{-4},$	$\sigma = 1,5 \cdot 10^{-4} \text{ m/kN}$
	Warmgew. Drähte		
	glatt	$m = -2,0 \cdot 10^{-4},$	$\sigma = 0,8 \cdot 10^{-4} \text{ m/kN}$
	gerippt	$m = 1,0 \cdot 10^{-3},$	$\sigma = 4,0 \cdot 10^{-4} \text{ m/kN}$
Wegabh. Reibungsbeiwert	Litzen	$m = 0,$	$\sigma = 0,08 \text{ 1/m}$
	Warmgew. Drähte		
	glatt	$m = -0,1,$	$\sigma = 0,05 \text{ 1/m}$
	gerippt	$m = -1,5,$	$\sigma = 0,50 \text{ 1/m}$

Rostbeiwert (jedes 20. Spannglied)

Litzen m=2,0, $\sigma=0,5$

W.gew.Dr. m=1,4, $\sigma=0,2$

Stützungsabstand vergl. Kap. 3.1.3.1

Zusätzlich wird - um Modellunsicherheiten Rechnung zu tragen - das Hüllrohrspiel mit einer Standardabweichung von 1 mm variiert.

Alle Zufallsvariablen mit Ausnahme vom Stützungsabstand sind normal verteilt. Der Rostbeiwert ist jedoch nach unten bei $\bar{r} = 1,0$ begrenzt ($\hat{=} m - 2\sigma$), der Schlupf ist nicht negativ ($\hat{=} m - 5\sigma$).

Um anhand der ausgewählten Spannglieder allgemeingültige Schlüsse ziehen zu können, werden die Spannkraftverluste sowohl von Litzen als auch von warmgewalzten Drähten in zwei Kombinationen von Draht- bzw. Litzenzahl und Hüllrohrdurchmesser berechnet. Es werden dabei die Typen von Spanngliedern verwandt, wie sie in /16/ bereits als Referenzspannglieder für den ungewollten Umlenkwinkel benutzt wurden. Wegen der besonderen Reibungseigenschaften wird zusätzlich ein gerippter Spannstahl untersucht:

Typ 1: 3 \emptyset 12.2 in Hüllrohr $\emptyset_i = 30$ mm

Typ 2: 12 \emptyset 12,2 in Hüllrohr $\emptyset_i = 60$ mm

Typ 3: 3 Litzen 0,5" in Hüllrohr $\emptyset_i = 35$ mm

Typ 4: 16 Litzen 0,5" in Hüllrohr $\emptyset_i = 70$ mm

Typ 5: 16 flach 40 in Hüllrohr $\emptyset_i = 50$ mm

Die Auswertung der Simulationen erfolgt über die Kraft am Festanker. Es wird dazu die Abweichung zwischen Sollwert gemäß dem betreffenden Rechenmodell und Istwert nach der jeweiligen Simulation bezogen auf den Istwert berechnet. Die prozentualen Abweichungen sind positiv, wenn die Sollkraft größer als die Kraft im Bauwerk ist:

$$\Delta V_E = \frac{V_{\text{Soll}} - V_{\text{Ist}}}{V_{\text{Ist}}} \cdot 100$$

Die statistischen Kenngrößen errechnen sich aus einer Probenanzahl von über 100, so daß die Standardabweichung des prozentualen

Fehlers der Festankerkraft mit einer Aussagesicherheit von 95 % das 1,15-fache des mitgeteilten Wertes nicht überschreitet.

Es wird darauf hingewiesen, daß die im folgenden angegebenen Mittelwerte und Standardabweichungen nicht unmittelbar auf reale Bauwerke übertragen werden können, da - insbesondere bei den Reibungskenngrößen - in den statistischen Verteilungsparametern Modellunsicherheiten Rechnung getragen wird. Die Standardabweichung der unkontrollierten Festankerkraft am realen Bauwerk wird demnach kleiner sein als die errechnete, der Mittelwert kann dabei jedoch systematisch in eine Richtung verschoben werden.

3.3.1 Spannglied Typ 1

Für das Spannglied 3 Ø 12,2 aus warmgewalztem Stahl in einem Hüllrohr mit lichtigem Durchmesser von 30 mm werden die Vorwerte wie folgt angesetzt:

V_0	300 kN
β	0,004 rad/m
max. Stützabstand	2,5 m
min. Stützabstand	1,3 m
Betonierlast	10,4 · 10 ⁻³ kN/m
Hüllrohrspiel	5 mm
Klemmbeiwert	1,50
Reibungskennwert	0,3465

Für die Spanngliedlänge von 30 m sind die Mittelwerte und Standardabweichungen in Tab. 3.5 wiedergegeben. Wie auch bei den weiteren Spanngliedtypen, so ist hier nicht die absolute Größe der Mittelwert entscheidend, sondern die Relation der Werte zwischen den verschiedenen Rechenverfahren. Dabei wird vorausgesetzt, daß die Mittelwerte der Abweichungen durch die in der Zulassung eines Spannverfahrens festgelegten Reibungskennwerte und ungewollte Umlenkwinkel nahe Null sind.

Um den Einfluß der Spanngliedlänge zu überprüfen, sind in Tab. 3.6 die Ergebnisse eines 20 m langen Spannglieds aufgelistet. Neben der Verschiebung der Mittelwerte aus der Gleitwegabhängig-

Mittelwert:

Rechenmod	0°		10°		30°		60°		
	Kontrolle:	Ohne	Mit	Ohne	Mit	Ohne	Mit	Ohne	Mit
1	$\frac{s}{0,25}$			-0,24	-0,55	-0,15	-0,78	0,75	-0,36
	0,50	-0,38	0,39	-0,09	-0,33	-0,32	-0,93	0,77	-0,67
	0,75			-0,31	-0,47	-0,06	-0,57	0,81	-0,04
2	0,25			0,20	-0,19	0,89	0,04	2,35	0,84
	0,50	-0,22	-0,23	0,32	0,03	0,62	-0,07	2,27	0,09
	0,75			0,06	-0,14	0,74	0,12	1,95	0,54
3	0,25			-1,40	-1,59	-0,78	-1,34	0,69	-0,37
	0,50	-0,22	-0,23	-1,37	-1,38	-1,32	-1,49	0,12	-1,05
	0,75			-1,46	-1,37	-0,88	-1,13	0,34	-0,06

Standardabweichung:

1	0,25			2,90	2,57	5,24	4,70	9,70	7,96
	0,50	2,56	2,25	2,97	2,48	5,67	3,94	9,92	6,52
	0,75			2,70	2,42	5,44	3,57	8,91	4,91
2	0,25			2,92	2,39	5,30	4,38	9,85	7,87
	0,50	2,56	2,56	2,98	2,45	5,73	3,94	10,07	6,29
	0,75			2,71	2,45	5,48	3,61	9,01	4,56
3	0,25			2,87	2,50	5,21	4,65	9,69	7,96
	0,50	2,56	2,56	2,93	2,55	5,61	3,81	9,85	6,44
	0,75			2,67	2,38	5,39	3,60	8,87	5,08

Tab. 3.5 Spannglied Typ 1, L = 30 m, Spannen nach Kraft

Mittelwert:

Rechenmod	0°		10°		30°		60°		
	Kontrolle:	Ohne	Mit	Ohne	Mit	Ohne	Mit	Ohne	Mit
1	$\frac{s}{0,25}$			-0,28	-0,42	-0,37	-0,67	-0,08	-1,28
	0,50	-0,79	-0,85	-0,31	-0,61	0,58	-0,26	0,22	-0,28
	0,75			-0,35	-0,54	0,30	-0,28	0,57	0,12
2	0,25			0,16	0,00	0,72	0,28	1,76	0,07
	0,50	-0,59	-0,65	0,09	-0,26	1,52	0,51	1,73	0,79
	0,75			-0,00	-0,24	1,04	0,08	1,76	0,64
3	0,25			-2,11	-2,07	-1,60	-1,86	-0,52	-1,57
	0,50	-0,59	-0,65	-2,14	-2,18	-0,74	-1,15	-0,94	-0,85
	0,75			-2,16	-2,08	-1,23	-1,19	-0,35	-0,07

Standardabweichung:

1	0,25			2,92	2,77	4,80	4,31	10,05	7,77
	0,50	2,76	2,41	3,06	2,66	6,23	4,19	9,00	6,33
	0,75			2,93	2,56	5,82	3,85	8,58	4,83
2	0,25			2,94	2,80	4,85	4,35	10,24	7,52
	0,50	2,76	2,42	3,07	2,65	6,28	4,30	9,14	6,26
	0,75			2,94	2,58	5,86	3,83	8,78	4,93
3	0,25			2,87	2,69	4,74	4,26	10,00	7,82
	0,50	2,76	2,42	3,00	2,63	6,14	4,31	8,90	6,20
	0,75			2,88	2,52	5,73	3,76	8,60	4,70

Tab. 3.6 Spannglied Typ 1, L = 20 m, Spannen nach Kraft

keit des Reibungsbeiwerts zeigen sich keine signifikanten Unterschiede, so daß bei den folgenden Spanngliedtypen auf eine Variation der Spanngliedlänge verzichtet wird.

Stellvertretend für alle Arten von Spanngliedern wurde für das Spannglied Typ 1 mit $L = 30$ m die Simulation so modifiziert, daß ein Spannen nach Ziehweg abgebildet wird. Die Spannkraft wird demnach so eingestellt, daß der Ist-Ziehweg dem Soll-Ziehweg entspricht. Die Rückkopplung von vorausberechnetem Weg und eingestellter Spannkraft läßt dabei nicht zu, mit einem Simulationslauf verschiedene Rechenmodelle zu prüfen. Hier wird mit Rechenmodell 2 der Ziehweg vorausbestimmt. Bei der Auswertung der Ergebnisse in Tab. 3.7 ist zu berücksichtigen, daß die Vorspannkraft im Programmlauf nicht durch eine obere Schranke begrenzt wird. Reale Spannvorgänge die planmäßig bereits die Überspannreserven nutzen sind daher nur bedingt mit den Werten der Tab. 3.7 zu messen.

3.3.2 Spannglied Typ 2

Als Typ 2 wird ein Spannglied mit $12 \text{ } \emptyset \text{ } 12,2$ (warm gewalzt) in einem Hüllrohr mit lichtigem Durchmesser von 60 mm untersucht. Klemmbeiwert und Hüllrohrspiel werden dazu anhand von fünf Versuchen mit einem Schnittmodell extrapoliert (Bild 3.26). Mit folgenden Vorwerten ergeben sich die Daten nach Tab. 3.8:

V_0	1200 kN
β	0
max. Stützabstand	2,5 m
min. Stützabstand	0,8 m
Betonierlast	$41,5 \cdot 10^{-3}$ kN/m
Hüllrohrspiel	16 mm
Klemmbeiwert	1,60
Reibungskennwert	0,3635

Mittelwert:

Rechenmod.	Kontrolle: s	0°		10°		30°		60°	
		Ohne	Mit	Ohne	Mit	Ohne	Mit	Ohne	Mit
1	0,25								
	0,50								
	0,75								
2	0,25			-0,46	-0,46	-0,14	-0,31	1,22	0,84
	0,50	-0,59	-0,68	-0,10	-0,17	0,22	0,19	0,57	-0,06
	0,75			-0,34	-0,34	-0,23	-0,20	0,19	0,02
3	0,25								
	0,50								
	0,75								

Standardabweichung:

1	0,25								
	0,50								
	0,75								
2	0,25			2,59	2,41	4,61	4,31	7,86	6,71
	0,50	2,52	2,38	2,59	2,50	3,91	3,90	6,39	5,50
	0,75			2,45	2,39	3,25	3,09	4,71	3,84
3	0,25								
	0,50								
	0,75								

Tab. 3.7 Spannglied Typ 1, L = 30 m, Spannen nach Ziehweg

Mittelwert:

Rechenmod.	Kontrolle: s	0°		10°		30°		60°	
		Ohne	Mit	Ohne	Mit	Ohne	Mit	Ohne	Mit
1	0,25			0,58	0,28	0,56	0,05	0,80	-0,41
	0,50	1,54	1,32	1,11	0,76	1,87	1,17	1,20	0,65
	0,75			0,78	0,40	0,68	0,36	0,76	0,44
2	0,25			1,01	0,68	1,23	0,71	0,70	-0,54
	0,50	1,54	1,33	1,45	1,04	2,34	1,60	0,84	0,40
	0,75			1,04	0,61	0,91	0,50	-0,13	0,28
3	0,25								
	0,50								
	0,75								

Standardabweichung:

1	0,25			2,59	2,43	5,23	4,75	10,46	8,88
	0,50	2,45	1,98	2,73	2,26	5,31	4,38	10,32	6,03
	0,75			2,78	2,40	5,03	3,87	10,60	5,25
2	0,25			2,60	2,44	5,26	4,79	10,45	8,84
	0,50	2,45	1,98	2,75	2,23	5,33	4,42	10,29	5,99
	0,75			2,79	2,40	5,04	3,88	10,56	5,12
3	0,25								
	0,50								
	0,75								

Tab. 3.8 Spannglied Typ 2, L = 30 m, Spannen nach Kraft

3.3.3 Spannglied Typ 3

Für das Spannglied Typ 3 aus 3 Litzen 0,5" in einem Hüllrohr mit $\emptyset_j = 35$ mm sind die Eingangsgrößen der Simulation:

V_0	270 kN
β	0,0025 rad/m
max. Stützabstand	2,5 m
min. Stützabstand	1,3 m
Betonierlast	-0,87 kN/m
Hüllrohrspiel	11 mm
Klemmbeiwert	1,35
Reibungskennwert	0,1964

Die resultierenden Mittelwerte und Standardabweichungen sind Tab. 3.9 zu entnehmen.

3.3.4 Spannglied Typ 4

Entsprechend Typ 2 werden bei Typ 4 mit 16 Litzen 0,5" in Hüllrohr $\emptyset_j = 70$ mm der Klemmbeiwert und das Hüllrohrspiel aus 5 Versuchen an Schnittmodellen ermittelt (Bild 3.27). Für die Simulation wird eingesetzt:

V_0	1440 kN
β	0
max. Stützabstand	2,5 m
min. Stützabstand	0,8 m
Betonierlast	25,5 . 10 ⁻³ kN/m
Hüllrohrspiel	16 mm
Klemmbeiwert	1,40
Reibungskennwert	0,200

Die Simulationsergebnisse sind in Tab. 3.10 wiedergegeben.

Mittelwert:

Rechenmod.	0°		10°		30°		60°		
	Kontrolle:	Ohne	Mit	Ohne	Mit	Ohne	Mit	Ohne	Mit
1	\bar{s}								
	0,25			-0,37	-0,30	0,02	-0,26	0,68	-0,10
	0,50	-0,15	0,04	0,12	-0,07	0,33	-0,17	1,36	-0,10
2	0,75			-0,07	-0,30	0,17	-0,39	0,87	-0,46
	0,25			-0,52	-0,45	-0,27	-0,54	0,34	-0,41
	0,50	-0,21	-0,03	-0,04	-0,19	0,40	-0,46	0,99	-0,44
3	0,75			-0,22	-0,46	-0,12	-0,63	0,53	-0,66
	0,25			-1,34	-1,25	-1,11	-1,22	-0,47	-1,16
	0,50	-0,21	-0,03	-0,84	-0,93	-0,76	-1,21	-0,01	-1,35
	0,75			-1,00	-1,12	-0,93	-1,37	-0,21	-1,23

Standardabweichung:

1	0,25			2,24	2,03	3,56	2,66	6,48	4,88
	0,50	2,29	1,91	2,20	2,09	3,48	2,65	6,22	3,27
	0,75			2,33	2,05	3,80	2,48	7,40	3,25
2	0,25			2,23	2,03	3,55	2,65	6,46	4,87
	0,50	2,29	1,91	2,19	2,11	3,47	2,64	6,20	3,30
	0,75			2,33	2,05	3,79	2,47	7,37	3,24
3	0,25			2,22	2,00	3,52	3,26	6,41	4,83
	0,50	2,29	1,91	2,18	2,10	3,44	2,61	6,14	3,26
	0,75			2,31	1,97	3,76	2,49	7,32	3,27

Tab. 3.9 Spannglied Typ 3, L = 30 m, Spannen nach Kraft

Mittelwert:

Rechenmod.	0°		10°		30°		60°		
	Kontrolle:	Ohne	Mit	Ohne	Mit	Ohne	Mit	Ohne	Mit
1	\bar{s}								
	0,25			0,76	0,66	0,90	0,48	1,56	0,12
	0,50	1,23	1,17	1,00	0,78	1,46	0,90	1,66	-0,22
2	0,75			0,41	0,51	1,12	0,21	1,66	0,04
	0,25			0,10	0,04	-0,61	-0,93	-0,30	-1,61
	0,50	1,23	1,17	0,33	0,14	-0,07	-0,41	-0,37	-1,95
3	0,75			-0,25	-0,07	-0,38	-0,86	-0,17	-1,35
	0,25								
	0,50								
	0,75								

Standardabweichung:

1	0,25			2,47	2,16	3,73	3,44	8,71	4,50
	0,50	2,17	2,10	2,24	2,06	4,24	3,09	9,41	4,27
	0,75			2,39	2,12	4,59	2,39	8,00	3,41
2	0,25			2,45	2,12	3,68	3,37	8,56	4,37
	0,50	2,17	2,10	2,33	2,05	4,18	3,18	9,22	4,15
	0,75			2,30	2,27	4,52	2,67	7,85	3,59
3	0,25								
	0,50								
	0,75								

Tab. 3.10 Spannglied Typ 4, L = 30 m, Spannen nach Kraft

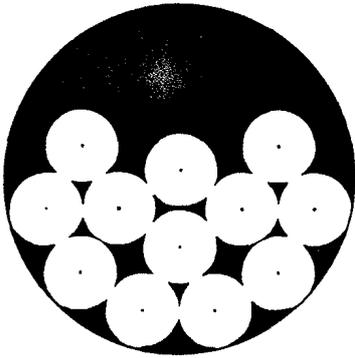


Bild 3.26 12 \emptyset 12,2 in Hüllrohr
 $\emptyset_i = 60$ mm

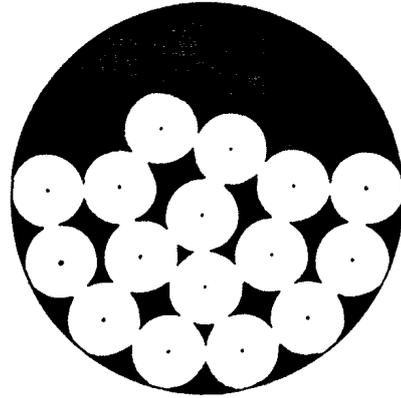


Bild 3.27 16 Litzen 0,5" in
Hüllrohr $\emptyset_i = 70$ mm

3.3.5 Spannglied Typ 5

Stellvertretend für gerippte Stähle werden als Spannglied Typ 5 16 flach 40 in einem Hüllrohr $\emptyset_i = 50$ mm untersucht. Das Reibungsverhalten dieses Spanngliedtyps wurde in /21/ anhand von Großmodellversuchen bestimmt (vergl. Tab. 3.4). Dabei stellte man fest, daß der Spannstahl flach 40 wegen seines scharfkantigen Querschnitts einen besonderes ausgeprägten druck- und gleitwegabhängigen Reibungsbeiwert aufweist. Demnach stellen die Ergebnisse dieses Spanngliedtyps in Tab. 3.11 gegenüber anderen Spanngliedern aus geripptem Stahl mit weniger kantigem Querschnitt eine obere Grenze dar. Die Eingangsparameter sind:

V_0	550 kN
β	0,002 rad/m
max. Stützabstand	2,0 m
min. Stützabstand	0,8 m
Betonierlast	$3,0 \cdot 10^{-3}$ kN/m
Hüllrohrspiel	18 mm
Klemmbeiwert	1,6
Reibungskennwert	0,35

Klemmbeiwert und Hüllrohrspiel wurden unter Zuhilfenahme des in /16/ beschriebenen Verfahrens unter Berücksichtigung der Versuche nach /21/ festgelegt.

Mittelwert:

Rechenmod	0°		10°		30°		60°		
	Kontrolle: Ohne	Mit	Ohne	Mit	Ohne	Mit	Ohne	Mit	
1	$\frac{s}{0,25}$		-0,03	-0,18	0,76	-0,18	0,93	-0,68	
	0,50	0,17	-0,11	0,87	0,40	0,77	-0,06	2,21	0,51
	0,75			0,41	-0,23	0,68	0,34	1,48	-0,35
2	$\frac{s}{0,25}$		0,04	-0,07	3,54	2,55	11,17	8,08	
	0,50	-0,20	-0,39	-0,05	-0,33	0,43	0,04	6,39	2,90
	0,75			-1,50	-1,61	-2,82	-1,63	0,38	-0,12
3	$\frac{s}{0,25}$		-1,15	-1,19	2,28	1,46	9,87	6,96	
	0,50	-0,20	-0,39	-1,20	-1,42	-0,72	-0,64	4,85	2,33
	0,75			-2,62	-2,51	-3,96	-2,31	-0,69	-0,19

Standardabweichung:

1	$\frac{s}{0,25}$			2,82	2,62	5,59	4,84	10,88	8,82
	0,50	2,40	2,07	2,89	2,57	6,21	4,94	11,88	6,84
	0,75			3,12	2,43	6,19	4,16	11,23	5,49
2	$\frac{s}{0,25}$			2,82	2,59	5,75	4,96	11,98	9,16
	0,50	2,39	2,09	2,87	2,58	6,19	4,83	11,47	7,58
	0,75			3,06	2,58	5,97	3,94	11,11	5,31
3	$\frac{s}{0,25}$			2,97	2,55	5,68	4,88	11,84	8,99
	0,50	2,39	2,09	2,83	2,56	6,12	4,75	11,30	7,38
	0,75			3,03	2,53	5,90	3,91	10,99	5,45

Tab. 3.11 Spannglied Typ 5, L = 30 m, Spannen nach Kraft

3.3.6 Auswertung

Vorspannen nach Kraft

Die in den Tabellen 3.5 bis 3.11 aufgelisteten Mittelwerte der unkontrollierten Spannvorgänge resultieren aus den vorab gewählten Kenngrößen für Reibung und ungewolltem Umlenkwinkel. Auch nach kurzen Testläufen mit 20 Simulationen konnten die Kennwerte nicht so präzise eingestellt werden, daß die mittlere Abweichung aller untersuchten Fälle eines Spannglieds zu Null wird. Da jedoch infolge gleitwegabhängiger Reibung und Modellunsicherheiten bei der Festlegung der Kennwerte mit Abweichungen dieser Größe zu rechnen ist, wurden die Simulationen in ihrer jetzigen Form belassen.

Anhand der Tabellen 3.8 und 3.10 ist bei $\alpha = 0$ aus den Mittelwerten abzulesen, daß auch bei den großen Spanngliedern ungewollte Umlenkungen auftreten, während bei Spanngliedtyp 1 (Tab. 3.5) der ungewollte Umlenkwinkel offenbar überschätzt wurde. Der Sprung im mittleren Fehler bei dem Übergang von $\alpha = 0^0$ auf $\alpha = 10^0$ in Tab. 3.10 ist ein Beleg für die Richtigkeit der Überlagerungsvorschrift von α und β nach Rechenmodell 1 und 2. Die Unstetigkeit ist damit zu erklären, daß der Fehler infolge des ungewollten Umlenkwinkels β gegenüber dem des planmäßig geraden Spannglieds nur noch halb so groß ist, sobald die halbe Länge des Spannglieds eine Krümmung entsprechend β (oder größer) aufweist.

Neben der Abhängigkeit der mittleren Abweichung vom Umlenkwinkel zeigt sich weiterhin eine Abhängigkeit von der Lage s der Spanngliedkrümmung. Sie werden beide verursacht von den druck- bzw. wegabhängigen Reibungskomponenten und der mit größer werdendem Winkel wachsenden Empfindlichkeit gegenüber unzutreffenden Reibungskennwerten. Hinzu kommt eine Streuung des rechnerischen Umlenkwinkels bei der Sollwertbestimmung der Festankerkraft in der Größe von etwa 1 %.

Bei den untersuchten glatten Drähten bzw. Litzen mit $L = 30$ m ist die Spanne von Mindest- zu Höchstwert nahezu unabhängig von der Kontrolle. Sie liegt zwischen 2 und 3 % Abweichung. Wegen der ausgeprägten Druck- und Wegabhängigkeit des Reibungsbeiwerts vom Stahl flach 40, Tab. 3.11, wird dort die Spanne der mittleren Abweichung der Festankerkräfte ohne Kontrolle zu 14 % bzw. zu 10 % mit Kontrolle. Diese Werte gelten für das Rechenverfahren 2 bzw. 3. Während das Rechenverfahren 1 mit nicht-konstantem Reibungsbeiwert für Litzen und glatte Drähte keinen merklichen Vorteil bringt, verkleinert es die Spanne des mittleren Fehlers bei dem gerippten Stahl auf 2 %.

Bei groben Fehlern mit Abweichungen der Soll-Festankerkräfte vom Ist-Wert von über 3 % verbessert die Kontrolle, d.h. das Ausschneiden der Spannvorgänge mit Ziehwegdifferenzen über 5 %, die mittlere Abweichung der Kraft. Kleinere Fehler können u.U. durch die Kontrolle jedoch noch vergrößert werden. Dies ist dann der Fall, wenn die Nennwerte, die den funktionalen Zusammenhang zwischen Ziehweg und Reibungsverlust bestimmen, von ihrem tatsächlich auftretenden Wert differieren. Erst bei großen unplanmäßigen Reibungsverlusten werden dann die Verschiebungen aus der Wahl der Nennwerte kleiner als der Gewinn infolge Kontrolle.

Der Vergleich der Tabellen 3.5 und 3.6 des Spannglieds Typ 1 mit $L = 30$ bzw. $L = 20$ m zeigt den deutlichen Einfluß des Gleitwegs. Für warmgewalzte glatte Stähle verschiedener Länge ist danach mit einer Unsicherheit von ca. 3 % im Mittelwert zu rechnen. Dabei ist berücksichtigt, daß der im Simulationsprogramm linearisierte Reibungsbeiwert in den Versuchen nach Tab. 3.4 mit wachsendem Gleitweg sehr bald in einen nahezu konstanten Reibungsbeiwert übergeht. Wegen der zu erwartenden großen prozentualen Fehler bei Spannstaht flach 40 ist bei diesem Spannstahtyp von den Rechenmodellen 2 und 3 in der benutzten Form abzuraten.

Für die Standardabweichungen der prozentualen Fehler in der Festankerkräfte zeigen die Tabellen ein einheitliches Bild. Mit größer werdendem Umlenkwinkel wächst bei allen Spanngliedtypen auch die Standardabweichung. Der Einfluß der Kontrolle in Abhängigkeit von der Kontrollschärfe bzw. Lage der Spanngliedkrümmung ist deutlich ablesbar. Da offenbar die Reibung dominierenden Einfluß auf die

Streuung hat, lassen sich jeweils die Ergebnisse für Litzen und für glatte Drähte zusammenfassen.

Ohne Kontrolle wird die Standardabweichung für Litzen bei einer gewollten Umlenkung von 0° zu 2,2 %, bei einer 60° Umlenkung zu 6,7 % (3 \emptyset 0,5") bzw. 6,0 % (16 \emptyset 0,5"). Die warmgewalzten glatten Drähte streuen mit 2,6 % bei 0° und mit 9,3 % (3 \emptyset 12,2) bzw. 10,5 % (12 \emptyset 12,2) bei 60° Umlenkwinkel. Für das Spannglied aus Stahl flach 40 ergibt sich entsprechend 2,4 % bzw. 11,4 %.

In Abhängigkeit von der Kontrollgüte verkleinert sich die Streuung bei dem Umlenkwinkel 60° für Litzen auf etwa 4,7 % bei $s = 0,25$ bzw. 3,4 % bei $s = 0,75$. Für die untersuchten Drähte wird $\sigma = 8,2$ % ($s = 0,25$) bzw. $\sigma = 5,0$ % ($s = 0,75$), für Spannglied Typ 5 mit 16 flach 40 wird $\sigma = 9,0$ % ($s = 0,25$) bzw. $\sigma = 5,4$ % ($s = 0,75$). In Bild 3.28 ist exemplarisch die Wirkung der Kontrollschärfe anhand des Spanngliedtyps 1 mit $\sigma = 60^{\circ}$ wiedergegeben.

Beim Vorspannen nach der Sollkraft läßt sich aus diesen Ergebnissen die prozentuale Abweichung der Festankerkräfte in drei Anteile gliedern:

- Zum ersten resultiert die Abweichung aus der Festlegung der Nenn-, bzw. Kennwerte in Verbund mit dem gewählten Rechenmodell.
- Ein weiterer Anteil ist die systematische Veränderung des Fehlers in Abhängigkeit vom Spanngliedverlauf (Lage und Größe der Umlenkung, Spanngliedlänge)
- Der dritte Anteil wird von den zufälligen Abweichungen bestimmt, die wiederum von den Streuungen der Eingangsparameter und dem Spanngliedverlauf abhängig sind.

Sie resultierende Streuung des Fehlers in der Festankerkräfte eines Spannglieds kann durch Überlagerung dieser Komponenten bestimmt werden. Dazu wird der systematische Fehler infolge Spanngliedverlauf zu einer normalverteilten Größe mit einer

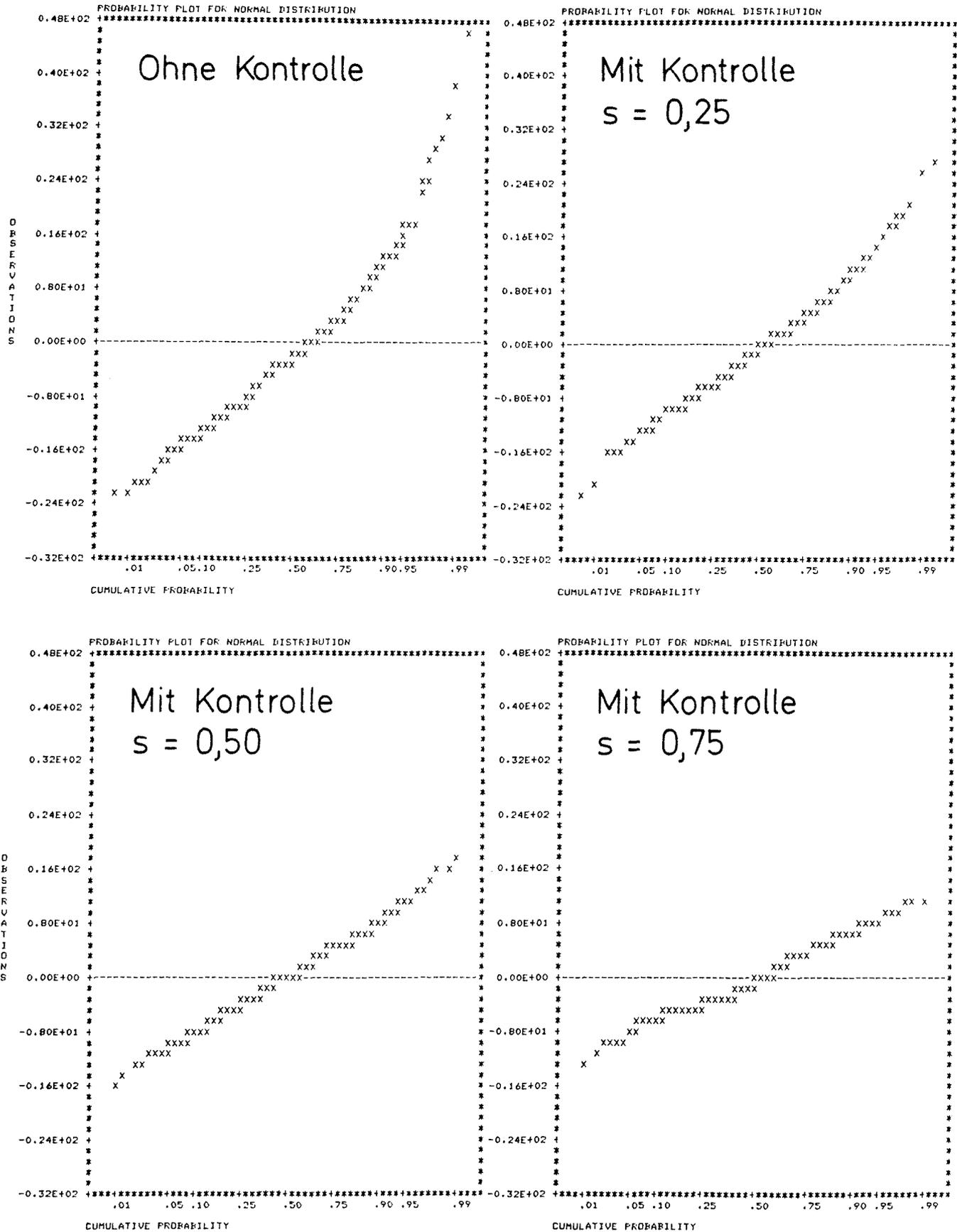


Bild 3.28 Streuung der Spannkraft: Auswirkung der Kontrollschärfe bei Spannglied Typ 1, $\alpha = 60^\circ$

Standardabweichung entsprechend der halben Bandbreite zwischen Minimum und Maximum der Tabellen. Die Streuung infolge der Wahl von Kennwerten bzw. infolge Gleitwegabhängigkeit bei warmgewalztem Stahl ist für Spanngliedtyp 1 und 2 gleich 3 %. Für Spanngliedtyp 5 wird unter Voraussetzung eines genügend genauen Rechenmodells ebenfalls 3 % angesetzt, für die untersuchten Litzen genügt eine Streuungsmarge von 1,5 %. Die so gewonnenen resultierenden Streuungen der Festankerkräfte eines Spannglieds sind in Tabelle 3.12 aufgelistet. Sie basieren auf den Daten des Rechenmodells 2 für Litzen und glatte Drähte und auf den Daten des Rechenmodells 1 für Stahl flach 40.

s	Standardabweichung: Spannglied				
	Typ 1	Typ 2	Typ 3	Typ 4	Typ 5
0,25	8,1	9,4	5,1	4,8	9,3
0,50	7,0	6,7	3,6	4,7	7,5
0,75	5,8	6,0	3,6	4,1	6,3

Tabelle 3.12

Standardabweichung der Spannkkräfte am Festanker in Prozent, Rechenmodell 2 für Spanngliedtypen 1 bis 4, Rechenmodell 1 für Typ 5

Die Ergebnisse sind in Bild 3.29 graphisch dargestellt. Für Litzen kann demnach der Variationskoeffizient der Kraft am Festanker zu 5 % angesetzt werden. Die untersuchten warmgewalzten Stähle zeigen eine größere Abhängigkeit von der Lage der Krümmung im Spannglied. Bei einer Krümmung nahe dem Spannanker ist der Variationskoeffizient auf 6 % begrenzt, bei einer Krümmung nahe am Festanker wächst er auf 9 % an. Bei Spanngliedern mit ausgewogenen Krümmungen wird der Variationskoeffizient etwa 7 %.

Vorspannen nach Ziehweg

Der Vergleich der Tabellen 3.5 und 3.7 mit dem nach Kraft bzw. nach Ziehweg vorgespannten Spannglied Typ 1 läßt darauf schließen, daß das Spannen nach Weg vorzuziehen ist. Bei beiden Verfahren kann die Kontrolle infolge verschobener Nennwerte den Mittelwert ungünstig beeinflussen, beim Spannen nach Ziehweg wird jedoch bei großen Umlenkwinkeln bereits ohne zusätzliche Kontrolle die mittlere Abweichung gegenüber der des Spannens nach Kraft verbessert. Dabei ist die Lage des gekrümmten Bereiches im Spannglied von besonderer Bedeutung. Dies beruht wie bei der Kontrollschärfe darauf, daß der Ziehweg aus dem Integral des

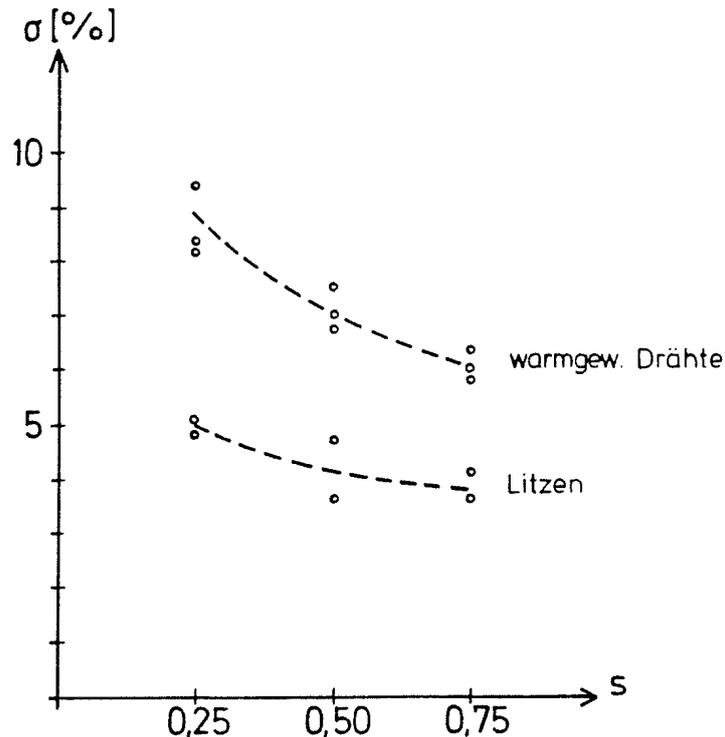


Bild 3.29 Streuung der Festankerkraft bei Kontrolle und wirklichkeitsnahem Rechenmodell

Kraftlaufs längs des Spannglieds resultiert. Aus dem gleichen Grund verbessert sich auch Streuung der Festankerkraft. Sie hat ohne Kontrolle die Größenordnung der Streuung mit Kontrolle beim Spannen nach Kraft. Der Gewinn durch Kontrollieren der zum Erreichen des Sollziehwegs erforderlichen Kraft ist dann jedoch nur noch bei großen Umlenkungen spürbar.

Wegen der "automatischen" Fehlerkorrektur ist demnach bei mittleren und großen Umlenkungswinkeln das Spannen nach Ziehweg anzuraten, zumindest sollte bei nicht erreichtem Ziehweg eine eventuell verbliebene Überspannreserve genutzt werden, um das Spannergebnis zu verbessern.

Rechenmodell

Die drei untersuchten Rechenmodelle weisen für glatte Drähte und Litzen keine signifikanten Unterschiede auf. Da sich der ungewollte Umlenkungswinkel bei langen Spanngliedern stärker auswirkt als bei den untersuchten Spanngliedern, sollte dem Rechenverfahren 2 gegenüber Verfahren 3 der Vorzug gegeben werden.

Wie bereits beschrieben sind für den Stahl flach 40 die Rechenmodelle 2 und 3 in dieser Form unzureichend. Hier sollte entweder Rechenmodell 1 benutzt werden, oder zur Vereinfachung der Rechnung nach Verfahren 2 mit stufenweise in Abhängigkeit vom Krümmungsradius und Gleitweg veränderten Reibungskennwerten gerechnet werden.

4. Teilsicherheitsbeiwerte für Vorspannung (Gebrauchszustand)

In dem vorangegangenen Kapitel wurde die Streuung der Vorspannkraft unter Gebrauchslastniveau untersucht. Im Bruchzustand erreicht der Spannstahl in der Regel seine Streckgrenze, so daß er dann unabhängig von der beim Spannen eingeprägten Kraft wird. Nach /2/ geht damit der Charakter von "Vorspannung" verloren. Einfluß auf das Versagen hat dann nicht mehr die ursprünglich eingeprägte Kraft, sondern die Höhe der Streckgrenze und die Bruchdehnung des Stahls. Damit kann die Herleitung von Sicherheitsbeiwerten wie für schlaff bewehrte Bauteile erfolgen, besonderes Augenmerk ist jedoch den Zwangsschnittgrößen zu schenken. Im folgenden wird die Wirkung von Vorspannung mit den erforderlichen Sicherheitsbeiwerten im Gebrauchszustand behandelt.

4.1 Sicherheitsindex

Um ein einheitliches Sicherheitsniveau für die verschiedenen Werkstoffe, Bauarten und Belastungen zu schaffen, wurde in den Grundlagen /1/ ein Sicherheitsmaß eingeführt, das die Zuverlässigkeit über die Versagenswahrscheinlichkeit mißt.

Am Beispiel einer Einwirkung S und eines Widerstands R ist in Bild 4.1 anhand der beiden Verteilungsfunktionen $f_S(s)$ und $f_R(r)$ der Zusammenhang zwischen den statistischen Größen Mittelwert und Standardabweichung, dem Sicherheitsindex β und den Bemessungskennwerten dargestellt. Versagen tritt dann ein, wenn der Widerstand r kleiner als die Einwirkung s wird. Die schraffierte Fläche im Bild entspricht also der Versagenswahrscheinlichkeit. Der Bemessungspunkt $s^* = r^*$ ist der Punkt an dem das Versagen am wahrscheinlichsten ist. Die Versagenswahrscheinlichkeit wird umso kleiner, je weiter die Mittelwerte auseinanderrücken bzw. je kleiner die Streuungen werden. Der Sicherheitsindex β wird deshalb definiert als der Mittelwert der Differenz von Widerstand und Einwirkung bezogen auf die Standardabweichung dieser Differenz. Nach dem Fehlerfortpflanzungsgesetz ist β dann

$$\beta = \frac{m_R - m_S}{\sqrt{\sigma_R^2 + \sigma_S^2}}$$

Nach /1/ ist für die Mehrzahl aller Bauten eine Versagenswahrscheinlichkeit von 10^{-3} (bezogen auf ein Jahr) für den Gebrauchszustand angezielt. Daraus läßt sich β zu 3,0 errechnen.

Um ein den Anforderungen genügendes Bauteil zu erhalten, kann der erforderliche Abstand der Mittelwerte durch Bemessung mit Teilsicherheitsfaktoren

$$\gamma_S = \frac{s^*}{s_K} \quad \text{und} \quad \gamma_R = \frac{r_K}{r^*}$$

ermittelt werden. Der Nennwert der Einwirkung s_K wird als obere Fraktile ($\geq 50\%$), der des Widerstands r_K wird als untere Fraktile ($\leq 50\%$) festgelegt. Die Bemessungsgleichung lautet

$$\gamma_S \cdot s_K \leq \gamma_R \cdot r_K$$

Zur Herleitung von γ_S und γ_R sind an ausgewählten Bemessungssituationen über den angezielten Sicherheitsindex die Verhältniswerte s^*/s_K und r_K/r^* zu bestimmen. Dies geschieht mit Hilfe der Wichtungsfaktoren α (vergl. Bild 4.1)

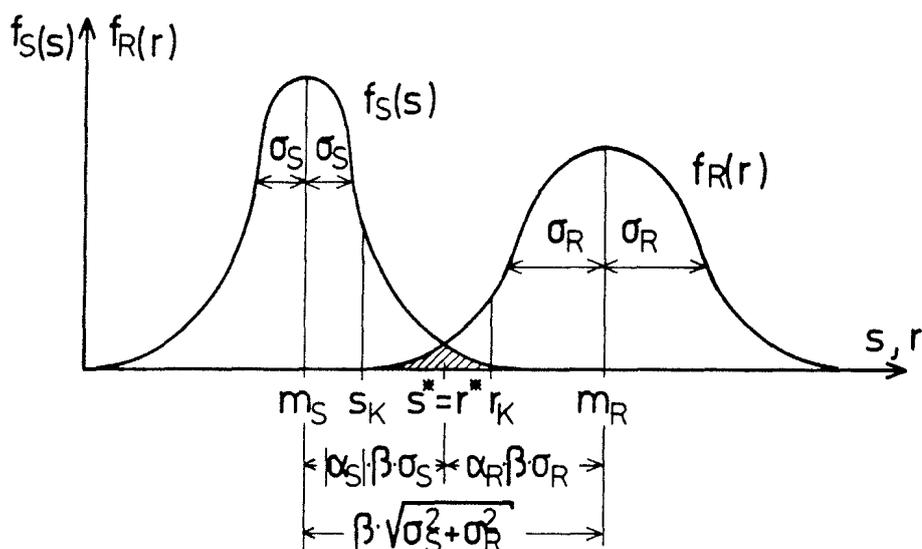


Bild 4.1 Wahrscheinlichkeitsdichte einer Einwirkung S und eines Widerstands R Versagenswahrscheinlichkeit entspricht dem schraffierten Bereich

$$\alpha_S = \frac{-\sigma}{\sqrt{\sigma_R^2 + \sigma_S^2}} \quad \text{und} \quad \alpha_R = \frac{\sigma_R}{\sqrt{\sigma_R^2 + \sigma_S^2}}$$

Die Bemessungsgleichung über α und β lautet

$$s^* = m - \alpha_S \cdot \beta \cdot \sigma_S \leq r^* = m_R - \alpha_R \cdot \beta \cdot \sigma_R$$

Die Fraktilwerte s_k und r_k lassen sich unmittelbar aus den Verteilungen von S und R angeben, so daß sich mit den beiden genannten Bemessungsgleichungen Teilsicherheitsbeiwerte bestimmen lassen, die den Zuverlässigkeitsanforderungen nach den Grundlagen entsprechen.

Im allgemeinen Fall mehrerer Einwirkungen und Widerstände wird S durch die Funktion $g(S_1 \dots S_n)$ und R durch $g_R(R_1 \dots R_m)$ ersetzt. Die Bemessungsgleichungen lauten dann

$$g_S(s_1^*, \dots, s_i^*, \dots, s_n^*) \leq g_R(r_1^*, \dots, r_i^*, \dots, r_m^*)$$

oder in der Schreibweise einer Grenzzustandsgleichung

$$g(x_1^*, \dots, x_i^*, \dots, x_{n+m}^*) \geq 0 \quad x_i^* \equiv s_i^* \text{ bzw. } r_i^*$$

Bei der Bemessung mit Teilsicherheitsbeiwerten ist einzusetzen

$$s_i^* = \gamma_{Si} \cdot s_{Ki} \quad \text{und} \quad r_i^* = r_{Ki} / \gamma_{Ri}$$

Für die Rechnung über β lautet wie oben

$$s_i^* = m_{Si} - \alpha_{Si} \cdot \beta \cdot \sigma_{Si} \quad \text{und} \quad r_i^* = m_{Ri} - \alpha_{Ri} \cdot \beta \cdot \sigma_{Ri}$$

mit

$$\alpha_{\chi i} = \frac{\frac{\delta g}{\delta \chi_i} \cdot \sigma_{\chi i}}{\sqrt{\sum_{j=1}^{n+m} \left(\frac{\delta g}{\delta \chi_j} \cdot \sigma_{\chi j} \right)^2}}$$

so daß auch im allgemeinen Fall ein eindeutiger Zusammenhang zwischen den Teilsicherheitsbeiwerten und dem Sicherheitsindex β abgeleitet werden kann. Die Ermittlung der für ein bestimmtes Sicherheitsmaß erforderlichen Teilsicherheitsbeiwerte bzw. umge-

kehrt die Berechnung von β bei vorgewählten γ_j ist i.d.R. wegen der Kopplung aller Einflußgrößen in den α_j nur noch iterativ möglich. Dazu wird im folgenden ein am Massivbau-Institut der TH Darmstadt installiertes Rechenprogramm benutzt, daß zudem für nicht-normalverteilte Variablen im Bemessungspunkt eine Anpassung der Verteilung an die Gaußnormalverteilung vornimmt. Damit ist das beschriebene Verfahren zur Bestimmung des Zusammenhangs von β und γ_j für beliebige Fälle anwendbar. Ein schematisiertes Flußdiagramm aus /32/ ist im Bild 4.2 wiedergegeben.

Ausführliche Erläuterungen zur Herleitung der Beziehungen und den dabei zu treffenden Näherungen sowie Beispiele finden sich in zahlreichen Literaturstellen, z.B. /7,8/, es wird deshalb an dieser Stelle auf eine umfangreiche Ableitung der Funktionen verzichtet.

4.2 Gebrauchsfähigkeitsnachweis

An alten Spannbetonbauwerken auftretende Schäden zeigen, daß das Konzept der Rissefreiheit von Spannbeton durch den Nachweis der Spannungen im Gebrauchszustand nicht einzuhalten ist. Es ist deshalb zur Gewährleistung der Gebrauchsfähigkeit vorgespannter Bauteile entscheidend, daß die zwangsläufig entstehenden Risse klein gehalten werden. Damit kann nach dem derzeitigen Erkenntnisstand eine Schädigung des Bauwerks infolge rasch fortschreitender Korrosion verhindert werden.

Bild 4.3 aus /33/ zeigt den Korrosionsabtrag an Bewehrungsstahl in Abhängigkeit von der Rißbreite unter gleichen äußeren Bedingungen. Um eine schnelle Korrosion wegen der daraus resultierenden Gefährdung der Gebrauchsfähigkeit zu verhindern, ist danach zum einen eine ausreichende Betondeckung sicherzustellen, zum anderen sind die maximalen Rißbreiten zu beschränken. Wird durch konstruktive Regeln die Betondeckung festgelegt, so läßt sich nach Bild 4.3 anhand der maximalen Rißbreite eine Aussage über die Gebrauchsfähigkeit treffen.

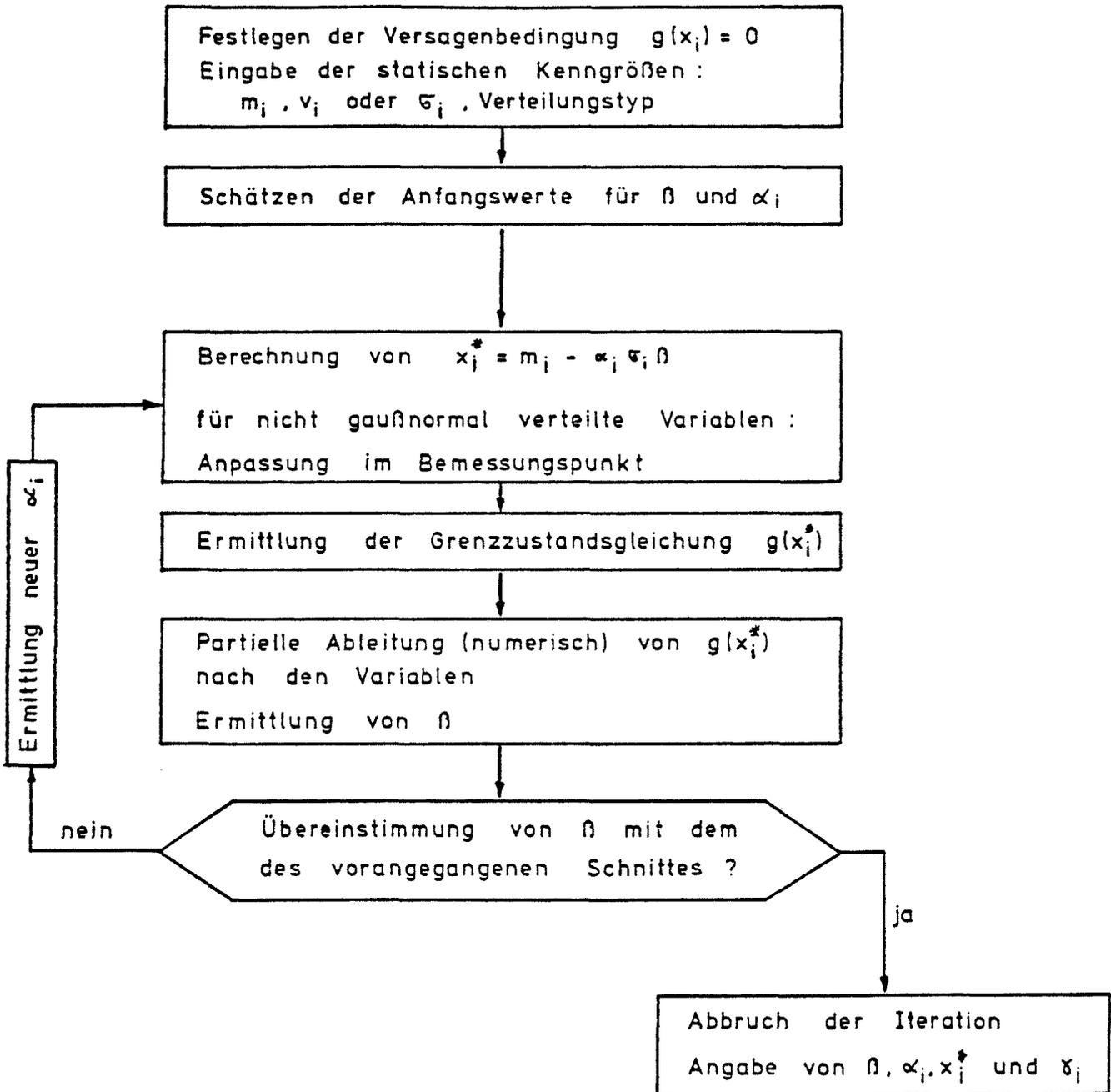


Bild 4.2 Flußdiagramm zur Ermittlung des Sicherheitsindex β , aus [32]

Ein Riß entsteht beim Überschreiten der lokalen Zugfestigkeit des Betons. Beim Reißen bildet sich ein neuer Gleichgewichtszustand im gerissenen Querschnitt aus, sofern nicht die lokalen Festigkeiten überschritten werden. Bewehrungsstahl, der den Riss kreuzt, nimmt dann Zugkräfte auf, die zuvor der Beton abgetragen hat.

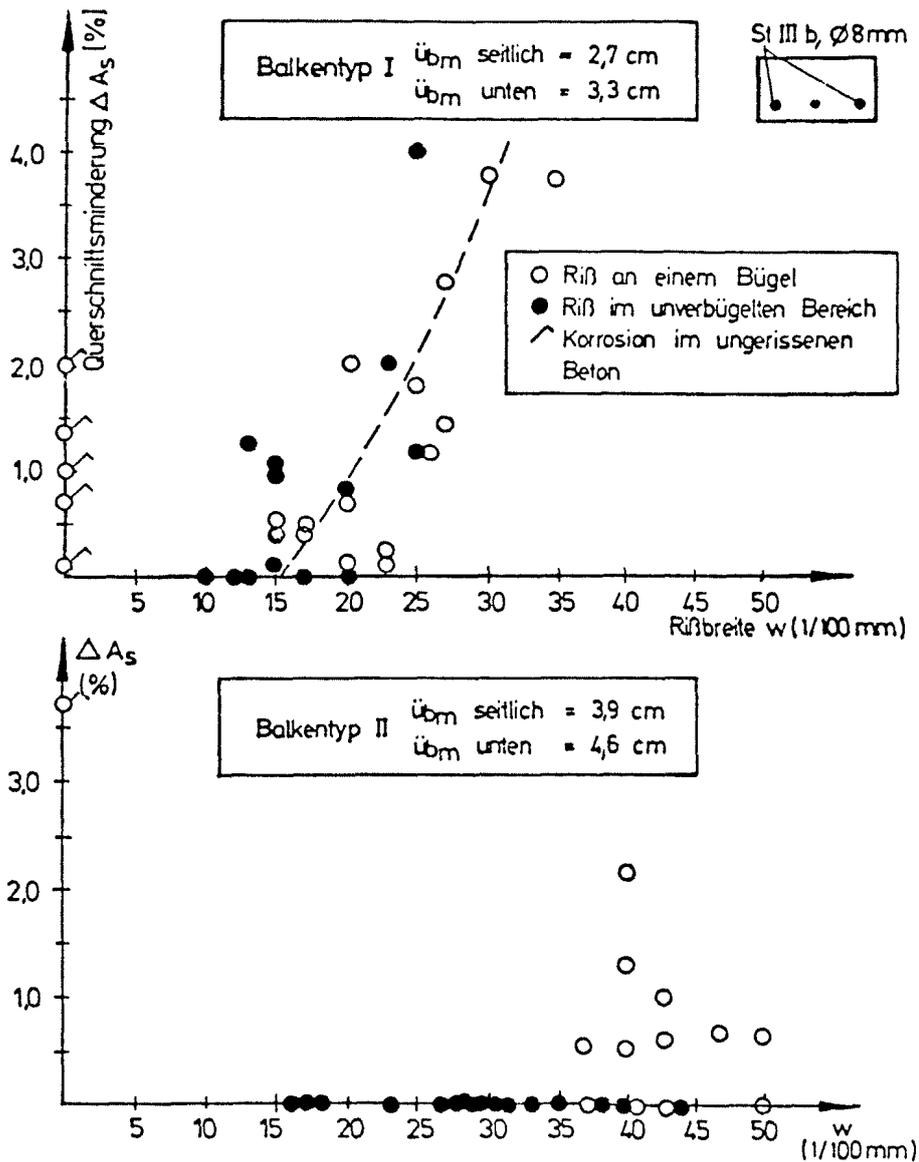


Bild 4.3 Zusammenhang zwischen Rißbreite und Korrosionsabtragung an der Bewehrung, aus [33]

Infolge der dabei entstehenden ungleichen Dehnungsverteilung von Stahl und Beton neben dem Riß wird der Stahl gegenüber dem Beton verschoben. Die Summe der Relativverschiebungen an den beiden Rißufern entspricht der Rißbreite. Längs des Bewehrungsstahls stellen sich der Verschiebung Verbundkräfte zwischen den Reibpartnern Beton und Stahl entgegen. Sie sorgen dafür, daß nach der sog. Einleitungslänge zwischen Stahl und Beton die Relativverschiebung zu Null wird, oder daß wegen Überschreitens der lokalen Betonzugfestigkeit ein weiterer Riß entsteht. Eine große Einleitungslänge bewirkt wegen der daraus resultierenden großen Relativverschiebung am Rißufer eine große Rißöffnung.

Die Verbundkräfte entstehen aus Verbundspannungen, die wiederum von der Größe der Relativverschiebung, vom Beton und von der Ausbildung der Stahloberfläche abhängen. Als freier Parameter zur Steuerung der Rißbreite bleibt bei festgelegter Betonqualität und gleichbleibender Querschnittsfläche des Stahls, sowie genormter Rippenausbildung der Bewehrung, noch die Stahloberfläche bzw. der Durchmesser der Bewehrungsstähle.

Anhand dieser Überlegungen läßt sich eine Beziehung zwischen dem Durchmesser der Bewehrung und der größten Rißbreite herleiten, wie sie auf dem Betontag 1985 des DBV vorgestellt wurde /34/:

$$d_{s,max} = \left[\left(\frac{w_{max}}{2} \right)^2 + \frac{\tau_0 \cdot w_{max}}{\tau'} \right] \cdot \frac{\tau'}{\beta_{bz}} \cdot 2 \cdot \frac{\mu_{eff}}{\epsilon_s^{II} - 0,6 \cdot \beta_{bz} / (E_s \cdot \mu_{eff}) - \epsilon_{bZU}}$$

mit der größten Rißbreite w_{max} ,
 der mittleren zentrischen Betonzugfestigkeit β_{bz} ,
 den Verbundparametern τ_0 und τ' nach Bild 4.4,
 der Stahldehnung ϵ_s^{II} im nackten Zustand II,
 dem E-Modul des Stahls E_s ,
 der mittleren Betondehnung ϵ_{bZU} in der Einleitungslänge,
 dem wirksamen Bewehrungsgehalt μ_{eff} .

Der wirksame Bewehrungsgehalt wird für Biegung unter Berücksichtigung des Scheibenspannungszustands zu

$$\mu_{eff} = \frac{A_s}{2 \cdot c \cdot b} \quad \text{bis} \quad \frac{A_s}{3 \cdot c \cdot b}$$

angegeben. c ist darin die Betondeckung; b ist die Querschnitts-

breite.

Die Betonspannung beim Reißen ist in o.g. Gleichung zum Grenzdurchmesser zu β_{bz} gesetzt. Dadurch sind Schnittkraftkombinationen denkbar, deren zugehörige Stahldehnung ϵ_s^{II} kleiner ist als das konstant gehaltene Abzugsglied $0,6 \cdot \beta_{bz} / (E_s \cdot \mu_{\text{eff}})$, so daß die Gleichung negative Werte liefert. Für hohe Balken mit Doppel-T-Querschnitt läßt sich die Formel verallgemeinern, indem man β_{bz} durch σ_{bz} ersetzt. σ_{bz} ist die Betonspannung, die nach Einleitung der Stahlkraft des Zustands II im Zugflansch wirkt. Sie ist jedoch höchstens gleich β_{bz} . In den genannten Querschnitten kann wegen des ausgeprägten Scheibenspannungszustands gerechnet werden

$$\sigma_{bz} = \frac{\epsilon_s^{\text{II}} \cdot E_s \cdot A_s}{A_{FL}^i}$$

mit dem Stahlquerschnitt A_s und der ideellen Flanschfläche A_{FL}^i . Der Betonmitwirkungsanteil kann genügend genau mit

$$\epsilon_{bZU} = \frac{\sigma_{bZU}}{\beta_{bz}} \cdot 0,05 \%$$

angesetzt werden. Die so modifizierte Bestimmungsgleichung ist auch für Einzelrisse infolge geschwächerter Zugfestigkeit (z.B. an

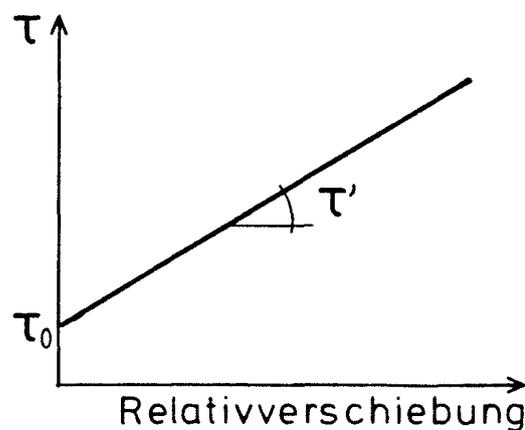


Bild 4.4 Verbundspannungs-Verschiebungsbeziehung für die Rissbeschränkung nach [34]

Arbeitsfugen) gültig. Für die Herleitung von Teilsicherheitsbeiwerten erleichtert der erweiterte Definitionsbereich das Iterationsverhalten bei der Bestimmung der Zuverlässigkeit.

Der Grenzzustand der Gebrauchsfähigkeit infolge von Korrosion läßt sich wie folgt formulieren:

$$\text{Versagen, wenn } d_{s,\max} < d_{s,\text{vorh}}$$

mit

$$d_{s,\max} = f(\mu_g, M_g, \mu_p, M_p, \mu_v, \mu_{zw}, V, \mu_{ds}, W_{\max})$$

und

$$d_{s,\text{vorh}} = f(\gamma_g \cdot M_g, \gamma_p \cdot M_p, V/\gamma_v) / \gamma_{ds}$$

(G wirkt ungünstig, V wirkt günstig)

M_g und M_p stehen für die Momente aus ständiger Last und Verkehr, V steht für die Vorspannkraft mit ihrer statisch bestimmten und ggf. unbestimmten Wirkung. $\mu_g, \mu_p, \mu_v, \mu_{zw}, \mu_{ds}$ sind Modellunsicherheitsfaktoren.

Im folgenden wird an einem vorgespannten Doppel-T-Querschnitt die Zuverlässigkeit unter verschiedenen Lastkombinationen ermittelt. Dazu werden die Verteilungsparameter nach Tabelle 4.1 benutzt. Der Variationskoeffizient der Eigenlast kann bei Spannbetonbrücken den angegebenen Wert deutlich unterschreiten, im Hinblick auf kleinere vorgespannte Tragwerke wie z.B. Dachbinder wird eine obere Abschätzung vorgenommen. Die Streuung der Verkehrslast ist von der Nutzung des Bauteils abhängig, deshalb werden zwei fiktive Lasten betrachtet.

In dem Variationskoeffizient von 7 % für die Vorspannkraft ist nach Kap. 3.3 bereits der Einfluß von Modellunsicherheiten enthalten. Der zusätzliche Parameter μ_v trägt den Unsicherheiten bei der Vorhersage der zeitabhängigen Spannkraftverluste und den lokalen Streuungen Rechnung. Zwang aus Vorspannung korreliert mit der eingepprägten Spannkraft, wie sie in dem vorangegangenen Ab-

schnitt - ohne lokale Streuungen - behandelt wurde. Wegen der Abhängigkeit von den Steifigkeitsverhältnissen im Bauteil weist der Zwang eine zusätzliche Modellunsicherheit auf. Das Gesamtmoment aus Vorspannung kann demnach mit den Hebelarmen e_V und e_{ZW} wie folgt beschrieben werden:

$$M_V = \mu_V \cdot (e_V \cdot V + \mu_{ZW} \cdot e_{ZW} \cdot V)$$

	Mittelwert	Variationskoeff.	Nennwertfraktile	Verteilungstyp
Eigenlast		0,07	50 %	Gauß
μ_G	1	0,05		Gauß
Verkehrslast 1		0,30	99 %	Extremwert I
Verkehrslast 2		0,70	99 %	Extremwert I
μ_p	1	0,10		Gauß
Vorspannung		0,07	50 %	Gauß
μ_V	1	0,05		Gauß
μ_{ZW} (Zwang aus Vorsp.)	1	0,10		Gauß
μ_{ds}	1	0,25		Gauß

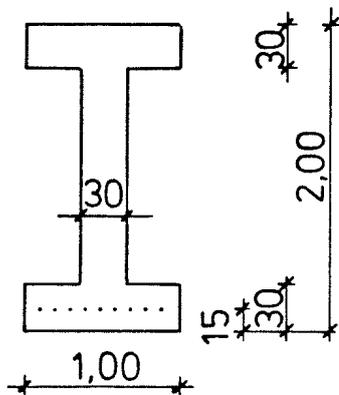
Tab. 4.1 Verteilungsparameter der Basisvariablen

Die Untersuchungen zu /34/ belegen, daß sich die Spannglieder mit nachträglichem Verbund bei Rißbildung nur geringfügig an der lokalen Spannungsumlagerung beteiligen. Die Wirkung der Vorspannung entspricht deshalb auch bei der Ermittlung von ϵ_s^{II} derjenigen einer äußeren Kraft. Der Spannstahlquerschnitt kann dabei unberücksichtigt bleiben.

Der angegebene funktionale Zusammenhang zwischen der Wirkung der äußeren Schnittgrößen (mit Vorspannung), dem maximalen Stabdurchmesser und der maximalen Rißbreite, sowie dem Zusammenhang von maximaler Rißbreite und Korrosionsverhalten beinhalten verschiedene Unsicherheiten. Neben den Näherungen in der mathematischen Formulierung des Problems läßt sich aus Bild 4.3 der Schluß ziehen, daß die Streuung der Betondeckung einen wesentlichen Einfluß darauf hat, ob die Grenzzustandsgleichung die realen Abläufe in einem Bauteil zutreffend beschreibt oder nicht. Weitere streuende Einflußgrößen sind vor allem die Betonzugfestigkeit und die Verbundspannung. Der hohe Variationskoeffizient von 25 % in der Modellunsicherheit zu d_s ist daher gerechtfertigt.

Streuungen in der Geometrie des Querschnitts und in der Spanngliedlage können bei üblichen Balkenhöhen vernachlässigt werden.

In Bild 4.5 ist der untersuchte Querschnitt mit den erforderlichen Eingangsgrößen zur Bestimmung des Stahldurchmessers aufgetragen. Die Bewehrung wird vereinfachend in Flanschmitte angenommen. Der effektive Bewehrungsgrad μ_{eff} wird so bestimmt, daß sich $d_{s,\text{max}}$ zu 14 mm ergibt, als Mindestbewehrung wird jedoch $\mu_{\text{eff}} = 0,5 \%$ angenommen. Dabei wird der Bewehrungsstahl auf die gesamte Flanschfläche bezogen. Die Drucklinie aus Vorspannung liegt am unteren Querschnittsrand. Bei gegebenen Momenten M_g und M_p ist die erforderliche Vorspannkraft aus der Ermittlung des Grenzdurchmessers noch nicht eindeutig bestimmt. Deshalb wird die Vorspannung so festgelegt, daß sich im Zustand I unter 1,0-facher Belastung eine vorgewählte Zugspannung am Querschnittsrand einstellt. Dieses Verfahren kommt dem derzeitigen Bemessungsablauf nahe.



B 35

$$\beta_{bZ} = 0,3 \cdot \sqrt[3]{\beta_{wN}^2} \quad [\text{N/mm}^2]$$

$$\tau_0 = 2,0 \cdot \beta_{bZ} \quad [\text{N/mm}^2] *$$

$$\tau' = 5,0 \cdot \beta_{bZ} \quad [\text{N/mm}^3] *$$

$$w_{\max} = 0,2 \quad [\text{mm}]$$

$$* \quad \beta_{bZ} \text{ in } [\text{N/mm}^2]$$

Bild 4.5

Querschnittsabmessungen und Eingangsgrößen für untersuchte Beispiele

In Bild 4.6 ist der Sicherheitsindex β bei gleichbleibendem Gesamtmoment V . e aus Vorspannung und Zwang aus Vorspannung mit variablem Anteil des Zwangs

$$e_{zW} = c_{zW} \cdot e$$

dargestellt. Der statisch bestimmte Anteil ist entsprechend

$$e_{V_0} = (1 - c_{zW}) \cdot e$$

Aus einer angezielten zulässigen Zugspannung von 1 MN/m² unter den 1,0-fachen Einwirkungen $M_g = M_p = 2,5$ MNm wird V zu 3,0 MN. Der Variationskoeffizient der Verkehrslast sei 0,70; $d_{s,vorh}$ ist 10 mm.

Es zeigt sich, daß die Auswirkung der Unsicherheit im Zwang auf die Zuverlässigkeit gering ist. Im weiteren wird c_{zW} gleich 0,5 gesetzt. Das Moment aus Vorspannung entsteht dann je zur Hälfte aus der statisch bestimmten Wirkung und dem Zwang aus Vorspannung.

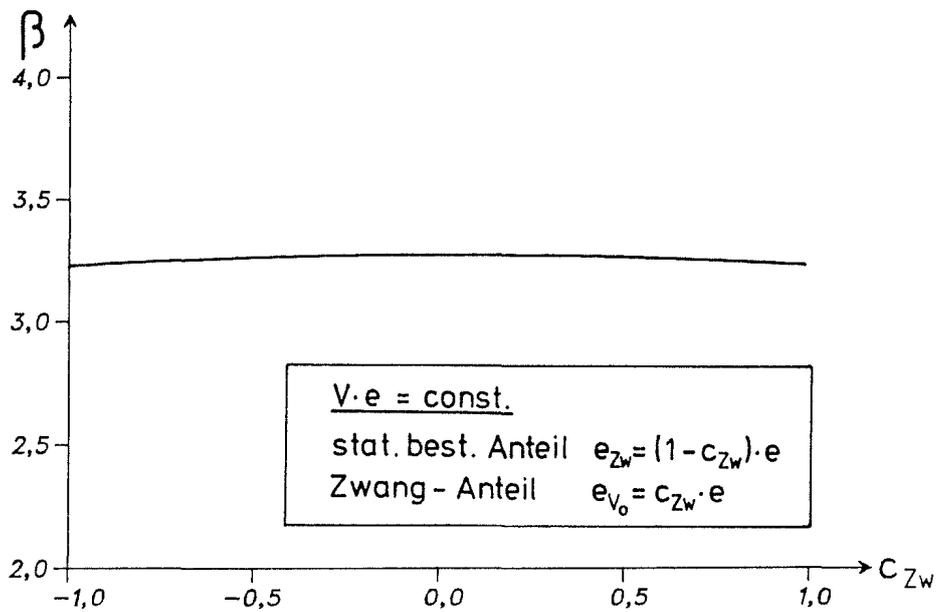


Bild 4.6

Einfluß der Modellunsicherheit im Zwang aus Vorspannung auf den Sicherheitsindex

Für verschiedene Verkehrslastanteile an der Gesamtlast aus G und P zeigen die Bilder 4.7 und 4.8 die Zuverlässigkeit bei unterschiedlichen Vorspannkraften, die wie oben aus den zugelassenen Zugspannungen im Zustand I errechnet werden. Bei überdrücktem Querschnitt ist die Grenzzustandsgleichung nicht definiert. Da im Laufe der iterativen Bestimmung von β bei zulässigen Betonzugspannungen nur knapp über Null Parameterkombinationen außerhalb des Definitionsbereichs liegen können, ist zur Vermeidung von Konvergenzproblemen die kleinste untersuchte zul. Zugspannung $\sigma_{bz} = 0,3 \text{ MN/m}^2$. Der Bereich von zul. $\sigma_{bz} = 0$ bis $0,3 \text{ MN/m}^2$ läßt sich aus den Kurven extrapolieren. Die Summe aus M_g und M_p ist 5 MNm .

Mit den Teilsicherheitsbeiwerten von

$$\begin{aligned} \gamma_G &= 1,2 \\ \gamma_p &= 1,2 \\ \gamma_V &= 1,1 \\ \gamma_{ds} &= 1,4 \end{aligned}$$

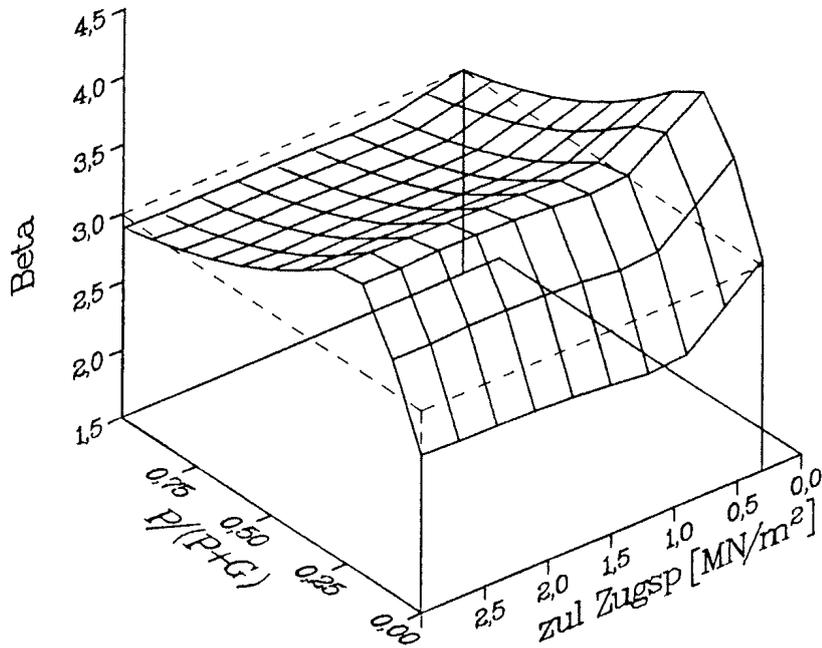


Bild 4.7 Sicherheitsindex β in Abhängigkeit von $zul\ \sigma_{bZ}$ und vom Verkehrslastanteil, $V_p = 0,7$
 $M_g + M_p = 5\ MNm$, $\gamma_G = \gamma_P = 1,2$, $\gamma_V = 1,1$, $\gamma_{ds} = 1,4$

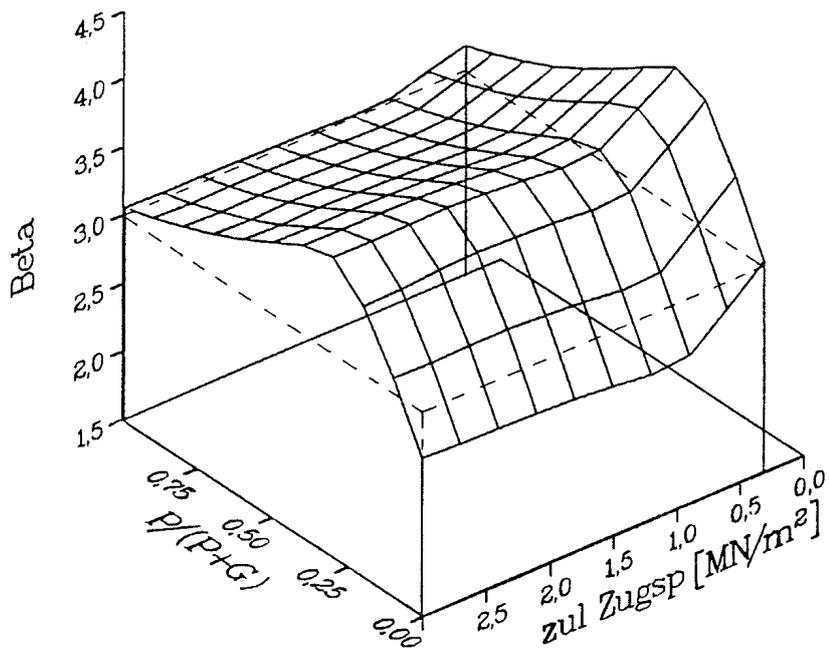


Bild 4.8 Sicherheitsindex β in Abhängigkeit von $zul\ \sigma_{bZ}$ und vom Verkehrslastanteil, $V_p = 0,3$
 $M_g + M_p = 5\ MNm$, $\gamma_G = \gamma_P = 1,2$, $\gamma_V = 1,1$, $\gamma_{ds} = 1,4$

wird der angezielte Sicherheitsindex von $\beta = 3,0$ mit befriedigender Genauigkeit erreicht. Das Sicherheitsniveau ist bei den angegebenen Teilsicherheitsbeiwerten nur schwach von der Höhe der Vorspannung bzw. der zulässigen Betonzugspannung abhängig, solange der effektive Bewehrungsgrad genau dem Bewehrungsgrad entspricht, der für $d_{s,vorh} = 10$ mm erforderlich ist. Erst bei kleineren zul. σ_{bz} erhöht der zum Erreichen von $\varnothing 10$ mm nicht mehr erforderliche Bewehrungsgrad die Zuverlässigkeit.

Durch die Wahl der 99 % Fraktile als Nennwert der Verkehrslast wird zusammen mit dem Sicherheitsbeiwert von 1,2 bei großem Verkehrslastanteil $\beta = 3,0$ gut erreicht, während bei sehr kleinem Verkehrslastanteil ein Defizit festzustellen ist. Wegen der großen Streuung in der Modellunsicherheit zu d_s gegenüber der Streuung von G und V müßte dort der Teilsicherheitsbeiwert zu d_s vergrößert werden.

Nach Bild 4.9 zeigt sich mit $\gamma_V = 1,0$ und sonst gleichen Eingangswerten bei überwiegender Eigenlast mit wachsender Vorspannung (bzw. kleiner werdender Zugspannung) eine leicht abnehmende Zuverlässigkeit, bis schließlich die Mindestbewehrung greift.

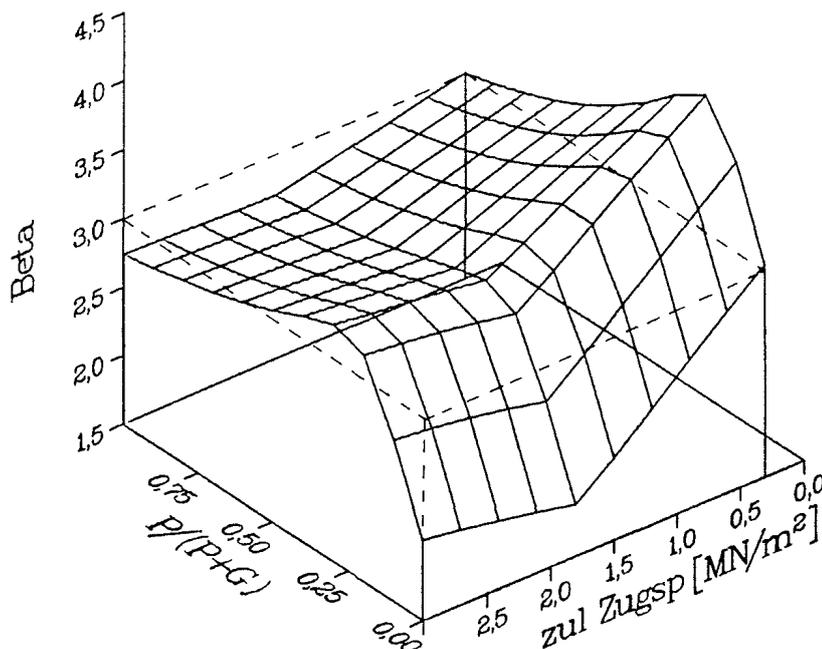


Bild 4.9 Sicherheitsindex β in Abhängigkeit von zul σ_{bz} und vom Verkehrslastanteil, $V_p = 0,7$
 $M_g + M_p = 5$ MNm, $\gamma_G = \gamma_P = 1,2$, $\gamma_V = 1,0$, $\gamma_{ds} = 1,4$

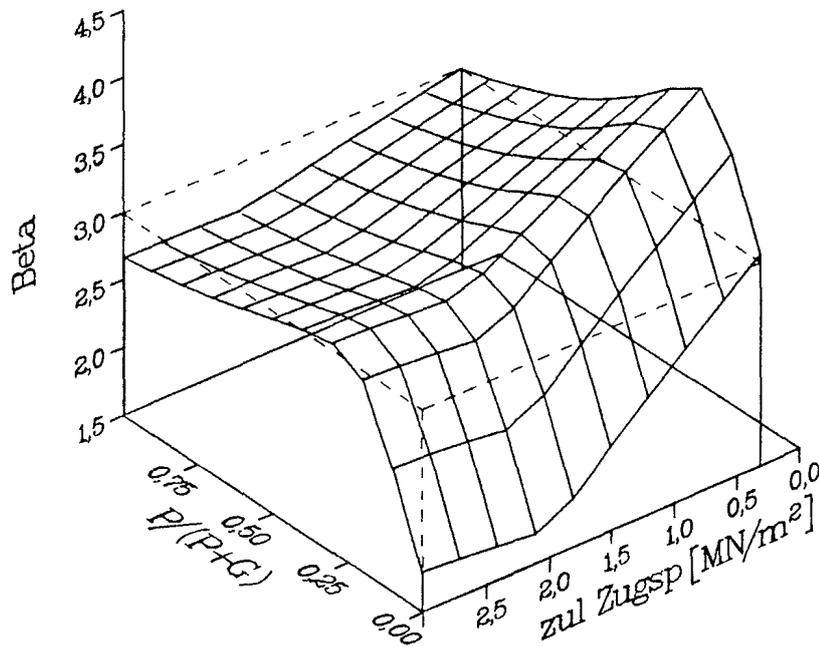


Bild 4.10 Sicherheitsindex β in Abhängigkeit von $zul\ \sigma_{bZ}$ und vom Verkehrslastanteil, $V_p = 0,7$
 $M_g + M_p = 5\ MNm$, ΔM -Konzept, $\gamma_v = 1,1$, $\gamma_{ds} = 1,4$

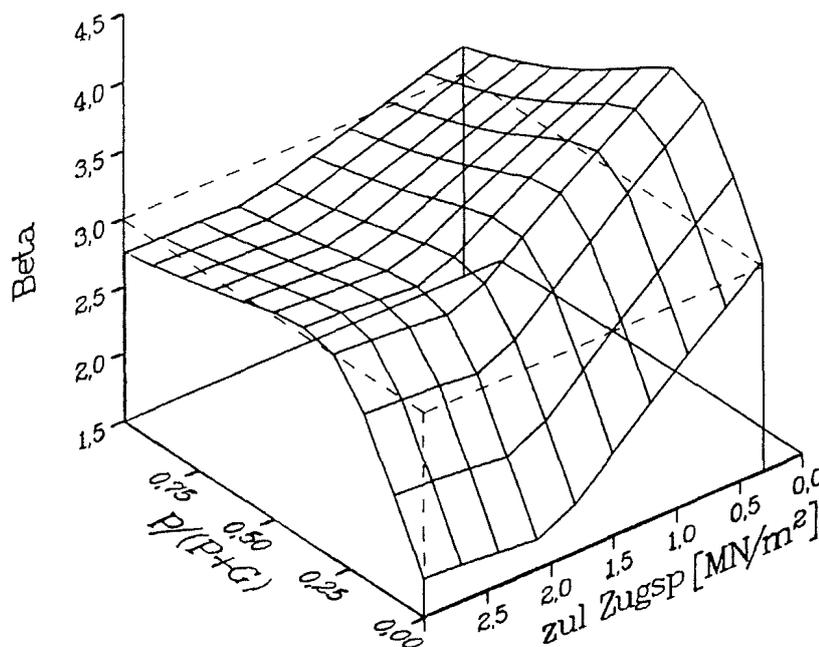


Bild 4.11 Sicherheitsindex β in Abhängigkeit von $zul\ \sigma_{bZ}$ und vom Verkehrslastanteil, $V_p = 0,3$
 $M_g + M_p = 5\ MNm$, ΔM -Konzept, $\gamma_v = 1,1$, $\gamma_{ds} = 1,4$

Zum Vergleich geben die Bilder 4.10 und 4.11 die Zuverlässigkeit wieder, die sich bei Anwendung des ΔM -Konzepts nach der Richtlinie zur Änderung von DIN 4227, Fassung Juli 1985, /35/ ergibt. Wie in den Bildern 4.7 und 4.8 wird die Vorspannung mit $\gamma_V = 1,1$ angesetzt, dies entspricht etwa 1/0,9 nach der Richtlinie. ΔM wird berechnet aus

$$\Delta M = 5 \cdot 10^{-5} \cdot \frac{EI}{d_0}$$

mit der Biegesteifigkeit EI des Zustands I und der Querschnittshöhe d_0 . Anstelle der Teilsicherheitsbeiwerte für Eigenlast und Verkehr in der Bestimmungsgleichung zu $d_{s,vorh.}$ ist jetzt das additive Glied ΔM einzuführen. γ_{ds} wird mit dem Wert 1,4 beibehalten.

Für hohe bis mittlere Verkehrslastanteile wird mit $M_g + M_p = 5$ MNm noch ein ausreichendes Sicherheitsniveau erreicht. Erhöht man das Moment um 2 MNm, so wird der Nachteil des ΔM -Konzepts deutlich (Bilder 4.12 und 4.13 im Vergleich zu Bildern 4.7 und 4.10). Bei Schnittgrößenkombinationen unterschiedlicher Größe kann mit einem additiven Sicherheitselement kein gleichmäßiges Zuverlässigkeitsniveau erreicht werden. Für den untersuchten Querschnitt sind die angesetzten 7 MNm keine Obergrenze der Belastung, so daß bei Verwendung der angegebenen Gleichung zum Grenzdurchmesser insbesondere bei hohem Eigenlastanteil mit einem zu geringen Sicherheitsindex zu rechnen wäre. Eine ausreichende Mindestbewehrung kann die Zuverlässigkeit jedoch in einer vertretbaren Größe halten.

Bei kleinen Momenten bietet das additive Sicherheitselement den Vorteil, daß ein rechnerisches Aufreißen des Querschnitts gewährleistet werden kann; für große Momente sind multiplikative Elemente vorzuziehen.

Im Falle ungünstig wirkender Vorspannung hat in der Regel die Eigenlast einen günstigen Einfluß, da bei Balkentragwerken im Normalfall die Vorspannung der Eigenlast entgegenwirkt. Dies ist zum Beispiel bei Durchlaufträgern der Fall, wenn im Stützbereich unten Zug auftritt. In der Bestimmungsgleichung zu $d_{s,vorh.}$ ist dann

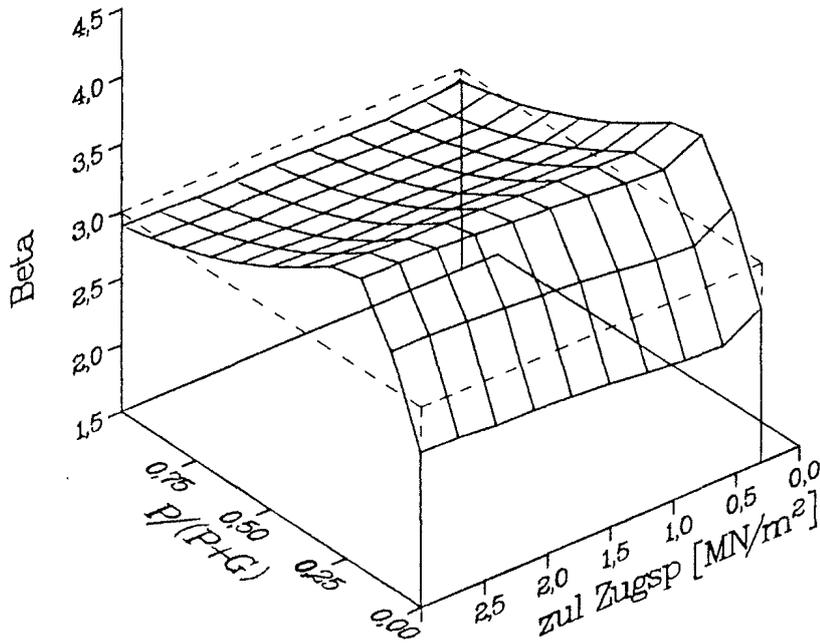


Bild 4.12 Sicherheitsindex β in Abhängigkeit von $zul\ \sigma_{bZ}$ und vom Verkehrslastanteil, $V_p = 0,7$
 $M_g + M_p = 7\text{ MNm}$, $\gamma_G = \gamma_P = 1,2$, $\gamma_V = 1,1$, $\gamma_{ds} = 1,4$

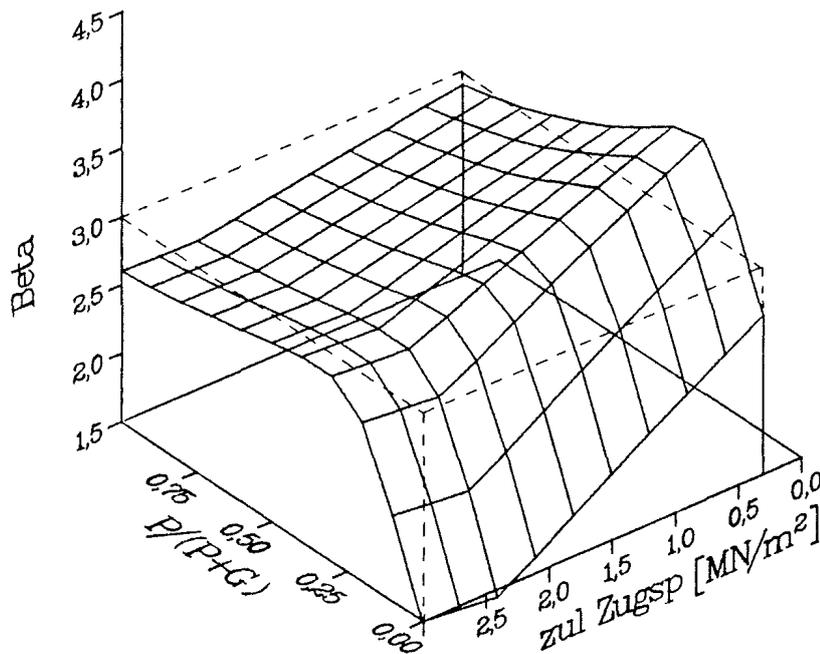


Bild 4.13 Sicherheitsindex β in Abhängigkeit von $zul\ \sigma_{bZ}$ und vom Verkehrslastanteil, $V_p = 0,7$
 $M_g + M_p = 7\text{ MNm}$, ΔM -Konzept, $\gamma_V = 1,1$, $\gamma_{ds} = 1,4$

und $\gamma_G \cdot M$ durch M_g/γ_G
 V/γ_V durch $\gamma_V \cdot V$

zu ersetzen. Die Teilsicherheitsbeiwerte für günstige und ungünstige Wirkung müssen dabei nicht den gleich Zahlenwert aufweisen.

Für den Querschnitt nach Bild 4.5 mit der Drucklinie aus Vorspannung am oberen Rand ist der Sicherheitsindex für eine Lastkombination bei verschiedenen zulässigen Betonzugspannungen am unteren Querschnittsrand aufgetragen (Bild 4.14). Mit $M_g = -5,0$ MNm und $M_p = 4,5$ MNm wächst die Vorspannkraft dabei von 1,3 MN bei $\text{zul } \sigma_{bz} = 0,3$ MN/m² auf 4,0 MN bei $\text{zul } \sigma_{bz} = 3,0$ MN/m² an. Der effektive Bewehrungsgrad hat genau die Größe, die für $d_{s,\text{vorh.}} = 10$ mm erforderlich ist. Mit den Teilsicherheitsbeiwerten $\gamma_V = 1,1$ und $\gamma_G = 1,1$ liegt β im angezielten Bereich von $3,0 \pm 0,5$.

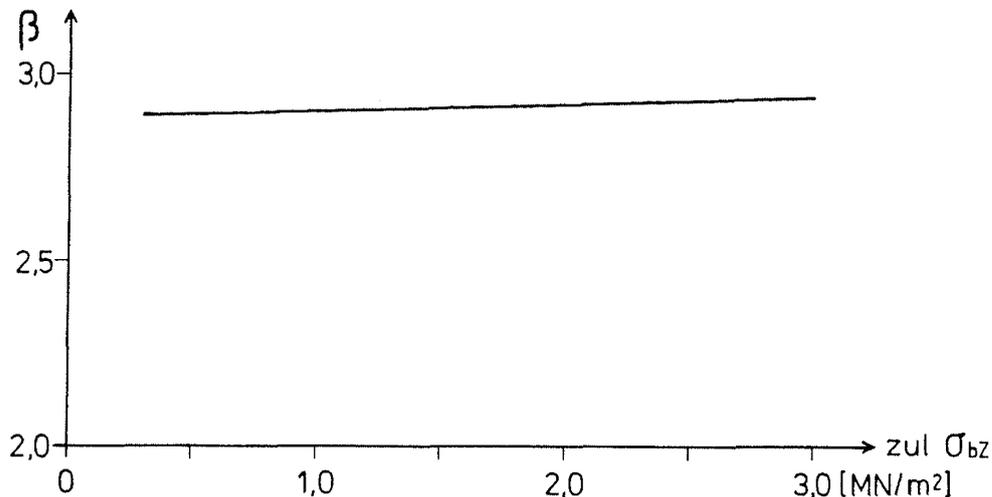


Bild 4.14

Sicherheitsindex β bei ungünstig wirkender Vorspannung
(Eigenlast wirkt günstig)

$$\gamma_G = 1,1, \gamma_P = 1,2, \gamma_V = 1,1, \gamma_{ds} = 1,4$$

Für Vorspannung und Zwang aus Vorspannung ist nach den untersuchten Beispielen der Teilsicherheitsbeiwert von

$$\gamma_V = 1,1$$

beim Nachweis der Rissbeschränkung ausreichend. Bei günstiger Wirkung der Vorspannung ist durch γ_V zu dividieren, bei ungünstiger Wirkung ist die Vorspannung mit γ_V zu vervielfachen. Voraussetzung ist, daß an den Lasten sowie an den Einflußgrößen der Rißbreite bzw. am Grenzdurchmesser ebenfalls Teilsicherheitsbeiwerte angebracht werden, die deren Streuung Rechnung tragen.

5. Zusammenfassung

Künftige Normen sollen ein gleichmäßiges Sicherheitsniveau aufweisen. Dies soll durch Sicherheitsbeiwerte erreicht werden, die auf der Basis von Versagenswahrscheinlichkeiten infolge der Streuung der Einflußparameter herzuleiten sind.

Während in der Spannbetonbauweise im Bruchzustand der Spannstahl in der Regel die Streckgrenze erreicht und dann sicherheitstheoretisch ähnlich wie Stahl schlaff bewehrter Bauteile zu behandeln ist, sind im Gebrauchszustand die ursprünglich eingeleiteten Kräfte ausschlaggebend.

Bei der Krafteinleitung in Spannglieder mit nachträglichem Verbund stehen wenigstens zwei Meßwerte zur Verfügung. Es sind dies die Kraft und der Ziehweg am Spannanker. In vorliegender Arbeit werden deshalb die Parameter hinsichtlich ihrer Streuung untersucht, die unmittelbar auf den Kraftverlauf längs eines Spannglieds wirken, oder die die Kontrollgrößen beeinflussen. Durch die Kontrolle der Meßwerte können grobe Fehler erkannt und die Streuung der Spanngliedkräfte dadurch begrenzt werden. Die Aussagefähigkeit der Meßwerte ist etwa umgekehrt proportional zum Abstand des auf die Spanngliedlänge bezogenen Abstands des Krümmungsschwerpunkts vom Festanker.

Anhand einer Computersimulation von Spannvorgängen läßt sich die Streuung der Spannkkräfte aus Unsicherheiten im Spannvorgang für übliche Spanngliedverläufe mit etwa 7 % angeben. Dabei wird ein genügend genaues Rechenmodell zur Vorausbestimmung der Sollwerte vorausgesetzt.

Zur Gewährleistung einer ausreichenden Sicherheit beim Nachweis der Rissebeschränkung als dem maßgeblichen Gebrauchsfähigkeitsnachweis wird für einen typischen Querschnitt gezeigt, daß mit dem Ansatz der 0,9 bzw. 1,1-fachen Vorspannung (bei günstiger bzw. ungünstiger Wirkung) der Streuung der Vorspannkkräfte hinreichend Rechnung getragen wird.

Literaturverzeichnis

- /1/ DIN:
Grundlagen zur Festlegung von Sicherheitsanforderungen für
bauliche Anlagen; Beuth Verlag; Berlin, Köln; 1981
- /2/ Theile, V.:
Die Behandlung der Vorspannung und des Zwangs aus plan-
mäßiger Systemänderung beim Nachweis ausreichender Ge-
brauchs- und Tragfähigkeit von Stahlbeton, Spannbeton-
und Verbundtragwerken. (Leiter des Forschungsvorhabens
G. König) Forschungsber. Fachber. Konstruktiver Inge-
nieurbau, TH Darmstadt 1983
- /3/ Johnson, R.P.:
Design Philosophy for Cable-Stayed Bridges,
Technical Paper No. B/49, 4. Sept. 78, European Joint
Committee for Composite Structures
- /4/ Scheer, J.:
Zur Definition von Vorspannung, Festschrift Marguerre,
Darmstadt 1980, S. 235-247
- /5/ Rüsck, H.:
Stahlbeton Spannbeton, Band 1, Werkstoffeigenschaften,
Bemessungsverfahren, Werner-Verlag, Düsseldorf, 1972
- /6/ DIN:
Richtlinien für Bemessung und Ausführung von Spann-
betonbauteilen, Fassung 1973, Beuth Verlag, Berlin,
Köln, 1973
- /7/ König, G.; Hosser, D.; Schobbe, W.:
Sicherheitsanforderungen für die Bemessung von bau-
lichen Anlagen nach den Empfehlungen des NABau - eine
Erläuterung, Bauingenieur 57 (1982) S. 69 - 78

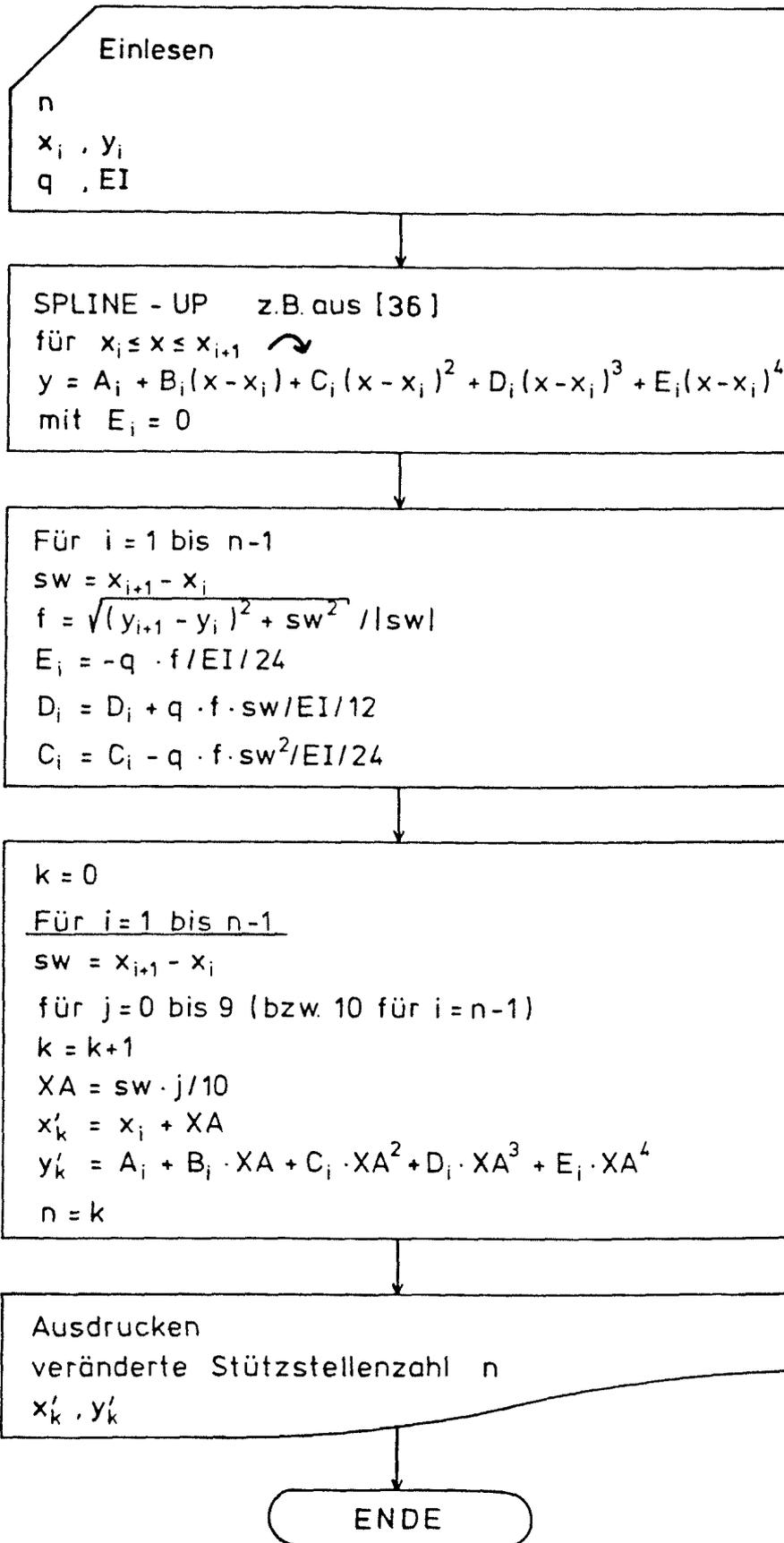
- /8/ König, G.; Theile, V.:
Anwendung der Grundlagen zur Festlegung von Sicherheitsforderungen für bauliche Anlagen; Berichte der Bundesvereinigung der Prüfindenieure für Baustatik, Nr. 8; 1982/83
- /9/ DIN:
DIN 4227; Spannbeton; Bauteile aus Normalbeton mit beschränkter oder voller Vorspannung; Teil 1; Ausgabe Dez. 1979; Beuth Verlag; Berlin
- /10/ Maaß, G.:
Zur Statistik der Lage und Größe der Vorspannbewehrung; Berichte zur Zuverlässigkeitstheorie der Bauwerke; Heft 23; 1978; Sonderforschungsbereich 96
- /11/ Stange, K.:
Angewandte Statistik; 1. Teil; Eindimensionale Probleme; 1970; Springer Verlag; Berlin, Heidelberg, New York
- /12/ Feistel, D.:
Genauigkeitsuntersuchungen für den Lastfall Vorspannung an Brückentragwerken; Diss. Hochschule für Verkehrswesen; 1971; Dresden
- /13/ Tambs-Lyche, P.; Hauzenberger, B.:
Considerations on Controlling the Execution of Prestressed Works; erschienen Nordisk-Betong; Heft Nr. 5 (1985) S. 17-22.
- /14/ Leonhardt, F.; Mönning, E.:
Reibung von Vorspanngliedern für Spannbeton; Beton- und Stahlbetonbau 47 (1952); S. 42-45
- /15/ Fritz, B.:
Erfahrungen bei Dehnwegmessungen an Spannbetonbauwerken; VDI-Z. 100 (1958); S. 49-58

- /16/ Walter, R.; Utescher, G.; Schreck, D.:
Vorausbestimmung der Spannkraftverluste infolge Dehnungs-
behinderung; DAfStb Heft 282; 1977; Verlag W. Ernst und
Sohn; Berlin, München, Düsseldorf
- /17/ Nürnberger, U.:
Analysen und Auswertung von Schadensfällen an Spann-
stählen; Forschung Straßenbau und Straßenverkehrs-
technik; Heft 308; 1980
- /18/ Erdmann, J.; Neisecke, J.; Rostasy, F.:
Baustoffuntersuchungen an Spannbetonbauwerken zur
Ermittlung des Langzeitverhaltens von Spannstählen;
1982; Amtl. Materialprüfungsanstalt für das Bauwesen,
TU Braunschweig
- /19/ Plank, A.; Struck, W.; Tzschätsch, M.:
Ursachen des Teileinsturzes der Kongreßhalle in Berlin-
Tiergarten; BAM; Forschungsbericht 80
- /20/ DIN:
Vornorm DIN 18553; Hüllrohre aus Stahlband für Spann-
glieder; Ausgabe Feb. 1980; Beuth Verlag; Berlin
- /21/ Cordes, H.; Schütt, W.; Trost, M.:
Großmodellversuche zur Spanngliedreibung; DAfStb Heft 325;
1981; Verlag W. Ernst und Sohn; Berlin; München
- /22/ Wittfoht, H.:
Reibungsversuche mit Vorspannbündeln PZ an Probekörpern
mit starker Krümmung; Bautechnik 32 (1955); S. 267-272
- /23/ Uherkovich, I.; Lindgren, J.; Olsen, O.:
Friction and Elongation Tests at Condeep Site, Stavanger,
Norway; FIP, 9. Kongress; 1982
- /24/ Nielsen, H.K.; Nilsson, B.A.:
Coefficient of Friction for Frictional Loss of
Prestressing Force Measured on About 2000 Cables;
FIP Kongress; 1970

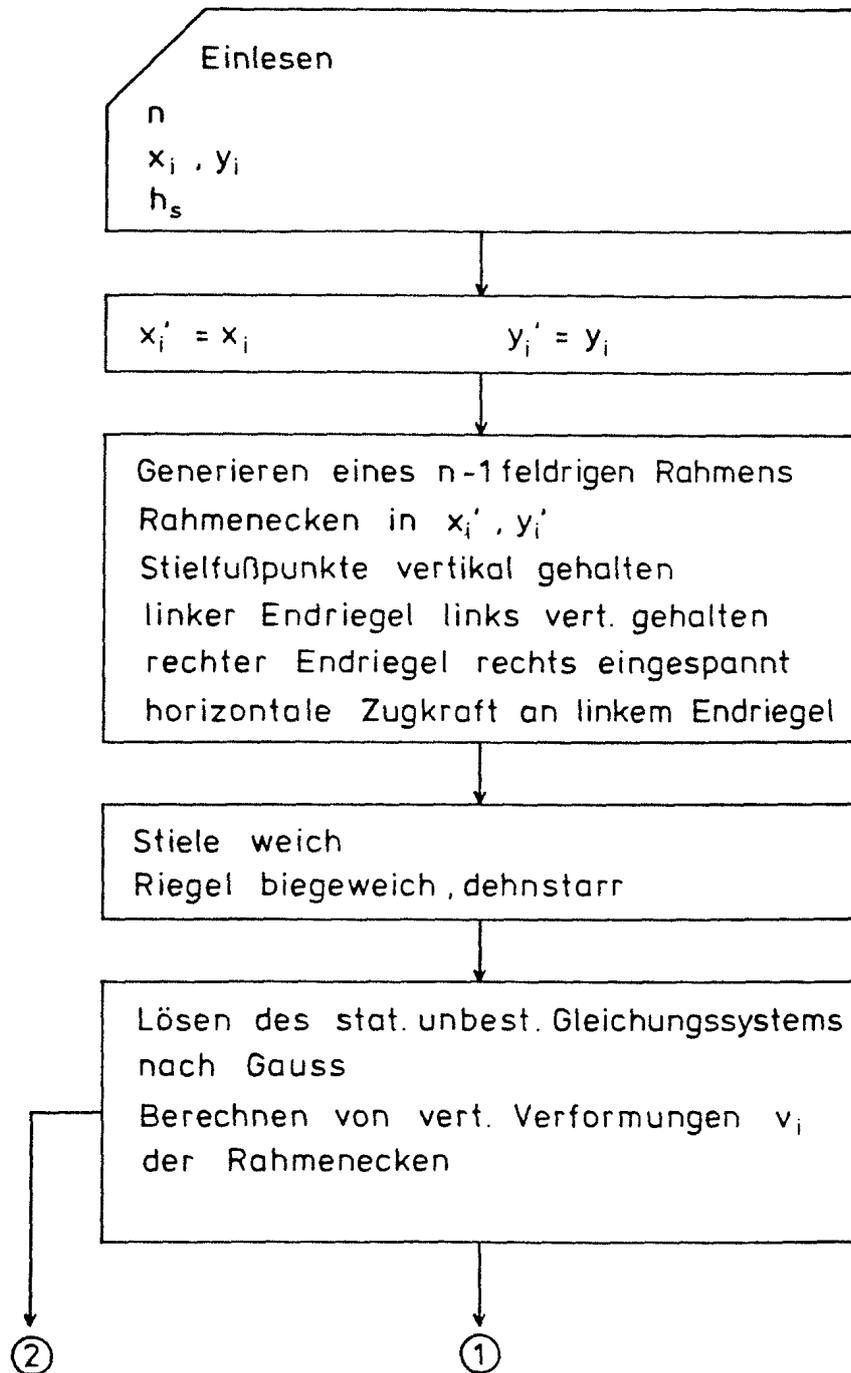
- /25/ Fritz, B.:
Vorschläge zur genaueren Erfassung der reibungsbedingten Spannkraftverluste in geraden und gekrümmten Spanngliedern; FIP, 3. Kongress; 1958
- /26/ Jungwirth, D.:
Entwicklung im Spannbetonbau am Beispiel der Donaubrücke Metten; Bauingenieur 56 (1981); S. 413-422
- /27/ Erdmann, J.; Kordina, K.; Neisecke, J.:
Auswertung von Berichten über Abbrucharbeiten von Spannbeton-Bauwerken im Hinblick auf das Langzeitverhalten von Spannstählen; Amtl. Materialprüfungsanstalt für das Bauwesen, TU Braunschweig
- /28/ Bertram, D. et al:
Erläuterungen zu DIN 4227 Spannbeton Ausgabe Dezember 1970; DAfStb Heft 320; 1980; Verlag W. Ernst und Sohn; Berlin, München
- /29/ Mühe, L.:
Kraftverlauf im Spannglied bei veränderlicher Reibungszahl; Beton- und Stahlbetonbau 50 (1955); S. 251-255
- /30/ Völker, O.:
Zur Technik des Vorspannens und Auspressens, Erwägungen beim Bau der Schleusenbrücke Stuttgart-Hofen; Beton- und Stahlbetonbau 51 (1956); S. 169 - 178
- /31/ Fritz, B.:
Die meßtechnische Überprüfung der reibungsbedingten Spannkraftverluste an der Vorlandbrücke zur Rheinbrücke Speyer Beton- und Stahlbetonbau 52 (1957); S. 60 - 64
- /32/ Deutsch, U.:
Sicherheitskonzept für die Bemessung von Gründungskörpern des Massivbaus, Dissertation, Technische Hochschule Darmstadt, 1983

- /33/ Schießl. P.:
Einfluß von Rissen auf die Dauerhaftigkeit von Stahlbeton-
und Spannbetonbauteilen, Bericht des Instituts für Beton
und Stahlbetonbau e.V., München, 1985
- /34/ König, G.:
Berechnen und gezieltes Begrenzen von Ribbreiten im Stahl-
beton und Spannbeton; Vorträge Betontag 1985, Deutscher
Betonverein e.V.
- /35/ DAfStb:
Richtlinie zur Änderung von DIN 4227 Teil 1 - Spannbeton,
Juli 1985; Beuth Verlag; Berlin, Köln
- /36/ Törning, W.:
Numerische Mathematik für Ingenieure und Physiker;
Band 2; Springer Verlag; Berlin, Heidelberg, New York

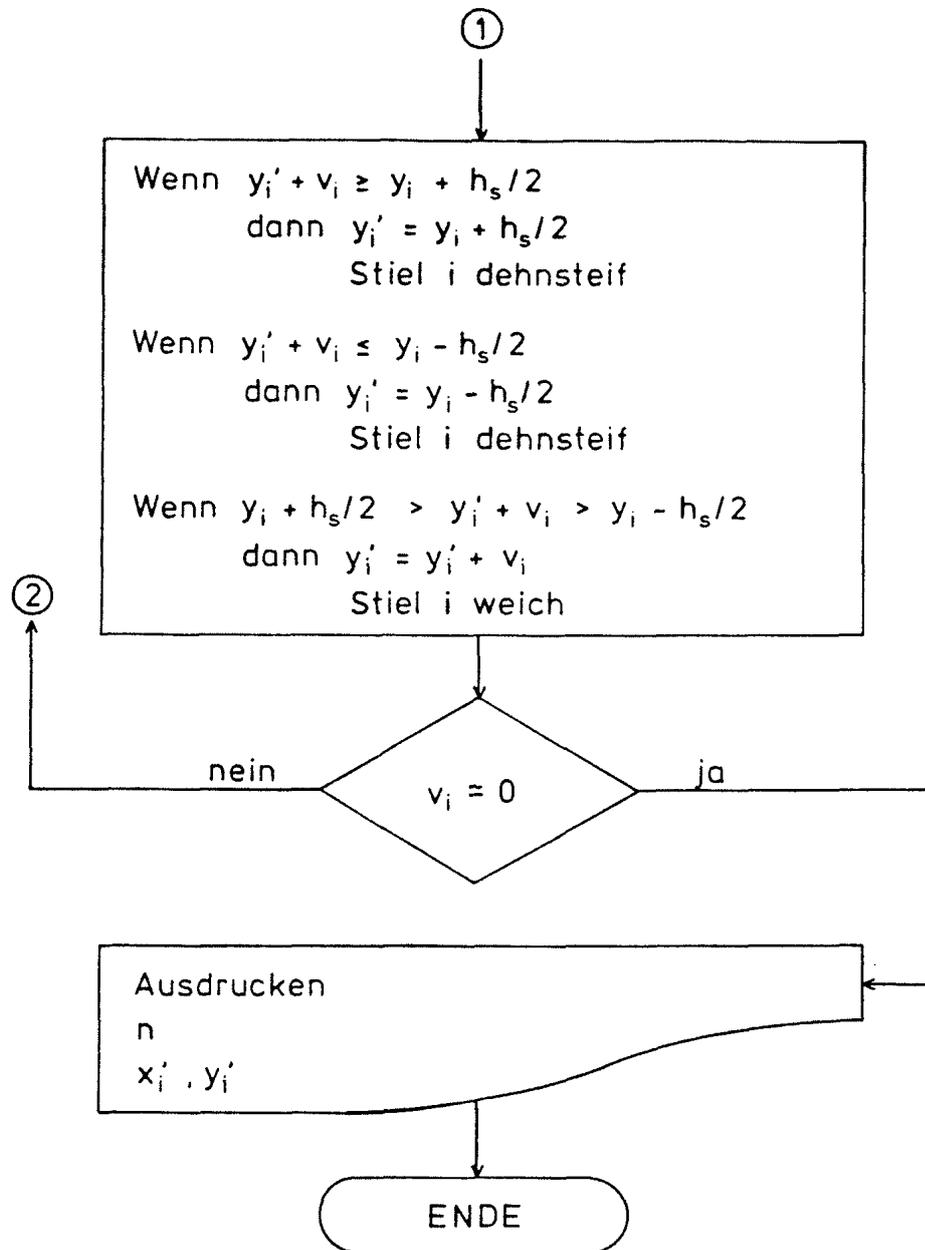
ANHANG



Programmschema zur Ermittlung der Hüllrohrbiegeline

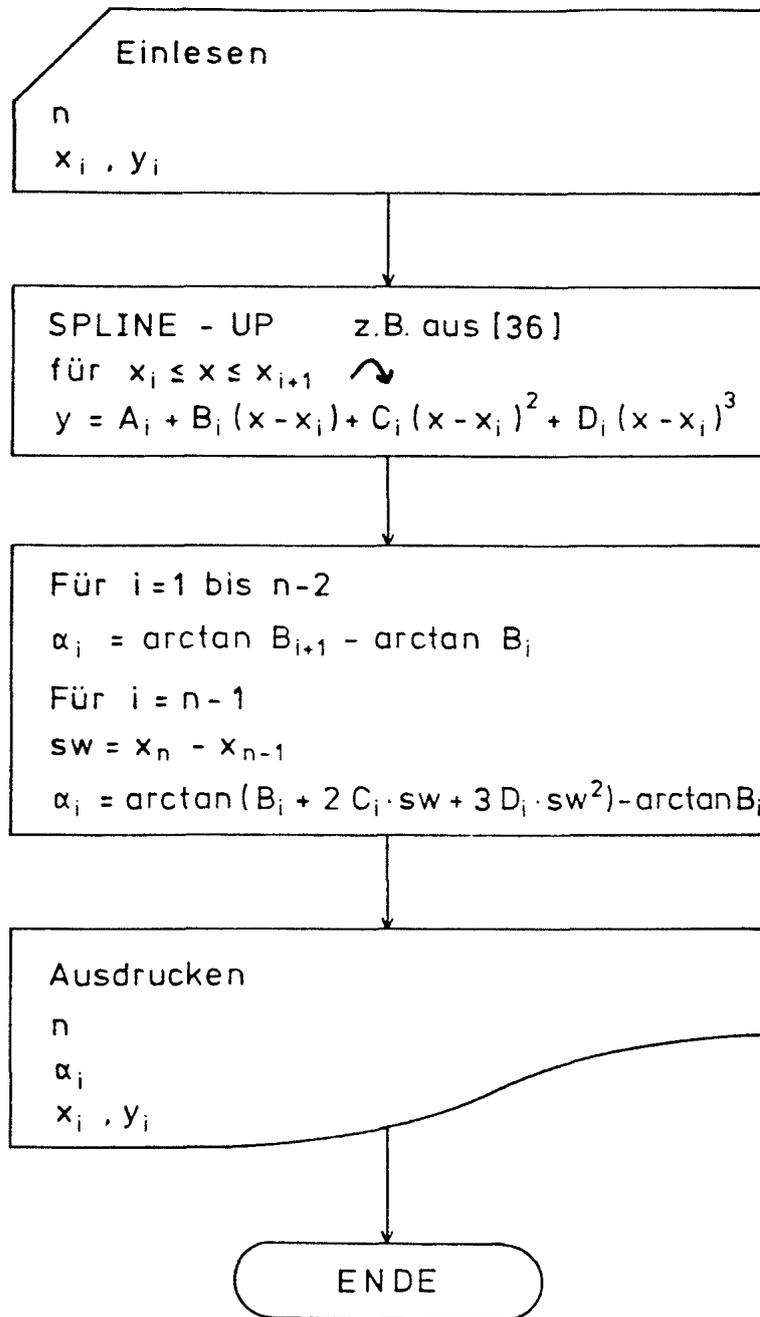


Programmschema zur Ermittlung der Spanngliedlage im Hüllrohr

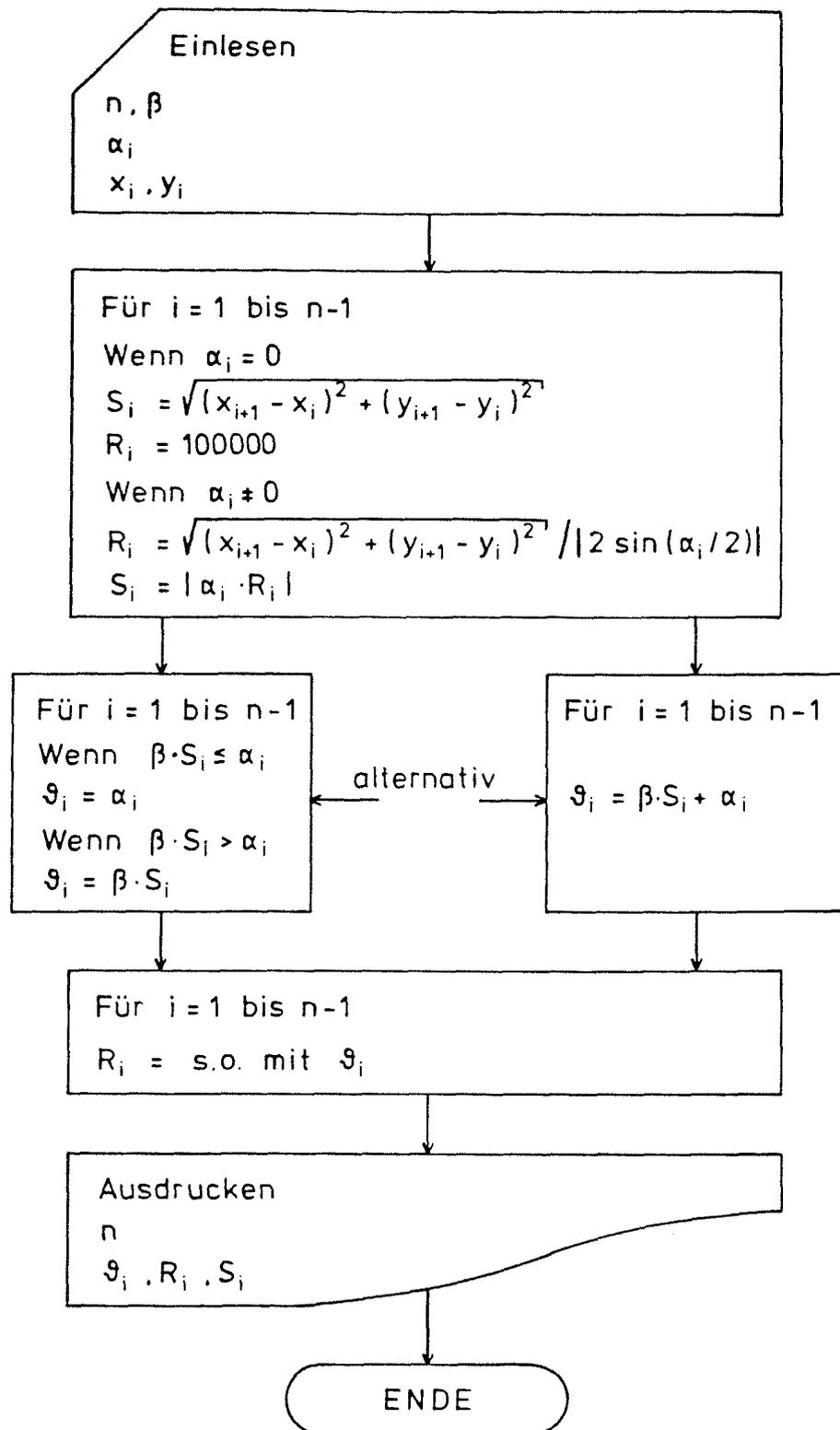


Fortsetzung

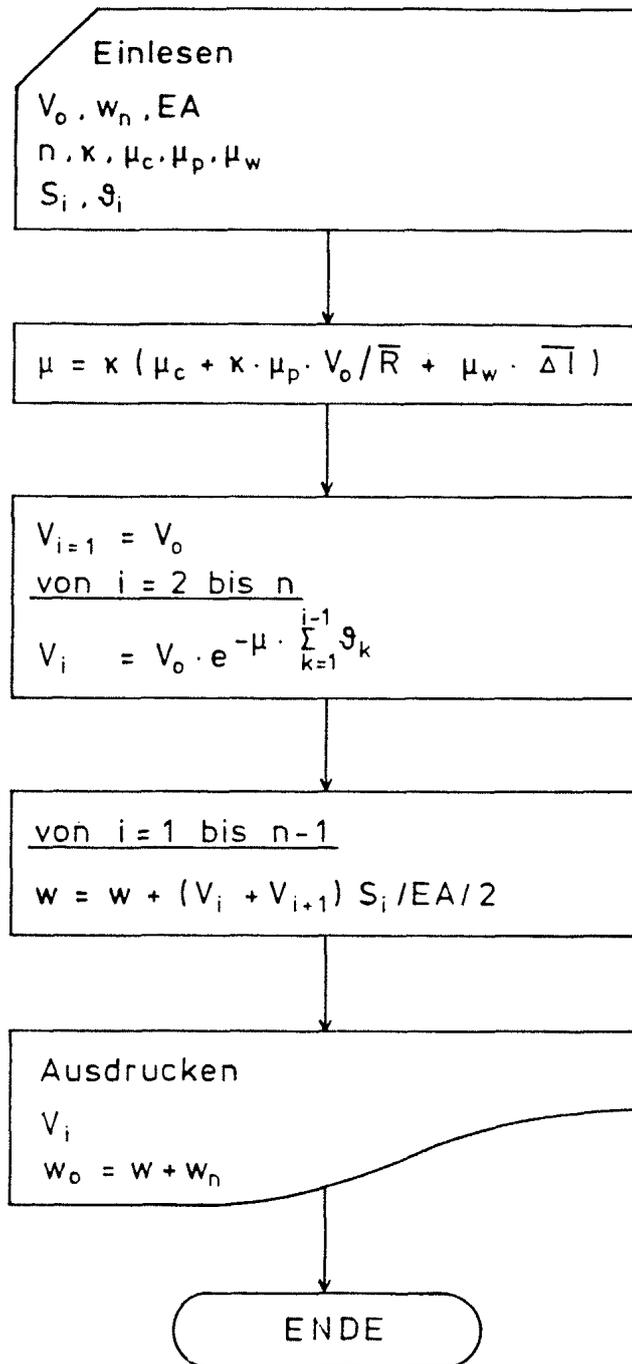
Programmschema zur Ermittlung der Spanngliedlage im Hüllrohr



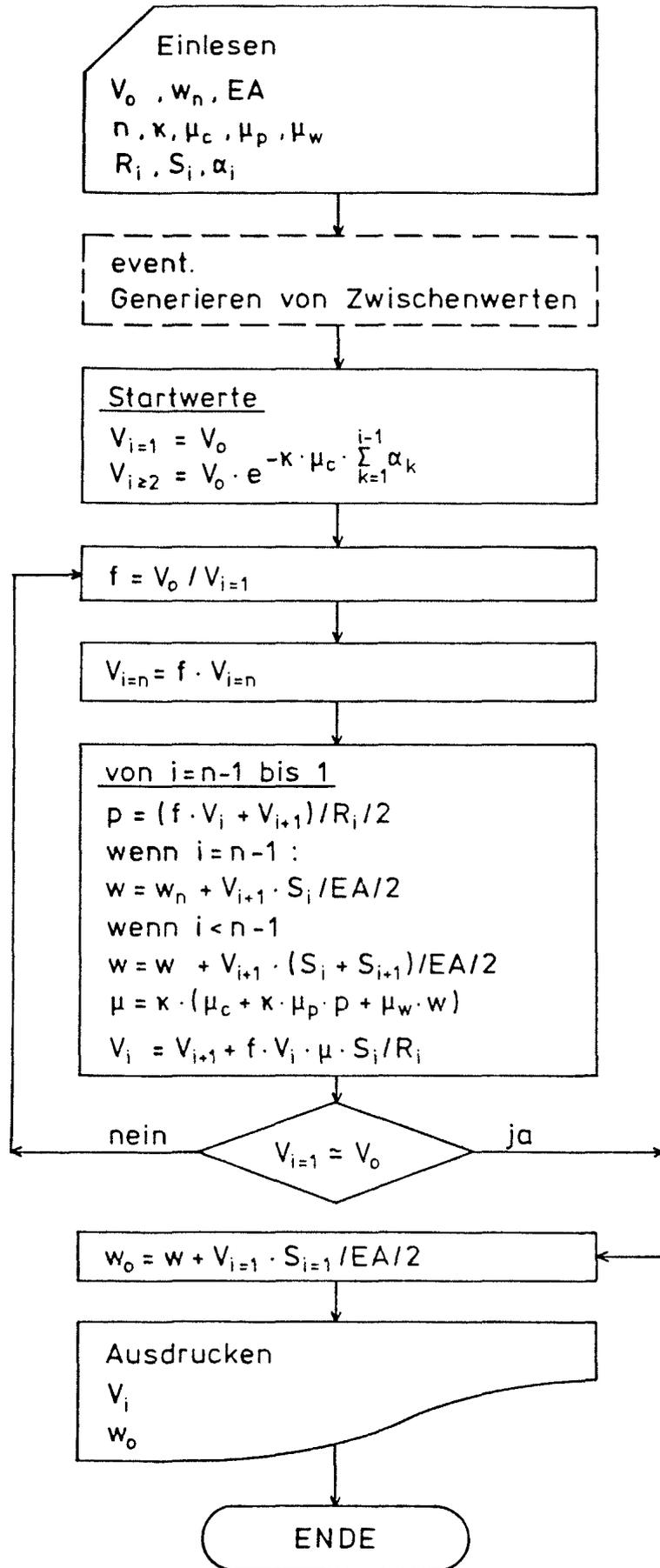
Programmschema zur abschnittswise Ermittlung des gewollten Umlenkwinkels



Programmschema zur abschnittsweisen Ermittlung des gesamten Umlenk winkels



Programmschema zur Bestimmung des Spannkraftverlaufs und Ziehwegs bei konstantem Reibungskennwert



Programmschema zur Bestimmung des Spannkraftverlaufs und Ziehwegs bei veränderlicher Reibung