

# **Forschungsbericht**

## **Einfluß unterschiedlicher Hüllrohre auf die Spanngliedreibung**

**T 2719**

Dieser Forschungsbericht wurde mit modernsten Hochleistungskopierern auf Einzelanfrage hergestellt.

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

Im Originalmanuskript enthaltene Farbvorlagen, wie z.B. Farbfotos, können nur in Grautönen wiedergegeben werden. Auf Anfrage und gegen Aufpreis können von diesen Vorlagen Farbkopien angefertigt werden.

© Copyright by IRB Verlag

Vervielfältigung, auch auszugsweise, nur mit ausdrücklicher Zustimmung des IRB Verlags.

#### **IRB Verlag**

Fraunhofer-Informationszentrum Raum und Bau  
Postfach 80 04 69, 70504 Stuttgart  
Nobelstraße 12, 70569 Stuttgart  
Telefon ☎ (0711) 9 70-25 00  
Telefax (0711) 9 70-25 08  
Telex 7 255 168 iza d

LEHRSTUHL UND INSTITUT FÜR MASSIVBAU  
- RWTH AACHEN -

Institutsbericht Nr. 38/96  
**“Einfluß unterschiedlicher Hüllrohre auf die Spanngliedreibung“**

erstattet von:

Prof. Dr.-Ing. Heiner Cordes  
Prof. Dr.-Ing. Josef Hegger  
Dipl.-Ing. Damian Nowak

Auftraggeber:

Deutsches Institut für Bautechnik

## Inhaltsverzeichnis

	Seite
<b>1. VERANLASSUNG UND ZIEL</b>	<b>1</b>
<b>2. STAND DER TECHNIK</b>	<b>3</b>
2.1 Rechnerische Ermittlung der Spannkraftverluste infolge Reibung	3
2.2 Theorie der Spanngliedreibung	8
2.2.1 Grundlagen der Reibung fester metallischer Körper	8
2.2.2 Grundlagen der Reibung von Polymeren	23
2.3 Experimentelle Forschung zu dem Thema Spanngliedreibung	38
2.3.1 Einflußparameter der Spanngliedreibung	38
2.3.2 Hüllrohre aus Bandstahl	40
2.3.3 Kunststoffhüllrohre	42
<b>3. EXPERIMENTELLE UNTERSUCHUNGEN</b>	<b>48</b>
3.1 Versuchseinrichtung	48
3.1.1 Kleinmodellversuchsstand	50
3.1.2 Großmodellversuchsstand	55
3.2 Versuche mit Hüllrohren aus Bandblech	59
3.2.1 Einleitung	59
3.2.2 Parameteruntersuchungen	62
3.2.2.1 Hüllrohrgeometrie	62
3.2.2.2 Materialeigenschaften der Hüllrohre	69

---

3.2.2.3	Reibpartner Spannstahl	75
3.2.2.4	Abhängigkeit des Reibungsbeiwertes von der Anpreßkraft	84
3.2.2.5	Länge der Relativverschiebung	94
3.2.2.6	Mörtelfestigkeit	101
3.2.2.7	Verschleiß des Hüllrohrmaterials	105
3.2.2.8	Reibspurgeometrie	115
3.2.2.9	Simulation eines Hüllrohres mit und ohne Sickenausbildung und Stahl als Hinterfüllungsmaterial	121
3.2.3	Beurteilung und Diskussion der Hüllrohrtypen unter Berücksichtigung eines Rechenansatzes zur Erfassung des Reibungsbeiwertes bei der Spanngliedreibung	128
3.3	Versuche mit Hüllrohren aus Kunststoff	140
3.3.1	Einleitung	140
3.3.2	Kleinmodellversuche	140
3.3.3	Versuche mit Großmodellprüfstand	156
3.3.3.1	Allgemeines	156
3.3.3.2	Versuchsdurchführung	156
<b>4</b>	<b>ZUSAMMENFASSUNG UND AUSBLICK</b>	<b>162</b>
<b>5</b>	<b>LITERATURVERZEICHNIS</b>	<b>165</b>
5.1	Fachliteratur	165
5.2	Technische Regelwerke	171

## 1 VERANLASSUNG UND ZIEL

Für die Gewährleistung der Tragfähigkeit und Gebrauchstauglichkeit vorgespannter Systeme ist der Lastfall Vorspannung eine der maßgebenden Einflußgrößen. Bei der Anwendung von Spannverfahren mit nachträglichem Verbund spielt dabei die Vorausbestimmung sowie Überwachung der auftretenden Spannkraftverluste infolge Spanngliedreibung eine wichtige Rolle.

Im Zuge der Einführung der europäischen Norm für die „Planung von Stahlbeton- und Spannbetontragwerken“ Eurocode 2 werden die zulässigen Spannstahlspannungen im Gebrauchszustand im Vergleich zu DIN 4227, Teil 1 deutlich erhöht. Dies bedeutet für die Praxis, daß über den zulässigen Streubereich hinausgehende Abweichungen des Reibungsbeiwertes  $\mu$  in vielen Fällen nicht mehr mittels Überspannen und Ablassen korrigiert werden können. Einer genauen Angabe des Reibungsbeiwertes  $\mu$  zwischen Spannglied und Hüllrohr kommt in Zukunft deshalb eine große Bedeutung zu.

In den bisherigen Forschungsarbeiten über die Einflußgrößen bei der Spanngliedreibung, die unter anderem an der RWTH Aachen, an der TU München sowie an der Universität Karlsruhe durchgeführt wurden, wurden die Einflüsse aus Belastung und Länge des Spannweges bei vergüteten und kaltgezogenen Spannstählen untersucht. Bei diesen Arbeiten wurde der Reibpartner Hüllrohr als nicht relevant angesehen.

Das Ziel der vorliegenden Untersuchung ist, den Einfluß des Parameters Hüllrohr auf das Reibungsverhalten von Spanngliedern zu klären. Die Ergebnisse sollen in die Zulassungen für Spannverfahren mit nachträglichem Verbund sowie in europäischen Normen pr EN 523 und 524 einfließen.

Im Rahmen dieser Forschungsarbeit sollen folgende Punkte untersucht werden:

- Überprüfung von längsgeschweißten und gefalzten Hüllrohren aus Bandstahl auf unterschiedliches Reibungsverhalten
- Bestimmung des Einflusses unterschiedlicher Hüllrohrprofilierungen (einschließlich des Grenzfalles glatter Hüllrohre) auf den Reibungsbeiwert
- Überprüfung des Einflusses geringer Blechdicken bei Hüllrohren

---

Im Zuge der Weiterentwicklung von Spannverfahren wurde ein Kunststoffhüllrohr entwickelt, welches die gesteigerten Anforderungen infolge erhöhter Aggressivität der Umwelt sowie infolge verstärkter Belastungen von Bauteilen erfüllen soll. Im Rahmen dieser Arbeit soll zusätzlich das Reibungsverhalten und die Resistenz gegen mechanische Beanspruchung von Kunststoffhüllrohren ermittelt werden.

## 2 ÜBERBLICK ZUM STAND DES WISSENS

### 2.1 Rechnerische Ermittlung der Spannkraftverluste infolge Reibung

Die Eintragung der planmäßigen Vorspannung wird bei der Anwendung von Spannverfahren mit nachträglichem Verbund maßgeblich durch die Reibung zwischen Spannglied und Hüllrohr bestimmt. Der Verlauf der Spanngliedkraft  $P(x)$  über die Spanngliedlänge läßt sich nach COOLEY [9], [10] unter der Annahme eines konstanten Reibungsbeiwertes  $\mu$  wie folgt bestimmen:

$$P(x) = P_0 \cdot e^{-\mu \cdot [\Theta(x) + k \cdot x]} \quad (2.1)$$

Hierbei bedeuten:

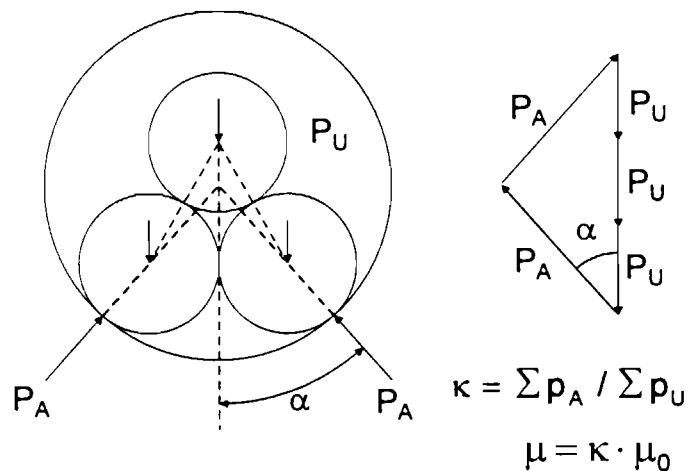
- $P(x)$  Vorspannkraft an der Stelle  $x$  des Spanngliedes
- $P_0$  Vorspannkraft am Spannanker des Spanngliedes unmittelbar nach dem Vorspannen
- $\mu$  Reibungsbeiwert unter Berücksichtigung des Klemmbeiwertes
- $\Theta$  planmäßiger Umlenkwinkel
- $k$  ungewollter Umlenkwinkel
- $x$  Längenkoordinate des Spanngliedes

Die Spannkraftverluste infolge Reibung werden durch den Exponenten aus dem Produkt aus dem Reibungsbeiwert  $\mu$  und der Summe der Umlenkwinkel beschrieben. Die Umlenkwinkel setzen sich aus dem planmäßigen Anteil  $\Theta(x)$  und dem ungewollten Umlenkwinkel  $k \cdot x$  zusammen. Der planmäßige Anteil errechnet sich aus dem gewollten Verlauf des Spanngliedes. Die Abweichungen des Spanngliedes von seiner Sollage infolge unvermeidlicher Verlegeungenauigkeiten sowie durch einen girlandenförmigen Durchhang des Spanngliedes zwischen den Unterstützungspunkten, der durch das Eigengewicht des Spanngliedes, den Auftrieb, das Hüllrohrspiel und den Unterstützungsabstand bestimmt wird, werden mittels des ungewollten Umlenkwinkels  $k \cdot x$  erfaßt.

Der Reibungsbeiwert  $\mu$  und der auf die Längeneinheit bezogene ungewollte Umlenkwinkel  $k$  sind als Konstante vorausgesetzt. Ihre zahlenmäßige Größe wird der



für das jeweilige Spannverfahren geltenden Zulassung entnommen. Der Reibungsbeiwert  $\mu$  setzt sich aus dem Produkt zwischen dem physikalischen Reibungsbeiwert  $\mu_0$  und dem Klemmbeiwert  $\kappa$  zusammen. Mittels des Klemmbeiwertes wird die scheinbare Vergrößerung der Reibung von Bündelspanngliedern gegenüber dem physikalischen Reibungsbeiwert  $\mu_0$  durch eine Klemm- und Keilwirkung (vgl. [12] und [56]) berücksichtigt. Seine Größe hängt von der geometrischen Anordnung der Spannstähle im Hüllrohr ab. Für seine rechnerische Erfassung wird davon ausgegangen (vgl. [56]), daß die Einzelstäbe sich in der energetisch günstigsten Lage anordnen. Seine Bedeutung wird in Bild 2.1-1 erläutert.



**Bild 2.1-1:** Kraftverhältnisse in einem Bündelspannglied

Im Bereich von Bündelspanngliedumlenkungen ist die für die Reibungskraft maßgebende Anpreßkraft der an der Wand des Spannkanales anliegenden Stäbe ( $\sum p_A$ ) nicht mehr gleich der Summe der Umlenkkräfte der Einzelstäbe ( $\sum p_U$ ). Die Richtung der Anpreßkräfte weicht in Abhängigkeit der Anordnung der Einzelspannstähle im Hüllrohr von der Umlenkrichtung des Spanngliedes ab. Durch die bereits erwähnte Klemm- und Keilwirkung werden die Anpreßkräfte gegenüber den Umlenkkräften erhöht:

$$\sum_{i=1}^n p_{Ai} > \sum_{i=1}^m p_{Ui} \quad (2.2)$$

Das Verhältnis dieser beiden Größen ist der Klemmbeiwert  $\kappa$ :

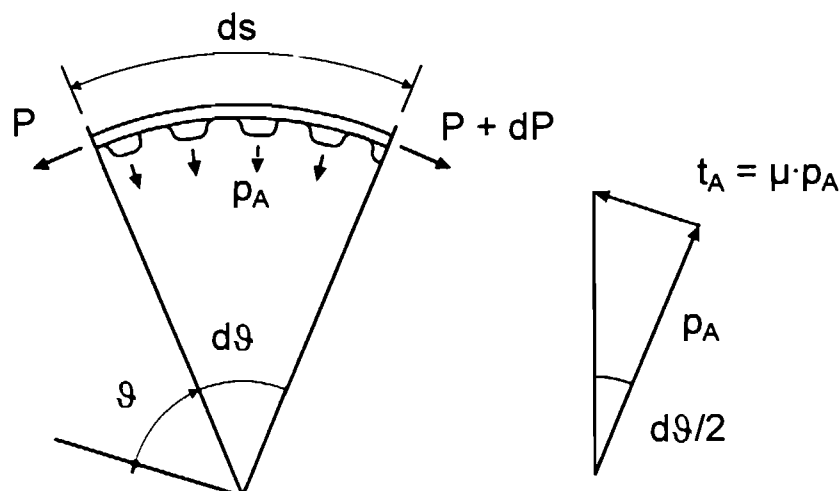
$$\kappa = \frac{\sum_{i=1}^n p_{Ai}}{\sum_{i=1}^m p_{Ui}} \quad (2.3)$$

Der physikalische Reibungsbeiwert  $\mu_0$  wird bei diesem Rechenverfahren als konstante Größe aufgefaßt. Er wird durch experimentelle Untersuchungen für das jeweilige Spannverfahren bestimmt. Seine rechnerische Größe ist als Mittelwert aufzufassen, dessen Wert im Regelfall eine ausreichende Genauigkeit darstellt.

Eine genauere Erfassung des Spannkraftverlaufes über die Spanngliedlänge kann mittels des in [42], [12] und [27] entwickelten Rechenverfahrens unter Berücksichtigung eines veränderlichen Reibungsbeiwertes und der Verschiebung  $\Delta$  des Spanngliedes getroffen werden. Die Grundgleichung der Kräfte am differentiellen Spanngliedelement wird wie folgt angesetzt:

$$dP + \mu(\vartheta) \cdot p_A(\vartheta) \cdot R(\vartheta) = 0 \quad (2.4)$$

Die Kräfteverhältnisse am differentiellen Spanngliedelement werden in Bild 2.1-2 dargestellt. Der Umlenkwinkel  $\vartheta$  beinhaltet dabei sowohl den planmäßigen Anteil  $\Theta(x)$  als auch den ungewollten Anteil  $k \cdot x$ .

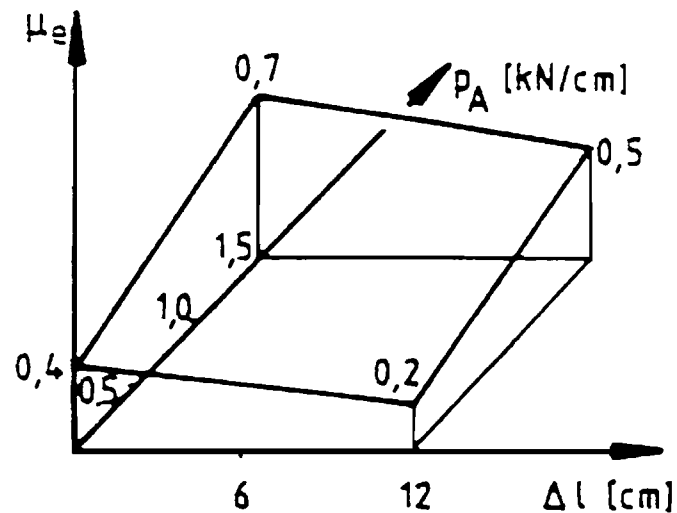


**Bild 2.1-2:** Kräfte am differentiellen Spanngliedelement nach [27]

In [12] wird als Beispiel der veränderliche Reibungsbeiwert mittels einer linearen Funktion der Form

$$\mu_e(\vartheta) = \mu_c + a \cdot p_A + b \cdot \Delta l \quad (2.5)$$

dargestellt. Diese Abhängigkeit von der Reibzahl  $\mu_c$ , der Anpreßkraft  $p_A$  und dem Gleitweg  $\Delta l$  ist anschaulich in Bild 2.1-3 dargestellt.



**Bild 2.1-3:** Beispiel für den Zusammenhang zwischen  $\mu$ ,  $\Delta l$  und  $p_A$  nach [12]

$$\mu_e = \mu_c + a \cdot p_A + b \cdot \Delta l; \mu_c = 0,4; a = 0,2 \text{ cm/kN}; b = -1/60 \text{ 1/cm}$$

In der Entwicklung dieses Rechenverfahrens wurde das Spannglied in Bereiche gleicher Krümmungen unterteilt. Der bekannte Spannweg  $\Delta l$  sowie die Annahme, daß die Einzelstäbe des Spanngliedes jeweils dieselbe Spannkraft aufweisen, wurden berücksichtigt.

Daraus wurde die Gleichung für den Verlauf der Spanngliedkraft

$$P(\vartheta) = P_0 \cdot e^{-\kappa \cdot \mu_c \cdot \vartheta} \cdot F \quad (2.6)$$

entwickelt. Der Faktor  $F$  charakterisiert die Verzerrungsfunktion. Sie beinhaltet die Variablen  $\mu_c$ ,  $a$ ,  $b$ ,  $R$ ,  $P_0$ ,  $\vartheta$  und  $\vartheta_{\max}$ . Der veränderliche Reibungsbeiwert wird mit dem Ausdruck  $F$  berücksichtigt.

$$F = \frac{1 - C \cdot Q}{1 - e^{-\kappa \cdot \mu_c \cdot \vartheta} \cdot C \cdot \left[ \frac{a \cdot \lambda}{m \cdot \kappa \cdot \mu_c \cdot R} - \frac{\kappa \cdot b \cdot R}{(\kappa \cdot \mu_c)^2 \cdot E \cdot A} \cdot (1 + \kappa \cdot \mu_c \cdot \vartheta - \kappa \cdot \mu_c \cdot \vartheta_{\max}) \right]} \quad (2.7)$$

Hierbei bedeutet:

- $\mu_c$  Reibungsbeiwert
- $C, Q$  Konstante, die sich aus der Anfangsbedingung  $P(\vartheta = 0) = P_0$  bestimmen lassen
- $\vartheta$  Gesamtumlenkwinkel
- $a, b$  Konstante zur Berücksichtigung des Anpreßdruckes und des Spannweges
- $\lambda$  Hilfsgröße:  $\lambda = \frac{\sum (p_{Ai})^2}{\sum (p_{Ui})^2}$
- $R$  Umlenkradius
- $E$  Elastizitätsmodul
- $A$  Spannstahlquerschnitt

Das Resultat wird in [54] mit Beispielrechnungen ausgewertet und interpretiert.

Ein weiteres Berechnungsverfahren stellt das numerische Lösungsverfahren (vgl. [12] und [54]) dar. Es stellt eine brauchbare Annäherung selbst für komplexe Spanngliedführungen und nichtlineare Reibungsfunktionen dar. Sein Vorteil liegt in der Anschaulichkeit und schnellen Handhabung. Der Beginn der Berechnung erfolgt am festen Spanngliedende. An dieser Stelle ist der Verschiebungszustand mit  $\Delta l_e = 0$  bekannt. Die Spanngliedkraft an dieser Stelle wird für die erste numerische Lösung abgeschätzt. Im weiteren Verlauf der Iteration wird die Kraft sukzessive modifiziert, bis die am Spannende eingetragene Spannkraft  $P_0$  erreicht ist.

Eine weitere Alternative, den Reibungsbeiwert nichtlinear zu berücksichtigen, wurde in [27] entwickelt. Hierbei wurde die Abhängigkeit des Reibungsbeiwertes von der Anpreßkraft untersucht. Um diesen Einfluß rechnerisch zu berücksichtigen, wird in [27] eine Potenzfunktion der Form  $y = A \cdot x^B$  zur Beschreibung der Abhängigkeit zwischen Reibungsbeiwert und Anpreßkraft vorgeschlagen.

Es werden die Beziehungen für einen einzelnen Spanndraht mit

$$\mu_i = 0,035 \cdot \sqrt[4]{p_{Ai}} \quad [-] \quad (2.8)$$

und für die Einzellitze mit

$$\mu_i = 0,05 \cdot \sqrt[4]{p_{Ai}} \quad [-] \quad (2.9)$$

angegeben.

Obwohl in den bisherigen Untersuchungen eine Vielzahl an Einflußparametern auf die Spanngliedreibung untersucht wurden, ist die exakte Erfassung der möglichen Einflüsse noch nicht abgeschlossen. Einer der bisher unzureichend berücksichtigten Faktoren ist der Einfluß des Hüllrohres. Es bleibt jedoch zu klären, ob und inwieweit der Einfluß der verschiedenen Hüllrohre vorhanden ist.

## 2.2 Theorie der Spanngliedreibung

### 2.2.1 Grundlagen der Reibung fester metallischer Körper

Die Wissenschaft von Reibung und Verschleiß gegeneinander bewegter, direkt oder über Schmiermechanismen in Wechselwirkung bzw. Kontakt befindlicher Körper wird unter dem Begriff Tribologie zusammengefaßt. Die Tribologie befaßt sich mit den Phänomenen der Reibung und der Schmierung sowie mit den physikalisch-chemischen Grenzflächenreaktionen und -erscheinungen, die zu Veränderungen der Kontaktflächen bei Reibung führen. Es wird zwischen Flüssigkeitsreibung, Mischreibung und Festkörper- bzw. Grenzreibung unterschieden. Für den Fall der Spanngliedreibung, bei dem die Oberflächenunebenheiten nicht durch einen Schmierstoff getrennt sind, handelt es sich um Festkörperreibung.

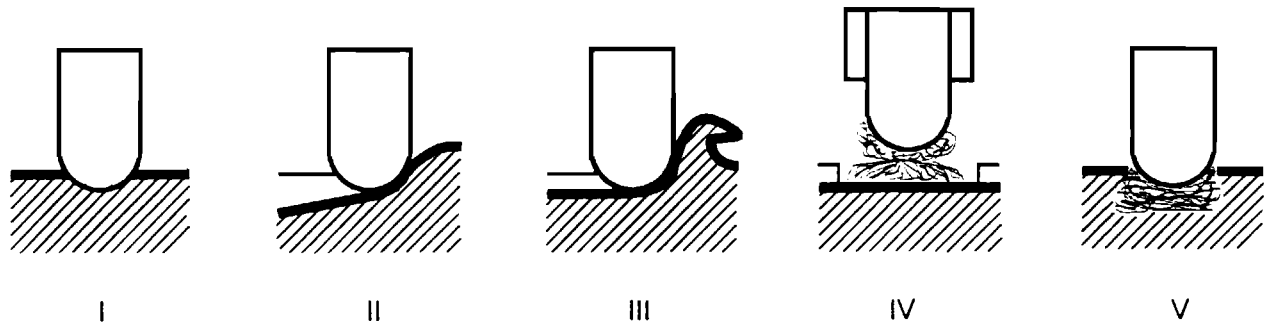
Die exakte Erfassung der zahlenmäßigen Größe der Reibung stellt sich als komplexes Problem dar, da der Reibvorgang von vielen Einflußgrößen abhängt. Entsprechend der Vielschichtigkeit des Problems Reibung existieren auch unterschiedliche Auffassungen über die Bedeutung des Wortes. Eine grundsätzliche terminologische Abgrenzung kann durch die Differenzierung der Reibung in statische Reibung (Ruhreibung) und kinematische Reibung (Gleitreibung) getroffen werden. Die Ruhreibung entspricht der für das Abgleiten benötigten Kraft. Die Gleitreibung

hingegen wird durch die für das Aufrechterhalten der Bewegung erforderlichen Kraft charakterisiert.

Für die möglichst exakte Erfassung der Reibparameter muß berücksichtigt werden, daß der Reibungsbeiwert annähernd gleich stark von drei Einflußfaktoren abhängt. Diese Einflüsse setzen sich zusammen aus der Kombination der Werkstoffe, der Konstruktion der Reibpaarung und den Arbeitsbedingungen, welche Veränderungen im Werkstoff und in der geometrischen Form der Unebenheiten verursachen.

Wichtig für das allgemeine Bild des Reibungsprozesses bei festen Körpern ist der Umstand, daß infolge der Rauigkeit und der Welligkeit der Festkörperoberflächen die Berührung immer in einzelnen Berührungsstellen erfolgt. Nach KRAGELSKI [33] ist die Wechselwirkung der Oberflächen an diesen Berührungspunkten von einer doppelt molekular-mechanischen Natur. Das mechanische Zusammenwirken ist durch das gegenseitige Eindringen einzelner Unebenheiten charakterisiert. Die Rauigkeitsvorsprünge des einen Materials dringen, in Abhängigkeit von ihrer geometrischen Lage, der Belastung und der unterschiedlichen mechanischen Eigenschaften des Materials in verschiedene Richtungen, in den anderen Werkstoff ein. Die molekulare Wechselwirkung wird durch ein gegenseitiges Anziehen der Oberflächen der Reibpartner bedingt, wobei dieser Einfluß seiner Meinung nach für praktische Belange vernachlässigbar ist.

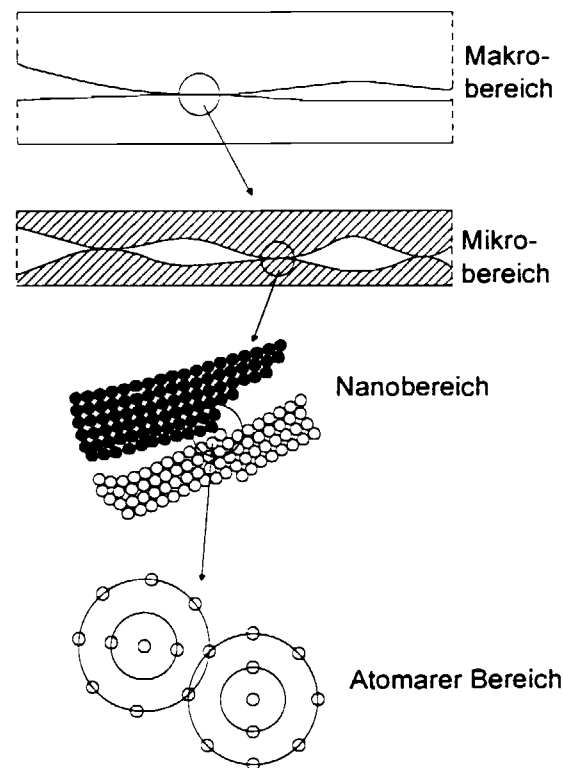
Durch die unterschiedliche Form der Unebenheiten, der Eindringtiefe und dem verschiedenen Verhältnis zwischen Adhäsions- und Kohäsionskräften werden fünf verschiedene Arten der Verletzung von Friktionsverbindungen unterschieden (vgl. [33], [34], etc.). Als Friktionsverbindung wird die Gesamtheit aller Berührungsstellen, die gebildet werden, die existieren und bei gleichzeitiger Wirkung normaler und tangentialer Kräfte wieder verschwinden, bezeichnet.



**Bild 2.2-1:** Unterschiedliche mechanische Beanspruchungsarten bei der kinetischen Festkörperreibung;  
Fälle I bis III mechanische Wechselwirkung: Fall I mit elastischer Verformung, Fall II mit plastischer Verformung, Fall III mit Werkstofftrennung  
Fälle IV bis V molekulare Wechselwirkung: Fall IV ohne Werkstoffzerstörung, Fall V mit Werkstofftrennung bzw. -übertragung

In den Fällen I bis III treten die Oberflächen in mechanische Wechselwirkung. Im Fall I werden die Rauheitsspitzen oder auch größere Werkstoffbereiche lediglich elastisch verformt. Wird allerdings dabei die Dauerfestigkeit durch die Belastung überschritten, versagt der Werkstoff nach einer größeren Anzahl von Lastwechseln. Fall II geht von der Annahme aus, daß während des Reibungsprozesses das Material sich zunächst nur plastisch verformt. Die eindringende Unebenheit bewirkt eine plastische Verdrängung des weicheren Materials zur Seite hin. Gleichzeitig wird vor ihr ein Kamm gebildet, der bei weiterem Gleiten geglättet wird und sich dann wieder aufbaut. Der Fall III beschreibt ein Absplittern oder Abscheren von Werkstoffteilchen. Eine Abscherung von Materialteilchen kommt vor, wenn zwei Festkörperoberflächen unter starkem Druck relativ zueinander verschoben werden. Hierbei dringen die Rauheitsvorsprünge des härteren Materials in die des Weicheren ein. Die Fälle IV und V beschreiben die molekulare Wechselwirkung, in welche die Oberflächen treten. Die beiden Wechselwirkungen zwischen den Werkstoffen der Festkörperreibung unterscheiden sich darin, daß Fall IV von einer Trennung der Kontakte während der Relativverschiebung ausgeht. Fall V hingegen sagt aus, daß die Werkstofftrennung unterhalb der Oberflächen stattfindet.

Zu den wichtigsten energiedissipierenden Wechselwirkungen zählen bei der Festkörperreibung die Bildung und Trennung adhäsiver Haftverbindungen, elastische und plastische Verformungen, Mikrofurchung, sowie Rißbildung und Mikrobruch. Hiermit können verschiedene werkstoffspezifische Prozesse verbunden sein, wie z.B. Phasenumwandlungen, Aufschmelzen in Mikrobereichen, elastische Hysterese, Oberflächenoxidation und Elektronen- oder Photonenemission. Die Wechselwirkungen im Tribosystem können aus sehr unterschiedlicher Sicht betrachtet werden. Mit der Weiterentwicklung der Meßtechnik wurde die Betrachtung der Reibprozesse in immer kleinere Dimensionen vorgetrieben. Heute unterscheidet man Reibkontakte im Makro-, Mikro-, Nano- und atomaren Bereiche, die in Bild 2.2-2 dargestellt sind.



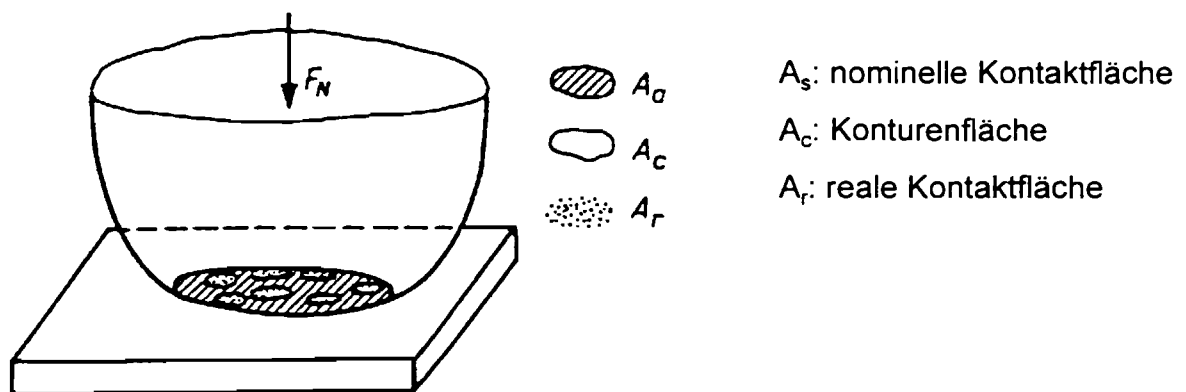
**Bild 2.2-2:** Kontaktbereiche fester Oberflächen in verschiedenen Größenordnungen aus [19]

Mittels des Makrobereiches werden Form und Größe der scheinbaren Berührungsfläche bzw. Flächenpressung berücksichtigt. Zusätzlich gehen in die Makrobetrachtung die Festigkeit, Härte und der Elastizitätsmodul ein. Der Mikrobereich wird u.a. durch einzelne Oberflächenrauheiten mit elastisch-plastischer Verformung,



durch die Bildung von Reaktionsschichten, durch Mikrofurchung oder Rißbildung charakterisiert. Reduziert man die Betrachtungsebene noch weiter auf den Nanobereich, so entstehen durch die tribologische Beanspruchung Gitterbaufehler. Vorgänge wie Grenzflächendiffusion, adhsive Wechselwirkungen mit molekularem oder atomarem Materialbertrag, lokales Aufschmelzen, Abdampfen und Absorption von Atomen sind im Nanobereich zu berücksichtigen. In der atomaren Betrachtungsebene können je nach Kontaktbedingungen Sekundär- (VAN DER WAALS) oder Primrbindungen (vgl. [17]) auftreten.

Durch vorhandene Makro- sowie Mikrounebenheiten der am Reibvorgang beteiligten Reibpartner ist die tatsächlich vorhandene Berührungsfläche, in der eine Energieumwandlung stattfindet nur auf Bereiche mit relativ geringer Ausdehnung begrenzt. In der Definition der Kontaktfläche zweier Reibpartner wird deshalb zwischen der nominellen und realen sowie der Konturenflche unterschieden. Die reale Kontaktfläche ist die Summe aller Mikrokontaktflchen. Im Vergleich zu der nominellen Kontaktfläche ist die reale Kontaktfläche im Regelfall sehr klein. Die Konturenflche wird durch die Berhrungsbereiche beschrieben, soweit diese durch die Welligkeit erzeugt worden sind.



**Bild 2.2-3:** Veranschaulichung der drei Arten von Berührungsflächen aus [67]

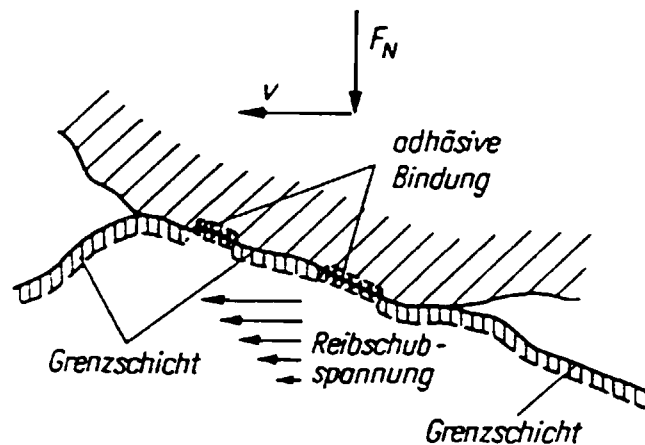
Die mathematische Erfassung der Reibkräfte ist durch die Komplexität der während des Reibungsprozesses auftretenden Mechanismen sehr schwierig. BOWDEN/TABOR stellen die These auf, daß die Reibung nicht als reine Oberflächenerscheinung betrachtet werden kann, sondern daß während des Gleitprozesses im Verhältnis zu molekularen Dimensionen große Metallbrücken gebildet und wieder abgeschert werden. Bei einem Härteunterschied der Reibpartner wird während des Gleitens das

weichere Material durchpflügt. Daraus läßt sich schließen, daß die Festigkeitseigenschaften der entsprechenden Materialien die Reibungskraft erheblich beeinflussen. Um eine Beziehung aufzustellen, welche näherungsweise die Reibung mit den physikalischen Eigenschaften der Metalle verknüpft, drücken BOWDEN/TABOR den Reibungswiderstand als die Summe zweier Beträge aus, von denen der eine dem Abscherprozeß (molekulare Wechselwirkung), der andere der Furchenbildung (mechanische Wechselwirkung) Rechnung trägt.

Unter molekularer Wechselwirkung oder Adhäsion wird die Ausbildung molekularer Bindungen zwischen den sich berührenden Oberflächenbereichen verstanden. Die Rolle der molekularen Wechselwirkung bei der Reibung ist noch nicht vollständig geklärt. Bei der Berührung fester Körper werden Bindungskräfte wirksam, die in ihrer Bedeutung als reibungserzeugende Wechselwirkung sehr unterschiedlich sein können. Die Stärke der molekularen Wechselwirkung wird vom Charakter der sich ausbildenden chemischen Bindung bestimmt. Die möglichen Bindungen können wie folgt unterteilt werden: Ionenbindung, Atombindung, Metallbindung und VAN-DER-WAALS-Bindung. Die Bindungen beruhen alle auf der elektrischen Anziehung zwischen negativ geladenen Elektronen und positiven Atomkernen. Sie unterscheiden sich aber in der Art der Ausbildung und damit in der Festigkeit der Bindung. Die tatsächliche Festigkeit der Bindungen wird von vielen Faktoren mitbestimmt, wie z.B. dem Störgrad der beteiligten Bereiche, der Temperatur, der Adsorptions- oder anderer Grenzschichten. Bilden sich bei plastischen Deformationen an den Kontaktstellen freie metallische Oberflächen aus, so erhöht sich als Ausdruck der freien Bindungsmöglichkeiten die Oberflächenenergie beträchtlich und somit der Aufbau adhäsiver Bindungen zwischen den Reibpartnern. Die Abschätzung der Bindungskräfte ist jedoch schwierig. Die molekulare Wechselwirkung erfolgt in dünnen Oberflächenbereichen, d.h. in den äußeren Oberflächenschichten bis etwa 10 nm. Für den Gleitvorgang ist die Scherfestigkeit der Reibverbindungen bestimmend. Hat einer der Reibkörper eine geringere Scherfestigkeit als der Bereich der molekularen Wechselwirkung, dann erfolgt ein Abscheren im weicheren Grundkörper, was einer Stoffübertragung auf den Gegenkörper entspricht. Andernfalls findet das Abscheren in dem Bereich der molekularen Wechselwirkung statt.

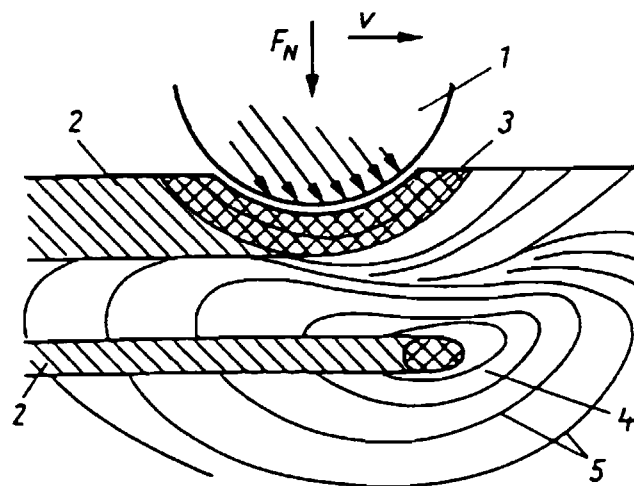
In [67] wird die molekulare Wechselwirkung als ein zusammengesetzter Prozeß mit folgenden Teilschritten abgeschätzt:

- Ausbildung einer realen Kontaktfläche metallischer Berührung
  - plastische Deformation
  - Aufreißen der Grenzschichten
  - Versetzungsreaktion, Erhöhung der Leerstellenkonzentration
- Aufbau molekularer Bindungen
  - Ladungsumlagerungen
  - Diffusionsprozesse
- Abscherung im Gebiet geringster Scherfestigkeit.



**Bild 2.2-4:** Modell einer Mikrokontaktstelle bei molekularer Wechselwirkung aus [67]

Bei der mechanischen Wechselwirkung dringen die Oberflächenunebenheiten oder -rauheiten des härteren Körpers in den Weicheren ein oder durchdringen sich gegenseitig. Die Oberflächenbereiche werden elastisch und plastisch verformt. Die mechanische Wechselwirkung erfaßt tiefere Bereiche als die molekulare Wechselwirkung. Es werden sehr komplizierte Spannungs- und Deformationszustände durchlaufen. Ein Beispiel für eine modellhafte Darstellung der mechanischen Wechselwirkung zeigt Bild 2.2-5.



- 1 Oberflächenrauheit oder harte Verschleißpartikel
- 2 plastifizierte Gebiete
- 3 plastische Deformation
- 4 elastische Deformation
- 5 Isochromaten

**Bild 2.2-5:** Modell einer Mikrokontaktstelle bei mechanischer Wechselwirkung aus [67]

Welche Bereiche von plastischer oder elastischer Deformation erfaßt werden, hängt von den konkreten, sich ausbildenden Spannungsfeldern und dem Festigkeitsverhalten der Werkstoffe ab. Als Maß für das mechanische Kontaktverhalten wird die Makro- bzw. Mikrohärtigkeit benutzt. Sie charakterisiert u.a. den Widerstand eines Körpers gegenüber dem Eindringen eines anderen Körpers. Damit stellt sie eine sehr komplexe mechanische Eigenschaft dar, die das elastische und plastische Verhalten, mögliche Verfestigungserscheinungen und die Wirkung von Eigenspannungen beinhaltet. Die Härte hat sich als Kenngröße bei der Beurteilung von tribologischen Systemen bewährt.

Zur analytischen Erfassung des Anteils der mechanischen Wechselwirkung an der Reibung existieren verschiedene Ansätze, die in der Regel Parameter der Oberflächentopographie und des Festigkeitsverhaltens des Reibwerkstoffes verbinden. Die Anwendung von Rechenmodellen auf Reibsysteme ist jedoch schwierig, da die konkreten, geometrischen Verbindungen während des Gleitens und das Festigkeitsverhalten der oberflächennahen Werkstoffbereiche im allgemeinen nicht bekannt sind.

Das tribologische System Spannstahl-Hüllrohr zeichnet sich durch einen deutlichen Härteunterschied der beiden Reibpartner aus. Die Bettung im Beton führt weiterhin bei dünnwandigen Blechhüllrohren zu erheblichen lokalen plastischen

Deformationen, die im Bereich der beim Reibvorgang stark beanspruchten Innensicken entstehen. Beim Vorspannen wird das Spannglied unter der Umlenklast  $N$  in das Hüllrohr eingedrückt, bis die Berührungsfläche groß genug ist, um die angewandte Belastung auszuhalten. Die projizierte Berührungsfläche  $A$  kann durch die Gleichung 2.10 aus [5] beschrieben werden

$$A = \frac{N}{p}, \quad (2.10)$$

wobei  $p$  den Fließdruck des weichen Materials bezeichnet. Unter der Annahme, daß die Oberflächen der beiden Reibpartner ideal glatt sind, stimmt die wirkliche Kontaktfläche  $A$ , mit der geometrischen überein.

Die auftretende Reibungskraft  $R$  läßt sich nach [5] in zwei Anteile unterteilen:

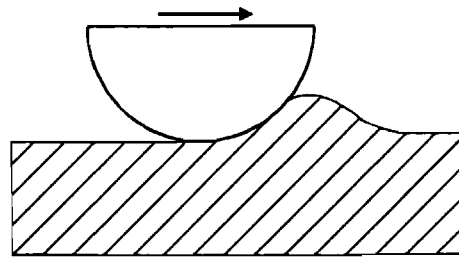
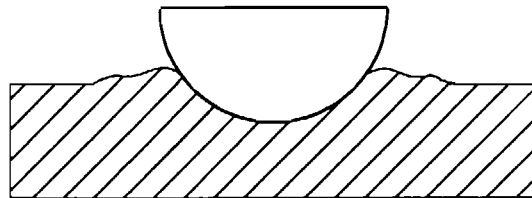
$$R = R_{Ad} + R_{Def} \quad (2.11)$$

Der erste Anteil charakterisiert die Kraft  $R_{Ad}$ , unter deren Wirkung die metallischen Verbindungen, die in den Gebieten engster Berührung entstehen, abgeschert werden. Sie kann wie folgt beschrieben werden:

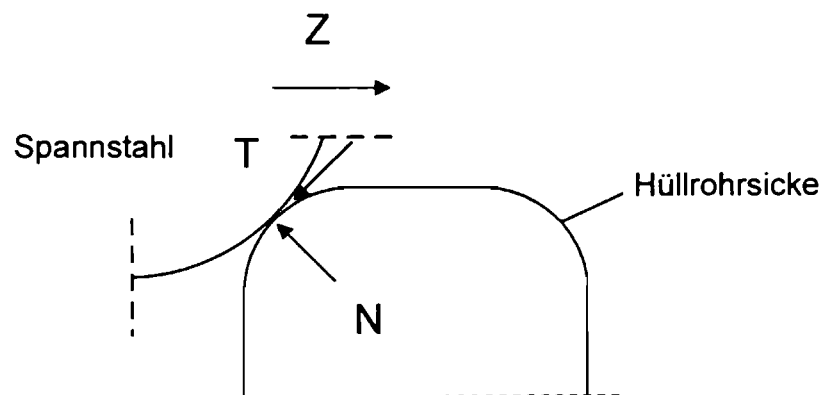
$$R_{Ad} = A \cdot s. \quad (2.12)$$

Hierbei stellt  $s$  die tangential zur Grenzfläche wirkende Kraft pro Flächeneinheit dar, welche nötig ist, um die Metallbrücken zu trennen. Die Fläche  $A$  wird durch die Furchenbreite  $d$  und die Länge des Kontaktes zwischen Hüllrohr und Spanndraht definiert.

Der zweite Anteil  $R_{Def}$  der Reibkraft  $R$  steht für die Kraft, die zur Verdrängung des weicheren Materials aufgebracht werden muß. Dieser Anteil soll die Umdeformierung des weicheren Werkstoffes erfassen, welche sich bei dem Gleiten vor und an der Seite von Unebenheiten ausbildet. Dieser Anteil wird bei der Litzenreibung wesentlich größer ausfallen als bei den Reibpartnern Draht und Hüllrohr, da hier während der Relativbewegung zwischen Hüllrohr und Litze durch die Litzengeometrie das Hüllrohrmaterial wesentlich stärker verdrängt wird. Die Werkstoffdeformation wird in den Bildern 2.2-6 und 2.2-7 dargestellt.

**Bild 2.2-6:** Werkstoffdeformation vor einer Unebenheit**Bild 2.2-7:** Verdrängung des weicheren Werkstoffs in seitlicher Richtung

Der Deformationsanteil wird vor allem bei profilierten Spannstählen wirksam bei der Betrachtung des Gleitens der geometrischen Makrounebenheit (Spannstahlprofilierung) über die Innensicken des Hüllrohres. Zwischen zwei im Kontakt befindlichen Körpern werden an der Berührungsfläche Kräfte wirksam sein. Diese Kräfte bzw. die zugehörigen Spannungen lassen sich in zwei Komponenten einteilen: In eine Normalkomponente  $N$  in Richtung der Flächennormalen und in eine Schubkomponente  $T$  senkrecht hierzu.

**Bild 2.2-8:** Situation der Kräfte beim Gleiten profilierter Spannstähle über eine Sicke

Betrachtet man zunächst nur den Scherkraftanteil, der für das Lösen der Adhäsionsverbindungen im Mikrobereich von Bedeutung ist, so sind die zu nennenden Einflußgrößen wie folgt abzuschätzen:

- die Furchenbreite  $d$
- die Berührungslänge  $l$
- die Scherfestigkeit  $s$  des Hüllrohrmaterials.

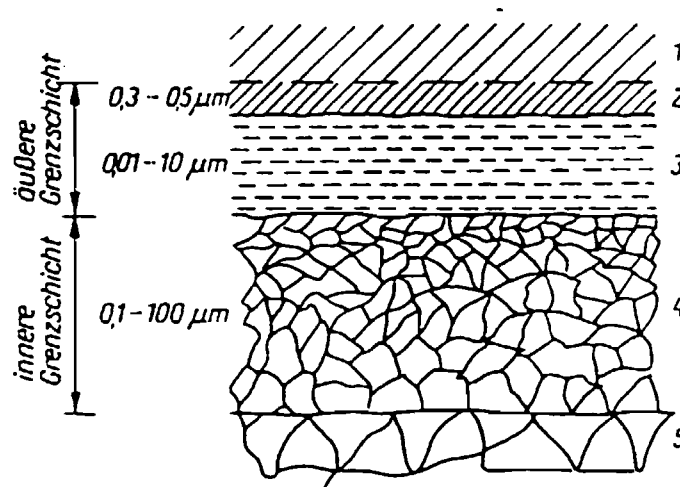
Problematisch erweist sich bei der Spanngliedreibung der Fall, daß es sich hierbei nicht um Materialien handelt, deren Oberflächenunregelmäßigkeiten ineinanderfließen, sondern eher um eine Berührung an den Rauheitsvorsprüngen. Dies bedeutet, daß die Fläche engster Berührung, d.h. das Gebiet, in dem sich die molekularen Einflußbereiche der beiden Oberflächen überschneiden, sehr klein ausfällt. Es handelt sich um ein Aufeinanderliegen von zackigen, alpinen Geländern. Dieser Effekt reduziert sich im Verlaufe des Reibungsprozesses u.a. durch das plastische Stauchen und Verdrängen des Hüllrohrmaterials. Trotz dieser Wirkung liegen die Flächen nur an den höchsten Erhebungen an, welche durch die dort auftretenden hohen lokalen Spannungen zusammengedrückt werden.

Betrachtet man den Vorgang des Abscherens an der Spitze eines Vorsprungs, der zwar im stark verkleinerten Maßstab jedoch im wesentlichen ähnlich wie bei ebenen Flächen verläuft, behält das allgemeine Bild des Reibungsprozesses seine Gültigkeit. Diese engen Berührungsbereiche sind für die Reibung, die Beschädigung der Oberflächen und die Wechselwirkung zwischen den festen Körpern verantwortlich.

Die Adhäsionskomponente der Reibung wird in folgender Reibsituation minimiert: Ein metallischer Reibpartner mit großer Härte gleitet auf einer dünnen Metallschicht mit möglichst geringer Scherfestigkeit, die wiederum zur Einschränkung der Berührungsfläche, auf einem möglichst harten Material aufliegt. Dieser Mechanismus der Schmiermitteleigenschaft dünner Metallschichten ist bei der Spanngliedreibung nur bedingt gegeben, da das Minimum der Reibungskräfte sich bei den Untersuchungen von BOWDEN/TABOR [5] bei einer Schichtdicke von ca.  $10^{-4}$  cm einstellte. Größere Schichtdicken ziehen eine Erhöhung des Reibungsbeiwertes mit sich. Diese Erhöhung wird von KRAGELSKI [33] mittels eines Deformationsanteiles

erklärt, dessen Wirkung erst ab einer gewissen Schichtstärke eintritt, jedoch anschließend nicht vernachlässigt werden darf.

KRAGELSKI [33] geht von der Annahme aus, daß die Schweißbrücken zwischen den Haftsichten der Festkörper entstanden sind und nicht zwischen den Festkörpern selbst. Die Haftsichten stellen sich als äußere Grenzschichten dar (vgl. Bild 2.2-9). Werden diese Haftsichten während des Reibungsvorganges durchbrochen, so steigt im Regelfall der Reibungsbeiwert.



- |   |                        |
|---|------------------------|
| 1. Umgebungsmedium (Gas, Schmierstoff)            | 4. Deformationsschicht |
| 2. Adsorptionsschicht (Wasser, Schmierstoff, Gas) | 5. Grundwerkstoff      |
| 3. Reaktionsschicht (Oxidschicht)                 |                        |

**Bild 2.2-9:** Grenzschichtenaufbau eines tribomechanisch beanspruchten metallischen Werkstoffes [67]

Mit zunehmender Belastung werden die Oberflächenrauheiten in tiefere Bereiche des weicheren Materials eindringen. Die Festigkeit der Bereiche steigt mit zunehmender Tiefe an. Deshalb vergrößert eine Änderung im zusammengepreßten Zustand den Widerstand im Bereich der Deformation, da die Bereiche, in denen die Werkstoffverdrängung stattfindet, unterschiedlich hart sind. Außerdem vergrößert sich der Bereich selbst, weil die Höhe des Walls vor der eingedrungenen Unebenheit größer ist als das Gebiet, in dem eine Adhäsion erfolgt. Dieser Wall wird beim Gleiten der Unebenheit niedergewalzt. Die Werkstoffdeformation erfolgt sowohl nach vorne als auch seitlich (vgl. Bilder 2.2-6 und 2.2-7). Nach KRAGELSKI [33] ist die



Reibung als ein Ergebnis der Umdeformierung und Adhäsion zu betrachten, wobei die Umdeformierung bei jedem Gleiten über z.B. eine Unebenheit im Mikrobereich stattfindet. Diese Vorstellung ist leicht auf den Makrobereich übertragbar, der bereits oben erläutert wurde.

Betrachtet man nun diesen zusätzlichen Einfluß auf die Reibung als ebenfalls flächenabhängig, so bleibt die Annahme gültig, daß der Reibungskoeffizient von der Berührungsfläche abhängig ist. Somit bleibt der Ansatz der Gleichung 2.11 gültig, wenn man die Größe  $s$  um einen Wert, welcher die Deformation berücksichtigt, erweitert. Es verbleibt allerdings die Frage, inwiefern sich die Reibspurgeometrie während des Reibvorganges ändert. Der erweiterte Ansatz für die Reibungskraft  $R$  kann durch die folgende Formel beschrieben werden:

$$R = A \cdot (s + D), \quad (2.13)$$

wobei  $D$  als Deformationsbeiwert der Werkstoffverdrängung Rechnung trägt. Der Deformationseinfluß hängt u.a. von der Arbeit ab, die zur Verdrängung des weicheren Metalls an der Vorderseite des vorrückenden Reiters (im Makrobereich) bzw. der Rauheitsspitze (im Mikrobereich) erforderlich ist. Betrachtet man den Anteil der mechanischen Wechselwirkung separat von der Gleichung 2.13, so können verschiedene Beziehungen für den mechanischen Anteil des Reibungskoeffizienten  $\mu_{\text{mech}}$  beispielhaft angegeben werden:

– nach RABINOWICZ:

$$F_{R, \text{mech}} = r^2 \cdot \tan \Theta \cdot \sigma_s \quad (2.14)$$

$$F_N = A_N \cdot \sigma_s \quad (2.15)$$

bzw.

$$\mu_{\text{mech}} = \frac{\tan \Theta}{\pi} \quad (2.16)$$

mit:  $F_R$  Reibkraft  
 $F_N$  Anpreßkraft  
 $A_N = \pi r^2$   
 $\sigma_s$  Fließspannung  
 $\Theta$  Neigungswinkel der Rauheiten  
 $r$  Radius der Eindruckfläche

– nach KRAGELSKI

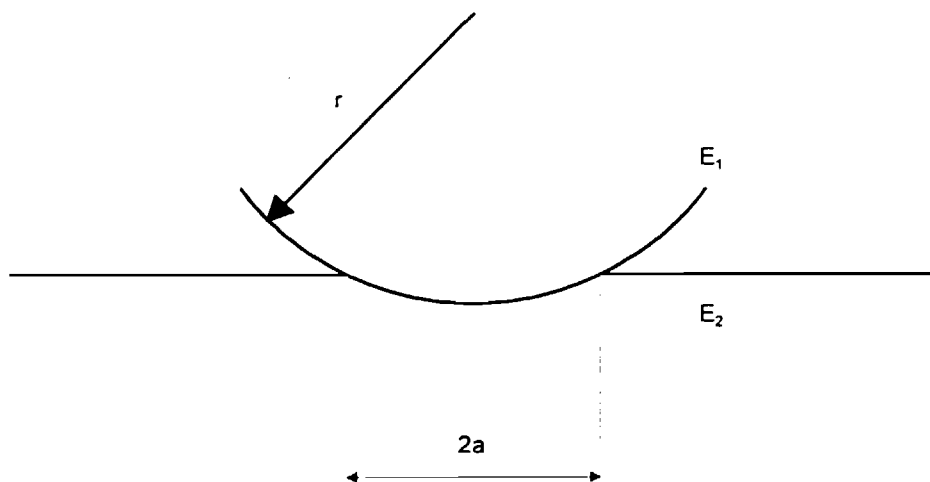
$$\mu_{\text{mech}} = K_0 \cdot \sqrt{\frac{h}{R}} \quad (2.17)$$

mit     h     Eindringung  
           R     Radius der Rauigkeit  
 $K_0 = 0,55$  bei plastischem Kontakt

Dementsprechend ist nun zu untersuchen, wie sich die Berührungsflächen und somit die Eindringung des härteren Metalls in das Weichere verhält. Im Idealfall, wo die Vorsprünge an der Oberfläche vollkommen glatt und von kugeliger Gestalt sind, erfahren die Reibparameter zuerst eine elastische Verformung, welche durch die Gleichung von HERTZ ausgedrückt wird. Das Berührungsgebiet wird durch einen Kreis mit dem Radius  $a$  abgegrenzt, und es gilt:

$$a = 1,1 \cdot \left\{ \frac{N \cdot r}{2} \cdot \left( \frac{1}{E_1} + \frac{1}{E_2} \right) \right\}^{1/3} \quad (2.18)$$

Hierbei bezeichnet  $r$  den Krümmungsradius des Vorsprungs.  $E_1$  und  $E_2$  beschreiben die Elastizitätsmodule des Vorsprungs, bzw. der ebenen Fläche.



**Bild 2.2-10:** Berührungskreis bei elastischer Deformation, durch HERTZsche Gleichung gegeben

Da es sich um eine vorwiegend plastische Verformung handelt, kann die Berührungsfläche auf eine einfache Art und Weise bestimmt werden. Bei der Spanngliedreibung ist jedoch das Zusammenwirken des Hüllrohres und des Mörtels nicht ausreichend bekannt. Der mittlere Fließdruck  $p$  kann nach [5] durch

$$p = c \cdot \sigma_0 \quad (2.19)$$

beschrieben werden, wobei  $\sigma_0$  einem repräsentativen Wert der Elastizitätsgrenze in den Berührungsflächen entspricht. Der Faktor  $c$  beschreibt die Form und Größe der Unregelmäßigkeiten an der Oberfläche. Dieser Wert kann für konische und pyramidenförmige Vorsprünge mit ungefähr 3 abgeschätzt werden. Es gibt allerdings noch weitere Ansätze für die Beschreibung des „repräsentativen“ Wertes, der das Einsetzen des plastischen Fließens beschreibt. GREENWOOD und WILLIAMSON (vgl. [67]) geben hierfür z.B. 0,6 HV (HV Mikrohärtigkeit) an. Die plastische Deformation hängt stark von den Oberflächenprofilen der sich berührenden Körper ab. Durch die zusätzliche Belastung der festen Körper während des Reibvorganges wird sich die Kontaktfläche zusätzlich erhöhen. Eine Abschätzung der Reibungskraft kann mittels einer Arbeitsgleichung formuliert werden, wenn sich infolge der Relativverschiebung das Oberflächenprofil nur unwesentlich ändert. Diese Abschätzung scheint jedoch für die Bedingungen der Spanngliedreibung unzulässig.

Die Übertragung dieser theoretischen Überlegungen auf die Spanngliedreibung ist aufgrund der Komplexität der während des Reibvorganges auftretenden Mechanismen und dem unzureichenden Wissensstand hierüber nur schwer möglich. Eine rechnerische Erfassung des Reibungsbeiwertes für den Fall der Spanngliedreibung ist wegen der zu großen Schwankungen hinsichtlich der Reibbedingungen sehr schwierig. Dies bedeutet, daß zur Erfassung der Größe der Reibung experimentelle Untersuchungen zur Einordnung der entsprechenden Einflüsse unerlässlich sind.

## 2.2.2 Grundlagen der Reibung von Polymeren

### Einführung

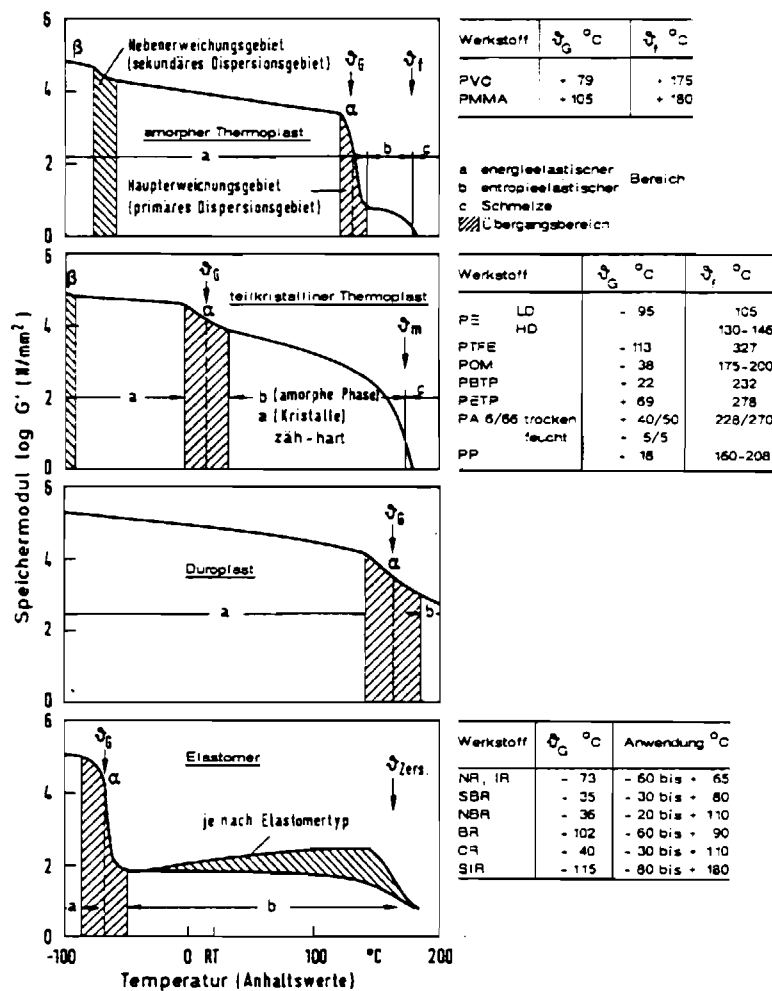
Kunststoffe sind hochmolekulare, meist organische Stoffe, die auf chemischem Wege vollsynthetisch aufgebaut, oder durch chemische Abwandlung aus hochmolekularen Naturstoffen erzeugt werden. Sie bestehen aus langen Molekülketten, deren Länge innerhalb eines Kunststoffes variieren. Deshalb können sie nur mittels der Angabe mittlerer Werte charakterisiert werden. Diese Einteilung erfolgt üblicherweise durch den Polymerisationsgrad oder durch das Molekulargewicht (vgl. [64]). Polymere unterscheiden sich stark in ihrer Struktur, dem Molekülaufbau und der molekularen Beweglichkeit im Zusammenhang mit mechanischen, thermischen, elektrischen und optischen Eigenschaften von Metallen.

Entsprechend der Werkstoffe, aus denen die in dieser Arbeit untersuchten Kunststoffhüllrohre hergestellt werden, wird hauptsächlich auf die tribologisch relevanten Eigenschaften von thermoplastischen Kunststoffen eingegangen. Diese Werkstoffe sind hartes Polyethylen (HDPE) sowie Polypropylen (PP). Als Beispiel hierfür seien einige mechanische Eigenschaften von HDPE und PP im Vergleich zu Bandstahl (St 2 LG) angeführt.

Eigenschaften		Einheit	Prüfvorschrift	HDPE	PP	Bandstahl St 2 LG
Dichte		g/cm <sup>3</sup>	DIN 53 479	0,94-0,97	0,90-0,91	7,85
Zugfestigkeit		N/mm <sup>2</sup>	DIN 53 455	20-35	25-40	270-410
Zeitzustandsfestigkeit (1000 h)		N/mm <sup>2</sup>	DIN 53 444	10-20	20-32	-
Streckspannung		N/mm <sup>2</sup>	DIN 53 455	20-30	25-40	280
Bruchdehnung bzw. Reißdehnung		%	DIN 53 455	100-1000	400-800	28
Elastizitätsmodul		N/mm <sup>2</sup>	DIN 53 457	500-1400	800-1300	200000
Kerbschlagzähigkeit		kJ/m <sup>2</sup>	DIN 53 453	6-ohne Bruch	3-15	-
Wärmedehnungskoeffizient		10 <sup>-6</sup> 1/K	-	140-200	100-160	12
Wärmeleitfähigkeit		W/mK	-	0,40-0,50	0,18-0,22	40
Gebrauchsgrenztemperatur	kurzzeitig	°C	DIN 53 458 DIN 53 460 DIN 53 461	110	140	-
	langzeitig	°C	DIN 53 446	95	100	-

**Tabelle 2.2-1:** Technische Daten von hartem Polyethylen und Polypropylen im Vergleich zu dem für die metallischen Hüllrohre verwendeten Bandstahl St 2 LG aus [64]

Ein weiteres wesentliches Unterscheidungsmerkmal zwischen Metallen und Kunststoffen, ist die ausgeprägte Abhängigkeit der Polymere gegenüber thermischer Beanspruchung. In [1] werden vier physikalische kristalline und nichtkristalline Zustände angeführt. Die nichtkristallinen Zustände stellen den glasartigen, den hochelastischen und den zähflüssigen (weichelastischen) Zustand dar. Die mechanischen Eigenschaften eines Kunststoffes sind stark von seinem jeweiligen Stoffzustand abhängig.



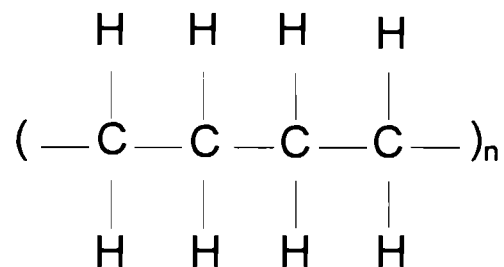
**Bild 2.2-11:** Einteilung der Stoffzustände in Abhängigkeit von der Temperatur aus [55];  $T_G$ : Glas-temperatur,  $T_f$ : Fließ-temperatur,  $T_m$ : Schmelz-temperatur

Entsprechend der untersuchten Werkstoffe wird im Rahmen dieser Arbeit lediglich der Temperaturbereich erläutert, der für die Materialien und deren Anwendung relevant ist.

Beide untersuchten Kunststoffe gehören zu der Gruppe der teilkristallinen Thermoplasten. Thermoplaste sind Polymere, deren Kettenmoleküle unvernetzt sind, d.h. es bestehen keine Hauptvalenzbindungen zwischen den Molekülen [64]. Durch Wärmezufuhr wird die Kettenbeweglichkeit gesteigert, das Knäuelvolumen vergrößert, und Verschlaufungen können leichter gelöst werden. Thermoplaste sind in der Regel löslich und schmelzbar [64]. Die teilkristallinen Thermoplaste besitzen amorphe und kristalline Gefügebereiche, die wiederum Überstrukturen bilden können. Polyethylen

und Polypropylen gehören zu den s.g. Polyolefinen. Polyolefine besitzen sehr uneinheitliche Eigenschaften und weisen im Gegensatz zu fast allen anderen Kunststoffen echte Streckgrenzen auf.

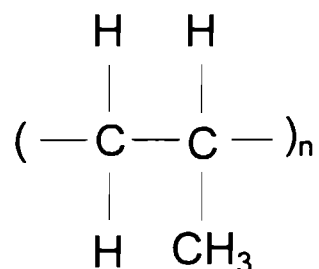
Polyethylen ist strukturmäßig der einfachste Kunststoff. Er besteht aus einer reinen Kohlenwasserstoffkette, wie in Bild 2.2-12 zu sehen ist:



**Bild 2.2-12:** Molekularstruktur von Polyethylen

Seine Eigenschaften hängen sehr stark von seiner Dichte ab. Man unterscheidet Weich-PE mit Dichten von rd. 0,92 g/cm<sup>3</sup> und Hart-PE mit Dichten von rd. 0,96 g/cm<sup>3</sup>. Weitere wichtige Einflußgrößen auf technisch relevante Eigenschaften sind das mittlere Molekulargewicht und der Kristallisationsgrad. Die Festigkeiten und die Temperaturabhängigkeiten der beiden PE-Typen unterscheiden sich grundlegend.

Im molekularen Aufbau unterscheidet sich PP von PE durch die regelmäßige Anordnung einer kurzen CH<sub>3</sub>-Seitengruppe:

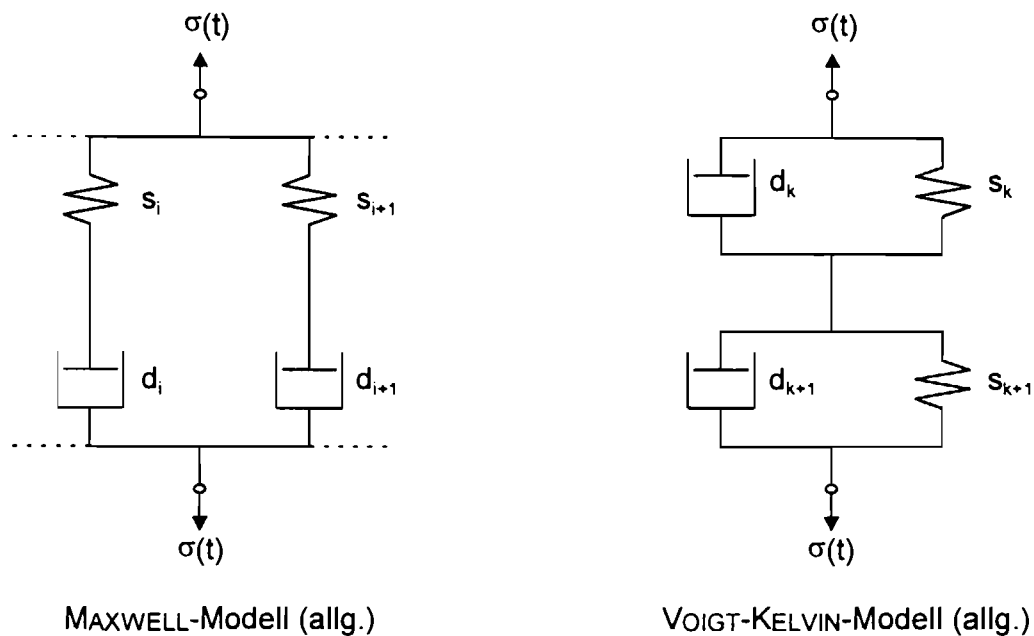


**Bild 2.2-13:** Molekularstruktur von Polypropylen

Hierdurch werden vor allem die Zeitstandsfestigkeiten und die Wärmebeanspruchbarkeit verbessert.

## Tribologische Modellvorstellungen

Im Gegensatz zu metallischen Werkstoffen haben Polymere ein stark ausgeprägtes viskoelastisches Verformungsverhalten. Bei einer Relativbewegung von Polymer/Gegenstoff-Systemen werden adhäsiv an den betreffenden Reibpartner gebundene bzw. mechanisch verhakte Polymersegmente, wie auch durch Lasteinwirkung verformte Werkstoffbereiche, periodisch ausgelenkt. Für die Beschreibung des mechanischen Deformationsverhaltens von viskoelastischen Stoffen haben sich aus den Grundelementen Feder (elastisches Verhalten) und Dämpfer (viskoelastisches Verhalten) aufgebaute rheologische Modelle als geeignet erwiesen (vgl. Bild 2.3-14). Mit ihnen lassen sich die Phänomene der Polymerreibung, welche sich aus den Werkstoffzuständen und der Zeit-Temperatur-Verschiebung zusammensetzen, durch eine geeignete Anordnung realistisch wiedergeben.



**Bild 2.2-14:** Rheologische Modelle zur Erfassung des Verhaltens von Polymeren unter Lasteinwirkung; s: Federkonstante; d: Konstante des Dämpfers



Die Verformungsvorgänge bewirken bei Polymeren ein Umorientieren von Molekülketten durch Abgleitprozesse und gegebenenfalls Lösen von Verschlaufungen. Da solche Vorgänge zeitabhängig sind, zeigen diese Werkstoffe ein ausgeprägtes zeitabhängiges Kriech- und Relaxationsverhalten. Deshalb besteht zwischen Spannung und Dehnung mit Ausnahme elastischer Anteile in der Regel eine Phasenverschiebung, deren Größe durch Temperatur und Verformungsgeschwindigkeit beeinflusst wird. Ebenso wie tiefere Temperaturen haben höhere Deformationsgeschwindigkeiten ein spröderes Verhalten der Polymere zur Folge.

Analog zur Reibung metallischer Oberflächen ist die zahlenmäßige Erfassung des Reibungsbeiwertes mittels mathematischer Ansätze durch die bereits in Kapitel 2.2.1 genannte Problematik äußerst schwierig. Entsprechend zum Kapitel 2.2.1 wird auch hier angenommen, daß die Reibung aus einem Adhäsions- ( $R_{Ad}$ ) und einem Deformationsanteil ( $R_{Def}$ ) zusammengesetzt ist:

$$R = R_{Ad} + R_{Def} \quad (2.20)$$

Eine detaillierte Analyse der bei einem Gleitweg  $\Delta l$  geleisteten Reibungsarbeit  $W_R$  ergibt getrennte Energieterme für einzelne Teilprozesse:

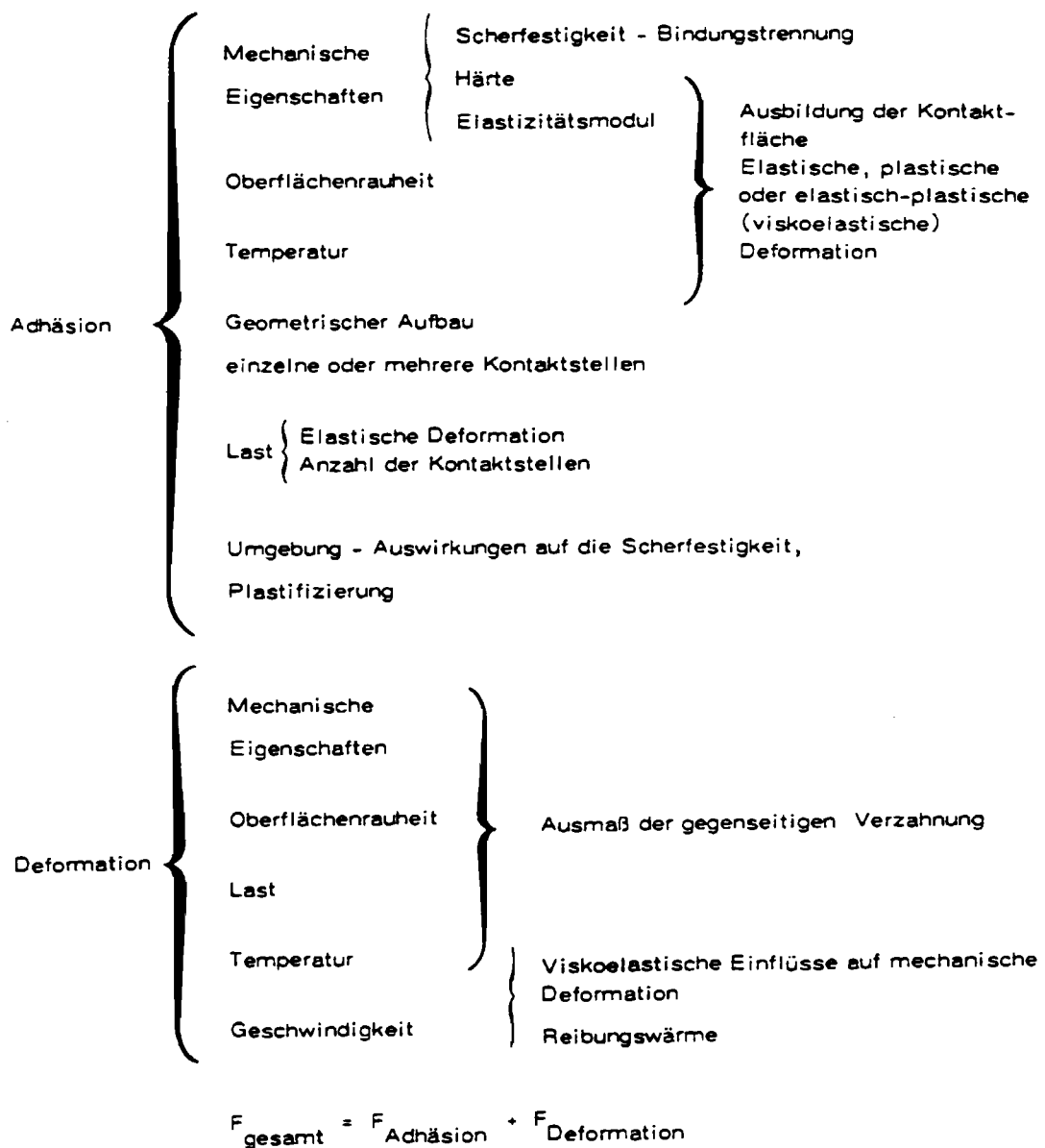
$$W_R = R \cdot \Delta l \quad (2.21)$$

mit: R: Reibungskraft

$\Delta l$ : Gleitweg

Die zu leistende Reibungsarbeit  $W_R$  läßt sich in folgende Anteile aufsplitten:

$$W_R = W_{elastisch} + W_{plastisch} + W_{Relaxation} + W_{Eigenspannung} + W_{Umwandlung} + W_{chemisch} + W_{Oberfläche} \quad (2.22)$$



**Bild 2.2-15:** Einflüsse auf die Reibung von Polymer/Gegenstoff-Systemen aus [55]

Adhäsion und Deformation sind die hauptsächlichen Wechselwirkungsmöglichkeiten von Partnern tribologischer Systeme. Eine klare Aufgliederung der Einflüsse ist kaum möglich, da sich die Bereiche überschneiden, wie Bild 2.2-15 aus [55] deutlich zeigt.

Eine Kraftübertragung bei der Gleitreibung mit Polymeren bewirkt immer ein Auslenken von Werkstoffsegmenten bzw. Molekülketten des Polymeren. Es handelt sich immer um ein viskoelastisches Deformationsverhalten.

## Grundsätzliches Verhalten von Thermoplasten unter Reibbeanspruchung

### Statische Reibung - Gleitreibung

Bei der Berührung zweier Oberflächen unter Last treten die Werkstoffe in diskreten Bereichen in Wechselwirkung und bilden unter elastisch-plastischer Deformation adhäsive Verbindungen aus. Das Ausmaß der Vorgänge wird von dem jeweiligen Belastungskollektiv und den Werkstoffeigenschaften in der betroffenen Randzone der Elemente bestimmt. Bei Beginn der Relativbewegung wird das System zunächst verspannt, so daß dessen Steifigkeit entsprechend einem Feder-Masse-System die Höhe der Ruhereibung bestimmt. Die in der Gleitfläche an den diskreten Kontaktstellen angreifende Kraft wächst solange an, bis die adhäsiven Verbindungen zum Reibpartner gebrochen werden bzw. das weichere Polymer durch die Rauheiten des härteren Gegenstoffes furchend verdrängt werden kann. Bei Verformungsvorgängen, auch infolge tribologischer Beanspruchung, ist die Struktur und der Werkstoffzustand des Polymeren von besonderer Bedeutung, da dadurch die zur Auslenkung von Polymersegmenten erforderlichen Kräfte mitbestimmt werden. Neben Temperatur und Belastungsniveau ist in diesem Zusammenhang auch die Bewegungsgeschwindigkeit maßgeblich, denn viskoelastische Stoffe reagieren bei Erhöhung der Verformungsgeschwindigkeit zunehmend starrer. Dies bedeutet eine Steigerung des Reibungsbeiwertes bei höheren Reibgeschwindigkeiten.

Der adhäsive Anteil der Reibkraft  $R_{ad}$  läßt sich mit Hilfe der Platzwechseltheorie rechnerisch erfassen. Ein theoretischer Ansatz zur Berechnung der Gleitreibungskraft von Gummi gegen harte Feststoffoberflächen, der auf das Gleitreibungsverhalten von thermoplastischen Kunststoffen im weichelastischen Zustand erweitert werden kann, ist in [1] angegeben.

Beim Gleiten werden Molekülsegmente durch adhäsive Kräfte an die Grenzfläche des harten Gegenstoffes gebunden. Zum Lösen einer solchen adhäsiven Bindung muß eine Energieschwelle (Aktivierungsenergie) überwunden werden. Je nach individueller Beweglichkeit (Sprungweite), die im weichelastischen Zustand von teilkristallinen thermoplastischen Kunststoffen von der Zahl der noch wirkenden Sekundärbindungen

in den amorphen Bereichen abhängt, kann sich ein Segment nach Auflösung der adhäsiven Bindung innerhalb eines begrenzten Grenzflächenbereiches bewegen und wieder eine neue Bindung mit dem Gegenstoff eingehen. Sekundärbindungen wirken zwischen den Molekülketten und haben gegenüber den Valenzbindungen, die für die Kettenbildung verantwortlich sind, deutlich niedrigere Bindungskräfte.

Ohne (gerichtete) Energiezufuhr von außen findet je nach innerem Energieinhalt im zeitlichen Mittel eine bestimmte Zahl solcher Platzwechselsprünge unter gleicher Wahrscheinlichkeit für alle Richtungen statt. Greift zusätzlich an einem Segment eine Kraft an, die z. B. von einer äußeren Schubkraft herrührt, werden das Segment und die mit ihm in Wechselwirkung stehende Molekülteile verspannt. Die dabei gespeicherte Energie erlaubt einen zeitlich früheren Platzwechselsprung des Segments. Nach dem Auftrennen der adhäsiven Bindung springt das vorher in Krafrichtung ausgelenkte Segment im Mittel immer der äußeren Kraftwirkungsrichtung entgegen. Im freien Zustand gibt es kinetische Energie in Form von Schwingungsenergie an die Polymergrundmasse bzw. an den harten Gegenstoff ab, bevor eine neue Bindung zustande kommt. Auch während des neuen adhäsiven Kontaktes kann der Energieaustausch weitergehen. Die zur Bewegung erforderliche Gleitreibungskraft steigt mit höherer aufgezwungener Gleitgeschwindigkeit. Energieeintrag (von außen) in Form von Wärme, also eine Temperaturerhöhung, erleichtert die Platzwechsel und vermindert damit die Gleitreibungskraft.

Die Gleitreibungskraft für die Reibpaarung Stahl-Gummi ergibt sich auf der Basis dieses Platzwechselmechanismus nach BARTENEV aus [26] zu:

$$R_{Ad} = \frac{2 \cdot U}{N_L \cdot \lambda} \cdot \frac{A}{A^*} \cdot \left[ 1 - T \cdot \frac{k \cdot \ln \frac{v_0}{v} \cdot N_L}{U} \right] \quad (2.23)$$

mit:

- U Aktivierungsenergie des Reibprozesses [kcal/mol]; durch die Überwindung der Aktivierungsschwelle wird eine momentane Bindung gelöst, und das Molekül legt die Entfernung  $\lambda$  zur nächstmöglichen Bindungsstelle zurück
- $\lambda$  mittlere Sprungweite eines Grenzflächenmoleküles
- $N_L$  LOSCHMIDT-Zahl ( $6,022 \cdot 10^{23}$  1/mol)
- A wahre Kontaktfläche (Fläche der tatsächlichen Kontakte zwischen den Reibpartnern)
- $A^* \approx \lambda^2$  mittlere Kontaktfläche eines Grenzflächenmoleküles
- T Gleitflächentemperatur [K]
- k BOLTZMANN-Konstante ( $3,32 \cdot 10^{-27}$  kcal/K)
- $v_0$  etwa Schallgeschwindigkeit im Kunststoff
- v Gleitgeschwindigkeit

Die logarithmische Abhängigkeit der Gleitreibungskraft von der Gleitgeschwindigkeit gilt nicht für beliebig hohe Geschwindigkeiten. Ab einer kritischen Gleitgeschwindigkeit  $v_k$  wird ein entgegengesetztes Verhalten beobachtet. Dieser Umschlag tritt ein bei einer Gleitgeschwindigkeit von:

$$v_k = \frac{\lambda}{\tau}, \quad (2.24)$$

$$\tau = \tau_0 \cdot e^{\frac{E_A}{k \cdot T}} \quad (2.25)$$

$$\tau_0 = 10^{-12} \text{ s}$$

- k BOLTZMANNkonstante
- T absolute Temperatur

wobei  $\tau$  die Relaxationszeit und  $\lambda$  die mittlere Sprungweite also das Maß für die maximale Bewegungsfreiheit der freien Segmente ist, die ein Segment zum Übergang in eine neue Gleichgewichtslage benötigt. Die kritische Geschwindigkeit  $v_k$  beträgt für eine Reibpaarung von Synthesekautschuk und Stahl bei einer Flächenpressung von  $6,5 \text{ N/cm}^2$  ca.  $0,15 \text{ mm/s}$ . Für eine Anpreßkraft von  $1 \text{ kN}$ , eine Temperatur von  $22^\circ\text{C}$  und die Reibpaarung Stahl-PE beträgt dieser Wert ca.  $50 \text{ cm/s}$  und für Stahl-PP  $100 \text{ cm/s}$  (vgl. [55]) und befindet sich damit weit oberhalb der beim Vorspannen üblichen Ziehgeschwindigkeiten von  $1 - 8 \text{ mm/s}$ .

Im Hinblick auf die Temperaturabhängigkeit der adhäsiven Reibungskraft  $R_{Ad}$  unterscheiden sich Thermoplaste im weichelastischen Zustand von Gummi wesentlich. Bei Thermoplasten bewirken Temperaturänderungen vor allem Änderungen von Sekundärbindungen, die mit ansteigender Temperatur reibungserhöhend wirken und sich mit der nach Gleichung 2.25 zu erwartenden abnehmenden Tendenz überlagern.

Bei den in [26] durchgeführten Versuchen mit den Reibpartnern PE-w und austenitischen Stahl fallen bei der Erhöhung der Temperatur oberhalb des Haupterweichungsbereiches der amorphen Anteile die Gleitreibungszahlen nur unter hohen Flächenpressungen deutlicher ab, während sie bei kleinen Flächenpressungen zunächst ansteigen. Dieser Anstieg der Gleitreibungszahl basiert auf der Aufhebung der abfallenden Tendenz infolge temperaturbedingter Erleichterung der Platzwechsel durch die entgegengerichtete Zunahme der realen Kontaktfläche (vgl. Kapitel 2.2.1) bei Temperaturerhöhung. Bei hohen Flächenpressungen erreicht die Kontaktfläche schnell große Werte, so daß ein Zunehmen der wahren Berührungsfläche nur noch in relativ geringem Maße möglich ist.

Unter allseitig wirkender Druckbelastung wird die Lockerung der Kristallite behindert, so daß wegen der dadurch erhöhten Steifigkeit des Stoffes und geringen mechanischen Verluste die Gleitreibungszahl nicht so stark ansteigt bzw. schon früher abfällt. Demgegenüber wirken durch Druck behinderte Platzwechsel reibungserhöhend. Diese beiden entgegengesetzten Einflüsse überlagern sich. Der maßgebliche Anteil kann nur experimentell ermittelt werden.

Neben der Systemtemperatur ist bei Thermoplasten die entstehende Reibungswärme infolge Belastung und Relativgeschwindigkeit zu berücksichtigen. Aufgrund der in der Regel geringen Wärmeleitfähigkeit der Thermoplaste ist die Ableitung der entstehenden Wärme begrenzt. In dem für den Lastfall Vorspannung relevanten Temperaturbereich steigt der Reibungsbeiwert mit zunehmender Erwärmung an.

Große reale Kontaktflächen und innere Dämpfung bewirken maximale Reibungszahlen, während die große Elastizitätszunahme und die wegen der größeren Berührungsfläche im Mittel geringere Belastung (Druck) jedes einzelnen Werkstoffsegmentes zu minimalem Verschleiß führt.

Eine qualitative Betrachtung der Deformationskomponente der Reibungskraft  $R_{\text{Def}}$  während der Relativbewegung kann wie folgt abgeschätzt werden. Bei Einleitung einer Relativbewegung wird das Polymer durch die eingedrungenen Erhebungen des Gegenstoffs zyklisch verformt. Läßt man den Scheranteil der Reibung außer Acht, indem man sich ein Rollen des Gegenkörpers auf dem Polymer vorstellt, so findet in den deformierten Bereichen lediglich eine durch die Erhebungen hervorgerufene Verdrängung und anschließende Entspannung des Polymeren statt. Eine im statischen Fall zunächst symmetrische Spannungsverteilung im beanspruchten Werkstoffvolumen der Kontaktbereiche wird dadurch unsymmetrisch, in dem eine Stauchung des Polymerbereiches überlagert wird, die gegen die Erhebung anläuft. Die Horizontalkomponenten der inneren Spannung kompensieren sich dann nicht mehr, und es resultiert eine Reibungskraft  $F_{\text{hyst}}$ . Diese Kraft charakterisiert den Energieverlust infolge innerer Dämpfung während der Relativbewegung.

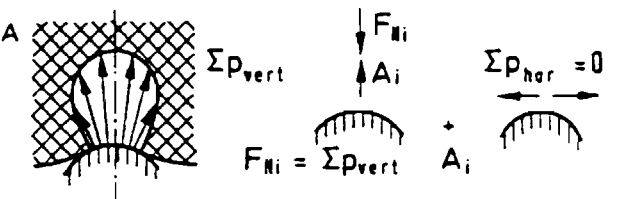
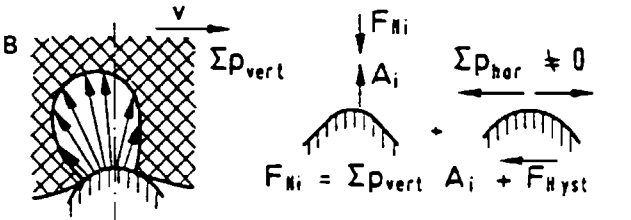
<p>Keine Relativbewegung Symmetrische Pressungsverteilung</p>	 <p><math>F_{Ni}</math> <math>\Sigma p_{vert}</math> <math>\Sigma p_{hor} = 0</math> <math>F_{Ni} = \Sigma p_{vert} + A_i</math></p>	<p>Keine resultierende Reibungskraft</p>
<p>Mit Relativbewegung Unsymmetrische Pressungsverteilung</p>	 <p><math>F_{Ni}</math> <math>\Sigma p_{vert}</math> <math>\Sigma p_{hor} \neq 0</math> <math>F_{Ni} = \Sigma p_{vert} + A_i + F_{Hyst}</math></p>	<p>resultierende Reibungskraft</p>

Bild 2.2-16: Physikalische Interpretation der Deformationskomponente aus [55]

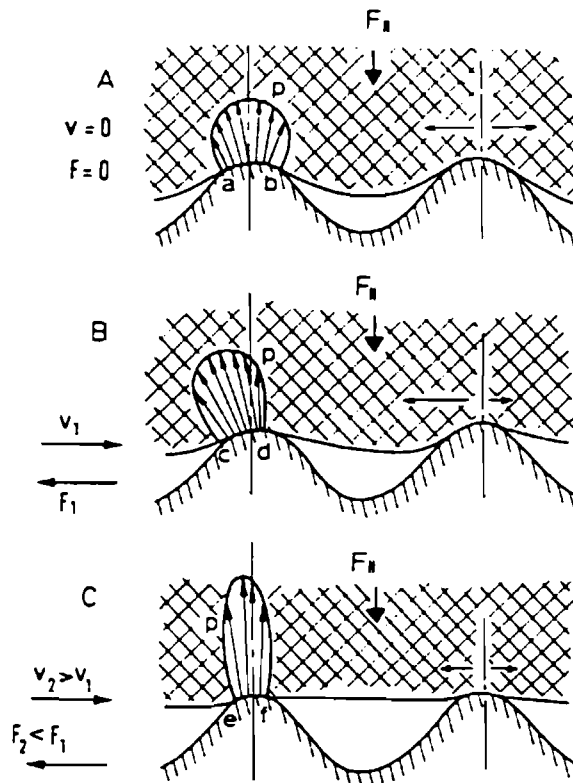


Bild 2.2-17: Interpretation der Geschwindigkeitsabhängigkeit des Reibungsbeiwertes durch Beeinflussung der Deformation benachbarter Rauheiten aus [55]



Mit Steigerung der Gleitgeschwindigkeit über einen Grenzwert hinaus werden zwei verschiedene Phänomene beobachtet, die beide auf dem Relaxationsverhalten (Charakterisiert durch die Relaxationszeit  $\tau$ ) des Polymeren beruhen. Während sich das Polymer bei langsamer Bewegung hinter der Erhebung nahezu vollständig entspannen kann, bleibt bei schneller Bewegung eine Restdeformation erhalten, die zu einer kleineren Berührungsfläche auf der bewegungsabgewandten Seite der Rauheit führt. Die geschwindigkeitsbedingte Versteifung des Werkstoffes verbunden mit der kürzeren Verweilzeit, d.h. Belastungszeit, an einer Kontaktstelle äußert sich in einer weiteren Verkleinerung der realen Kontaktfläche  $A_r$ . Das geringere Einsinken der Rauheit in das Polymer wirkt sich insofern reibungsmindernd aus, als die oben genannte, aus der Bewegung resultierende Horizontalkraftkomponente kleiner, die Lastverteilung aber wieder symmetrischer wird. Die Reibkraft müßte daher als Funktion der Gleitgeschwindigkeit ein Maximum durchlaufen.

Die Oberflächenrauheit des Thermoplasten im stationären Zustand hat für die tribologischen Meßwerte eine untergeordnete Bedeutung. Die Oberflächengestalt des härteren Materials hingegen hat einen oft beachtlichen Einfluß. UETZ/WIEDENMEYER [55] beobachteten zunächst einen Abfall des Reibungsbeiwertes ausgehend von glatten Oberflächen mit steigender Rauhtiefe bis nach einem Minimum bei mittleren Werten ein Anstieg erfolgt. (z.B. HDPE ca.  $0,2 \mu\text{m}$ ). UETZ/WIEDENMEYER [55] schreiben diesen Effekt dem Übergang vom überwiegenden Mechanismus der Adhäsion bei kleineren Rauhtiefen zu dem der Abrasion und der Ermüdung bei größeren Rauhtiefen zu. Der Verschleiß nimmt in der Regel mit steigender Rauhtiefe zu, wobei hier neben der Rauhtiefe auch die Riefenorientierung im Gegenstoff für das Verschleißverhalten von Polymeren von Bedeutung ist, denn dadurch wird der Stofftransport beeinflusst. Es ergab sich, daß Orientierungen in Gleitrichtung günstiger sind als solche senkrecht dazu (max. bei  $45^\circ$ ).

Reibung und Verschleiß von Polymerwerkstoffen werden in ausgeprägter Weise durch die intermolekularen Kräfte, die Kristallinität, den Kettenaufbau und insbesondere durch die Art der Seitengruppe an der Kohlenstoff-Kette beeinflusst. In der Regel weisen Polymerwerkstoffe mit schwachen internen Wechselwirkungskräften und solche mit

kleinen, symmetrischen Seitengruppen niedrigere Reibung, aber höheren Verschleiß als diejenigen mit großen sekundären Bindungskräften und sperrigen Substituenten auf. Auch die Polarität der Seitengruppen ist von Bedeutung, da sie u. a. die adhäsiven Wechselwirkungen mit dem Gegenstoff bestimmen. Es können jedoch triboinduzierte Werkstoffveränderungen in der Grenzschicht des beanspruchten Thermoplasten die physikalischen Eigenschaften in bezug auf das Werkstoffinnere entscheidend verändern. So werden Zustände beobachtet, die bis zur Amorphisierung kristalliner Gebiete reichen. Bei Polyethylen zeigt sich eine Zunahme der Reibung mit der Anzahl der Seitengruppen.

Stoff	Gegenstoff	Temp.	$\mu_{\text{stat}}$	$\mu_{\text{dyn}}$	$S_{\text{stat}}$	$S_{\text{dyn}}$
		[°C]	[-]	[-]	[N/mm <sup>2</sup> ]	[N/mm <sup>2</sup> ]
LPDE (viele Seitengruppen)	Glas	20	0,30	0,30	3,8	3,8
		50	0,36	0,36	2,7	2,7
		80	0,32	0,32	1,7	1,7
HDPE (wenige Seitengruppen)	Glas	20	0,13	0,08	6,5	4,1
		50	0,18	0,11	4,6	2,8
		100	0,20	0,125	3,0	1,9
PE mit gestreckten Ketten	Glas	20	0,12	0,07	6,0	3,6
		50	0,17	0,10	4,3	2,5
		100	0,20	0,12	3,0	1,7
PP	Glas	20	0,27	0,27	15	-
		50	0,33	0,33	15	-
		100	0,34	0,34	12	-

**Tabelle 2.2-2:** Einfluß der Polymerstruktur auf den Reibungsbeiwert  $\mu$  im Vergleich zu den Scherfestigkeiten der Reibungskontakte  $s$  zu Bewegungsbeginn bzw. im stationären Zustand bei verschiedenen Temperaturen mit einer Auflast von 10 N und einer Gleitgeschwindigkeit von 1 mm/s; aus [55]

Zusammenfassend kann gesagt werden, daß das Reibungsverhalten von Polymer-Stahl-Systemen in erster Linie von der Geschwindigkeit der Relativbewegung, der Temperatur, der Belastung, der Polymerstruktur und durch das zeitabhängige Verhalten beeinflußt wird. Im Bereich der für die Spanngliedreibung relevanten Parameter ist eine Erhöhung des Reibungsbeiwertes mit zunehmender Temperatur, höherer Belastung sowie schnelleren Ziehgeschwindigkeiten zu erwarten. Es muß also untersucht werden wie sich diese Einflüsse im Tribosystem der Spanngliedreibung mit Kunststoffhüllrohren auswirken. Eine erhebliche Relevanz auf die Spannkraftverluste hat das viskoelastische Werkstoffverhalten. Seine Bedeutung gilt es vor allem zu ermitteln.

## **2.3 Experimentelle Forschung zu dem Thema Spanngliedreibung**

### **2.3.1 Einflußparameter der Spanngliedreibung**

Die wesentlichen, bekannten Einflußbereiche auf die Spanngliedreibung lassen sich wie folgt zusammenfassen [27]:

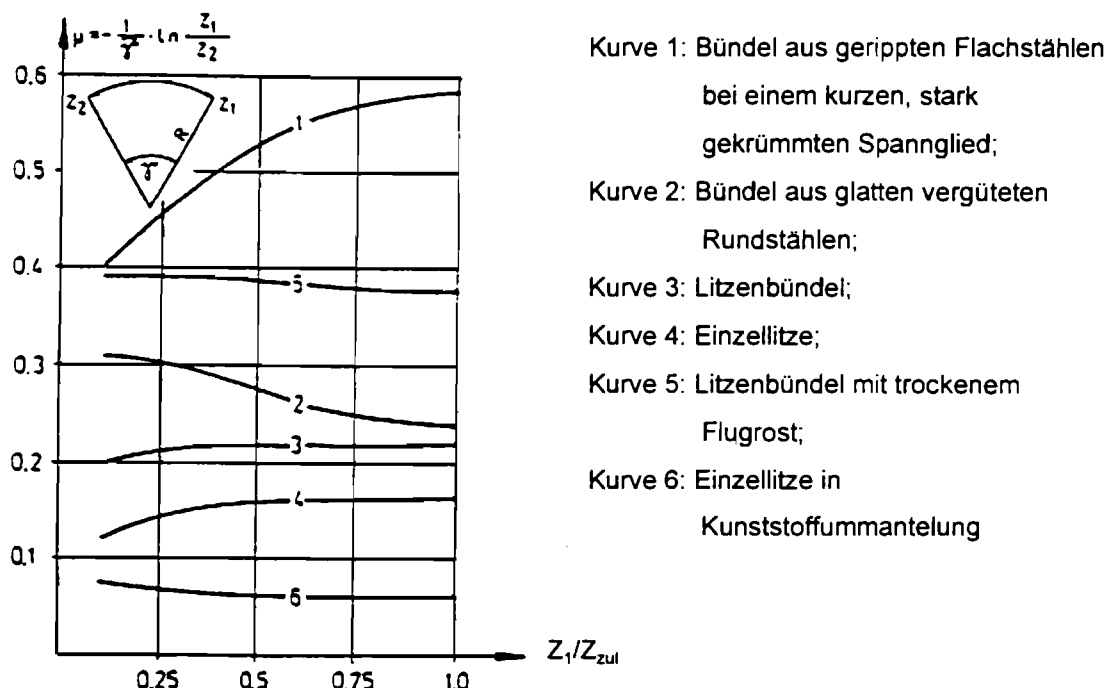
- Spanngliedgeometrie
- Bündelung
- Spannstahtart
- Baustellenbedingungen
- Herstellungsbedingungen
- Hüllrohrart.

Die vorangegangenen Untersuchungen zeigen, daß die Spanngliedreibung wesentlich durch die Spannstahtart beeinflußt wird. Die wichtigsten Einflußparameter sind dabei die Spannstahtprofilierung (glatte und gerippte Drähte, Litzen) sowie die herstellungsbedingte Struktur der Spannstahtoberfläche (kaltgezogene und vergütete Stähle). So verhalten sich die Spannstähe mit einer glatten Oberflächenstruktur günstiger als die profilierten Oberflächen von Litzen und gerippten Spannstähen.

Die Unterschiede in der Herstellung werden auch bei dem Verhalten der Spannstähe gegenüber Flugrostbefall deutlich. Während des Fertigungsverfahren bleibt beim

kaltgezogenen Spannstahl auf der Oberfläche eine Schicht aus „verbranntem“ Ziehmittel zurück. Sie bietet einen teilweisen Korrosionsschutz der Spannglieder während des Transports und der Lagerung sowie führt zu einer Reduzierung des Reibungsbeiwertes beim Vorspannen. Kommt es zur Flugrostbildung an der Spannstahloberfläche, so kann nahezu eine Verdopplung des Reibungsbeiwertes auftreten. Die Unterschiede im Reibungsverhalten der Spannstähle unter Klimabeanspruchung zwischen den Herstellern werden in [27] auf die Verwendung verschiedener Schmiermittel beim Ziehvorgang zurückgeführt. Die Steigerung des Reibungsbeiwertes bei langen Ziehwegen wird durch einen abrasiven Verschleiß dieser Schicht hervorgerufen.

Der physikalische Reibungsbeiwert unterliegt einer signifikanten Abhängigkeit von der Anpreßkraft, wobei dieser Einfluß nicht bei allen Spannstahlarten gleich stark ausgeprägt ist. Eine Übersicht zu dem Verhalten der Reibkräfte in Abhängigkeit von der Anpreßkraft ist in Bild 2.3-1 dargestellt.



**Bild 2.3-1:** Reibungsbeiwerte während des Vorspannens bei Großmodellversuchen aus [12]

Wie aus Bild 2.3-1 zu erkennen ist, bewirkt Flugrost eine deutliche Erhöhung des Reibungsbeiwertes. Die Widerstandsfähigkeit des Spannstahles gegenüber Flugrostbefall erwies sich nach [27] stark abhängig von dem Spannstahlhersteller.

Zum Einfluß der Hüllrohre auf die Spanngliedreibung liegen keine ausreichenden Untersuchungen vor. Dem Hüllrohr wird im Vergleich zu dem Spannstahl kein relevanter Einfluß auf die Spanngliedreibung zugeschrieben. In [56] konnten bei kaltgezogenem Spanndraht keine signifikanten Einflüsse in Abhängigkeit von Hersteller, Sickenausbildung, Hüllrohrdurchmesser sowie Fertigungsverfahren festgestellt werden.

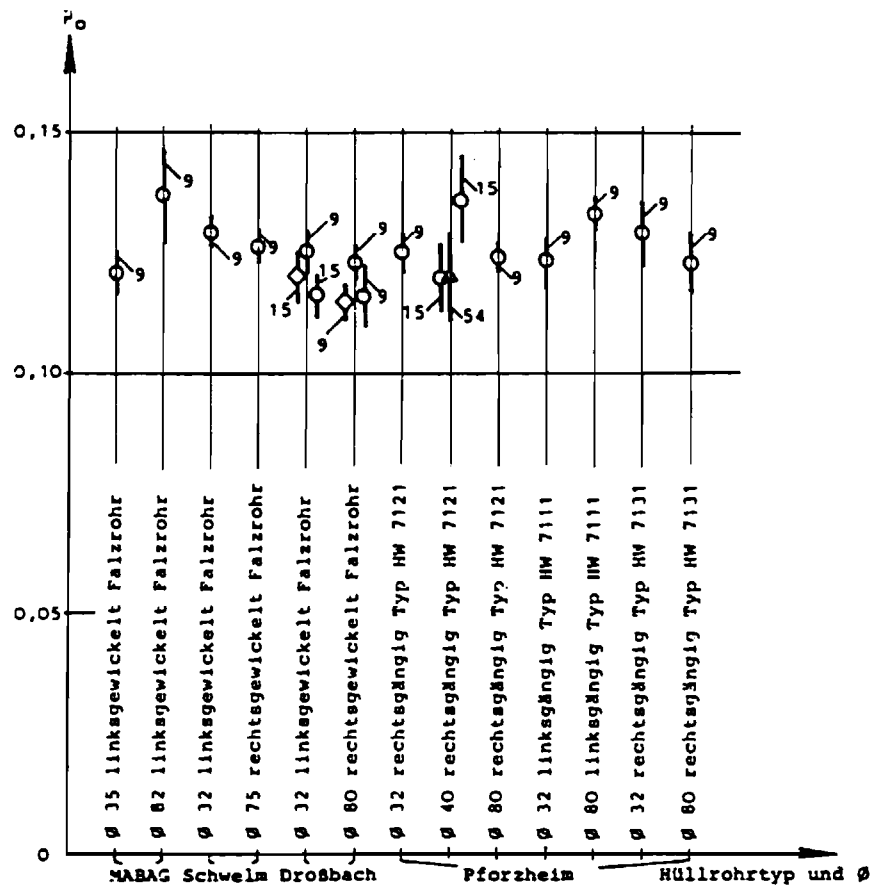
Es wurde jedoch vermutet, daß die Hüllrohrgeometrie bei profilierten Spannstählen durch die andersartige mechanische Beanspruchung die Reibungskräfte beeinflusst. Bei den Litzen und gerippten Spannstählen wurde zusätzlich zu der Gleitbewegung ein Fräseffekt in Abhängigkeit der Wellenform des Hüllrohres beobachtet.

### **2.3.2 Hüllrohre aus Bandstahl**

Aus theoretischen Überlegungen zu der Festkörperreibung im Kapitel 2.2 lassen sich in dem tribologischen System, welches bei der Spanngliedreibung vorliegt, für den Reibpartner Hüllrohr folgende Reibparameter anführen:

- Unterschiedliche Materialeigenschaften der Hüllrohre
- Oberflächenprofilierung der Reibpartner
- Unterschiedliche Materialeigenschaften des umhüllenden Betons
- Spannstahlart (Draht oder Litze)
- Hüllrohrgeometrie.

Die in Deutschland verwendeten Hüllrohre werden entsprechend der DIN 18553 hergestellt. Die dort festgelegten Rahmenbedingungen für die Herstellung wurden bisher als ausreichend angesehen. Aus diesem Grund wurde in den bisherigen Untersuchungen zu der Spanngliedreibung ein gleichartiges Hüllrohrmaterial für alle Hersteller angenommen. Im Zuge der Europäisierung der Normen ist dies jedoch zu überprüfen und es sind gegebenenfalls die Materialeinflüsse herauszuarbeiten.



**Bild 2.3-2:** Physikalischer Reibungsbeiwert  $\mu_0$  in Abhängigkeit von Hüllrohrtyp und -durchmesser; Spannstahl: kaltgezogen, rund und glatt

Die Anforderungen an das Hüllrohr bezüglich der Spanngliedreibung beschränkten sich in den bisherigen Untersuchungen auf seine Dichtheit, seine Resistenz gegenüber permanenten Verformungen durch Druckstellen oder leichten Schlägen und auf die Biegesteifigkeit. Es fehlen jedoch genaue Untersuchungen, als daß fundierte Aussagen über seine tribologische Bedeutung bei der Spanngliedreibung getroffen werden könnten.

### 2.3.3 Kunststoffhüllrohre

Die Zunahme aggressiver atmosphärischer und anderer Einwirkungen auf die Bauwerke hat dazu geführt, daß dem Korrosionsschutz von Spannstahl in den letzten Jahren wachsende Bedeutung zukommt. Die Stahlhüllrohre allein können keinen dauerhaften Korrosionsschutz gewährleisten. Es besteht die Gefahr, daß beim Bandstahlhüllrohr infolge undichter Stellen an Falzen und Schweißnähten sowie durch Ermüdungsrisse bei dynamischer Belastung korrosionsfördernde Stoffe in das Hüllrohr eindringen. Ein dauerhafter Schutz für den Durchtritt von Chloriden wird bezweifelt [43]. Diese Behauptung wird durch Auslagerungsverluste an teilweise vorgespannten Trägern bestätigt, deren Injektionsgut im Inneren von gefalzten Hüllrohren karbonatisiert war. CORDES schließt in [14] daraus, daß die undichten Stellen der Hüllrohre durch eine Überdehnung der Hüllrohrfalze im Rissbereich verursacht wurden. Aus diesem Grund wurde der Einsatz von Kunststoffhüllrohren näher untersucht. Nach [43] haben langjährige Untersuchungen gezeigt, daß ausgesuchte Kunststoffe genügend widerstandsfähig sind, wenig verspröden, keine korrosionsfördernde Bestandteile enthalten und über die Lebensdauer von Bauwerken eine ausreichende chemische Stabilität besitzen. Durch die einfachere herstellungsbedingte Ausführung der Rohrkupplungen kann eine verbesserte Qualität der Abdichtung erzielt werden. Bei einer Verwendung von Kunststoffhüllrohren entfällt das Abkleben der Muffenverbindungen mit Klebeband, was häufig eine Unsicherheitsstelle im Hinblick auf das Eindringen von Feuchtigkeit in den Spannkanaal darstellt. Mit Kunststoffhüllrohren konnte außerdem die Ermüdungsfestigkeit der Spannstähle beträchtlich gesteigert werden.

Neben diesen Vorteilen des Kunststoffhüllrohres gegenüber Hüllrohren aus Bandstahl kommen verfahrenstechnische Erleichterungen bedingt durch das andersartige Werkstoffverhalten hinzu. So besitzt Kunststoff im Vergleich zu Bandstahl eine größere Elastizität. Die sich bei Eindellungen aus leichten Schlägen oder Druckstellen einstellenden Verformungen, welche bei Stahlhüllrohren unweigerlich zu einer permanenten Verformung führen, bilden sich bei Entlastung selbst zurück. Fraglich ist jedoch das Verhalten der Kunststoffhüllrohre bei erhöhter mechanischer Belastung.

Größere Punktbelastungen sind, soweit sie unausweichlich sind, durch geeignete Gegenmaßnahmen zu vermeiden [62]. Durch die Elastizität wird die Verlegegenauigkeit zusätzlich eingeschränkt. Bedingt durch die erhöhte eine Steifigkeit traten gelegentlich Probleme beim Auftrommeln der Hüllrohre aus PP auf. Positive Nebeneffekte des Kunststoffes stellen die einfachere Längung der Hüllrohre sowie eine Herabsetzung der Verletzungsgefahr durch die nicht vorhandenen scharfen Kanten dar.

Den vorteilhaften Eigenschaften der Kunststoffhüllrohre stehen ebenso erhebliche Probleme gegenüber. So werden die Auswirkungen des Kunststoffmaterials auf die Homogenität des Bauteils noch untersucht. Infolge unterschiedlicher Wärmeausdehnungskoeffizienten besteht die Möglichkeit des Ablösens der Hüllrohre vom Bauwerksbeton. Der ausgeprägte Temperatureinfluß auf das Materialverhalten bei Polymeren führt bei den Kunststoffhüllrohren bei direkter Sonnenbestrahlung und extrem warmer Witterung vor allem an den Kabelunterstützungen zu Querschnittsverformungen. Zur Vermeidung von Schäden wird als Maßnahme eine Halbschale als Unterstüzung an kritischen Kabelunterstützungen von [62] vorgeschlagen. Bei starken Temperaturschwankungen können sich abgelenkte Kunststoffhüllrohre aufgrund von Temperaturdehnungen in das Bauteilinnere einziehen. Bedingt durch den hohen Wärmeausdehnungskoeffizienten ist außerdem eine vermehrte Fixierung des Hüllrohres an die Armierung notwendig, um Probleme infolge großer Längsdehnungen an der Verankerung zu vermeiden [62]. Diese den Arbeitsaufwand erhöhende Maßnahme ist unausweichlich, zumal sich infolge des geringerer Eigengewichts der Auftrieb verstärkt bemerkbar macht.

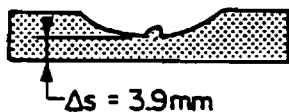
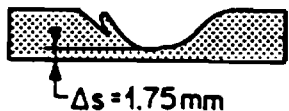
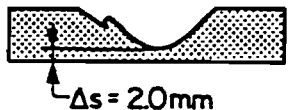
Ein weiteres Problem beim Einsatz von Kunststoffhüllrohren stellt das Verbundverhalten dar, das im Vergleich zu gewellten Hüllrohren aus Bandstahl deutlich schlechter ist.

Einen weiteren Nachteil stellt die schwarze Farbe der Polymeren dar, durch die die Kontrolle und das Erkennen von Beschädigungen erschwert wird.

Die Kunststoffhüllrohre werden durch Reibung stärker beansprucht. Dies bewirkt einen größeren Verschleiß bei der Spanngliedreibung. Die Gefahr des Durchreibens des Hüllrohres insbesondere bei erhöhten Bauwerkstemperaturen während des



Vorspannvorganges bedarf einer genaueren Untersuchung. Der größere Verschleiß kann außerdem beim Einschieben langer, gekoppelter Kunststoffhüllrohre zu Beschädigungen an den Rippen durch die Rohrabstützungen aus Stahl führen. Die Untersuchungen hinsichtlich des Verschleißes von Kunststoffhüllrohren an der ETH Zürich [43] ergaben eine ausgeprägte Abhängigkeit von der Belastung, des Gleitweges sowie der Belastungsgeschichte. Die Versuche wurden an Kunststoffhüllrohren mit einer Stärke von 4 mm durchgeführt. Als Versuchseinrichtung wurde ein Kleinmodellversuchsstand ausgewählt, der Gleitwege bis zu 75 cm zuließ. Es wurde festgestellt, daß die Dauer der Belastung einen großen Einfluß auf die Ausbildung der Eindruckspuren ausübt. Wurden die Reibspuren unmittelbar nach dem Verschieben des Reibsattels ausgebaut, waren visuell nur Andeutungen von Eindruckspuren sichtbar. Demgegenüber waren die Eindruckspuren deutlich größer, wenn die Proben nach dem Verschieben über einige Stunden bei konstanter Querpressung in ihre Ruhelage belassen wurden (Kriechen des Kunststoffes). Eine weitere Wartezeit brachte nur noch eine vernachlässigbar kleine Veränderung. Untersuchungen des Langzeitverhaltens von Kunststoffhüllrohren ergaben, daß sich Druckstellen im Hüllrohr nach einem Dauerversuch von ca. 250 Stunden nur unwesentlich von jenen nach einer kurzfristigen Belastung unterscheiden. Daraus wird in [43] geschlossen, daß in Kunststoffhüllrohren langzeitige Verformungen durch Kriechen von eher untergeordneter Bedeutung sind. Demgegenüber spielt die Größe der Querbelastung und die Belastungsgeschichte eine wesentliche Rolle. Bei stufenweiser Vergrößerung der Querpressung war der Kunststoff widerstandsfähiger gegenüber plastischer Verformung und Verschleiß als bei einer Querpressung, die vor Beginn der Relativverschiebung aufgebracht wurde.

Nr.	Probe	Querpressung Q [kN]	Verschiebeweg $\Delta l$ [mm]	Belastungszeit t [Min]
1	 $\Delta s = 3.9\text{mm}$	9.0 ab Versuchsbeginn	50	1
2	 $\Delta s = 1.75\text{mm}$	9.0 ab Versuchsbeginn	750	4
3	 $\Delta s = 2.0\text{mm}$	0.5 1.0 2.0 3.0 6.0 9.0	Wiederholte Etappen von je 750mm Etappen 1+2 3+4 5+6 7+8 9+10 Etappe 11	Total 210

**Bild 2.3-3:** Eindringtiefen bei variabler Belastungsgeschichte jedoch konstanter Anpreßkraft von  $A = 9,0$  kN aus [43]

Die Eindringtiefe wird wesentlich durch die Härte des Kunststoffmaterials bestimmt. Die Versuche wurden mit dem weicheren Werkstoff HDPE durchgeführt. Deshalb wird vermutet, daß aufgrund der größeren Härte des PP (Shore D-Härte: 70-75) die Eindringtiefen unter gleichen Bedingungen geringer sind als bei dem Werkstoff HDPE (Shore D-Härten: 55-58).

Versuche in [43] mit einer Querpressung von 9,0 kN zeigten unterhalb des Reibsattels an der Litze vereinzelt Schuppen aus Kunststoff von ca. 1,0 mm Durchmesser auf. Bei Anpreßkräften von 6,0 kN wurden keine Kunststoffschuppen auf der Litze beobachtet. Die Vorspanngeschwindigkeit beeinflusste in den untersuchten Grenzen zwischen 1,0 und 8,0 mm/s die Durchreibefahr unwesentlich. Dagegen wirkte sich die Vorspanngeschwindigkeit auf die Reibkraft zwischen Spannstaht und Kunststoff aus.

## Versuche zur Bestimmung des Reibungsbeiwertes von Kunststoffhüllrohren

Die Untersuchungen zur Bestimmung des Reibungsbeiwertes des tribologischen Systems Spann Stahl-Kunststoffhüllrohr wurden in [43] und [59] anhand von Kleinmodell- und Großmodellversuchen durchgeführt. Als Hüllrohrmaterialien wurden dabei PE und HDPE verwendet. Die Kleinmodellversuche entsprachen vom Prinzip des Versuchsaufbaus denen, die im Zuge dieser Arbeit vollzogen wurden. Die Anpreßkräfte variierten zwischen 1,0 und 9,0 kN. Die Länge der Kunststoffproben betrug 4 cm. OERTLE [43] stellte fest, daß die Reibkraft mit der Verschiebegeschwindigkeit (von 1 mm/s bis 8 mm/s) und der Querpressung anstieg. Die gemessenen Werte überschritten jedoch den im Zulassungsantrag vorgeschlagenen Wert erheblich. Die Großmodellversuche [59] zeigten das ausgeprägte zeitabhängige Materialverhalten der Kunststoffhüllrohre auf. Auf dieser Basis wurde ein mittlerer Reibungsbeiwert von 0,14 (inklusive Klemmbeiwert) ermittelt.

Kunststoff ist als viskoelastisches Material bezüglich der Reibung von der Verschiebegeschwindigkeit abhängig:

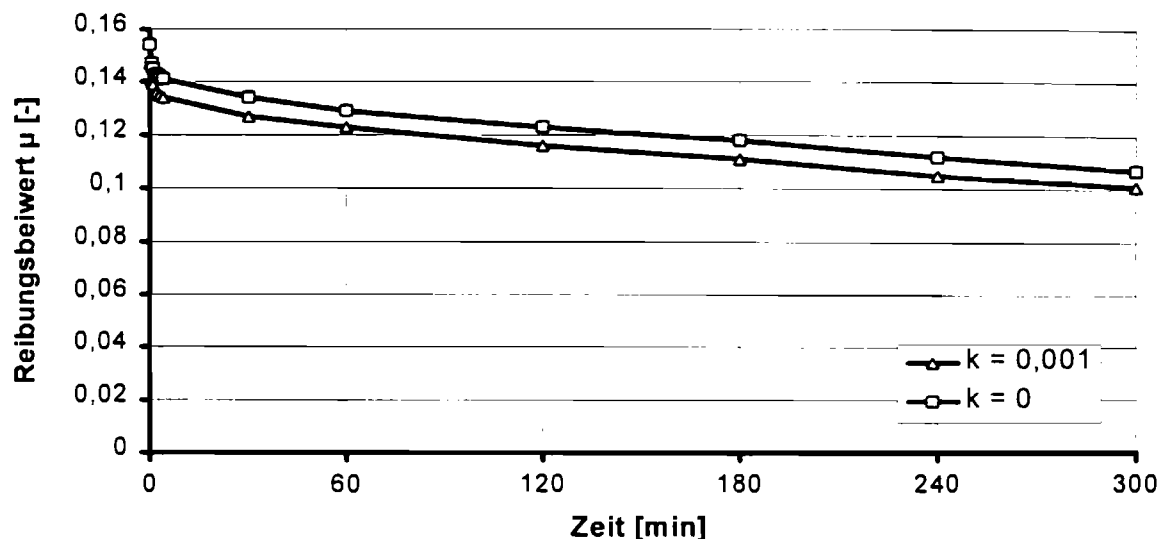
$$\tau = f(v) \quad (2.25)$$

mit  $v$ : Geschwindigkeit der Relativverschiebung

Je langsamer die Relativverschiebung sich vollzog ( $v < 1,0$  mm/s), desto stärker trat der Krieeffekt des Materials in Erscheinung. Kleinere Vorspanngeschwindigkeiten als 1 mm/s sind jedoch in der Praxis unwirtschaftlich. Deshalb wurden Dauerbelastungsversuche zur Erfassung der zeitabhängigen Einflüsse durchgeführt [59]. Eine Ziehkraft von 3600 kN wurde am aktiven Ende aufgebracht und ca. 5 Stunden aufrecht gehalten. Hierbei wurde festgestellt, daß die Kraft am Spannende,  $F_{\text{aktiv}}$ , mit der Zeit abnimmt, während die Kraft  $F_{\text{passiv}}$  am anderen Ende zunimmt. Der Grund für dieses Verhalten wird in [59] mit dem Nachrutschen des Spannkabels im HDPE-Hüllrohr angegeben.

Dieser Kräfteausgleich war in den ersten Minuten ausgeprägter und nahm mit der Zeit ab. Bei beiden Hydraulikpressen zeigte sich infolge Ölverlust eine Verminderung der Kräfte  $F_{\text{aktiv}}$  und  $F_{\text{passiv}}$ . Die Verringerung des Reibungsbeiwertes  $\mu$  in den ersten vier

Minuten betrug in etwa 8 %.



**Diagramm 2.3-1:** Verlauf des Reibungsbeiwertes über einen Zeitraum von fünf Stunden bei einer Spannkraft von 3600 kN mit einem HDPE-Hüllrohr aus [59]

Für die praktische Anwendung ist der Reibungsbeiwert, der aus den Kraftablesungen nach einigen Minuten errechnet wurde, nach [59] von Bedeutung, da sich der beobachtete zeitbedingte Kraftabtausch auf der Baustelle immer einstellen kann, bevor das Kabel injiziert wird. Diese Bestimmung des Reibungsbeiwertes ist jedoch als problematisch anzusehen, da die Verringerung der Ziehkraft in die Berechnung eingeht. Im Rahmen der folgenden Untersuchungen werden die Auswirkungen des zeitabhängigen Werkstoffverhaltens auf den Spannkrafteintrag überprüft.

Im Zuge der Zulassung von Kunststoffhüllrohren des Herstellers VSL werden die Reibungsbeiwerte überprüft. Anhand von herstellereigenen Untersuchungen sowie von Überprüfungen des Reibungsbeiwertes an der ETH Zürich wurde ein Reibungsbeiwert von 0,14 vorgeschlagen. Die Untersuchungen wurden an dem bewährten Verfahren für Hüllrohre aus Bandstahl mittels Kleinmodellversuchen sowie an Großmodellversuchen vorgenommen.

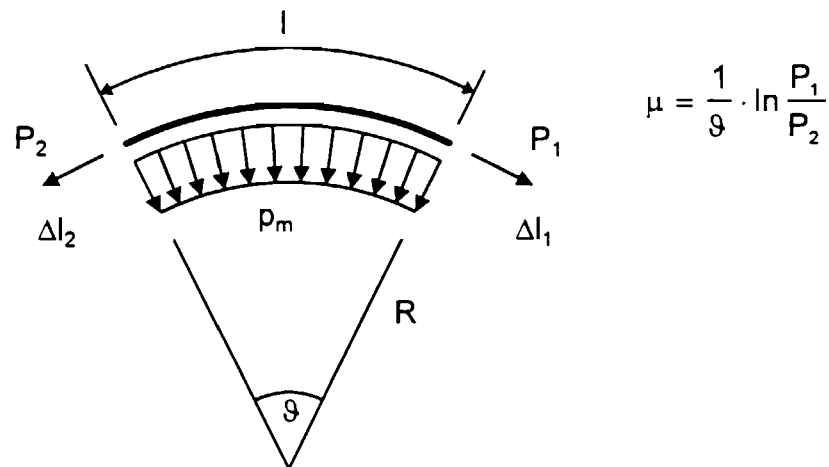
### 3 EXPERIMENTELLE UNTERSUCHUNGEN

#### 3.1 Versuchseinrichtung

Für die Untersuchung von Spannkraftverlusten infolge Reibung haben sich drei Verfahren als geeignet erwiesen. Neben der direkten Messung am Bauteil kann die Ermittlung der Reibparameter anhand von Großmodell- und Kleinmodellversuchen durchgeführt werden.

Die Baustellenmessungen beinhalten durch kaum vermeidbare Streuungen die größten Meßungenauigkeiten. Die Aussagekraft der so ermittelten Reibungsbeiwerte wird sehr stark durch eine Vielzahl von Faktoren beeinträchtigt (vgl. [47], [12]). Als besonders problematisch kann die Ermittlung des Gesamtumlenkwinkels sowie die im Vergleich zu den Spannkraften kleinen Spannkraftdifferenzen, die es zu messen gilt, angeführt werden.

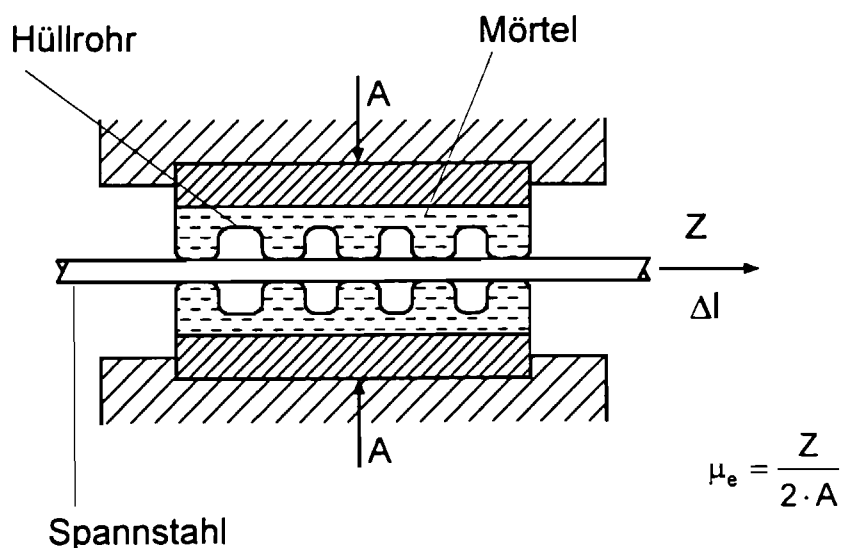
Eine Reduzierung der meßtechnischen Defizite und der Genauigkeit des Spanngliedeinbaues führten zu der Entwicklung von Großmodellversuchsständen (vgl. [12]). Diese Versuchsmethodik läßt eine realitätsnahe Bestimmung des Reibungsbeiwertes zu. Das Spannglied wird durch vorgefertigte Bogenstücke umgelenkt. Durch die labormäßige Herstellung der Versuchskörper kann der ungewollte Umlenkwinkel auf ein Minimum reduziert werden. Die Einführung einer elektrohydraulischen Steuereinrichtung mit beweglichen Spanngliedenden (vgl. [12]) ermöglicht die Simulation von beliebig langen Spanngliedern. Die Bestimmung des mittleren Reibungsbeiwertes ergibt sich, analog zu der Baustellenmessung, gemäß Bild 3.1-1.



**Bild 3.1-1:** Prinzip der Bestimmung des mittleren Reibungsbeiwertes bei Versuchen mit dem Großmodellversuchsstand nach [12]

Der Großmodellversuchsstand ermöglicht die Erfassung der Abhängigkeiten des Reibungsbeiwertes von dem Spannweg und der Anpreßkraft.

Um einzelne Einflußgrößen mit geringem Arbeitsaufwand zu untersuchen, wurde ein Kleinmodellversuchsstand entwickelt. Der Versuchsaufbau ist in [27] ausführlich beschrieben. Zwei Hüllrohrproben werden an eine Spannstahlprobe angepreßt und der Spannweg wird durch eine Relativverschiebung der Reibpartner simuliert. Das Versuchsprinzip ist in Bild 3.1-2 dargelegt.



**Bild 3.1-2:** Prinzip der Reibungsmessung im Kleinmodellversuch nach [56]

Es ist jedoch anzumerken, daß die Erfassung der gesamten Problematik der Spanngliedreibung nur dann möglich ist, wenn alle drei Versuchsmethoden zur Anwendung kommen.

### 3.1.1 Kleinmodellversuchsstand

Da bisher keine signifikanten Unterschiede der Spanngliedreibung bei Verwendung unterschiedlicher Hüllrohre festgestellt wurden, sollte durch die systematische Untersuchung von Parametern der Einfluß des Hüllrohrtyps auf die Reibung bestimmt werden.

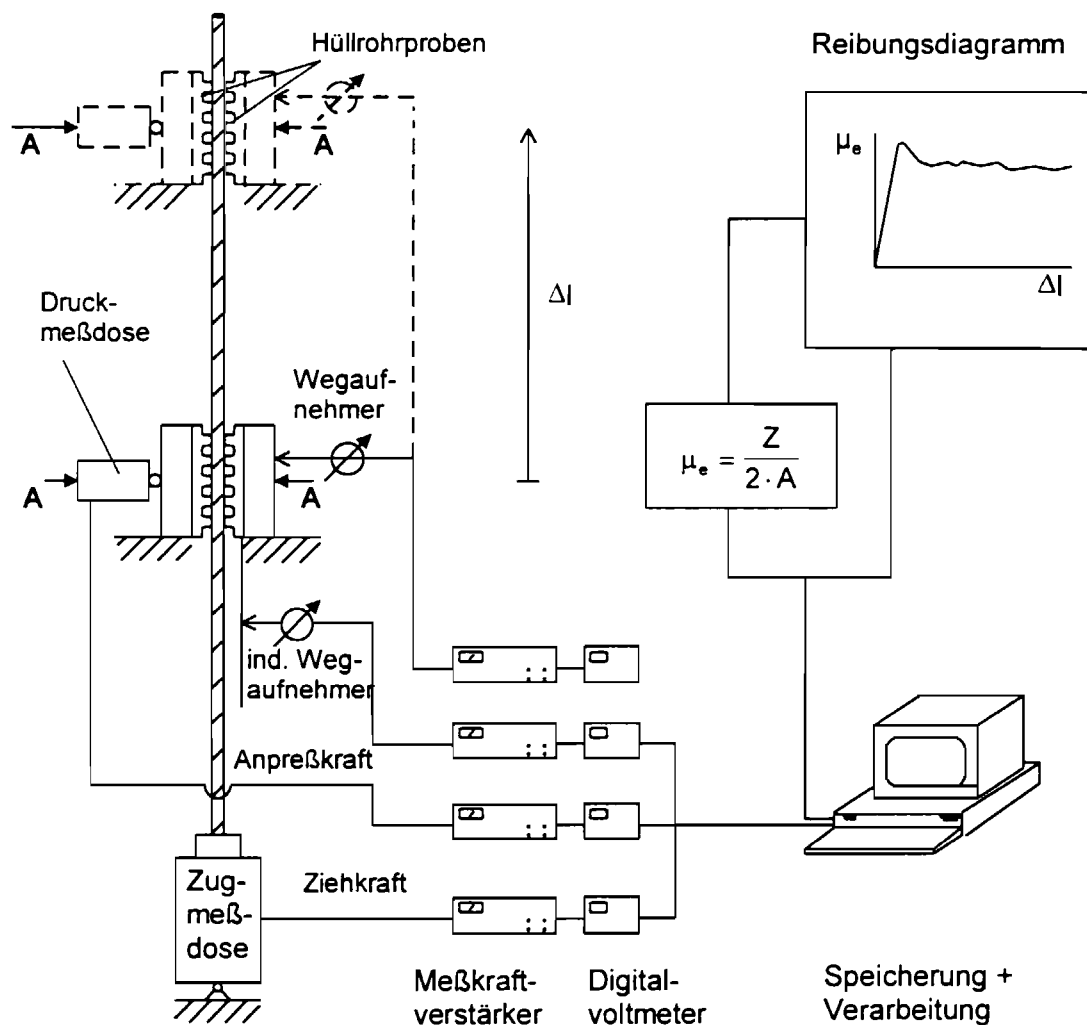
Die Vielzahl der zu erwartenden Prüfungen und die Anzahl der zu überprüfenden Parameter bedingen den Einsatz eines Kleinmodellversuchsstandes. Diese Versuchsmethode birgt den Vorteil, daß die Versuchsvorbereitung und -durchführung einen relativ geringen Aufwand erfordert. Desweiteren eignet sich dieser Versuchsaufbau zu einer systematischen, selektiven Parameteruntersuchung. Diese war erforderlich, da bisher keine gesicherten signifikanten Auswirkungen auf die Spanngliedreibung durch die Verwendung unterschiedlicher Hüllrohre festgestellt wurden. Deshalb wird der Einfluß des Hüllrohres auf die Reibung stets als untergeordnet angesehen. Im Vorfeld der Untersuchungen war somit eine Vielzahl an unterschiedlichen Parametern auf mögliche Einflüsse zu überprüfen. Mit Hilfe des Kleinmodellversuchsstandes ist es bei der Durchführung von Versuchen möglich, ausgesuchte Parameter konstant zu halten. Eine detaillierte Beschreibung des verwendeten Kleinmodellversuchsstandes befindet sich in [27].

Im Kleinmodellversuchsstand werden die Reibungsverhältnisse, die zwischen dem Spannglied und der Hüllrohrwandung beim Vorspannvorgang auftreten, nachgebildet. Zwei 15 cm lange Hüllrohrhälften werden hierbei an den Spannstaht angepreßt und um eine 20 cm lange Strecke relativverschoben. Die Versuchseinrichtung erlaubt eine stufenlose Weg- und Geschwindigkeitssteuerung. Die Hüllrohrproben werden in einem Mörtelbett gelagert. Die schraubenförmige Litzenbewegung kann durch eine Blockiervorrichtung vermieden werden, um die realen Bedingungen innerhalb eines Bündelspanngliedes zu simulieren. In einem Bündelspannglied wird das Drehen der Litzenaußendrähte um den Litzenmitteldraht durch die gegenseitige Drehbehinderung der einzelnen Litzen verhindert. Zusätzlich

behindern die Spanngliedverankerung und die Vorrichtung zum Blockieren die Drehbewegung. Ist die Drehbewegung der Einzellitzen im Versuch nicht gewährleistet, werden deutlich geringere Reibungsbeiwerte ermittelt, die den Bauwerksverhältnissen nicht zur genüge Rechnung tragen.

Während der Versuchsdurchführung werden die Anpreßkraft  $A$ , die Ziehkraft  $Z$  und der Ziehweg  $\Delta l$  elektronisch aufgezeichnet. Die Versuchseinrichtung wurde zusätzlich durch das Anbringen eines Wegaufnehmers an den Druckzylinder erweitert. Zweck dieser Messung war die Eindringtiefe des Spanngliedes in das Hüllrohr bzw. in den Mörtel zu bestimmen.

Eine schematische Darstellung des verwendeten Versuchsaufbaues ist in Bild 3.1-3 dargestellt.



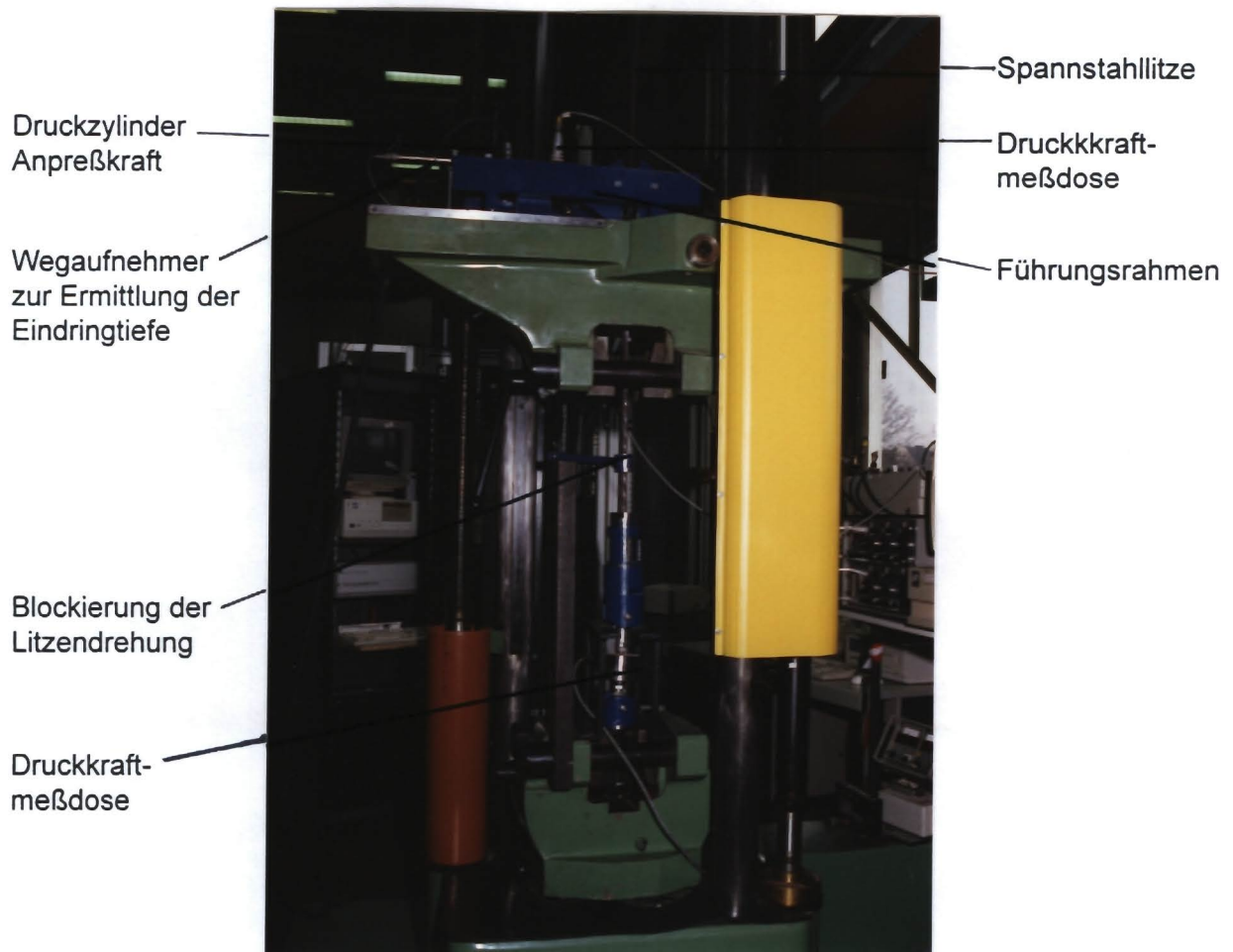
**Bild 3.1-3:** Schematischer Versuchsaufbau des Kleinmodellversuchsstandes nach [27]



Aus den aufgezeichneten Werten nach jeder Versuchsdurchführung kann der momentane Reibungsbeiwert durch die Beziehung

$$\mu_e = \frac{Z}{2 \cdot A} \quad (3.1)$$

über den gesamten Verlauf des Ziehweges errechnet werden. Z bezeichnet die Ziehkraft, während A die Anpreßkraft darstellt.



**Bild 3.1-4:** Versuchsaufbau des Kleinmodellversuchsstandes

In der Tabelle 3.1-1 sind die Gerätetypen und die Fehlerangaben der Hersteller angegeben. Mit den Meßgenauigkeiten der einzelnen Geräte läßt sich der maximale systematische Fehler für die Ermittlung des Reibungsbeiwertes angeben.

Gerät	Bezeichnung	Linearitätsabweichung
indukt. Wegaufnehmer	W10 Tk	< 0,2%
Druckmeßdose	C2M, 100 kN	< ± 0,25%
Zugmeßdose	U2A, 20 kN	< ± 0,2%
Meßverstärker	KWS 3082	< 0,05%
Digitalvoltmeter	DA 3418	Genauigkeitsklasse: 0,05
indukt. Wegaufnehmer	WGS 3/300	< ± 0,05%

**Tabelle 3.1-1:** Meßapparate mit Fehlerangabe

Der systematischen Fehler  $\Delta y$  einer Funktion  $y = F(x_1, x_2, \dots, x_n)$  errechnet sich aus den quantitativ erfaßten systematischen Fehlern  $\Delta x_i$  der einzelnen voneinander unabhängigen Meßgrößen  $x_i$  nach der Beziehung

$$\Delta y = \sum \left( \frac{\partial F}{\partial x_i} \cdot \Delta x_i \right) . \quad (3.2)$$

Für den nach Gleichung (3.1) ermittelten Reibungswert ergibt sich der maximale systematische Fehler zu

$$\frac{\Delta \mu}{\mu} = \frac{\Delta A}{A} + \frac{\Delta Z}{Z} . \quad (3.3)$$

Die Auswertung der Gleichung 3.3 für die untersuchten Anpreßkräfte mit den gemessenen mittleren Reibungsbeiwerten ist in der Tabelle 3.1-2 aufgeführt.

Die Anpreßkräfte variierten in Anlehnung an [27] zwischen 2 kN und 16 kN.

Anpreßkraft [kN]	2	9	16
maximaler Fehler $\Delta \mu / \mu$ [%]	22,0	4,4	2,5

**Tabelle 3.1-2:** Abschätzung des maximalen Fehlers (Z: Mittelwert aller Meßergebnisse)

Die Festlegung der untersuchten Anpreßkräfte erfolgte, um einen direkten Vergleich der Meßergebnisse zu ermöglichen, in Anlehnung an [27]. Hierbei wurde die maximale Spannkraft beim Überspannen nach EC 2 sowie der Mindestradius des jeweiligen Spannverfahrens berücksichtigt. Die Simulation von Bündelspanngliedern erfolgte durch die Erhöhung der Anpreßkraft  $A$  entsprechend dem Klemmbeiwert  $\kappa$ , der in [27] nach hydrostatischem Rechenansatz bei einem Füllungsgrad von 50% ermittelt wurde. Eine Übersicht der untersuchten Anpreßkräfte ist in der Tabelle 3.2-2 im Kapitel 3.2.1 dargestellt.

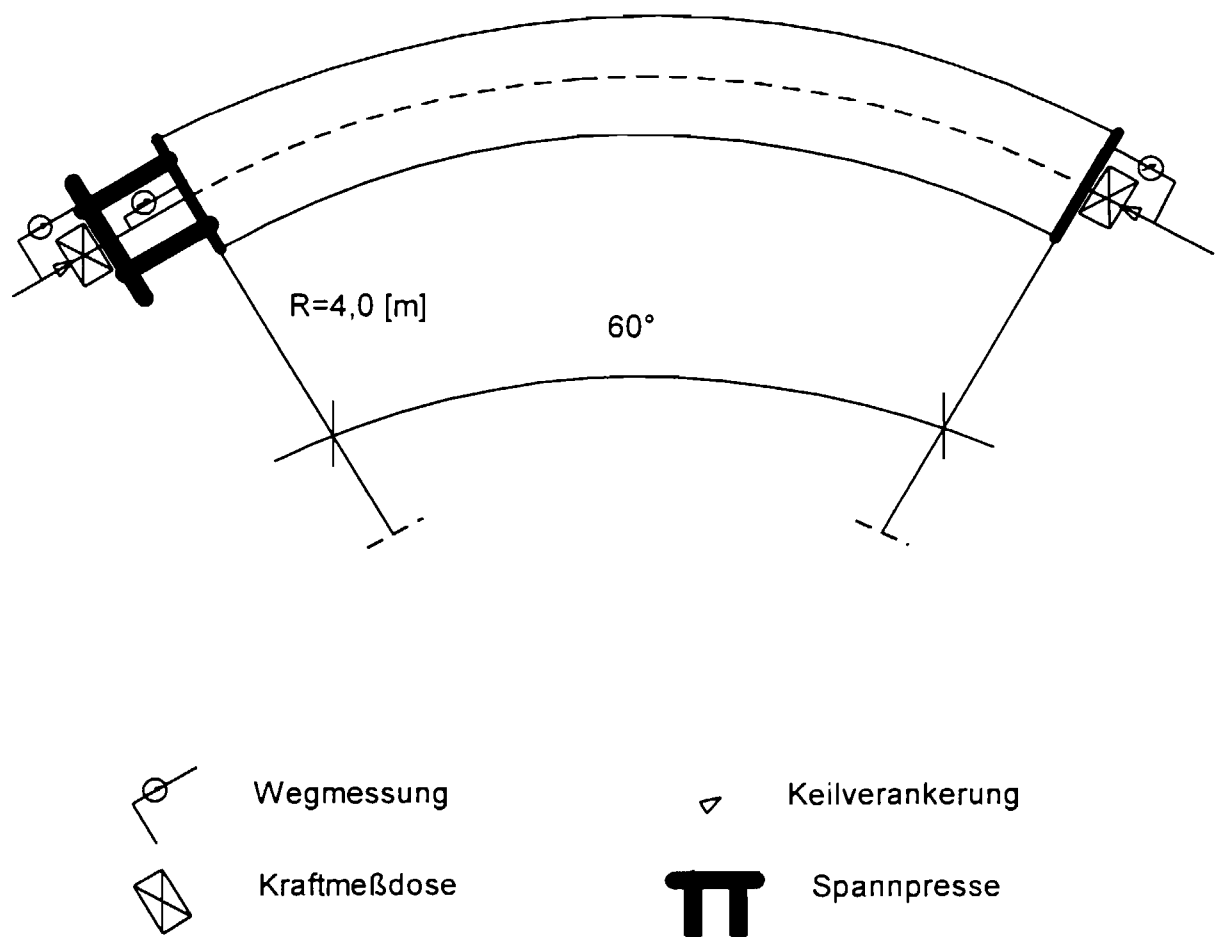
Bedingt durch die Stickstoffpufferung wurde die maximale Anpreßkraft auf 16 kN begrenzt.

Die Ziehgeschwindigkeit wurde bei den Versuchen mit Hüllrohrproben aus Bandblech mit 2,4 mm/s konstant gehalten, da der Einfluß der Geschwindigkeit der Relativbewegung in dem für den Vorspannvorgang üblichen Bereich keinen nennenswerten Einfluß auf die Reibungskräfte hat. Für die Tribologie der Polymere hingegen ist der Einfluß aus der Reibgeschwindigkeit einer der maßgebenden Faktoren. Hierzu wurde eine zweite Ziehgeschwindigkeit von 0,48 mm/s untersucht.

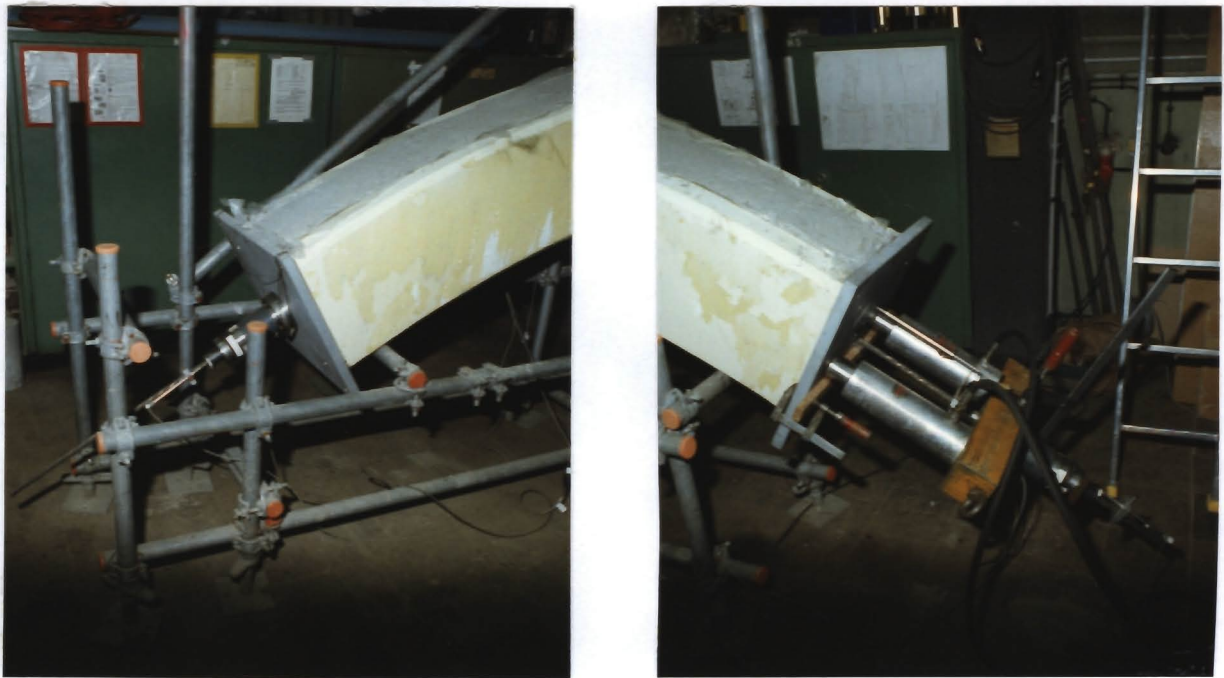
Die Anforderungen an den Mörtel, in dem die Hüllrohrproben gebettet wurden, liegen in der guten Verdichtbarkeit und einer hohen Frühfestigkeit. Diese Bedingungen sind zu erfüllen, um eine vollständige Hinterfüllung der Hüllrohrprobe ohne Fehlstellen sowie kurze Rüstzeiten zu garantieren.

### 3.1.2 Großmodellversuchsstand

Für die Untersuchungen des zeitabhängigen Materialverhaltens der Kunststoffhüllrohre wurde ein erprobter Großmodellversuchsstand herangezogen. Diese Versuchsmethode war notwendig, da mit dem Kleinmodellversuchsstand der Einfluß aus Kriechen und Relaxation des Kunststoffes auf die Spannkraftverluste während des Vorspannens und nach dem Festsetzen der Verankerung nicht exakt erfaßt werden konnte. Der Versuchsaufbau ist in Bild 3.1-5 und Bild 3.1-6 dargestellt. Das Spannglied wird über einen konstanten Krümmungsradius von 4 m geführt. Der Umlenkwinkel beträgt dabei  $60^\circ$ . Der ungewollte Umlenkwinkel ist bei dieser Versuchseinrichtung auf ein Minimum reduziert und wird in dem weiteren Verlauf nicht berücksichtigt. Das Aufbringen der Vorspannkraft erfolgte einseitig. Gemessen wurden die Spanngliedkräfte und -wege am Spann- und Festanker.

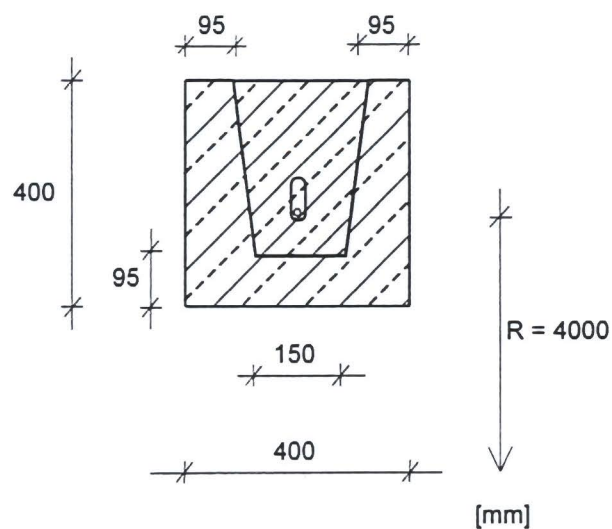


**Bild 3.1-5:** Schematischer Versuchsaufbau des Großmodellversuchsstandes



**Bild 3.1-6:** Versuchsaufbau des Großmodellversuchsstandes

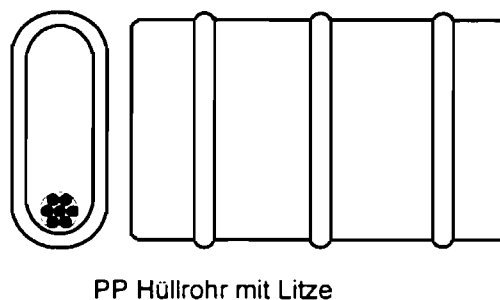
Der Großmodellversuchsstand besteht aus einem als Rinnenträger ausgebildeten Fertigteil. Die nach oben offene Rinne wird nach dem Einlegen des Hüllrohres mit Ortbeton verfüllt. Die Abmessungen des Versuchsquerschnittes sind in Bild 3.1-7 dargestellt. Sowohl der Rinnenträger als auch der Füllbeton wurden aus einem Beton B 45 hergestellt.



**Bild 3.1-7:** Querschnitt des Versuchsaufbaus

Eine detaillierte Beschreibung des Versuchsaufbaues findet sich in [12].

Als Gleitkanal wurde ein hochgestelltes flachovales PP-Hüllrohr ausgewählt, das mit einer 0,6" Litze beansprucht wurde. Dieses Hüllrohr wurde während der gesamten Versuchsreihe nicht ausgewechselt, um den Aufwand zu minimieren. Deshalb muß bei der Auswertung der Meßergebnisse eine Materialänderung des Kunststoffhüllrohres beachtet werden. Die Ausbildung des Hüllrohres sowie die Reibsituation ist aus Bild 3.1-8 ersichtlich.



**Bild 3.1-8:** Flachovales PP-Hüllrohr mit Litze

Die gewählte Belastung entsprach der nach EC 2 maximal zulässigen Vorspannkraft:

$$\sigma_{0,\max} = 0,85 \cdot f_{p0,1k} = 1275 \text{ N/mm}^2 \quad (3.6)$$

$$P = A_p \cdot \sigma_{0,\max} = 1,4 \cdot 1275 = 178,5 \text{ kN} \quad (3.7)$$

$$u_p = \frac{P}{r} = \frac{178,5}{4} = 44,625 \text{ kN/m} \quad (3.8)$$

Die so bestimmte Ulenkkraft entspricht einer Querpressung von  $A = 6,7 \text{ kN}$  im Kleinmodellversuchsstand.

Während der Versuchsdurchführung wurden über die Zeit die Ziehkraft, die Ankerkraft, der Spannweg und der Ankerschlupf elektronisch zur vollständigen Erfassung der möglichen einflußnehmenden Parameter aufgezeichnet. Die Vorspannkraft wurde manuell geregelt. Eine Übersicht der verwendeten Geräte und Meßeinrichtungen geht aus Tabelle 3.1-3 hervor.

Gerät		Einsatzort	
		Spannende	Ankerende
Kraftmeßdosen	Typ	Hohlkraftmeßdose	Hohlkraftmeßdose
	Fabrikat	Eigenbau	Eigenbau
	Genauigkeitsklasse	-	-
Weggeber	Typ	W10TK	W10TK
	Fabrikat	HBM	HBM
	Linearitätsabweichung	< 0,2%	< 0,2%
Weggeber	Typ	W50TK	-
	Fabrikat	HBM	HBM
	Linearitätsabweichung	< 0,2%	-

**Tabelle 3.1-3:** Übersicht der eingesetzten Geräte

Bei der Berechnung des Reibungsbeiwertes müssen die Meßfehler der Hohlkraftmeßdosen berücksichtigt werden. Aufgrund der Eichprotokolle liegt die Standardabweichung der gemessenen Kraft bei 7 N. Dieser Fehler kann vernachlässigt werden, da die kleinste verwendete Kraft ca. 25 kN betrug. Die Abweichung des planmäßigen Umlenkwinkels kann nicht abgeschätzt werden.

Ein weiterer Fehler entsteht durch die zeitlich versetzte Aufnahme der Meßwerte. Der zeitliche Abstand zwischen der elektronischen Aufnahme der Meßwerte der induktiven Weggeber beträgt 33,6 ms. Zwischen den Druckmeßdosen wurde dieser zu 27,6 ms bestimmt. Dies bedeutet, daß die Dauer der Datenerfassung für 5 Meßstellen 156 ms (3 Weggeber und 2 Druckmeßdosen) dauert. Da der zeitliche Versatz gering ausfällt wird in der Versuchsauswertung der Großmodellversuche von einer Korrektur der Meßergebnisse abgesehen.

## 3.2 Versuche mit Hüllrohren aus Bandstahl

### 3.2.1 Einleitung

Der Einfluß von Hüllrohren aus Bandblech auf das Reibungsverhalten von Spanngliedern wurde mit kaltgezogenen Drähten St 1470/1670 mit einem Durchmesser von 7 mm und 7drähtigen Litzen St 1570/1770 mit dem Durchmesser 0,6 Zoll ( $\varnothing = 15,3$  mm) untersucht. Die Proben entstammten aus einer Spannstahlcharge, damit sich der Einfluß des Reibpartners Spannstahl auf die Reibung konstant auswirkt.

Als Hüllrohrproben wurden gefalzte und längsgeschweißte Hüllrohre nach prEN 523 unterschiedlicher Hersteller verwendet. Durch eine umfangreiche Untersuchung der unterschiedlichen Sickenbildungen sollte der Einfluß der Hüllrohrgeometrie auf das Reibungsverhalten ermittelt werden. Neben der kreisrunden Hüllrohrausbildung wurde zu den Untersuchungen auch eine flachovale Hüllrohrform mit sehr schwach ausgeprägten Innensicken herangezogen.

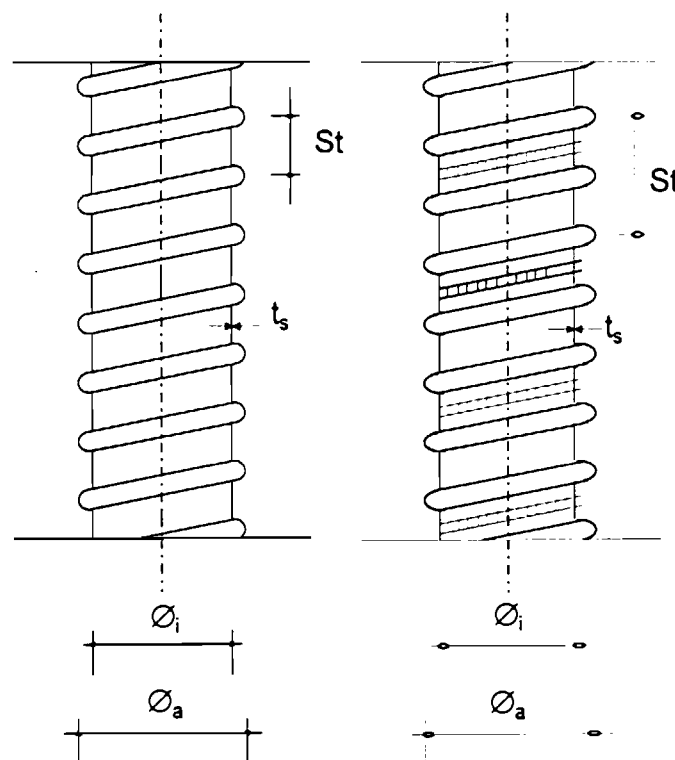


Bild 3.2-1: Längsgeschweißtes und spiralgefalztes Hüllrohr



Zusätzlich wurden Versuche mit dem Ausgangsmaterial in Form von glattem Bandstahl durchgeführt. Hierdurch sollte der Einfluß der Sickenbildung und die Werkstoffveränderung, die das Material durch die Kaltverformung bei der Ausbildung der Sickengeometrie erfährt, bestimmt werden. Zusätzlich wurden die Auswirkungen extrem großer Ziehwege auf das Reibungs- und Verschleißverhalten im Zusammenhang mit unterschiedlichen Blechdicken untersucht.

Eine ausführliche Übersicht der verwendeten Hüllrohre liefert Tabelle 3.2-1.

Hersteller	Steigung [mm]	Hüllrohr $\varnothing/\varnothing_a$ [mm]	Wandstärke $t_s$ [mm]	Gewicht [kg/lfdm]	Verbindung	Sicken- ausbildung
SUSPA	26	65/72	0,30	0,699	gefalzt	breite Innenwelle
SUSPA	26	100/107	0,30	1,086	gefalzt	breite Innenwelle
SUSPA	24	100/107	0,40	1,550	gefalzt	variable Innenwelle
WITZEN- MANN	20	65/72	0,28	0,530	längs- geschweißt	breite Innenwelle (ca. 12,5 mm)
WITZEN- MANN	20	95/104	0,35	1,005	längs- geschweißt	breite Innenwelle (ca. 12,5 mm)
WITZEN- MANN	-	95/104	0,35	1,005	längs- geschweißt	-
WITZEN- MANN flachoval	14	85/80 25/21	0,25	0,370	längs- geschweißt	schmale Innenwelle (5 mm)
HOCHTIEF	-	65/72	0,30	0,800	gefalzt	breite Innenwelle
HOCHTIEF	-	100/107	0,40	-	gefalzt	breite Innenwelle
DROSSBACH	-	65/72	0,30	0,620	gefalzt	variable Innenwelle
DROSSBACH	-	100/107	0,26	0,830	gefalzt	variable Innenwelle

**Tabelle 3.2-1:** Übersicht über die untersuchten Hüllrohre aus dem Werkstoff St2

Bei der Herstellung von Blechhüllrohren kommen häufig Bandstähle zur Anwendung, die sich in ihren Eigenschaften wie z.B. Oberflächenrauheit z.T. stark unterscheiden. Um den Einfluß unterschiedlicher Eigenschaften des Hüllrohrmaterials auf die Spanngliedreibung zu erfassen, wurden begleitende Untersuchungen der Rauhtiefen sowie der Vickershärte durchgeführt. Als Sonderfall wurde die Schweißnaht als Reibfläche zwischen Hüllrohr und Spann Stahl bezüglich des Reibverhaltens untersucht.

Die Zusammensetzung des Mörtels, in dem die Hüllrohrproben gebettet wurden, wurde derart gewählt, daß sich neben guter Verdichtbarkeit eine geringe Schwindneigung sowie hohe Frühfestigkeit einstellte. In den Untersuchungen von Haveresch [27] wurde die Mörtelfestigkeit um ca. 30% variiert. Dabei konnte kein signifikanter Einfluß auf die Spanngliedreibung festgestellt werden. Um das Reibungsverhalten von Spanngliedern bei zukünftiger Anwendung hochfester Betone zu untersuchen, wurde zusätzlich ein Mörtel mit einer nahezu doppelten Festigkeit eingesetzt. Seine Zusammensetzung entsprach einem hochfestem Beton der Festigkeitsklasse B 85.

Die Anpreßkraft  $A$  zwischen Spann Stahl und Hüllrohr wurde in Anlehnung an [27] zwischen 2 und 16 kN variiert. Dies entspricht einer Querpressung  $p_A$  von 13,3 bis 106,7 kN/m. Eine Übersicht der untersuchten Anpreßkräften gibt die Tabelle 3.2-2.

Anpreßkraft $A$ [kN]	2	(4)	9	(12)	16
bezogene Anpreßkraft $p_A$ [kN/m]	13,3	(26,7)	60,0	(80,0)	106,7

**Tabelle 3.2-2:** Bezogene Anpreßkraft  $p_A$  zwischen Spann Stahl und Hüllrohr in Abhängigkeit der in den Reibungsversuchen aufgebrauchten Anpreßkraft; (Anpreßkräfte in Klammern wurden nur in Einzelversuchen untersucht)

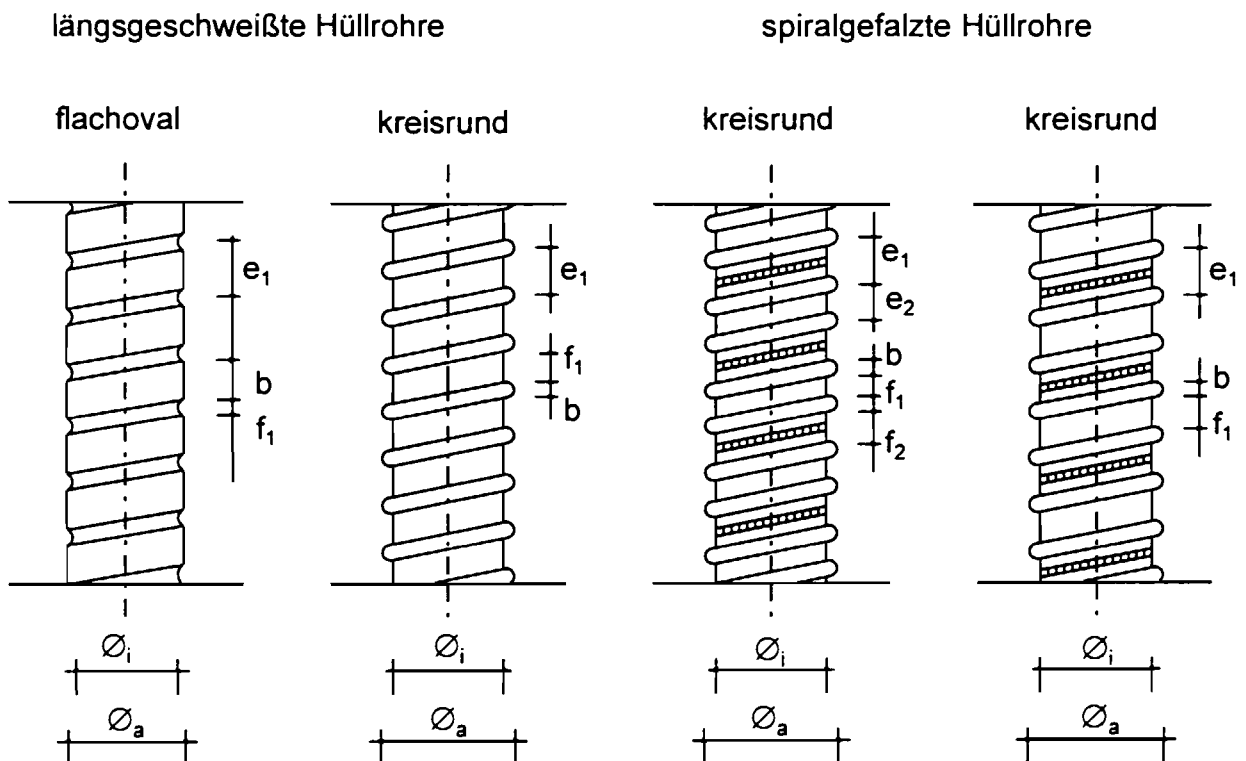
Die Spann Stahl- und Hüllrohrproben wurden trocken gelagert, so daß sich über die Dauer der Untersuchungen keine Flugrostbildung entstehen konnte. Vor der Versuchsdurchführung wurden die Proben auf Verschmutzung und Korrosion hin überprüft. Die sich auf das Ergebnis negativ auswirkenden Einflüsse wurden gegebenenfalls entfernt.

### 3.2.2 Parameteruntersuchungen

#### 3.2.2.1 Hüllrohrgeometrie

Nach der prEN 523 sind Abweichungen vom Mittelwert der lichten Weiten eines Hüllrohrquerschnittes bis zu  $\pm 1\%$  bzw.  $\pm 0,5$  mm zugelassen. Die weiteren normativen Anforderungen an die geometrische Form des Hüllrohres entsprechend prEN 523 beziehen sich auf eine lückenlose Verfüllung der Hohlräume, um einen dauerhaften Korrosionsschutz sowie einen ausreichenden Verbund zu gewährleisten. Zusätzlich sind Mindestwandstärken der Hüllrohre in Abhängigkeit von der Nennweite vorgeschrieben. Die Anforderungen an die Abmessungen sind in den technischen Unterlagen geregelt.

Hüllrohre aus Bandstahl können als längsgeschweißt oder spiralgefalzt hergestellt werden. Bezüglich der Sickenausbildung sind zwei Profiltypen üblich: Hüllrohre mit konstanter Sickenbreite sowie Hüllrohre mit abwechselnd angeordneten breiten und schmalen Sicken. Die breite Sicke ist bei gefalzten Hüllrohren zumeist auch der Ort der Falz. Eine Übersicht der unterschiedlichen Hüllrohrtypen gibt Bild 3.2-3.



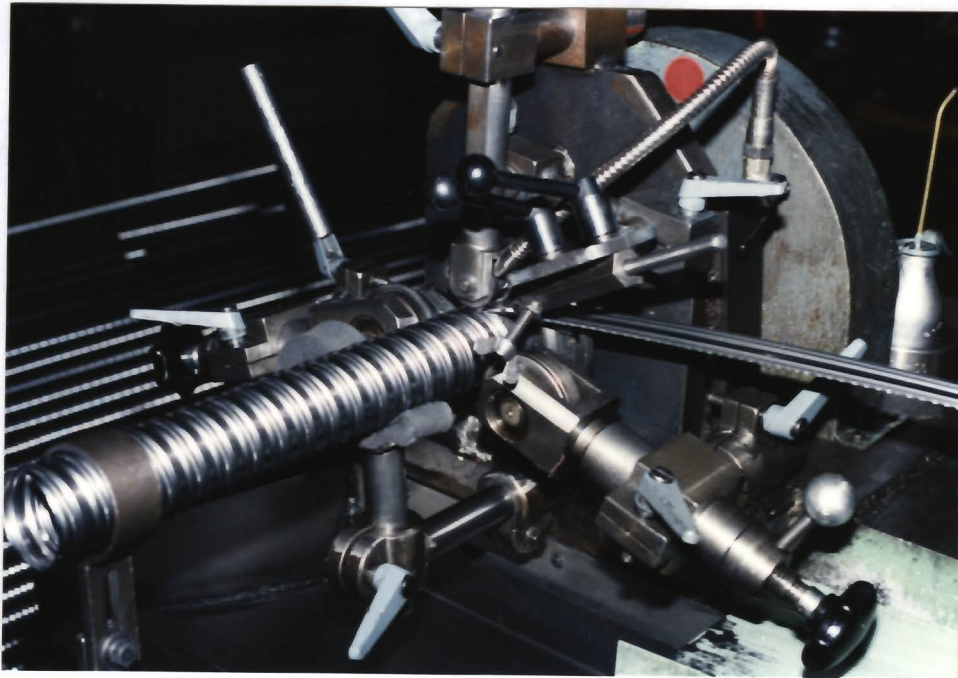
**Bild 3.2-2:** Hüllrohrarten

Bei flachovalen Hüllrohren, die aus einem zunächst kreisrunden Querschnitt durch Aufbringen einer Querpressung hergestellt werden, sind in der Regel nur sehr schwach ausgeprägte Sicken vorhanden. Die Abmessungen der Innen- und Außensicken sowie die Kantenausbildung sind unterschiedlich bei verschiedenen Hüllrohrherstellern. In Tabelle 3.2-3 sind charakteristische Abmessungen der unterschiedlichen Hüllrohre zusammengestellt.

Hersteller	$\varnothing/\varnothing_a$ [mm]	b [mm]	$f_1$ [mm]	$f_2$ [mm]	$e_1$ [mm]	$e_2$ [mm]	Innensicke
SUSPA St 26	65/72	i.M. 6,5	i.M. 7,5	i.M. 6,5	i.M. 14	i.M. 13	breit
SUSPA St 26	100/107	i.M. 6,5	i.M. 8	i.M. 6	i.M. 14,5	i.M. 12,5	breit
SUSPA St 24	100/107	i.M. 6,5	i.M. 8,5	i.M. 3,5	i.M. 15	i.M. 10	variabel
WITZENMANN	65/72	7,5	12,5	-	20	-	breit
WITZENMANN	95/104	7,5	12,5	-	20	-	breit
WITZENMANN (glatt)	95/104	-	-	-	-	-	keine
WITZENMANN flachoval	85/80 25/21	9	5	-	14	-	schmal
HOCHTIEF	65/72	i.M. 9,5	i.M. 9,5	i.M. 7,5	i.M. 19	i.M. 17	breit
HOCHTIEF	100/107	i.M. 9,5	i.M. 10,5	i.M. 8	i.M. 20	i.M. 17,5	breit
DROSSBACH	65/72	i.M. 4,5	i.M. 9,5	i.M. 4	i.M. 14	i.M. 8,5	variabel
DROSSBACH	100/107	i.M. 4,5	i.M. 9,5	i.M. 4	i.M. 14	i.M. 8,5	variabel

**Tabelle 3.2-3:** Hüllrohrgeometrie der untersuchten Hüllrohre

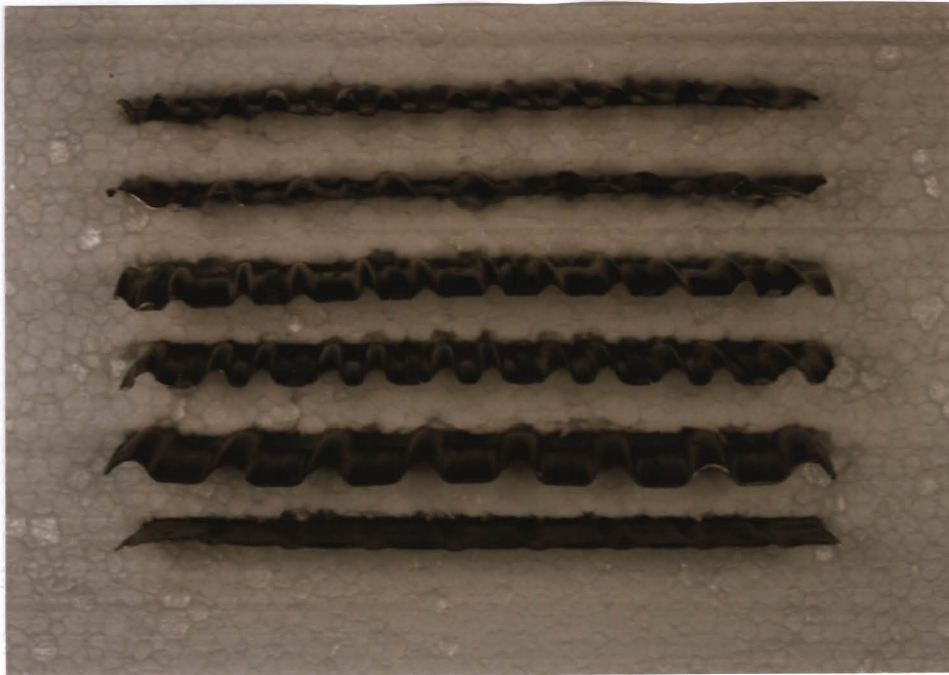
Die Ausbildung der Übergänge von der Außensicke zu der Innensicke ist von der Form der profilgebenden Werkzeuge abhängig. Bei der Herstellung der spiralfalzten Hüllrohre wird das Bandblech mit der bereits zugeschnittenen Breite in einem Produktionsgang zur vorgegebenen späteren Form gepreßt und gefalzt (vgl. Bild 3.2-3).



**Bild 3.2-3:** Herstellung eines Hüllrohres der Firma SUSPA

Die Fertigstellung der geschweißten Hüllrohre hingegen vollzieht sich in zwei Schritten. Zunächst wird ein unprofiliertes Blechband zu einem Rohrquerschnitt geschweißt. Anschließend wird das Hüllrohrprofil durch Kaltverformung eingepreßt. Diese Herstellungsverfahren führen zu unterschiedlichen Ausbildungen der Innensickenränder. Diese variieren von „kantig“ bis „abgerundet“. An den Innensickenausrundungen befinden sich infolge der Formgebung auch die geringsten Blechstärken. Die Übergänge stellen eine Unsicherheit bezüglich des Biegeverhaltens der Hüllrohre dar, denn durch die Kaltverformung tritt dort eine Versprödung des Werkstoffes auf. Bei einer kantigen Ausführung der Übergänge ist die Gefahr einer Reißbildung durch die Biegebeanspruchung der Hüllrohre deshalb höher. In diesem Zusammenhang ist zu bemerken, daß die abgerundete Herstellung der Innensickenkanten zu einer Erhebung der Falz in dem Längsprofil des Hüllrohres führt. Die Ausbildung der Kanten ist aus Bild 3.2-4 ersichtlich. Außerdem ist anhand des Bildes der Unterschied der Ausbildung der Außensicken zu erkennen. Da dieser Bereich für die Reibung nicht von Belang ist, wurde er hier nicht betrachtet. Relevant für das Reibungsverhalten wird dagegen die Wellung der Innensicke (ohne Falz) des Herstellers HOCHTIEF vermutet. Durch diese Wellung wird das Hüllrohr beim

Reibungsprozeß an den Kanten besonders stark beansprucht, während der mittlere Bereich zum Teil gar nicht an dem tribologischen System partizipiert.

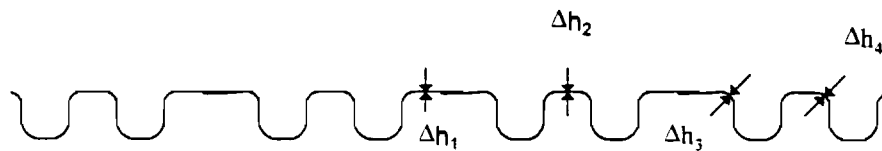


Hersteller:

- Droßbach
- Hochtief
- Suspa St. 26
- Suspa St. 24
- Witzenmann
- Witzenmann  
flachoval

**Bild 3.2.-4:** Ansicht längsgeschnittener Hüllrohre

Zur Überprüfung der durch die Kaltverformung verursachten Unterschiede der Hüllrohrstärken wurden exemplarisch die Wanddicken der Innensicken der untersuchten Hüllrohre gemessen. Hierbei bestätigte sich die Stauchung des Bandbleches an den Rändern der Innensicke, wenn von einem gleichmäßig dicken Ausgangsmaterial ausgegangen wird. Die zulässigen Dickenabweichungen sind in DIN 1544, Tabelle 2 angegeben.



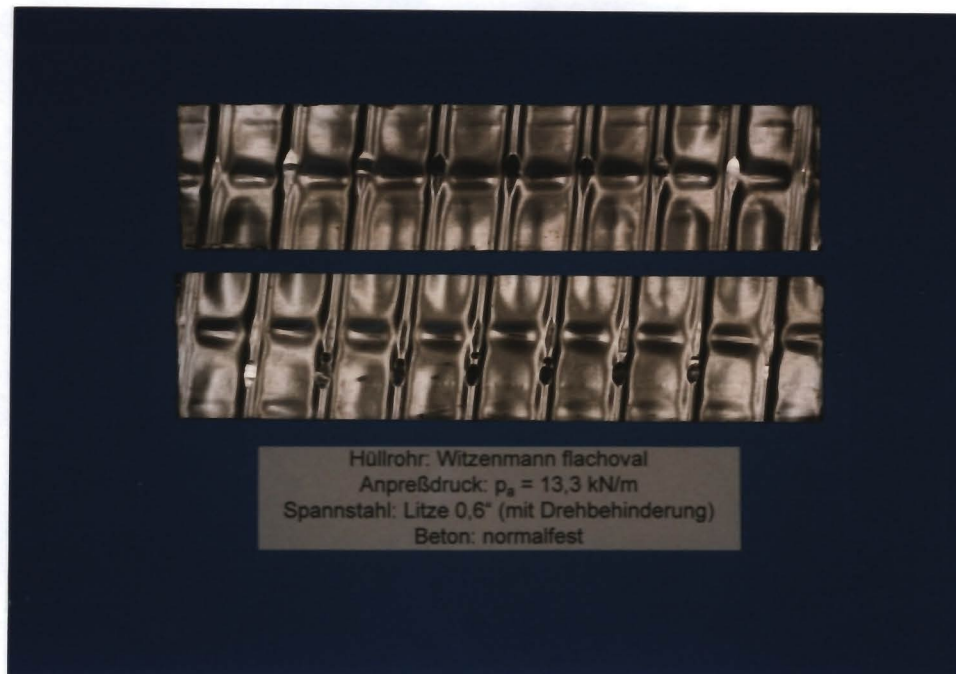
Hersteller	Hüllrohrdicke				
	planmäßig	gemessen			
	[mm]	$\Delta h_1$ i.M. [mm]	$\Delta h_2$ i.M. [mm]	$\Delta h_3$ i.M. [mm]	$\Delta h_4$ i.M. [mm]
<b>WITZENMANN (längsgeschweißt)</b>					
$\varnothing_i/\varnothing_a = 95/104$	0,35	0,378	-	0,336	-
$\varnothing_i/\varnothing_a = 65/72$ mm	0,28	0,274	-	0,272	-
<b>SUSPA ST 24</b>					
$\varnothing_i/\varnothing_a = 100/107$ mm	0,40	0,407	0,410	0,401	0,386
<b>SUSPA ST 26</b>					
$\varnothing_i/\varnothing_a = 100/107$ mm $\varnothing_i/\varnothing_a = 65/72$ mm	0,30	0,305	-	0,296	-
<b>DROSSBACH</b>					
$\varnothing_i/\varnothing_a = 100/107$ mm	0,26	0,252	0,261	nicht gemessen	nicht gemessen
$\varnothing_i/\varnothing_a = 65/72$ mm	0,30	0,303	0,298	nicht gemessen	nicht gemessen

**Tabelle 3.2-4:** Mittelwerte der Messung der Wandstärke der Hüllrohre

Ein weiteres Unterscheidungsmerkmal der spiralgefalteten Hüllrohre ist die örtliche Anordnung der Falz. Bei den Hüllrohren der Hersteller DROSSBACH und HOCHTIEF liegt die Falz mittig in der Innensicke. Die Hüllrohre des Herstellers SUSPA hingegen werden am Rand der Innensicke gefalzt. Auch die Oberfläche des Materials an der Verbindungsstelle ist unterschiedlich. Die Hüllrohrfalzstellen des Herstellers SUSPA sind deutlich aufgerauter als die der übrigen gefalteten Hüllrohre.

Die längsgeschweißten Hüllrohre weisen ebenfalls Inhomogenitäten im Werkstoff auf. Durch das Punktschweißen wird das Grundmaterial thermisch belastet und auch verändert. Dies erkennt man deutlich an der Schweißnaht. Die Naht besitzt eine erhöhte Steifigkeit, was sich in der Profilgebung äußert. Insbesondere bei der

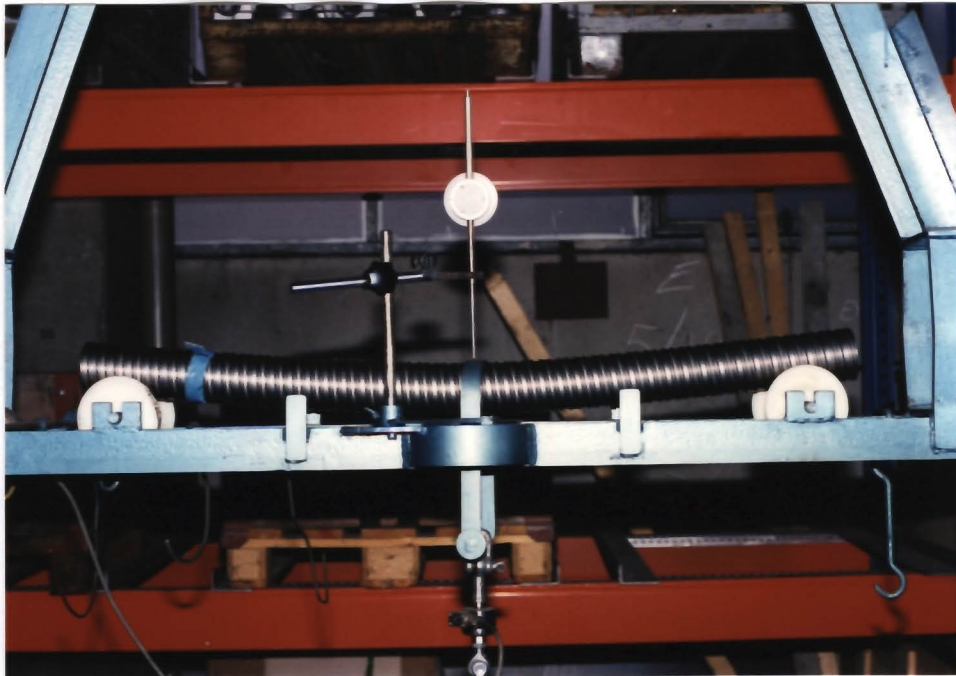
Hüllrohrausführung mit schmaler Innenwelle sind Abweichungen von der planmäßigen Form der Sicken deutlich erkennbar.



**Bild 3.2-5:** Flachovaler Hüllrohrquerschnitt

Ein Vorteil des geschweißten Hüllrohres liegt in einer über den Hüllrohrdurchmesser konstanten Nahtlänge im Gegensatz zu den spiralgefalteten Hüllrohren, deren Nahtlänge mit dem Durchmesser des Hüllrohres ansteigt. Insgesamt liegt die Länge der Naht bei längsgeschweißten Hüllrohren immer deutlich unter der Länge der Falz bei der spiralgefalteten Ausführung. Allerdings wird der höhere Widerstand punktgeschweißter Hüllrohre gegen Eindringen von Feuchtigkeit teilweise in Frage gestellt. Die Prüfung der Dichtheit der Hüllrohre erfolgt gemäß DIN 18553 an einem 1100 mm langen, mit Wasser gefüllten Prüfling unter 0,5 bar konstantem Innendruck, der zuvor auf die Biegesteifigkeit (vgl. Bild 3.2-6), die Verformungswilligkeit (vgl. Bild 3.2-7) und die Zugbelastbarkeit hin untersucht wurde. Es ist der Wasserverlust während einer Prüfdauer von 5 Minuten festzustellen.





**Bild 3.2-6:** Prüfung der Biegesteifigkeit



**Bild 3.2-7:** Prüfung der Verformungswilligkeit

Durch die unterschiedlichen Hüllrohrausbildungen (in Form der Innensicken) ist während der Relativverschiebung die geometrische Lage der Reibpartner zueinander bei verschiedenen Hüllrohren unterschiedlich. Die Abhängigkeit der Lage

ist im weiteren Verlauf der Auswertung zu erfassen. Als weiterer Punkt muß auf die Unterschiede in der theoretisch möglichen Reibspurlänge sowie auf die Reibspurgeometrie eingegangen werden, die ein Maß für die möglichen Friktionsbedingungen darstellen.

### 3.2.2.2 Materialeigenschaften der Hüllrohre

Die Anforderungen an das für die Herstellung der Hüllrohre verwendete Bandstahlmaterial sind in DIN 1624 und ISO 6932 geregelt. Die normativen Regelungen für die mechanischen Eigenschaften beschränken sich auf die Streckgrenze, die Zugfestigkeit und die Bruchdehnung. Diese mechanischen Charakteristika haben allerdings für die Spanngliedreibung eine untergeordnete Bedeutung. Die Oberflächenqualität des Bandstahlmaterials ist in der DIN 1624 geregelt. Es wird zwischen glatten, blanken, riß- und porenfreien und riß- und porenfreien, hell glänzenden Oberflächen unterschieden. Hierbei werden die Kennzeichen und Merkmale der Oberflächenart durch den Umfang der Poren, Riefen, Narben und Kratzer unterschieden. Die Oberflächenausführung hingegen wird durch die Mittenrauheit  $R_a$  gekennzeichnet, die in  $\mu\text{m}$  angegeben wird. Es wird zwischen besonders glatten ( $R_a \leq 0,3 \mu\text{m}$ ), glatten ( $R_a \leq 0,6 \mu\text{m}$ ), matten ( $0,6 < R_a < 1,8 \mu\text{m}$ ) und rauhen ( $R_a \geq 1,5 \mu\text{m}$ ) Oberflächenausführungen unterschieden. Zwischen den untersuchten Hüllrohren unterschieden sich visuell betrachtet von den übrigen Hüllrohren nur die Hüllrohre des Herstellers WITZENMANN durch eine rauhere Oberfläche.

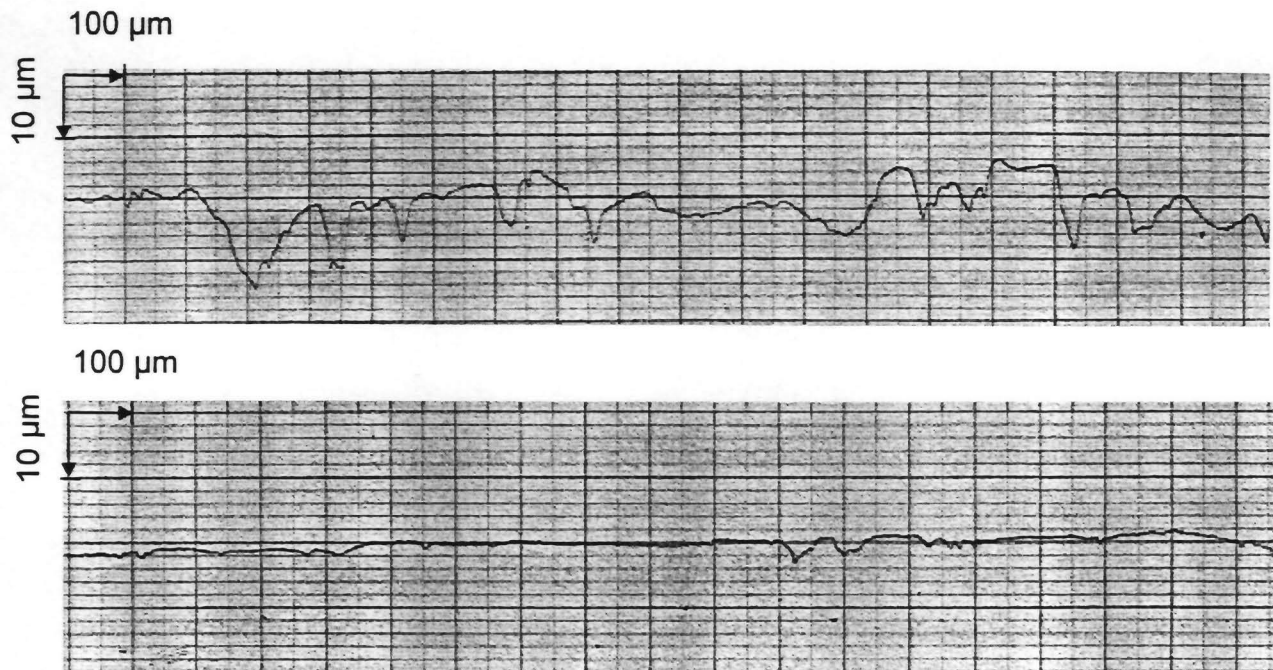
Für die Herstellung von Hüllrohren werden üblicherweise Bandstähle aus St 2 im geglähten, leicht nachgewalzten oder kalt nachgewalzten Behandlungszustand verwendet. Da die normativen Regelungen bezüglich des Werkstoffes in Bandbreiten eingeteilt sind und die Hersteller Bandstähle von unterschiedlichen Stahllieferanten beziehen, sollten Materialeigenschaften der vorliegenden Hüllrohre untersucht werden. Die Zielsetzung war festzustellen, ob die Materialunterschiede derart groß sind, daß ein Einfluß auf die Reibkräfte vorliegen könnte. Hierfür wurden Rauhtiefenuntersuchungen und Messungen der Härte nach VICKERS durchgeführt.

## Rauhtiefenmessungen

Die Rauhtiefenmessungen wurden mit dem PERTH-O-METER (Typ S10B) und dem Tastsystem  $250\ \mu\text{m}$  durchgeführt. Die Taststrecke betrug  $2,5\ \text{mm}$ . Die aufgenommenen Rauheitsprofile liegen in Form von Streifendiagrammen vor. Die Auswertungen erfolgten durch den qualitativen Vergleich der aufgezeichneten Profile, wie Art und Anzahl der Profilerhebungen, und durch die Bestimmung der maximalen Rauhtiefen  $R_t$ .

Die Rauhtiefen der Hüllrohre wurden in Längs- und in Querrichtung gemessen. Für die Spannstähle wurden die Messungen, die HAVERESCH in [27] zur qualitativen Beurteilung der Rauheit des Spannstahls durchführte, übernommen. Die Oberfläche der werksfrischen Spannstähle wurde in [27] im Rahmen der Meßgenauigkeit bis auf eine geringe Welligkeit als nahezu glatt angesehen. Beim auftreten von Flugrost wiesen die Spannstähle eine punktuelle Erhöhung der Rauheit in Abhängigkeit der Korrosionsempfindlichkeit auf. Die erhöhten Rauheiten wurden im Verlaufe des Reibungsversuches zum Teil abgebaut.

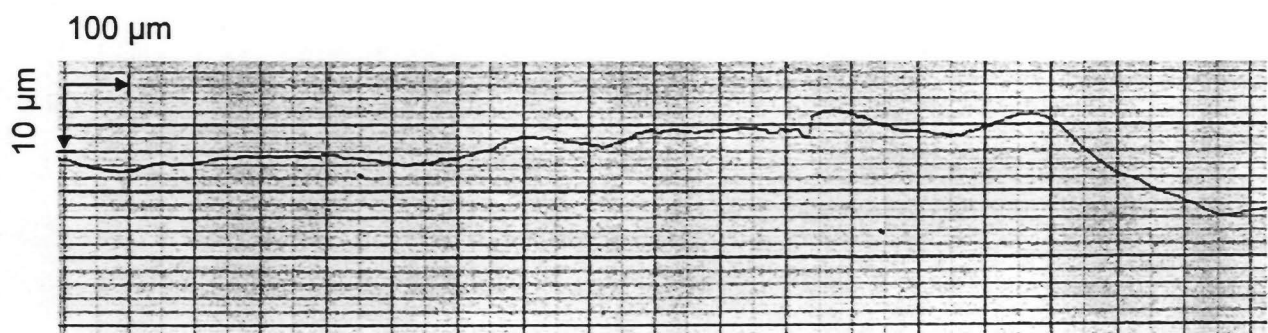
Die Rauhtiefenuntersuchungen des Oberflächenprofils der unterschiedlichen Hüllrohre vor einer Belastung bestätigten die Abhängigkeit der Rauheit von der Beschaffenheit der Oberflächenart und zeigen eine lokale Aufrauhung an den Falzstellen. Das unbeschädigte Hüllrohr des Herstellers WITZENMANN wies ein rauheres Oberflächenprofil auf als das der übrigen Hersteller. Diese Meßergebnisse wurden durch die Betrachtung der Proben unter einer starken Vergrößerung bestätigt. Die übrigen Hüllrohrtypen wiesen außerhalb der Falz ein äußerst glattes Profil auf, welches mit einzelnen Unebenheiten durchsetzt war. Einige charakteristische Meßergebnisse sind in Bild 3.2-8 dargestellt.



**Bild 3.2-8:** Oberflächenprofil; unbeschädigte Hüllrohrprobe; Hüllrohr: WITZENMANN und SUSPA St. 26

Anschließend wurden Messungen des Oberflächenprofils der Hüllrohrproben zunächst nach dem Anpressen im Kleinmodellversuchsstand sowie nach der Relativverschiebung aufgenommen. Um den genauen Verlauf des Verformungsprozesses zu erfassen, wurde das Oberflächenprofil von Hüllrohrproben sowohl in Abhängigkeit der Belastung als auch des Ziehweges gemessen.

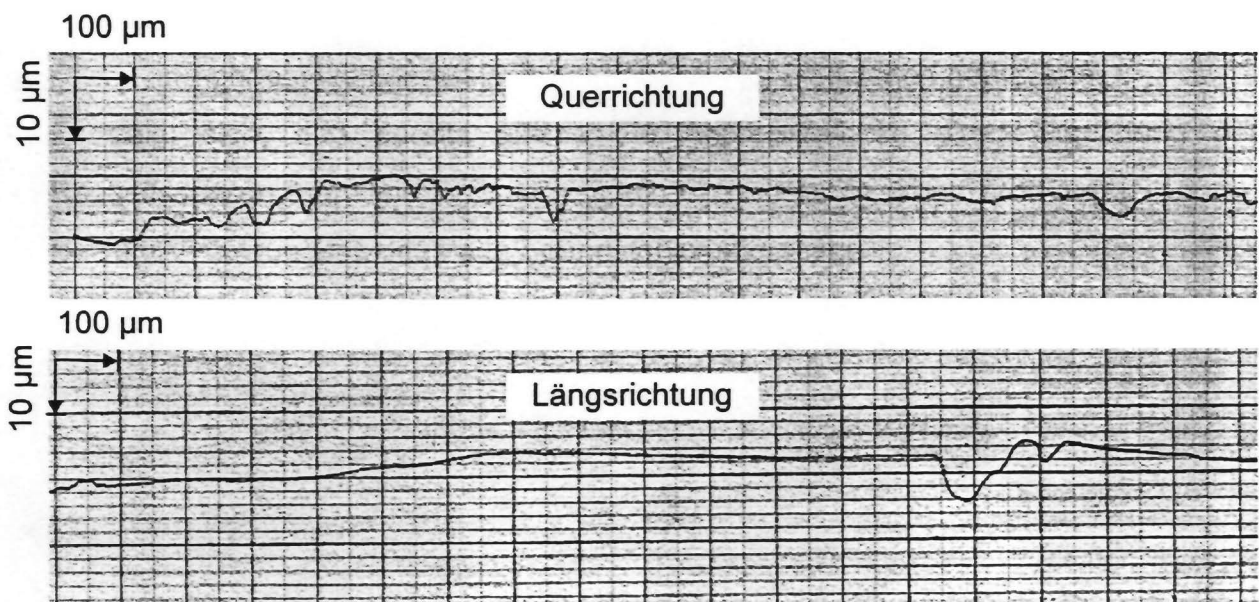
Es zeigt sich, daß bereits alleine die Anpreßkraft zu einer Stauchung der Rauheitsspitzen führt, wie in Bild 3.2-9 erkennbar ist. Die Oberfläche wurde an den lokalen Abstützungspunkten des Spannstahts untersucht.



**Bild 3.2-9:** Oberflächenprofil des Hüllrohres unter einer Anpreßkraft von 60 kN/mjedoch ohne Relativverschiebung; Hersteller: DROSSBACH

Der Querpreßdruck hat ebenfalls eine Auswirkung auf das Oberflächenprofil. Die Kontaktfläche zwischen den Reibpartnern wird durch Belastung maßgeblich bestimmt. Sie definiert sich zunächst durch das Kräftegleichgewicht. Die Rauheitsspitzen des Bandbleches werden soweit gestaucht, bis die Berührungsfläche derart angewachsen ist, daß das Material dem Druck Widerstand leisten kann, ohne sich dabei zu verformen. Durch die Relativverschiebung ist eine weitere Glättung der Unebenheiten zu erwarten, wobei das Ausmaß dieser Glättung durch die Kontaktfläche bestimmt wird.

Durch die Relativverschiebung unter konstanter Querpressung wurde in Querrichtung keine zusätzliche merkliche Glättung des Werkstoffes festgestellt. Vielmehr traten punktuelle Unebenheiten auf, deren Ursache z.B. durch Lösen der kalt verschweißten Bindungen zwischen Hüllrohr und Spannstahl oder durch den Litzenschlag bei der Reibbeanspruchung mit Litzen entstehen konnten. In der Längsrichtung war die Rauheit der Reibspur bei den durch Litzen beanspruchten Hüllrohren wesentlich geringer als in Querrichtung. Die Betrachtung des Oberflächenprofils unter dem Mikroskop zeigte, daß die Litzen Riefen gemäß des Litzenschlages in das Hüllrohr eingedrückt haben. Auch der Abdruck des Drahtprofils auf dem Hüllrohr wies, unter der Lupe betrachtet, Riefen in Ziehrichtung auf.



**Bild 3.2-10:** Oberflächenprofil in Quer- und Längsrichtung bei einer Belastung von 60 kN/m und einem Ziehweg von 20 cm

Mit fortschreitender Relativverschiebung, d.h. mit zunehmendem Ziehweg, war die oben beschriebene Oberflächenprofilierung ausgeprägter. Das Material wird mit zunehmendem Ziehweg weiter geglättet und verformt. Die Verformung des Materials wird besonders deutlich bei Ziehwegen von 1 m unter einer Querpressung von 106,7 kN/m. Dieser Versuch wurde mit dem Bandblech, aus dem die Hüllrohre des Herstellers WITZENMANN gefertigt werden, auf zweierlei Weise durchgeführt. Zum einen wurde als Reibpartner immer werksfrischer Spannstahl verwendet und zum anderen wurden die Auswirkungen der Schmiermittelabrasion überprüft, indem das Hüllrohr mehrfach über den gleichen Litzenbereich relativverschoben wurde. Durch die Schmiermittelabrasion wird die Oberfläche des Spannstahls deutlich rauher. Diese neuen Rauheitsvorsprünge erzeugen eine starke Hüllrohrmaterialdeformation, welche bei den Aufzeichnungen der Rauhtiefen durch ausgeprägte Spitzen sichtbar wird. Unter dem Mikroskop zeigte sich eine ausgeprägte Rillenbildung in Ziehrichtung. Die Auswirkungen auf das Reibungsverhalten ab einem bestimmten Ziehweg drücken sich in einem Anstieg des Reibungsbeiwertes aus.

Die Oberflächen der belasteten Hüllrohrproben beim Einsatz von Spannstahl, der zuvor nicht einer Reibbeanspruchung ausgesetzt wurde, weisen keine derart ausgeprägte Rauheitssprünge auf. Die Unebenheiten neigen vielmehr dazu, verstärkt geglättet zu werden und es bildet sich lediglich eine leichte Wellenform in Abhängigkeit vom Litzenschlag aus. Mit größeren Relativverschiebungen steigt auch in diesem Fall der Reibungsbeiwert an, obwohl sich dieser Effekt erst bei längeren Ziehwegen bemerkbar macht, und wird in Kapitel 3.2.2.5 genauer diskutiert.

Zusammenfassend kann gesagt werden, daß die Versuche die erwartete Abhängigkeit des Profils der Hüllrohrreibspur von der Belastung und dem Ziehweg zeigen. Der Oberflächenzustand nach der Belastung hängt bei den untersuchten Proben nur geringfügig von der Rauheit des Ausgangsmaterials ab. Ein wichtiger Parameter ist dagegen das Oberflächenprofil des Spannstahls. Da der Spannstahl wesentlich härter ist als das Bandblech, ist er an der Formgebung der Oberfläche maßgeblich beteiligt. Es entstehen vor allem bei den Litzen Riefen in Längsrichtung, die durch den Litzenschlag geneigt sind. Dieser Effekt tritt verstärkt in Erscheinung,

wenn bei langen Ziehwegen die abrasive Abtragung der verbrannten Ziehmittelreste auf der Spannstahloberfläche fortschreitet.

Zwischen den einzelnen Hüllrohren werden kaum Unterschiede bezüglich der Oberflächenrauheit der unbelasteten Proben festgestellt. Es wurden vereinzelte Rauhtiefen von bis zu ca. 2-5  $\mu\text{m}$  gemessen. Lediglich das Hüllrohr des Herstellers WITZENMANN wies eine höhere Oberflächenrauheit auf. Hier wurden maximale Werte von ungefähr 5-10  $\mu\text{m}$  ermittelt. Die Rauhtiefenuntersuchungen zeigten allerdings, daß der Einfluß der Ausgangsrauheit der Hüllrohre keinen nennenswerten Einfluß auf die Reibung hat. Nach der Reibbeanspruchung der Hüllrohrprobekörper wurden bei allen Hüllrohrtypen ähnliche Oberflächenrauheiten gemessen. Die Abflachung der Rauheitsspitzen stellte sich bereits bei der statischen Belastung der Oberflächen ein. Eine weitere deutliche Senkung der Rauheiten fand nicht statt. Aus diesen Messungen und dem Vergleich der Reibungsbeiwerte wird eine signifikante Abhängigkeit der Reibkräfte von der Oberflächenmikrostruktur der Hüllrohrinnensicken ausgeschlossen.

### **Härte nach VICKERS**

Die Größe der Reibkraft wird unter anderem durch die Härte der am Reibvorgang beteiligten Materialien beeinflusst (vgl. Kapitel 2.3.1). Gleichzeitig ändern sich während der Reibbeanspruchung durch Kaltverformungsvorgänge insbesondere die Eigenschaften des weicheren Reibpartners. In den Untersuchungen von HAVERESCH [27] wurde eine Verhärtung des Hüllrohrmaterials im Bereich der Reibspur festgestellt. Die Verhärtung stieg mit zunehmender Anpreßkraft an.

Um die Streuungen der Materialeigenschaften bei den untersuchten Hüllrohrproben zu erfassen wurden Härteprüfungen nach VICKERS durchgeführt. Die Prüfkraft betrug dabei 10 N. In der Tabelle 3.2-5 sind die Ergebnisse der Härteprüfungen zusammengefaßt. Bei den gefalzten Hüllrohren werden Härteunterschiede zwischen den im Herstellungsprozeß kaltverformten Falzstellen und Bereichen deutlich, die keine oder nur geringfügige Kaltverformung erfahren haben. Beim Hüllrohr des Herstellers SUSPA (Steigung 24) wurden im Vergleich zu den Untersuchungen von HAVERESCH im Mittel um ca. 15% kleinere Materialhärten ermittelt. Die Prüfungen wurden allerdings unter Anwendung unterschiedlicher Prüfkraften (5 N und 10 N)

durchgeführt. Die Herstellerbedingten Abweichungen der Werkstoffhärte liegen aufgrund der Messungen bei ca.  $\pm 10\%$ .

Härte nach VICKERS (HV) [kp/mm <sup>2</sup> ]		
Hüllrohrtyp	breite Innensicke	schmale Innensicke
SUSPA St. 24 (aus [27])	i.M. 163 (Falz)	i.M. 144
SUSPA St. 24	i.M. 139 (Falz)	i.M. 121
SUSPA St. 26	i.M. 139 (Falz)	i.M. 124
DROSSBACH	i.M. 117 (Falz)	i.M. 110
WITZENMANN	i.M. 138	-
WITZENMANN flachoval	i.M. 125	-
WITZENMANN Ausgangsmaterial	i.M. 110	-

Tabelle 3.2-5: Härte nach VICKERS der unbelasteten Hüllrohrproben

### 3.2.2.3 Reibpartner Spannstahl

Bei den Reibungsuntersuchungen wurden als Spannstähle kaltgezogene Drähte mit glatter Oberfläche und 7drähtige Litzen 0,6" herangezogen. Die Litzen wurden sowohl mit als auch ohne Drehbehinderung auf das Reibungsverhalten hin geprüft. Sämtliche Versuche wurden mit dem Kleinmodellversuchsstand durchgeführt. Die Ziehkraft  $Z$  sowie die Anpreßkraft  $A$  wurden über den Ziehweg elektronisch aufgezeichnet. Der Reibungsbeiwert wurde mit Hilfe der bekannten Gleichung

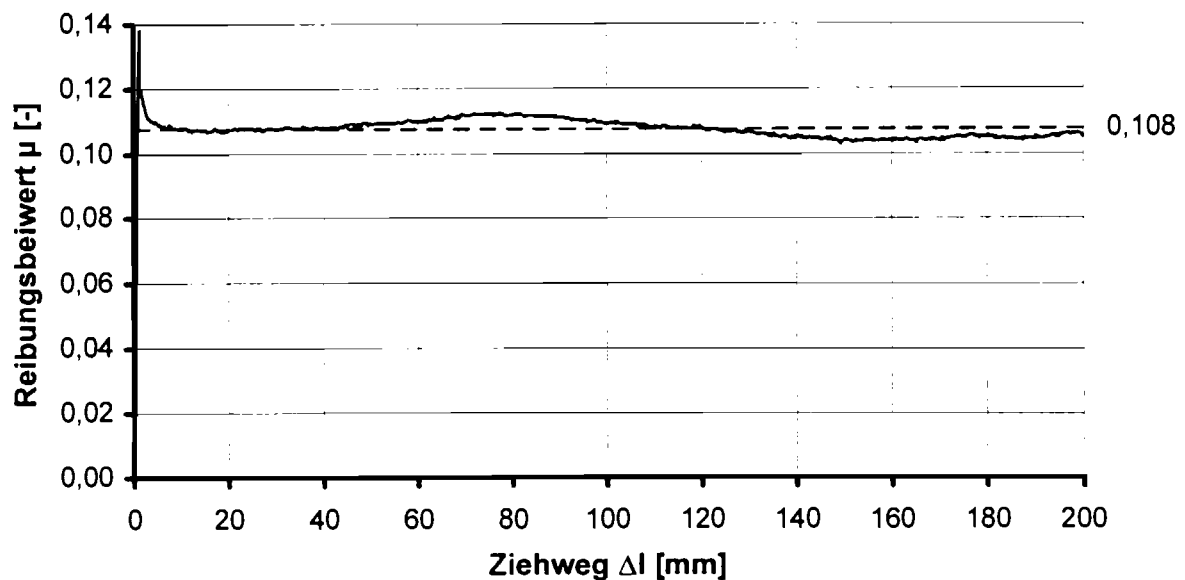
$$\mu_o = \frac{Z}{2 \cdot A} \quad (3.9)$$

berechnet.

Der Beginn des Reibungsdiagrammes ist durch eine ausgeprägte Spitze charakterisiert, die die Überwindung der Ruhereibung kennzeichnet. Bei den **Drähten** fällt der Reibungsbeiwert anschließend auf ein niedrigeres Niveau ab. Der Verlauf des Reibungsbeiwertes ist relativ glatt und zeigt keine ausgeprägte Tendenz über den gesamten Ziehweg von 20 cm. Die Schwankungen sind derart gering, daß von einem konstanten Reibungsbeiwert über den Ziehweg von 20 cm ausgegangen

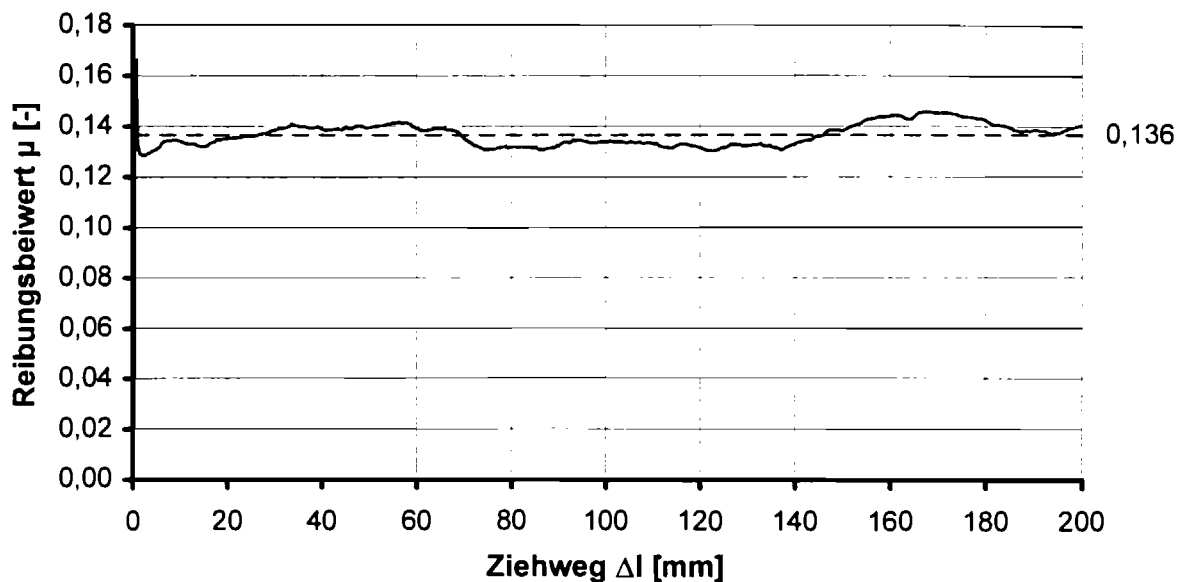


werden kann. Diagramm 3.2-1 zeigt ein typisches Reibungsdiagramm für kaltgezogene glatte Drähte.



**Diagramm 3.2-1:** Reibungsdiagramm für einen kaltgezogenen glatten Draht;  
Hüllrohr: Bandstahl des Herstellers WITZENMANN;  
Anpreßkraft:  $p_A = 106,7$  kN/m

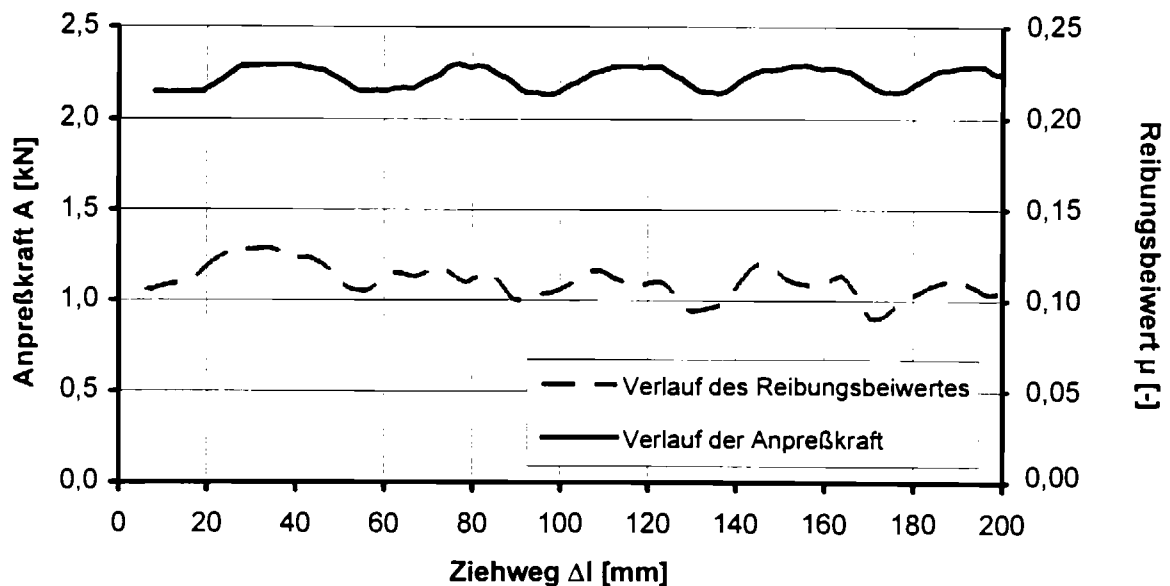
Das Reibungsdiagramm mit **Litzen ohne Drehbehinderung** ist neben der ausgesprochenen Spitze zur Überwindung der Ruhereibung durch einen schwach ausgeprägten wellenförmigen Verlauf des Reibungsbeiwertes über den Ziehweg gekennzeichnet (vgl. Diagramm 3.2-2).



**Diagramm 3.2-2:** Reibungsdiagramm für Litzen ohne Drehbehinderung;  
Hüllrohr: SUSPA St. 26; Anpreßkraft:  $p_A = 106,7$  kN/m

Diese Wellen werden in [27] durch die minimalen Abrückungen der Litzenaußendräfte erklärt, die beim Verseilvorgang zum Ausgleich von Toleranzen bei den Querschnittsabmessungen der Litzen einzeldrähte benötigt werden. Durch diesen lack of fit, der eine Diskontinuität darstellt, entstehen geringfügige Verklemmungen, die zu einem Anstieg des Reibungsbeiwertes führen.

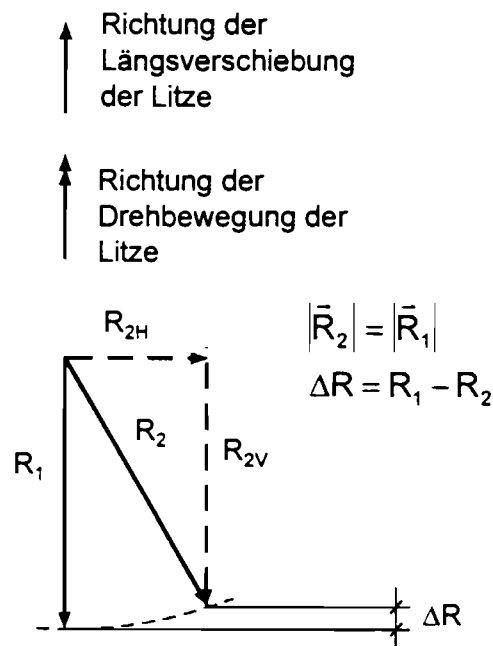
Versuche mit **Drehbehinderung der Litzen** ergeben einen größeren Reibungsbeiwert. Die reibungserhöhende Wirkung beruht auf dem Formschluß zwischen Litzenoberflächenprofil und Hüllrohrgeometrie. Das Bestreben der Litze zu tordieren, wird nur im Rahmen ihrer Elastizität zugelassen, so daß im weiteren Verlauf der Versuchsdurchführung die Reibung erhöht wird. Der weichere Werkstoff des Hüllrohres wird deswegen, gegenüber den Versuchsdurchführungen mit Drähten und Litzen ohne Drehbehinderung, verstärkt verformt. Die Verformungsarbeit wirkt sich steigernd auf die Reibungskräfte aus, wie schon in Kapitel 2.3.1 und Kapitel 3.1.1 näher dargelegt. Der charakteristische Verlauf der Anpreßkraft und des Reibungsbeiwertes eines Versuches ist in Diagramm 3.2-3 dargestellt.



**Diagramm 3.2-3:** Verlauf der Anpreßkraft und des Reibungsbeiwertes über den Ziehweg für Litzen im Versuch mit Drehbehinderung; Hüllrohr: SUSPA St. 24

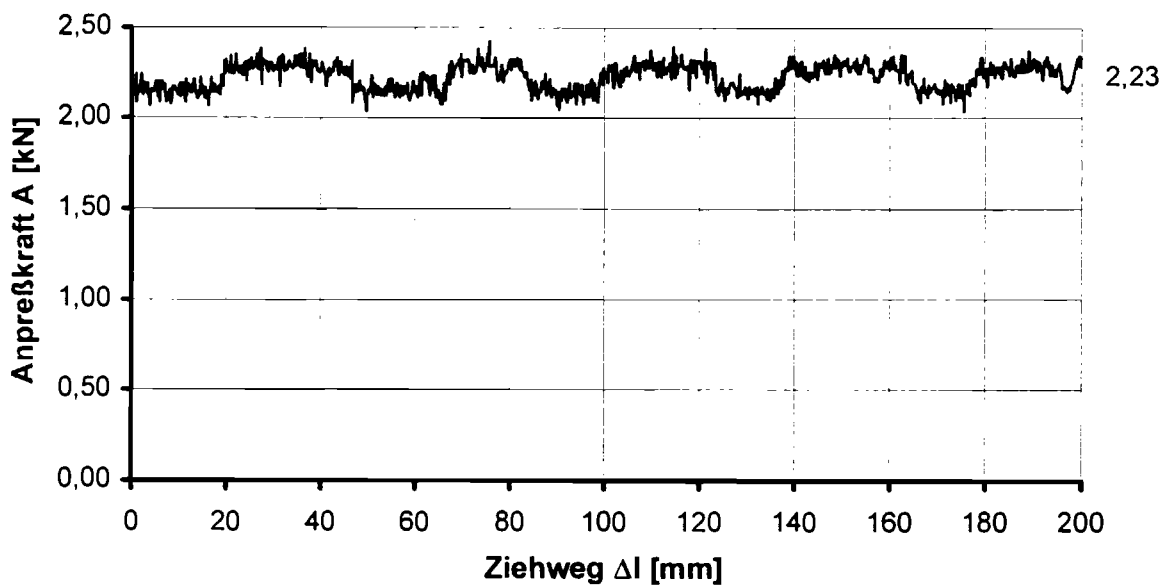
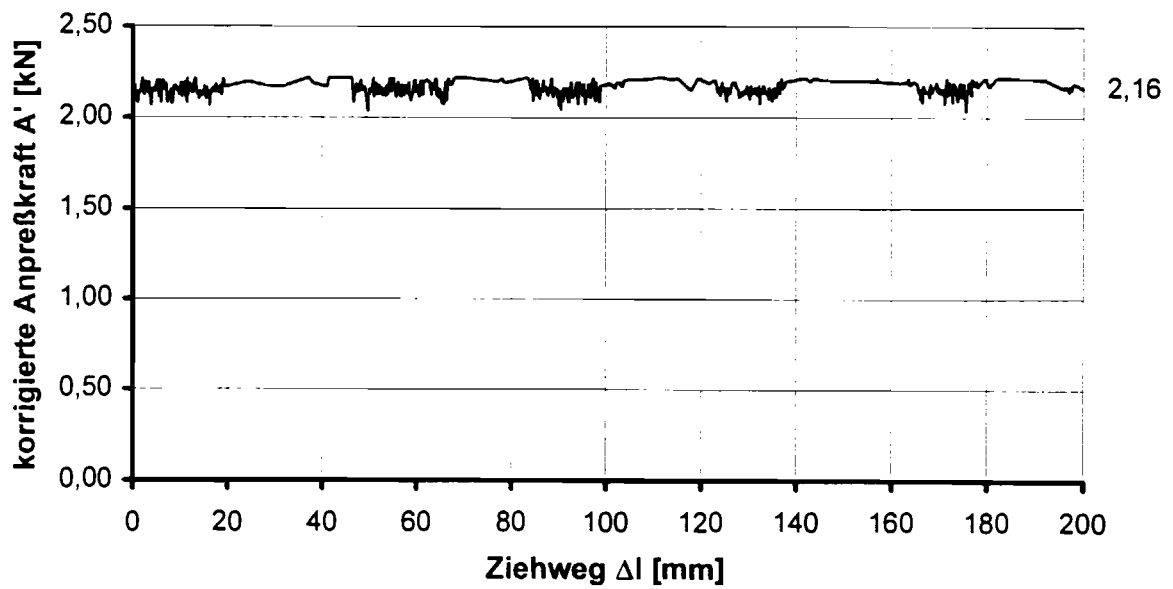
Das Reibungsdiagramm weist ausgeprägte periodisch wiederkehrende Maxima auf, die den Verlauf der Anpreßkraft widerspiegeln.

Eine weitere Abhängigkeit des gemessenen Reibungsbeiwertes von der möglichen Drehbewegung, die aus dem Litzenschlag resultiert, ist aus Bild 3.2-11 ersichtlich. Die Reibkräfte werden hierbei als Vektoren aufgefaßt. Der Betrag der auftretenden Gesamtreibkraft bleibt bei gleichen Reibbedingungen unabhängig von der Drehbewegung der Litze unverändert ( $|\bar{R}_1| = |\bar{R}_2|$ ). Findet während der Relativverschiebung eine Drehung der Litze statt, ändert sich die Richtung der Gesamtreibkraft. In Richtung der Relativverschiebung wird in diesem Fall lediglich die Reibkraftkomponente  $R_{2V} < R_1$  gemessen, die zu einem geringeren Reibungsbeiwert  $\mu$  führt. In der Bewertung der Versuchsergebnisse ist zu berücksichtigen, daß eine vollständige Vermeidung der Drehbewegung durch die Versuchseinrichtung nicht erreicht wird.

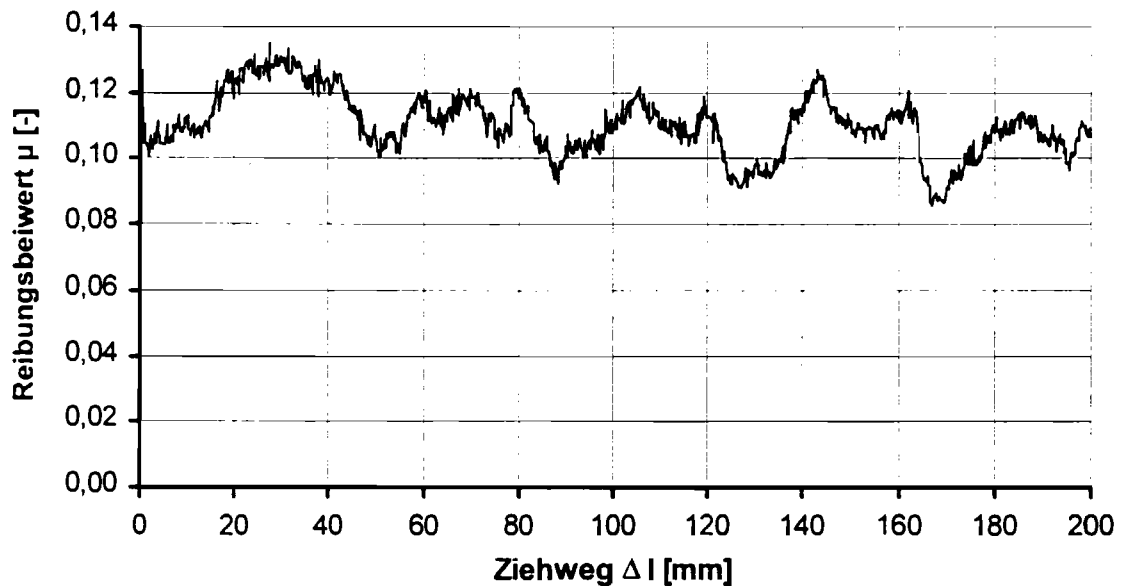
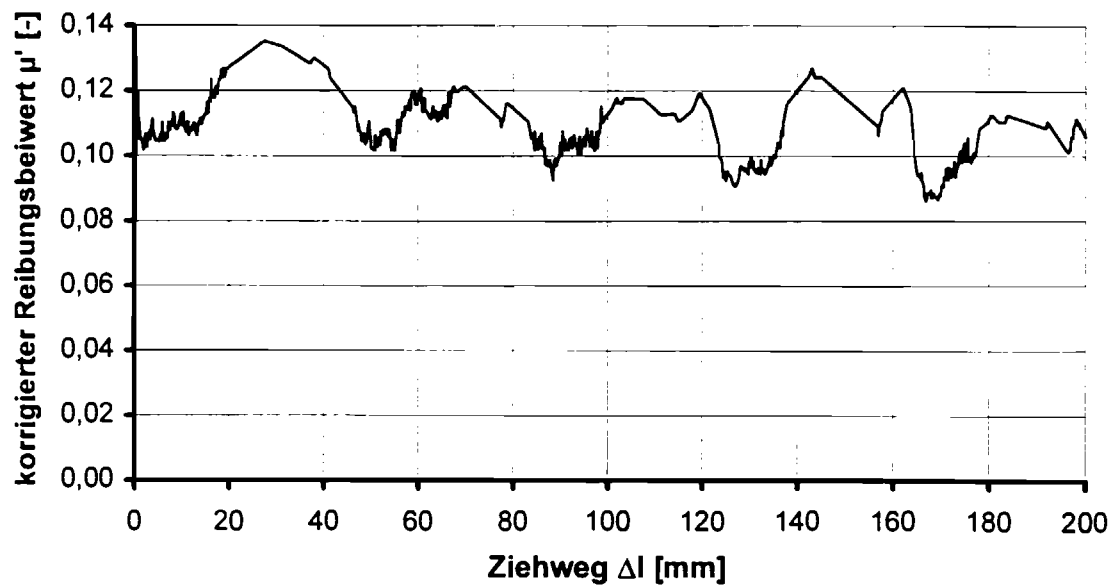


**Bild 3.2-11:** Änderung der in Richtung der Relativverschiebung gemessenen Reibkraft bei gleichzeitiger Drehbewegung der Litze

Aufgrund eines begrenzten Kompensationsvermögens der Stickstoffpufferung des Anpreßkraftzylinders im Kleinmodellversuchsstand, traten bei Versuchen mit Litzen geringe unerwünschte periodische Anpreßkafterhöhungen auf. Um den Einfluß der versuchsstandbedingten Schwankungen der Anpreßkraft auf den gemessenen Reibungsbeiwert zu eliminieren, wurde die nachfolgend beschriebene Korrekturmethode angewandt. Die Werte oberhalb des Anpreßkraftmittelwertes wurden mit einem Rechenprogramm aussortiert. Die Meßdaten der Ziehkraft, die den aussortierten Anpreßkraftmeßwerten zugeordnet waren, wurden nicht weiter berücksichtigt. Aus den restlichen Wertepaaren ergibt sich der Verlauf des korrigierten Reibungsbeiwertes. Ein Beispiel für diese Korrektur ist in Diagramm 3.2-4 und 3.2-5 dargestellt. Der Unterschied zu den nicht korrigierten Reibungsdiagrammen ist relativ gering, wie der Vergleich zu dem dazugehörigen Reibungsdiagramm ohne Korrektur deutlich aufzeigt. Ähnlich geringe Abweichungen wurden bei allen Versuchen mit Litzen festgestellt. Diese schließen eine versuchsbedingte Erhöhung der Anpreßkraft als Ursache für die periodischen Schwankungen des Reibungsbeiwertes über den Ziehweg bei Litzen aus.



**Diagramm 3.2-4:** Verlauf der korrigierten Anpreßkraft und der Anpreßkraft über den Ziehweg; Versuchsart: Litze mit Drehbehinderung; Hüllrohr: SUSPA St. 24

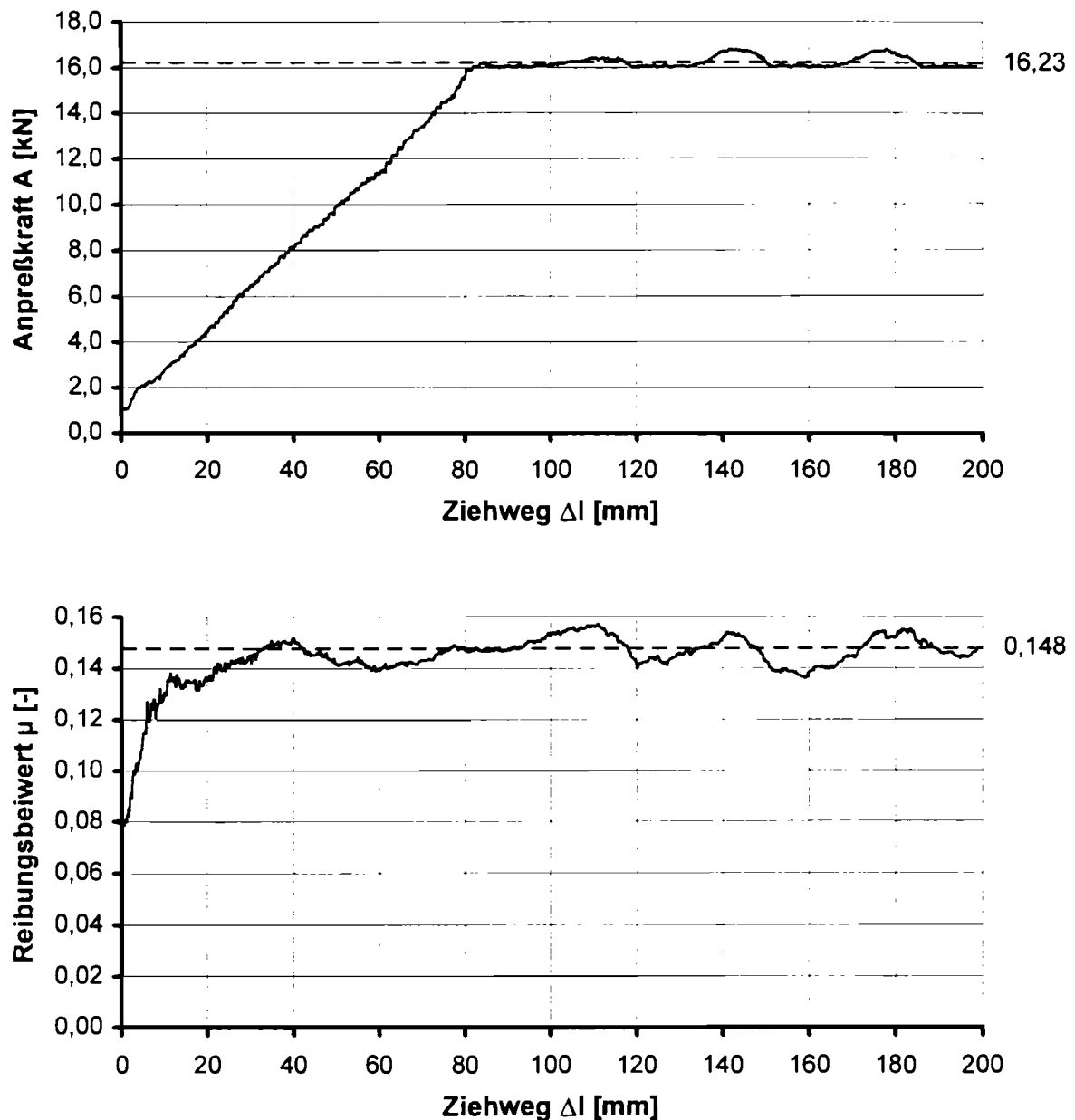


**Diagramm 3.2-5:** Verlauf des korrigierten Reibungsbeiwertes und des Reibungsbeiwertes über den Ziehweg;

Versuchsart: Litze mit Drehbehinderung; Hüllrohr: SUSPA St. 24

Das Versuchskonzept des Kleinmodellversuchsstandes sieht entgegen der Realität keine kontinuierliche Steigerung der Anpreßkraft vor, die in voller Höhe vor der Relativverschiebung aufgebracht wird. Es stellte sich die Frage, ob eine derartige Vorschädigung des Hüllrohres und des Spannstahls reibungserhöhende Wirkungen

besitzt. Durch die Belastung im Ruhezustand können sich in der Kontaktzone Verbindungen zwischen den Reibpartnern bereits zu Beginn vollständig ausbilden. Diese Verbindungen, zusammengesetzt u.a. aus Kaltschweißbrücken und ineinander verhakten Oberflächenrauheitsspitzen, können dann durch die plötzlich auftretende Relativverschiebung zerstört und dadurch Teilchen von den Oberflächen der Reibpartner gelöst werden. Bei hohen Anpreßdrücken werden außerdem lokale plastische Verformungen in den Hüllrohrinnensicken und dem umhüllenden Beton erzeugt, die anschließend während der Relativverschiebung durch Plastifizieren der benachbarten Bereiche zu einer Reibspur erweitert werden. Diese Vorschädigung kann im weiteren Verlauf der Relativbewegung den Verschleiß der Werkstoffe begünstigen und somit die Reibkräfte beeinflussen. Zur Klärung dieses Sachverhaltes wurden Tastversuche durchgeführt, bei dem die Querpressung kontinuierlich über einen Ziehweg von 80 mm auf den Endwert gesteigert wurde. Die Anfangskraft betrug 1 kN und die Ziehgeschwindigkeit 0,48 mm/s. Das Reibungsdiagramm (Diagramm 3.2-6) zeigt erwartungsgemäß keine Spitze des Reibungsbeiwertes zu Beginn der Relativverschiebung, da nur eine geringe Ruhereibung zu überwinden ist. Der Reibungsbeiwert steigt dann sehr schnell an und erreicht seinen endgültigen quasi konstanten Verlauf noch in der Anfangsphase des Anpreßkraftsteigerung. Im weiteren Verlauf des Versuches zeigen sich keine signifikanten Unterschiede zu Versuchen, bei denen die Querpressung vollständig vor Beginn der Relativverschiebung aufgebracht wird. Unter Berücksichtigung der üblichen Streuungen der Meßwerte ist ein reibungserhöhender Einfluß der Vorschädigung durch ein plötzliches Aufbringen der Anpreßkraft nicht festzustellen. Der größere Verschleiß, den die Vorschädigung mit Sicherheit verursacht, wird auf der sicheren Seite vernachlässigt.



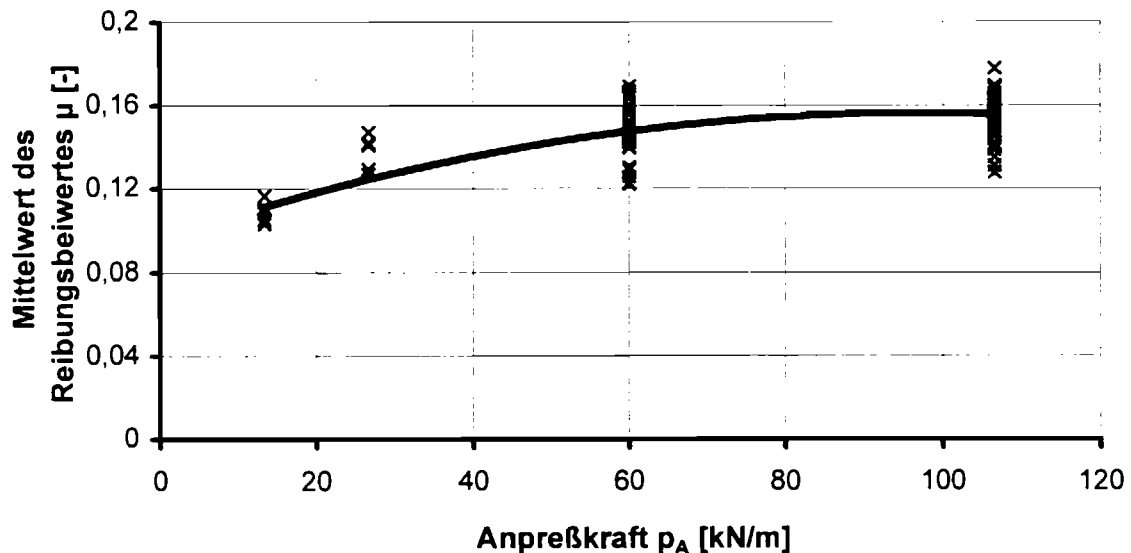
**Diagramm 3.2-6:** Verlauf der Anpreßkraft und des Reibungsbeiwertes für eine über den Ziehweg kontinuierlich steigende Belastung;  
Hüllrohr: SUSPA St. 26

Die gewonnenen Versuchsergebnisse zeigen, daß das Reibungsverhalten von Spannstählen qualitativ unabhängig vom Hüllrohrtyp ist. Bei glatten Drähten sowie bei Litzen, deren Drehbewegung während der Versuchsdurchführung behindert wird, erlaubt der Kleinmodellversuchsstand eine hinreichend genaue Abbildung der in der Realität beim Vorspannen im Hüllrohr vorhandenen Verhältnisse.



### 3.2.2.4 Abhängigkeit des Reibungsbeiwertes von der Anpreßkraft

Der Reibungsbeiwert zeigt einen signifikanten Anstieg mit der Steigerung der Anpreßkraft. Diese Abhängigkeit wurde unabhängig von der Spannstahl- und Hüllrohrart in allen Versuchen bestätigt. Im Bereich der kleinen Anpreßkräfte steigt der Reibungsbeiwert stärker an, als bei hohen Belastungen. Ab einer bestimmten Höhe der Querpressung ist kein signifikanter Anstieg mehr zu erkennen.



**Diagramm 3.2-7:** Reibungsbeiwert  $\mu$  in Abhängigkeit von der Anpreßkraft A: Litze 0,6"; Trendlinie durch alle Meßergebnisse

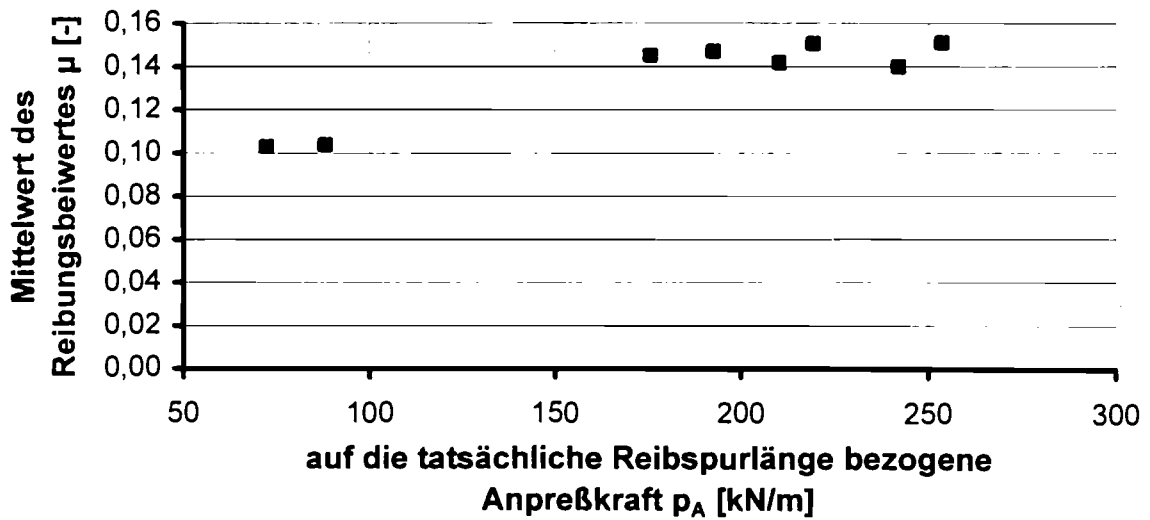
Die Abhängigkeit des Reibungsbeiwertes von der Anpreßkraft ist auf mehrere Ursachen zurückzuführen. Mit steigender Beanspruchung steigt der abrasive Verschleiß der Ziehmittelreste auf der Spannstahloberfläche an und es tritt eine Verhärtung des Hüllrohrmaterials auf. Die Inhomogenität des Betons, in dem das Hüllrohr eingebettet ist, verstärkt diese Effekte durch Druckspannungsspitzen, die sich im Bereich der am Hüllrohr anliegenden Zuschlagskörner aufbauen. Die aufgrund dieser Spannungsspitzen in der Reibspur entstehenden plastischen Verformungen im Hüllrohrmaterial sind im Bild 3.2-12 deutlich zu sehen. An diesen Stellen stellt sich der größte Materialverschleiß ein. Mit steigender Anpreßkraft werden plastische Verformungen der Hüllrohrinnensicken sowie des unmittelbar dahinterliegenden Betons größer. Dies führt zu einer Vergrößerung der

Kontaktfläche und damit zu vermehrten Friktionsverbindungen zwischen Spannstahl und Hüllrohr. Insbesondere bei Spannstählen mit profilierter Oberfläche erhöht sich gleichzeitig der Deformationsanteil der Reibkraft deutlich.

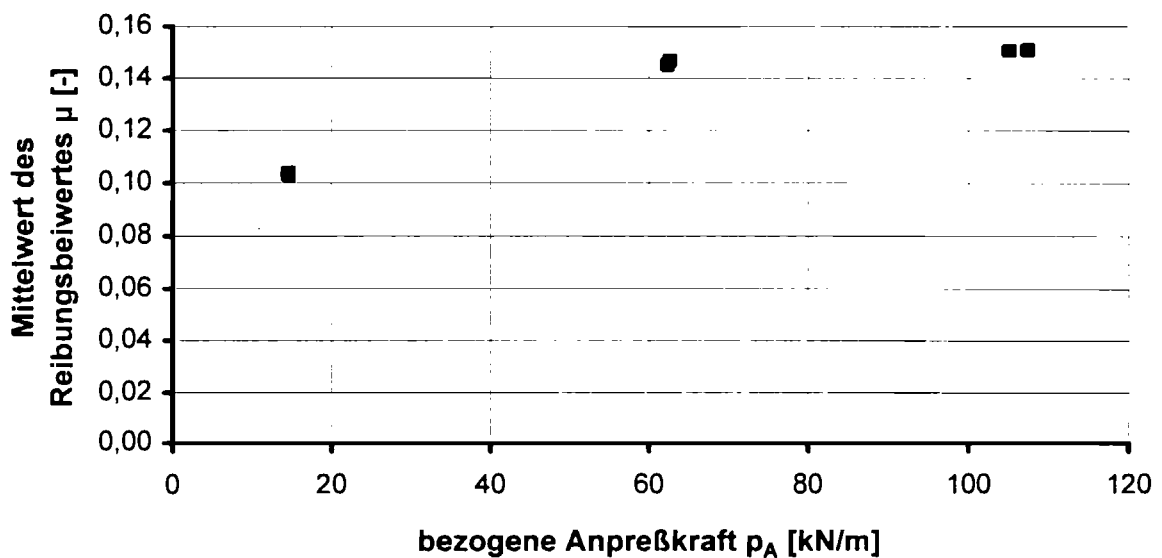


**Bild 3.2-12:** Hüllrohrrückansicht; Hüllrohr: Witzenmann;  
Anpreßkraft:  $p_A = 106,7 \text{ kN/m}$ ; hochfester Beton

Eine genaue Auswertung der bei der Reibbeanspruchung wirksamen Berührungsflächen ist schwierig und mit großen Unsicherheiten behaftet. In den einzelnen Versuchen wurden neben unterschiedlichen Reibspurbreiten bedingt durch die Geometrie der Probekörper auch unterschiedliche Reibspurlängen festgestellt. Im Diagramm 3.2-8 sind exemplarisch die im Versuch gemessenen Reibungsbeiwerte in Abhängigkeit der jeweils vorhandenen Reibspurlänge ermittelten Anpreßdrücke dargestellt.

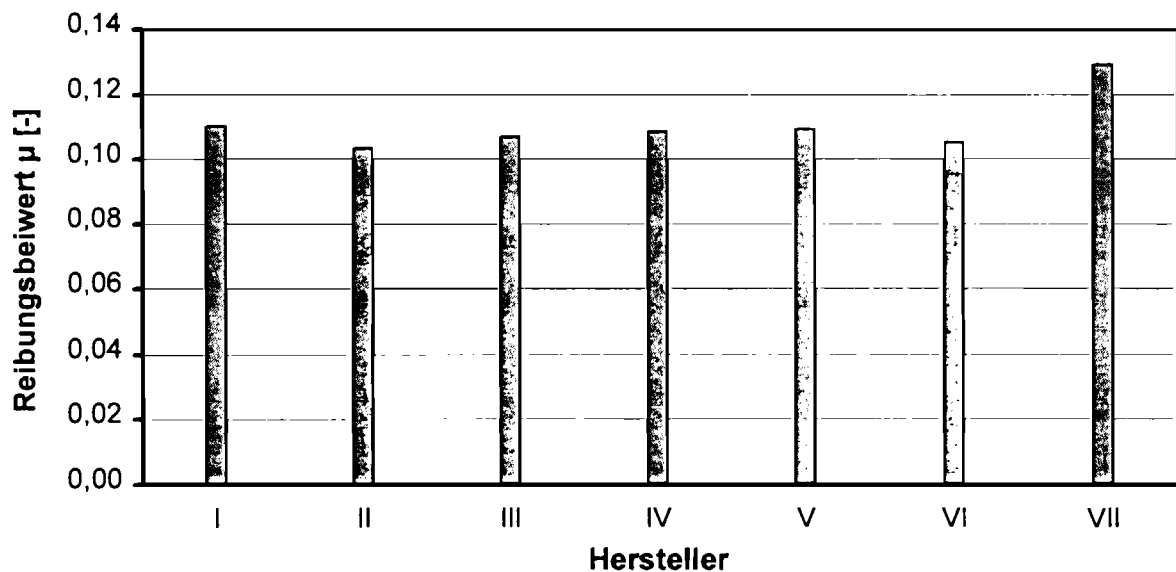


**Diagramm 3.2-8:** Reibungsbeiwert  $\mu$  in Abhängigkeit von der Anpreßkraft  $p_A = A/\Delta l$  mit  $\Delta l$ : gemessene Reibspurlänge; Versuchsart: Litze mit Drehbehinderung; Hüllrohr: WITZENMANN

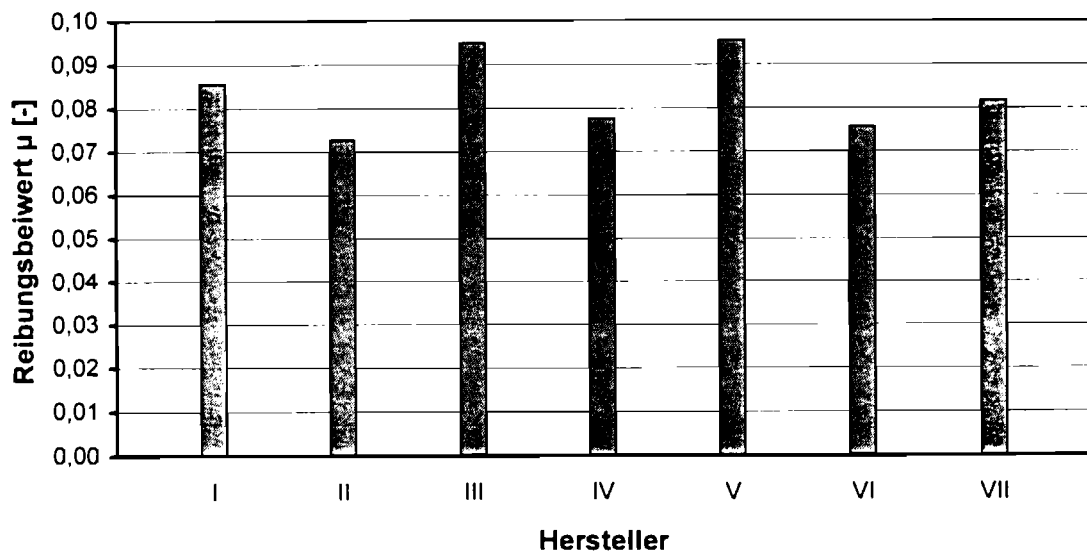


**Diagramm 3.2-9:** Reibungsbeiwert  $\mu$  in Abhängigkeit von der Anpreßkraft  $p_A = A/0,15$ ; Versuchsart: Litze mit Drehbehinderung; Hüllrohr: WITZENMANN

Der Vergleich der Reibungsbeiwerte bei verschiedenen Hüllrohrtypen ergibt bei niedrigen Anpreßkräften sowohl bei glatten Drähten als auch bei Litzen nur geringe Unterschiede (vgl. Diagramm 3.2-10). Sowohl der Spannstahl als auch das Hüllrohr werden nur gering beansprucht, so daß weder ein abrasiver Verschleiß der Ziehmittelreste an der Spannstahloberfläche noch eine deutliche Verhärtung des Hüllrohrmaterials auftreten kann. Der Deformationsanteil der Reibkraft ist gering.

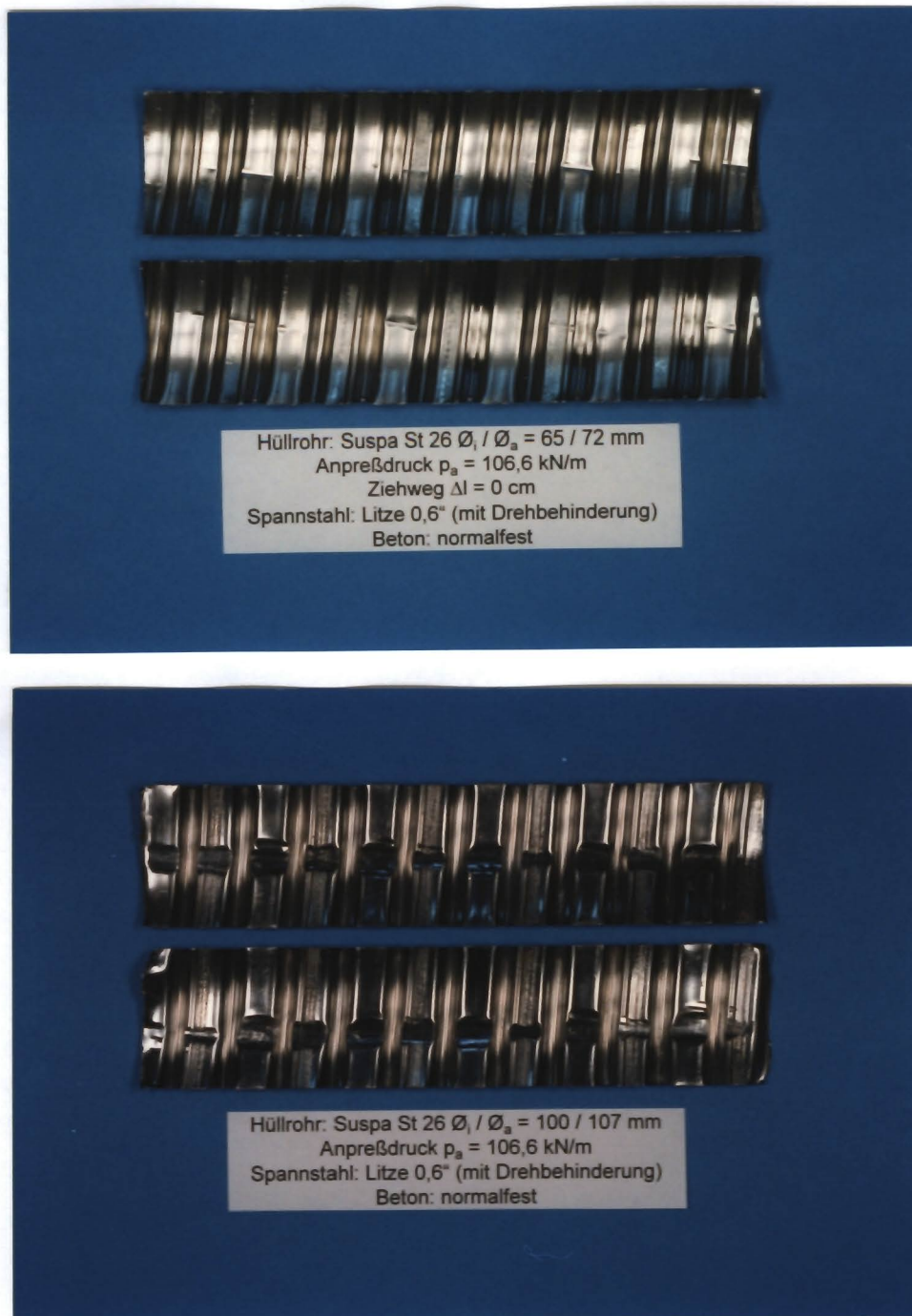


**Diagramm 3.2-10:** mittlerer Reibungsbeiwert unterschiedlicher Hersteller mit den Versuchparametern: Litze 0,6"; Versuchsart drehfest; normalfester Beton; Anpreßdruck  $p_A = 13,33 \text{ kN/m}$ ;  
I: HOCHTIEF, II: WITZENMANN,  
III: WITZENMANN (Ausgangsmaterial, glatt), IV: WITZENMANN flachoval, V: WITZENMANN flachoval (Rückseite beansprucht), VI: SUSPA Steigung 24, VII: SUSPA Steigung 26

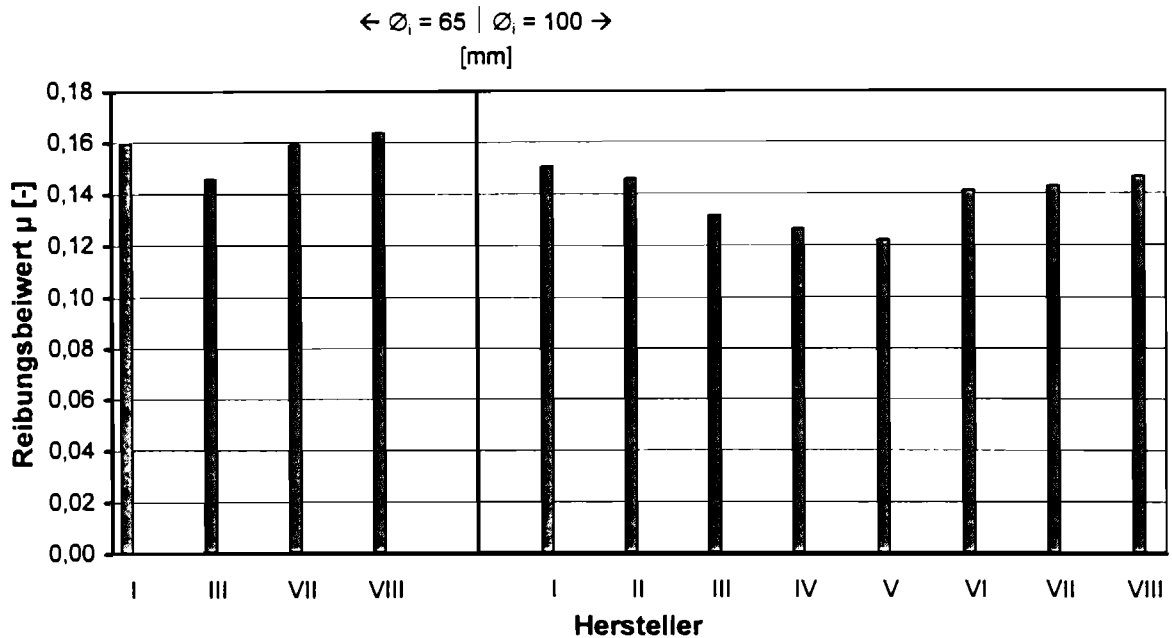


**Diagramm 3.2-11:** mittlerer Reibungsbeiwert unterschiedlicher Hersteller mit den Versuchparametern: Draht 7 mm; normalfester Beton; Anpreßdruck  $p_A = 13,33$  kN/m; I: HOCHTIEF, II: WITZENMANN, III: WITZENMANN (Ausgangsmaterial, glatt), IV: WITZENMANN flachoval, V: WITZENMANN flachoval (Rückseite beansprucht), VI: SUSPA Steigung 24, VII: SUSPA Steigung 26

In Versuchen mit Litzen werden bei höheren Anpreßkräften von 60 kN/m und 106,7 kN/m die Unterschiede zwischen den einzelnen Hüllrohrtypen deutlicher. Die Differenzen im Reibungsverhalten sind auf die durch die Hüllrohrgeometrie bedingte unterschiedliche Beanspruchung der Oberflächen der beiden Reibpartner zurückzuführen. Eine weitere Ursache bilden Verzahnungseffekte zwischen der gewellten Litzenoberfläche und der unterschiedlich ausgebildeten Hüllrohrsicken, auf die noch im Kapitel 3.2.3 näher eingegangen wird.

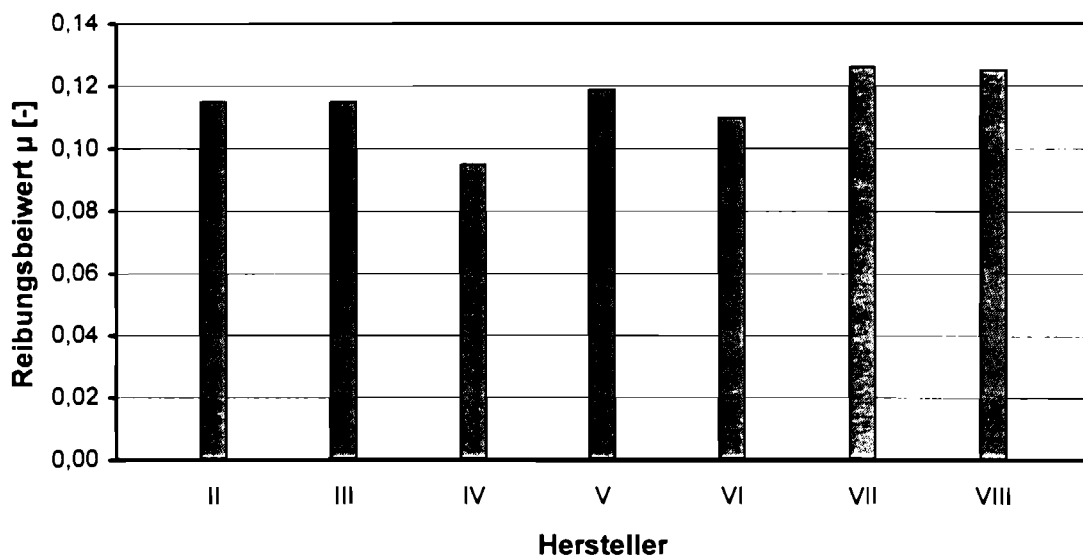


**Bild 3.2-13:** Reibspur bei Litzenbeanspruchung: Litze nur angepreßt ohne Relativverschiebung; Litze mit Drehbehinderung relativverschoben



**Diagramm 3.2-12:** mittlerer Reibungsbeiwert unterschiedlicher Hersteller mit den Versuchsparametern: Litze 0,6"; Versuchsart: drehfest; normalfester Beton; Anpreßdruck  $p_A = 60,0$  kN/m;  
I: HOCHTIEF, II: WITZENMANN,  
III: WITZENMANN (Ausgangsmaterial, glatt), IV: WITZENMANN flachoval, V: WITZENMANN flachoval (Rückseite beansprucht),  
VI: SUSPA Steigung 24, VII: SUSPA Steigung 26, VIII: DROSSBACH

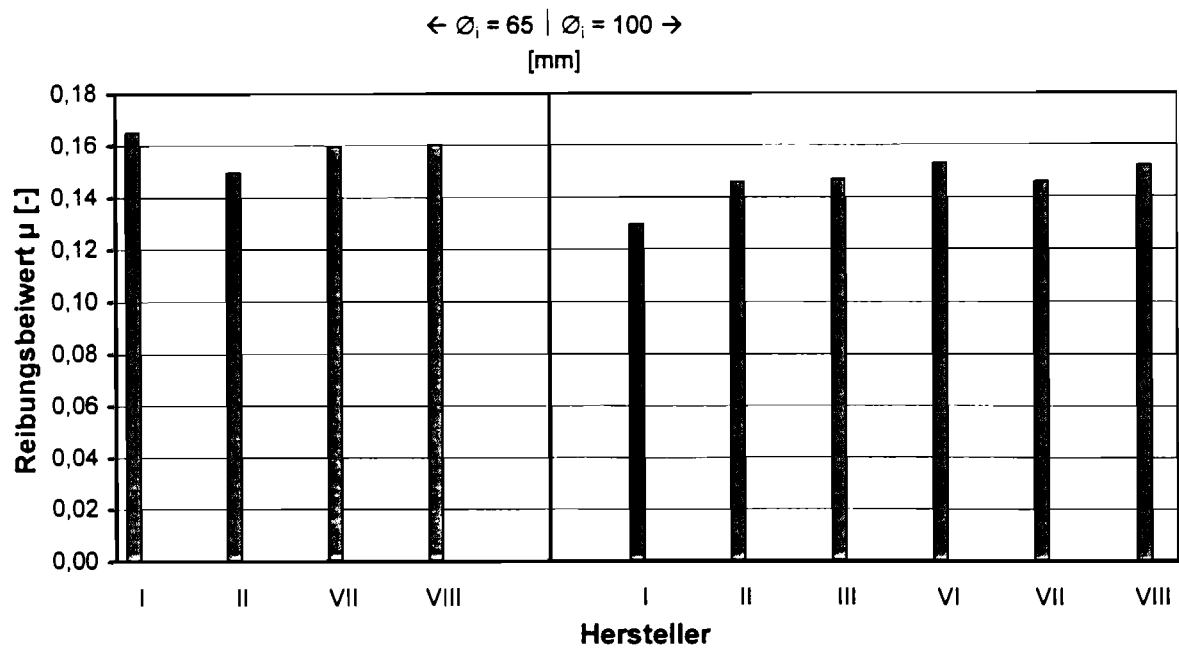
Der Vergleich der Versuchsergebnisse bei Hüllrohrinnendurchmessern von 65 mm und 100 mm bzw. 95 mm zeigt eine leicht ansteigende Tendenz des Reibungsbeiwertes bei kleiner werdenden Hüllrohrabmessungen. Dieser relativ geringe Effekt, der auf eine Vergrößerung der Kontaktfläche zwischen Spannstahl und Hüllrohr bei kleineren Hüllrohrdurchmessern zurückzuführen ist, wird jedoch in Einzelversuchen häufig durch andere Einflüsse überdeckt. Aus versuchstechnischen Gründen wurden bei den kaltgezogenen Drähten die Untersuchungen auf Hüllrohrinnendurchmesser 100 mm bzw. 95 mm beschränkt.



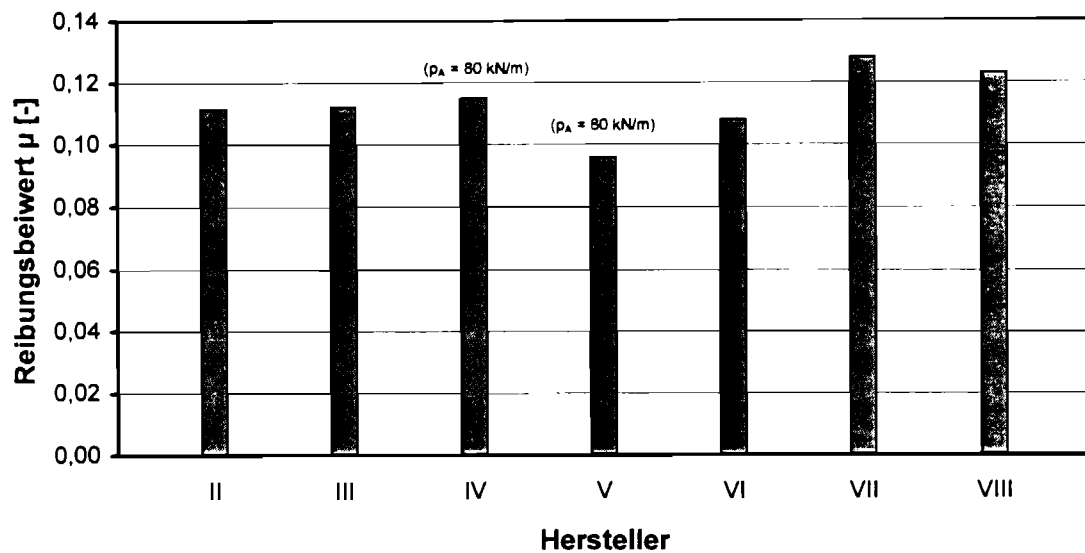
**Diagramm 3.2-13:** mittlerer Reibungsbeiwert unterschiedlicher Hersteller mit den Versuchsparametern: Draht 7 mm; normalfester Beton; Anpreßdruck  $p_A = 60,0$  kN/m; II: WITZENMANN, III: WITZENMANN (Ausgangsmaterial, glatt), IV: WITZENMANN flachoval, V: WITZENMANN flachoval (Rückseite beansprucht), VI: SUSPA Steigung 24, VII: SUSPA Steigung 26, VIII: DROSSBACH

Die Ergebnisse der Versuche mit kaltgezogenen Drähten bestätigen die Abhängigkeit des Reibungsbeiwertes von der Anpreßkraft. Diese Abhängigkeit ist bei glatten Hüllrohrproben besonders stark ausgeprägt. Mit ansteigender Anpreßkraft tritt hier selbst bei hohen Querpressungen eine sichtbare Vergrößerung der Kontaktfläche auf, die zu einer vermehrten Ausbildung von Friktionsverbindungen und somit zu einer Erhöhung des Reibungsbeiwertes führt.





**Diagramm 3.2-14:** mittlerer Reibungsbeiwert unterschiedlicher Hersteller mit den Versuchsparametern: Litze 0,6"; Versuchsart drehfest; normalfester Beton; Anpreßdruck  $p_A = 106,7$  kN/m;  
I: HOCHTIEF, II: WITZENMANN,  
III: WITZENMANN (Ausgangsmaterial, glatt),  
VI: SUSPA Steigung 24, VII: SUSPA Steigung 26, VIII: DROSSBACH



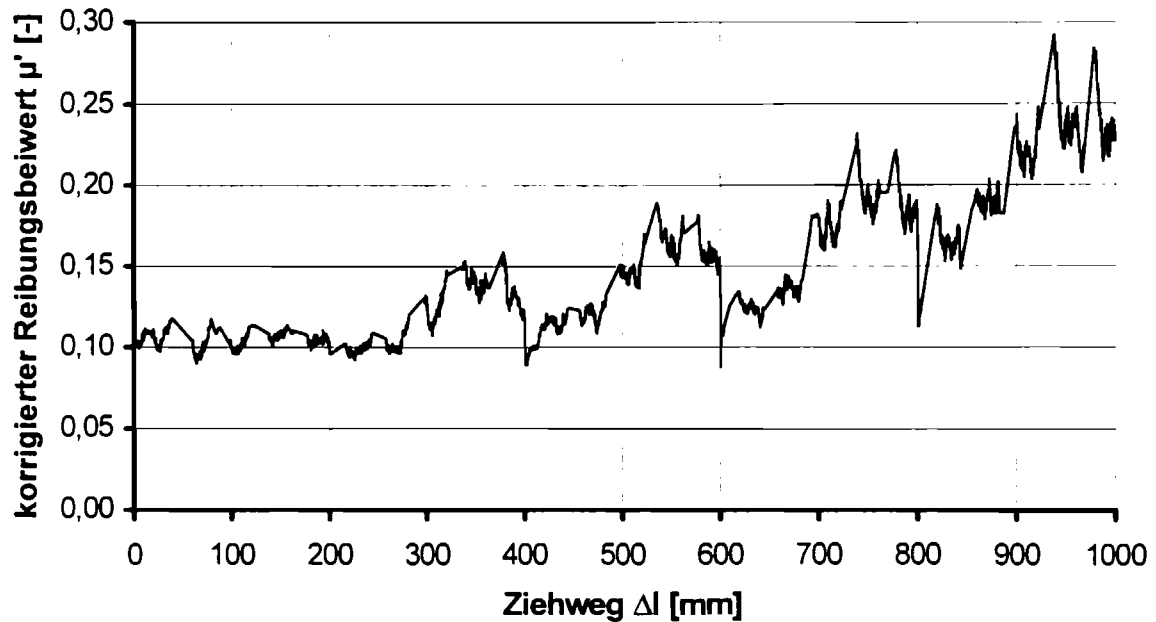
**Diagramm 3.2-15:** mittlerer Reibungsbeiwert unterschiedlicher Hersteller mit den Versuchsparametern: Draht 7 mm; normalfester Beton; Anpreßdruck  $p_A = 106,7$  kN/m; II: WITZENMANN, III: WITZENMANN (Ausgangsmaterial, glatt), IV: WITZENMANN flachoval, V: WITZENMANN flachoval (Rückseite beansprucht), VI: SUSPA Steigung 24, VII: SUSPA Steigung 26, VIII: DROSSBACH

Die Abweichungen der Mittelwerte der Meßergebnisse liegen in einem Bereich, der die bisherige Handhabung der Hüllrohre bei der Spanngliedreibung unterstützt. Diese sieht keinerlei Restriktionen hinsichtlich des Gebrauches eines beliebigen Hüllrohres die Spanngliedreibung betreffend vor. Eine detaillierte Diskussion der festgestellten Unterschiede im Reibungsverhalten unterschiedlicher Hüllrohrtypen wird in Kapitel 3.2.3 durchgeführt.

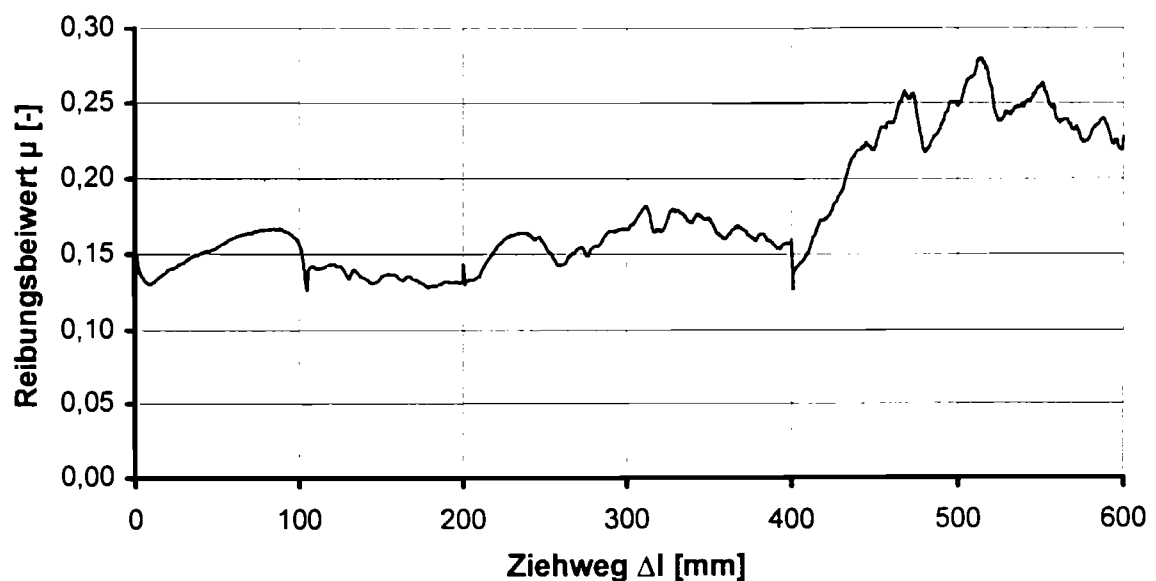
### 3.2.2.5 Länge der Relativverschiebung

Die Versuchsdurchführung im Kleinmodellversuchsstand ist auf eine Relativverschiebung von 20 cm ausgerichtet. In Bauwerken wird dieser Ziehweg jedoch in Abhängigkeit von der Spanngliedlänge häufig überschritten. Um den Einfluß längerer Ziehwege auf den Reibungsbeiwert zu ermitteln, wurden Relativverschiebungen von 20 cm mehrfach wiederholt. Der Reibungsbeiwert wird mit steigenden Ziehwegen vorwiegend durch Abrieb der Ziehmittelreste an der Spannstahloberfläche sowie durch Verhärtung des während der Reibbeanspruchung kaltverformten Hüllrohrmaterials beeinflusst. Um die beiden Einflußgrößen voneinander zu trennen, wurden zwei Versuchsarten gewählt: Versuche mit gleichbleibenden Reibpartnern sowie Versuche, in denen die Spannstahlprobe nach jedem Versuchsabschnitt erneuert wurde.

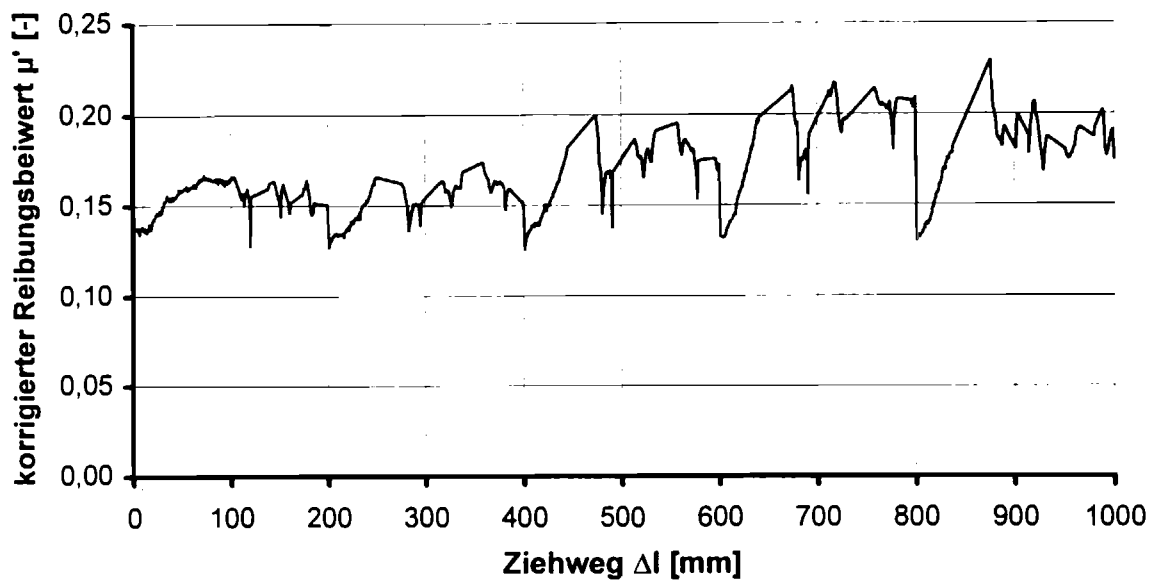
Werden Litze und Hüllrohrprobekörper über einen längeren Ziehweg unter konstanten Versuchsbedingungen beansprucht, ohne einen Reibpartner zu erneuern, so steigt der Reibungsbeiwert mit zunehmendem Ziehweg an. Ein entscheidender reibungssteigernder Faktor ist dabei die zunehmende Oberflächenrauheit des Spannstahls, die zusätzlich durch höhere Anpreßkräfte begünstigt wird. Der Verlauf des Reibungsbeiwertes kann aus den Diagrammen 3.2-16 und 3.2-17 entnommen werden.



**Diagramm 3.2-16:** korrigiertes Reibungsdiagramm bei der Versuchsdurchführung mit konstanten Reibpartnern unter einer Querpressung von 13,33 kN/m; Versuchsart: Litze mit Drehbehinderung; Hüllrohr: Ausgangsmaterial des Herstellers WITZENMANN, glatt

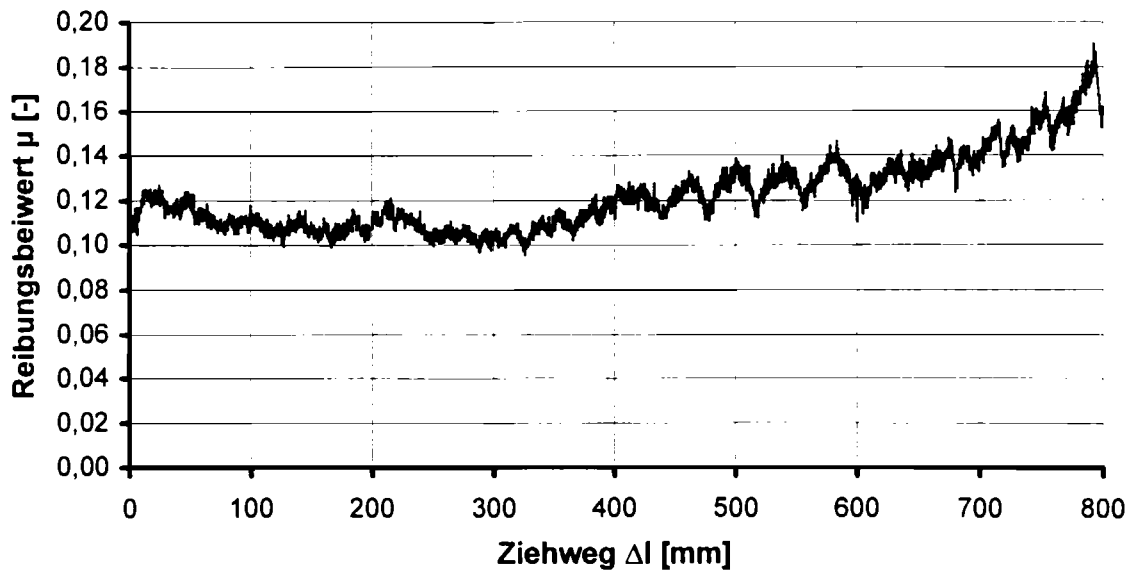


**Diagramm 3.2-17:** Reibungsdiagramm bei der Versuchsdurchführung mit konstanten Reibpartnern unter einer Querpressung von 106,7 kN/m; Versuchsart: Litze mit Drehbehinderung; Hüllrohr: Ausgangsmaterial des Herstellers WITZENMANN, glatt

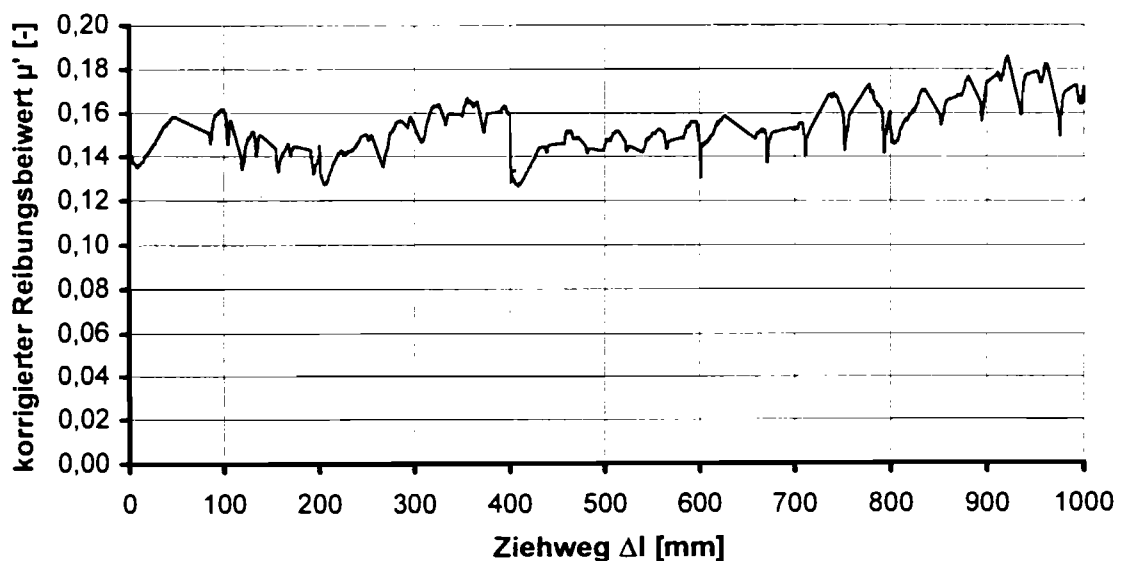


**Diagramm 3.2-18:** korrigiertes Reibungsdiagramm bei der Versuchsdurchführung mit konstanten Reibpartnern unter einer Querpressung von 106,7 kN/m; Versuchsart: Litze mit Drehbehinderung; Hüllrohr: Ausgangsmaterial des Herstellers DROSSBACH

Die Ergebnisse der Versuche, bei denen der Spannstahl nach jedem Versuchsabschnitt, d.h. alle 20 cm, durch eine werksfrische Probe ersetzt wurde, waren im allgemeinen uneinheitlich. Bleibt die Spannstahloberfläche während der Reibbeanspruchung intakt, so ist der Anstieg des Reibungsbeiwertes geringer bzw. ist gar nicht vorhanden. Einige Versuche zeigen dagegen ansteigende Verläufe, wie dies bei gleichbleibenden Reibpartnern beobachtet wurde, wobei der Anstieg des Reibungsbeiwertes stets geringer ist.



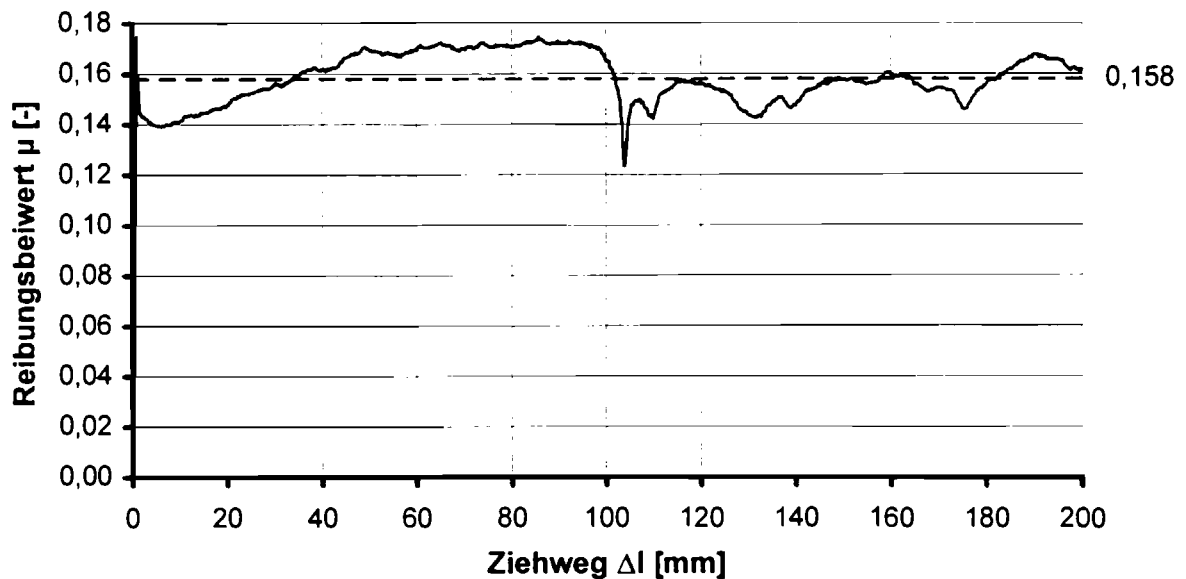
**Diagramm 3.2-19:** Reibungsdiagramm bei der Versuchsdurchführung mit konstanter Hüllrohrprobe und alle 20 cm einen werksfrischen Litzenausschnitt unter einer Querpressung von 13,33 kN/m; Versuchsart: Litze mit Drehbehinderung; Hüllrohr: Ausgangsmaterial des Herstellers WITZENMANN, glatt



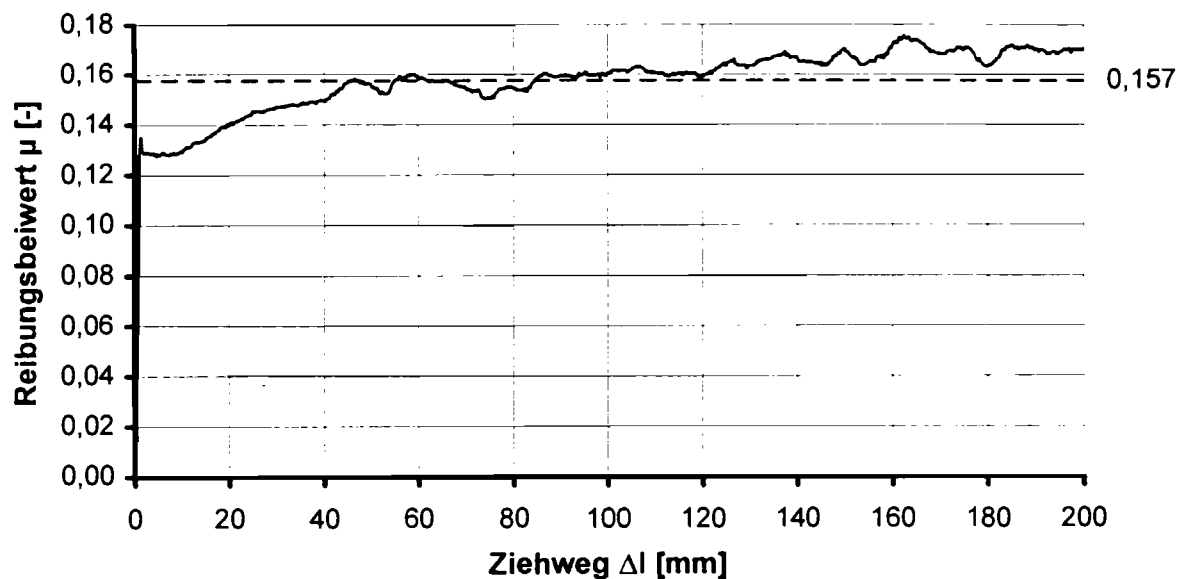
**Diagramm 3.2-20:** korrigiertes Reibungsdiagramm bei der Versuchsdurchführung mit konstanter Hüllrohrprobe und alle 20 cm einen werksfrischen Litzenausschnitt unter einer Querpressung von 106,7 kN/m; Versuchsart: Litze mit Drehbehinderung; Hüllrohr: Ausgangsmaterial des Herstellers WITZENMANN, glatt

Die Erhöhung der Reibungsbeiwerte bei den Versuchen, bei denen der Spann Stahl alle 20 cm erneuert wurde, ist auf die Kalterhärtung des Bandstahlmaterials zurückzuführen. Diese Erhärtung nimmt mit der Querpressung und der Länge der tribologischen Beanspruchung zu. So stieg beispielsweise die Härte nach VICKERS für das unprofilierte Bandstahlmaterial des Herstellers WITZENMANN während einer tribologischen Beanspruchung von 106,7 kN/m über einen Ziehweg von 100 cm von 110 kp/mm<sup>2</sup> auf ca. 200 kp/mm<sup>2</sup> an. Durch diese Materialveränderung muß mehr Arbeit geleistet werden, um die Reibverbindungen zwischen den Reibpartnern zu trennen. Diese zusätzliche Arbeit wirkt reibungserhöhend auf die Spanngliedreibung.

Als dritte Versuchsart sollte die Abhängigkeit des Reibungsbeiwertes von den Deformationsvorgängen im Hüllrohr untersucht werden. Hierzu wurden Proben des Herstellers SUSPA St. 24 mehrfach beansprucht, jedoch nach jedem Versuchsdurchgang umgedreht, um somit einen möglichen Einfluß der Materialdeformation herauszufinden. Diese Bedingungen finden sich in einem Bauwerk, wenn durch Überspannen und Ablassen die Reibkräfte in zwei Richtungen auf das Hüllrohr einwirken. Um den Einfluß des Spann Stahls zu reduzieren, wurde der Reibpartner Litze alle 20 cm erneuert. Bei den Versuchen, die wegen der geringen Anzahl keine fundierte Aussage zulassen, wurde kein Anstieg des Reibungsbeiwertes über den Versuchsablauf ermittelt. Die Proben wurden bis zu maximal 60 cm relativverschoben, wobei alle 20 cm die Ziehrichtung wechselte. Gemessen wurde vielmehr ein geringfügiger Abfall der Reibkräfte, der die Annahme einer reibungsmindernden Glättung der Hüllrohroberfläche zuläßt.



**Diagramm 3.3-21:** Verlauf des Reibungsbeiwertes; 1. Versuchsgang; Versuchsart: Litze mit Drehbehinderung; Hüllrohr: SUSPA St. 24

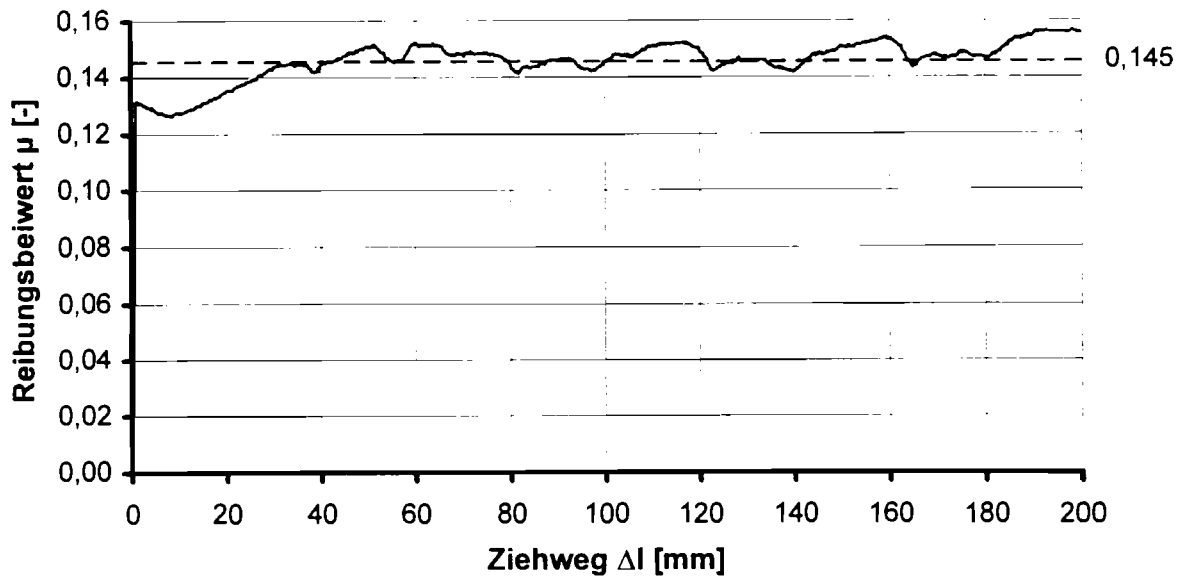


**Diagramm 3.3-22:** Verlauf des Reibungsbeiwertes; 2. Versuchsgang (Hüllrohrprobe umgedreht); Versuchsart: Litze mit Drehbehinderung; Hüllrohr: SUSPA St. 24

Infolge der Hüllrohroberflächendeformation fällt bei fast allen Versuchen mit mehrfacher Versuchsdurchführung die ausgeprägte Spitze am Anfang der Verlaufes des Reibungsbeiwertes, die die Ruhereibung charakterisiert, weg bzw. nur sehr schwach aus. Dies bedeutet, daß sich infolge der Deformation des



Bandstahlwerkstoffes, nur wenige kraftschlüssige Verbindungen zwischen den Reibpartnern während des Anpreßvorganges bilden können.



**Diagramm 3.2-23:** Reibungsdiagramm bei der Versuchsdurchführung mit konstanten Reibpartnern unter einer Querpressung von 106,7 kN/m; 3. Versuchsdurchführung;  
Versuchsart: Litze mit Drehbehinderung;  
Hüllrohr: Bandstahl des Herstellers WITZENMANN

Dieser Glättungseffekt erweist sich günstig für den Fall des Überspannens mit anschließendem Ablassen. Er wird allerdings nur wirksam in Bereichen kleiner Relativverschiebungen, wie es in Diagramm 3.2-23 deutlich aufgezeigt wird.

### 3.2.2.6 Mörtelfestigkeit

Der Einfluß der Festigkeit des Hinterfüllungsmaterials wurde anhand von zwei Betonfestigkeiten untersucht. Die Mörtelzusammensetzung war derart zu wählen, daß sie eine gut verdichtbare Mischung mit einer geringen Schwindneigung und hoher Frühfestigkeit ergibt. [27] hat in seinen Untersuchungen die Mörtelfestigkeit um 30 % variiert, ohne eine signifikante Änderung des Reibungsbeiwertes zu erkennen. Deshalb wurde dieser Parameter um ein Vielfaches erhöht. Die verwendeten Zusammensetzungen waren:

#### 1. normalfester Beton:

800 g Zement PZ 45 Z, 300 g Wasser, 15 g Tricosal sowie einem Zuschlag mit den Körnungen 400 g 0/0,2; 350 g 0,2/1; 250 g 1/2; 150 g 2/3; 300 g 4/6

#### 2. hochfester Beton:

400 g Zement PZ 45 F, 96 g Wasser, 62 g Silicasuspension, 0,016 l Fließmittel, 0,001 l Verzögerer sowie einem Zuschlag mit den Körnungen 430 g 0/0,2; 365 g 0,2/1; 260 g 1/2; 155 g 2/3; 320 g 4/6

Die Festigkeit des Mörtels zum Zeitpunkt der Versuchsdurchführung wurde nach EN 196, Teil 1 bestimmt:

Mörtel	mittl. Biegezugfestigkeit $\beta_{bz}$ [MN/m <sup>2</sup> ]	mittl. Druckfestigkeit $\beta_c$ [MN/m <sup>2</sup> ]
normalfest	7,88	43,31
hochfest	12,08	81,27

**Tabelle 3.2-6:** mittlere Baustoffkennwerte nach EN 196, Teil 1

Bei den Versuchen mit Litzen mit Drehbehinderung ergab sich jedoch auch bei größeren Festigkeitsdifferenzen des Betons als in [27] keine ausgeprägte Tendenz hinsichtlich der Reibspurgeometrie.

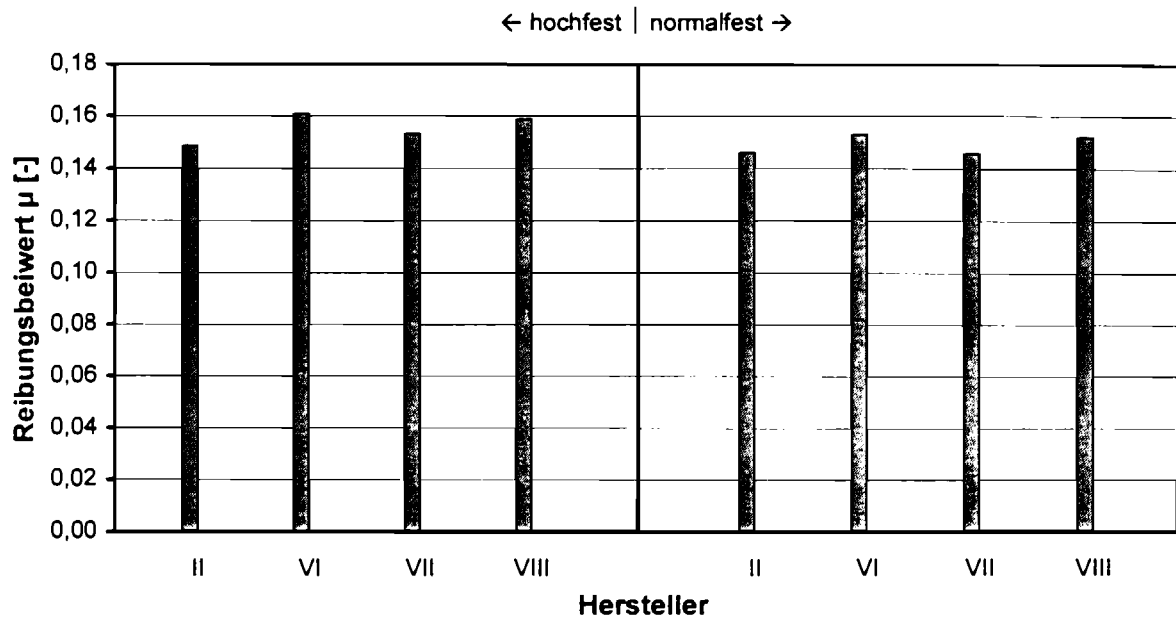
Bei den Drähten hingegen konnte eine leichte Veränderung der Reibspurgeometrie bei den unterschiedlichen Mörtelfestigkeiten beobachtet werden, welche sich jedoch bei höheren Anpreßkräften immer mehr anglich. Die Länge der Reibspur war, wenn

auch nur geringfügig, bei den Versuchen mit hochfestem Mörtel kleiner als bei normalfestem. Diese gleiche Tendenz ist ebenfalls bei den Versuchen mit Litzen ohne Drehbehinderung zu erkennen. Auf eine Untersuchung der Unterschiede der Berührungslänge bei niedrigen Anpreßkräften wurde verzichtet, da hier der Einfluß der herstellungsbedingten Form keine klare Aussage zuläßt. Es ist vielmehr zu erwarten, daß in diesem Fall lediglich die höchsten Erhebungen, welche auf die Herstellungsungenauigkeiten zurückzuführen sind, an den während des Reibvorganges sich berührenden Stellen partizipieren.

Hüllrohr	Anpreßkraft $p_A$	Länge der Reibspur	
		normalfester Mörtel	hochfester Mörtel
	[kN/m]	[mm]	[mm]
WITZENMANN $\varnothing/\varnothing_a$ 95/104 mm	60	28,0	23,4
	106,7	39,6	39,1
SUSPA ST 24 $\varnothing/\varnothing_a$ 100/107 mm	106,7	39,0	33,8
SUSPA ST 26 $\varnothing/\varnothing_a$ 100/107 mm	106,7	45,7	34,3
DROSSBACH $\varnothing/\varnothing_a$ 100/107 mm	60	43,2	41,6
	106,7	59,1	50,2

**Tabelle 3.2-7:** Reibspurlänge bei Drähten mit unterschiedlicher Mörtelfestigkeit

Die relativ geringen Differenzen in der Reibspurgeometrie bei Anwendung von Betonen mit stark unterschiedlichen Festigkeiten bestätigen die in Versuchen gemessenen Reibungsbeiwerte. Im Diagramm 3.2-24 sind die Versuchsergebnisse mit normalfestem und hochfestem Beton gegenübergestellt.



**Diagramm 3.2-24:** Reibungsbeiwert  $\mu$  in Abhängigkeit von der Betonfestigkeit;

Versuchsart: Litze mit Drehbehinderung;

II: WITZENMANN, VI: SUSPA Steigung 24, VII: SUSPA Steigung 26,

VIII: DROSSBACH; Anpreßkraft:  $p_A = 106,7 \text{ kN/m}$

Ein eindeutiger Einfluß unterschiedlicher Betonfestigkeiten auf den Reibungsbeiwert ist dabei nicht festzustellen.

Die grundsätzlichen Unterschiede zwischen den beiden Mörtelzusammensetzungen werden anhand der plastischen Verformungen des Betons erkenntlich. Diese sind in den Bildern 3.2-14 und 3.2-15 beispielhaft dargestellt.

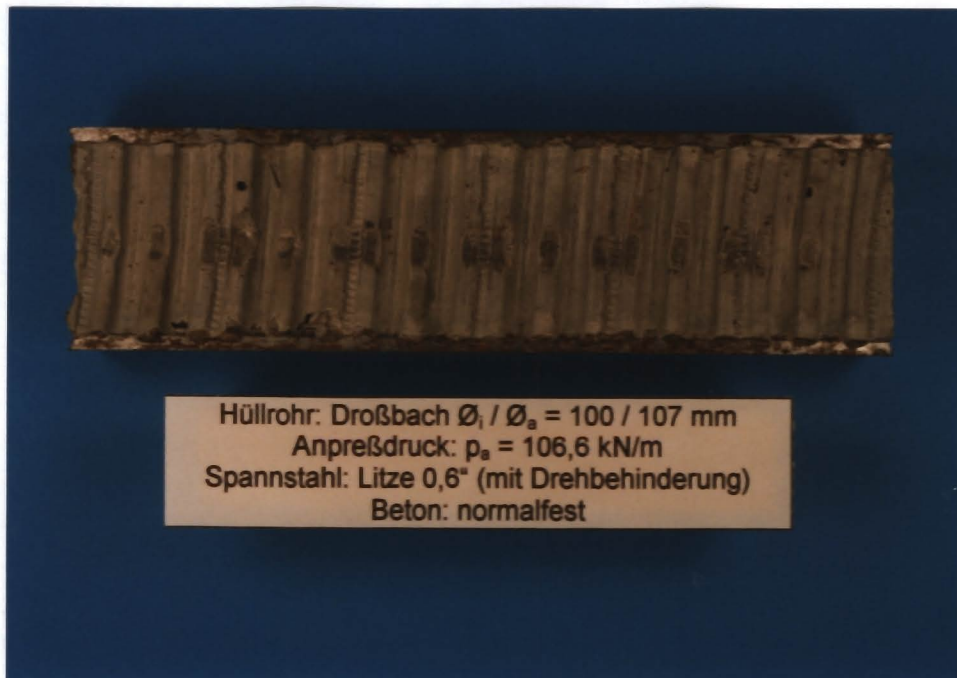


Bild 3.2-14: Plastische Verformung des normalfesten Betons



Bild 3.2-15: Plastische Verformung des hochfesten Betons

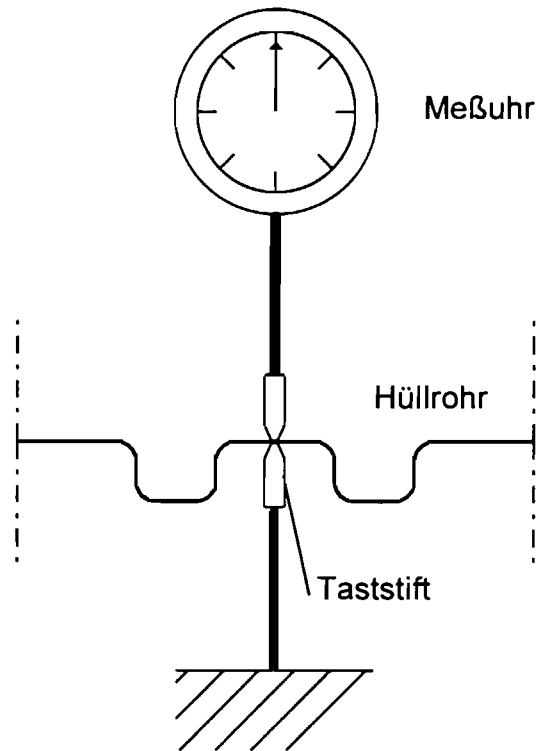
Man erkennt deutlich die grobkörnigere Zusammensetzung des hochfesten Betons. In der Reibspur findet verstärkt eine Deformation von Einzelkörnern statt. An diesen

Stellen ist ein erhöhter Verschleiß des Hüllrohrmaterials zu erwarten. Ein eindeutiger Einfluß auf den Reibungsbeiwert konnte nicht festgestellt werden.

### **3.2.2.7 Verschleiß des Hüllrohrmaterials**

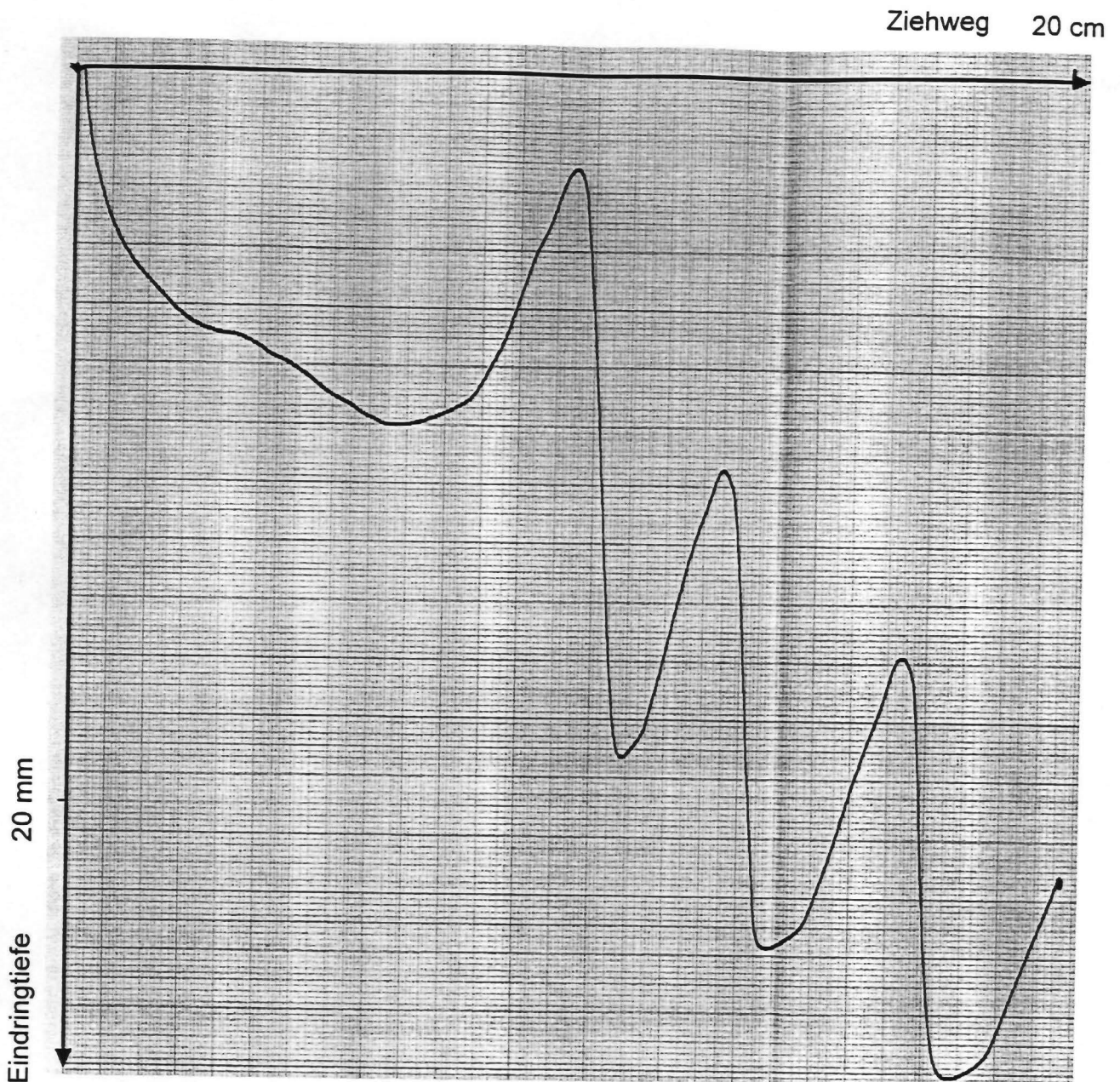
Ziel dieser Untersuchung war eine Beurteilung des Widerstandes der Hüllrohre gegen Durchreiben bei langen Ziehwegen. Der Abtrag des Hüllrohrmaterials ist abhängig von der Anpreßkraft, der Dauer der Reibbeanspruchung und der Oberflächenstruktur der Reibpartner. Eine genaue Ermittlung des Materialabtrags während der Reibbeanspruchung wird durch herstellungsbedingte Unterschiede der Wanddicken an verschiedenen Stellen des Hüllrohrs erschwert. Durch das Einprägen der Sickengeometrie wird eine deutliche Verkleinerung der Hüllrohrdicke an den Kanten der Sicken hervorgerufen (vgl. Kapitel 3.2.2.1). Dies bedeutet allerdings auch eine Erhöhung der Steifigkeit und Materialhärte an diesen Stellen. Zur Abschätzung des während der Reibbeanspruchung auftretenden Materialverschleißes wurde an den markanten Stellen die Wandstärke des Hüllrohres in der Reibspur sowie seitlich dazu versetzt auf dem unbeschädigten Material gemessen.

Die Wanddickenmessungen wurden mit Hilfe der in Bild 3.2-16 schematisch dargestellten Vorrichtung durchgeführt. Dabei wurden Taststifte mit kugelförmiger Spitze  $\varnothing = 0,3$  mm verwendet.



**Bild 3.2-16:** Versuchseinrichtung zur Messung der Wandstärken der Hüllrohre

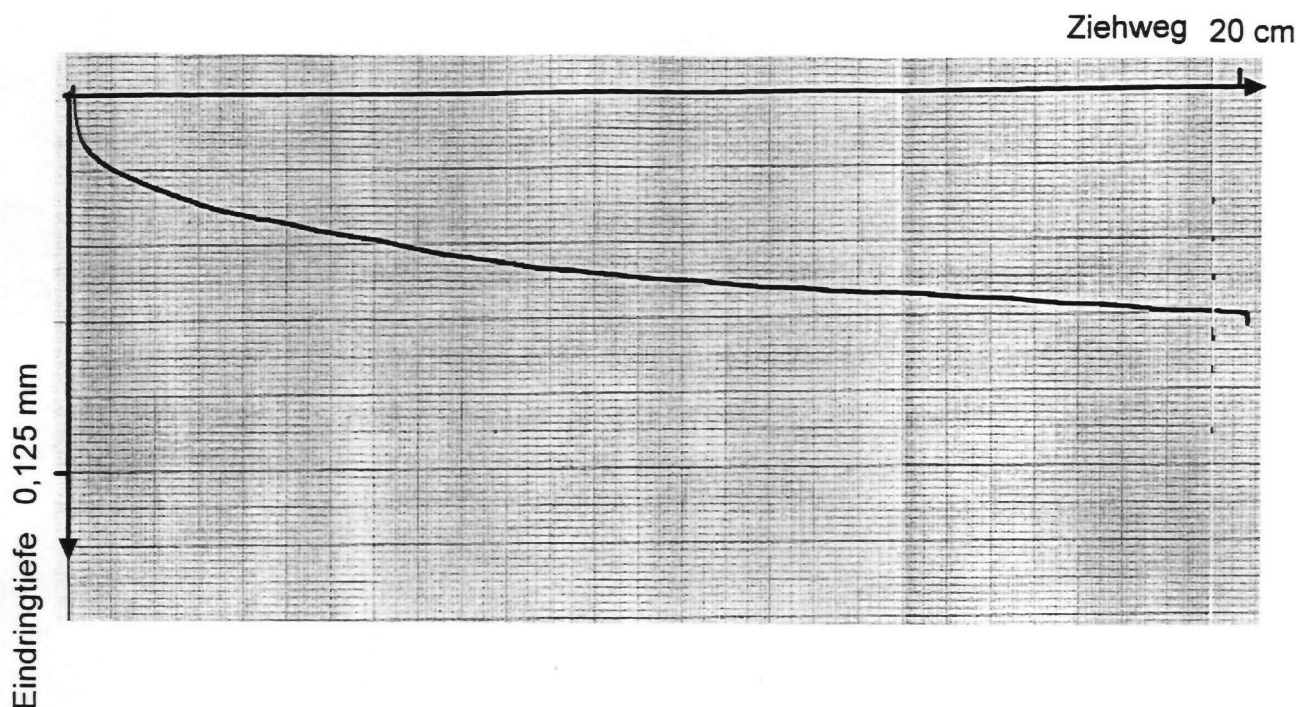
Eine weitere Möglichkeit der Beurteilung der Verschleißerscheinungen im Hüllrohr bietet die Auswertung der Änderung des gegenseitigen Abstandes beider Hüllrohrproben während der Reibbeanspruchung. Die Interpretation der Meßergebnisse wird allerdings durch die Tatsache erschwert, daß die Abstandsänderung zwischen den Hüllrohrproben sowohl den Abtrag des Hüllrohrmaterials als auch die plastische Verformung der Sicken beinhaltet. Bei Litzen werden, wie in Bild 3.2-17 zu erkennen, aus der Verseilung der Außendrähte resultierende Schwankungen des Probenabstandes beobachtet, die gleichzeitig auf Verzahnungseffekte zwischen der gewellten Litzenoberfläche und den Hüllrohrinnensicken hinweisen.



**Bild 3.2-17:** Verlauf der Eindringtiefe; Reibpartner: Litze mit Drehbehinderung;  
Hüllrohr: Glattes Bandblech des Herstellers WITZENMANN

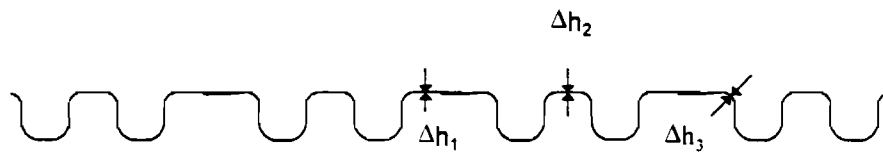
Bei Versuchen mit glatten Drähten weist das Diagramm im Anfangsbereich der Beanspruchung eine ausgeprägte Eindringung auf, die größtenteils die plastische Verformung des Mörtels und des Hüllrohres charakterisiert. Im weiteren Verlauf des Versuches flacht die Kurve ab und es kommt fast nur noch der Verschleißanteil zum Tragen.





**Bild 3.2-18:** Verlauf der Eindringtiefe; Reibpartner: Glatter Draht;  
Hüllrohr: Glattes Bandblech des Herstellers WITZENMANN

Die Messungen der Wandstärken nach der Versuchsdurchführung mit einem Ziehweg  $\Delta l$  von 20 cm ergaben, daß sich erwartungsgemäß mit steigender Anpreßkraft auch der Verschleiß erhöhte. Die gemessenen Wandstärkendifferenzen vor und nach der Reibbeanspruchung sind für die unterschiedlichen Hüllrohrtypen in der Tabelle 3.2-8 zusammengestellt. Eine Gegenüberstellung des Abtrages des Hüllrohrmaterials bei der Anwendung unterschiedlicher Betone ist in der Tabelle 3.2-9 enthalten. Hierbei ist ersichtlich, daß die Proben, welche mit hochfestem Beton hinterfüllt worden waren, immer eine, wenn auch nur unwesentlich, kleinere Dicke nach der tribologischen Beanspruchung aufwiesen, als diejenigen mit dem normalfesten Beton.



Hüllrohr	gefaltete Innensicke	Innensicke ohne Falz	Kante
	$\Delta\Delta h_1$ [mm]	$\Delta\Delta h_2$ [mm]	$\Delta\Delta h_3$ [mm]
Anpreßkraft A = 106,7 kN/m			
DROSSBACH $\varnothing/\varnothing_a = 100/107$ mm	0,057	0,061	-
HOCHTIEF $\varnothing/\varnothing_a = 100/107$ mm	0,055	-	-
SUSPA St. 26 $\varnothing/\varnothing_a = 65/72$ mm	0,072	0,052	-
SUSPA St. 24 $\varnothing/\varnothing_a = 100/107$ mm	0,061	0,066	-
WITZENMANN $\varnothing/\varnothing_a = 95/104$ mm	0,060	-	0,056
Anpreßkraft A = 13,33 kN/m			
WITZENMANN $\varnothing/\varnothing_a = 95/104$ mm	0,028	-	0,041

**Tabelle 3.2-8:** Hüllrohrwandstärkendifferenzen vor und nach der

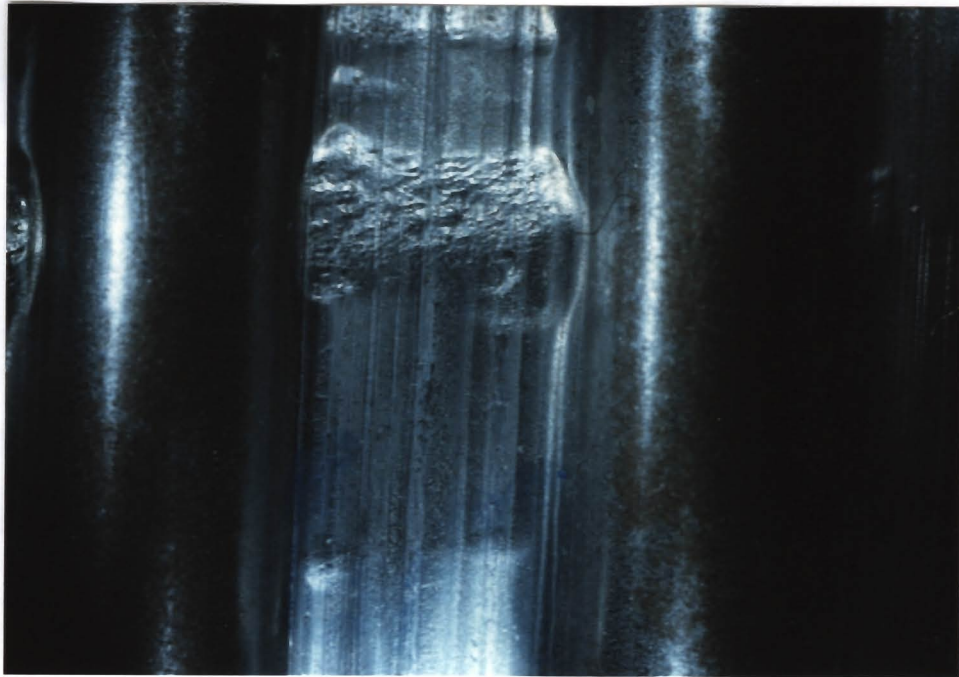
Versuchsdurchführung;

Reibpartner: Litze mit Drehbehinderung; normalfester Beton

Betonfestigkeit	Innensicke (Mitte)	Innensicke (Kante)
	$\Delta\Delta h_1$ [mm]	$\Delta\Delta h_3$ [mm]
Anpreßkraft A = 60 kN/m		
normalfest	0,094	0,041
hochfest	0,098	0,076
Anpreßkraft A = 106,7 kN/m		
normalfest	0,060	0,056
hochfest	0,082	0,080

**Tabelle 3.2-9:** Hüllrohrwandstärkendifferenzen; Reibpartner: Litze mit Drehbehinderung; Hüllrohr: WITZENMANN  $\varnothing_i/\varnothing_a = 95/104$  mm

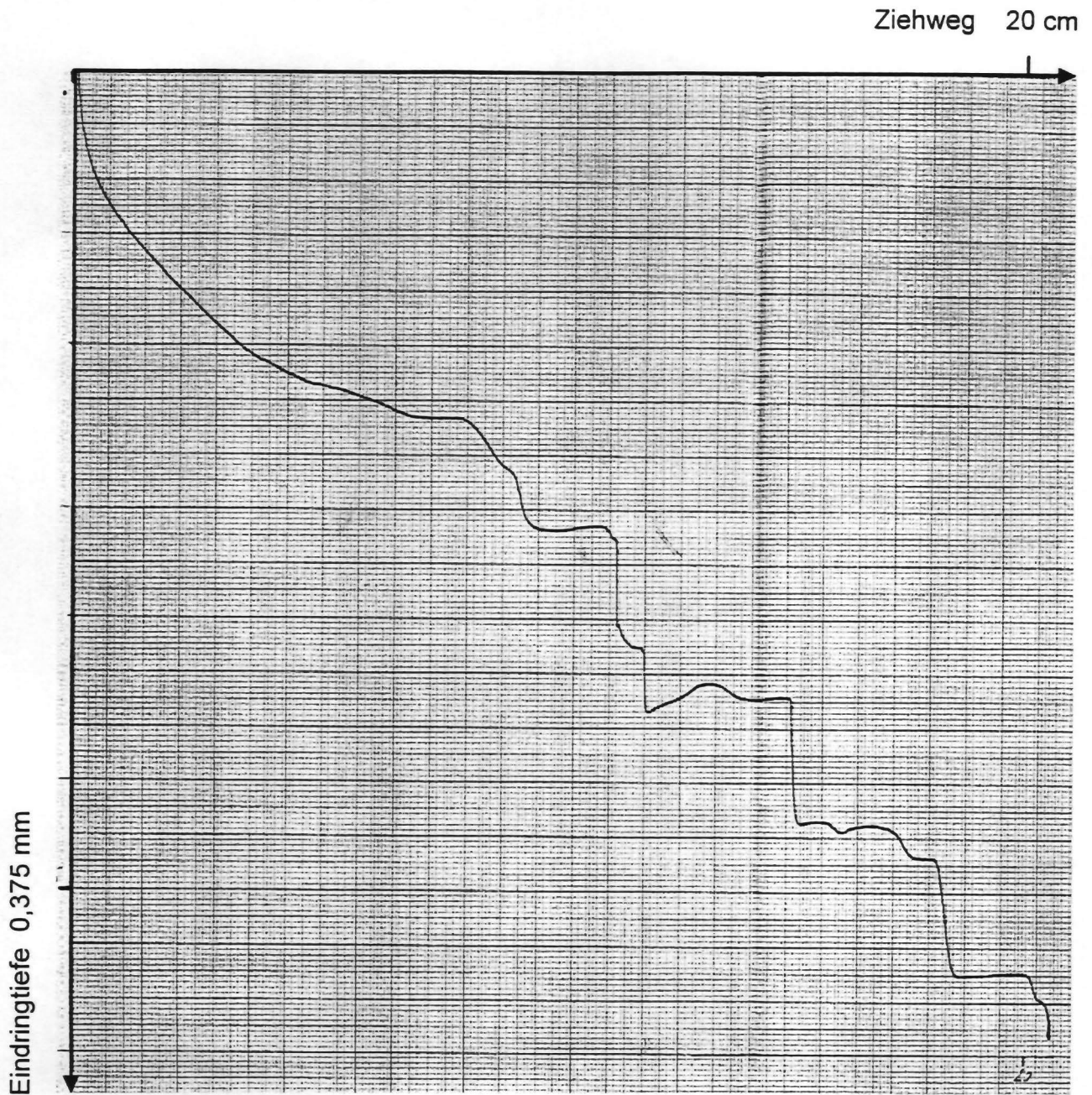
Die Erhöhung der Unterschiede in der Wandstärke zwischen belasteten und unbelasteten Hüllrohren bei hochfestem Beton ist vorwiegend auf das gröbere Mörtelgemisch und die höheren lokalen Spannungen zurückzuführen. Die Tatsache, daß die Messungen (vgl. Tabelle 3.2-9) bei einer niedrigeren Anpreßkraft größere Differenzen ergaben, basiert darauf, daß die minimalen Wandstärken untersucht werden sollten. Da diese, wie schon erwähnt, von der Kornverteilung unmittelbar an der Hüllrohrwandung abhängt und von Versuch zu Versuch abweicht, kann ein derartiges Ergebnis durchaus möglich sein.



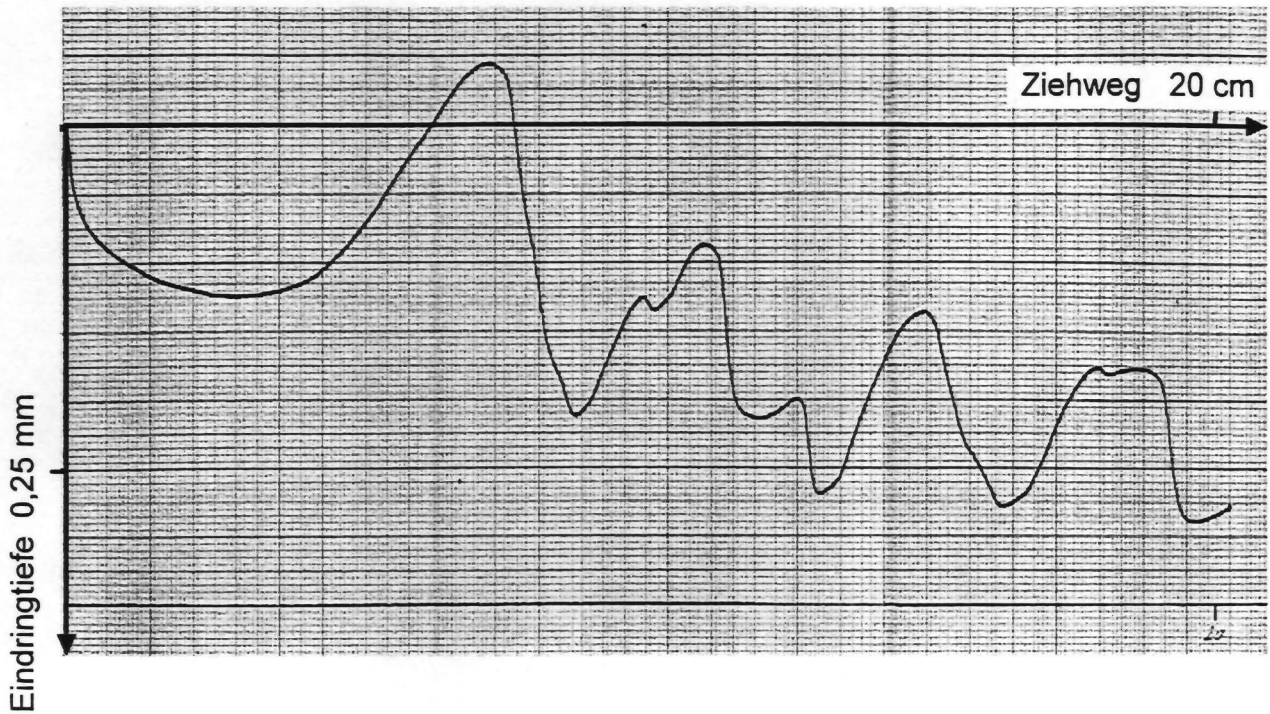
**Bild 3.2-19:** Hüllrohrrückansicht einer belasteten Hüllrohrprobe;

Hüllrohr: Witzenmann; Anpreßkraft:  $p_A = 60 \text{ kN/m}$ ; normalfester Beton

Zur Überprüfung der Durchriebgefahr bei langen Ziehwegen wurde das Hüllrohr des Herstellers DROSSBACH mit einer Wandstärke von 0,3 mm untersucht. Vergleichsweise wurden Versuche mit dem glatten Ausgangsmaterial des Herstellers WITZENMANN mit einer Wandstärke von 0,25 mm durchgeführt. Die Relativverschiebung betrug bei einer Anpreßkraft von 106,7 kN/m maximal 100 cm. Die Versuche erfolgten mit Litzen mit Drehbehinderung, wobei die Reibpartner zwischen den einzelnen Versuchsabschnitten nicht ausgewechselt wurden. Die Auswertung der gemessenen Abstandsänderungen zwischen den beiden an den Spannstahl angepreßten Hüllrohrproben zeigt nach starken Anfangsverformungen einen abflachenden Anstieg der Reibspurtiefe über den Ziehweg (Bild 3.2-20 und Bild 3.2-21).

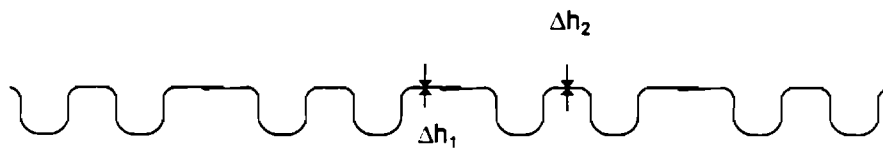


**Bild 3.2-20:** Verlauf der Eindringtiefe; Reibpartner: Litze mit Drehbehinderung;  
Hüllrohr: DROSSBACH; 1. Versuchsabschnitt;  
Anpreßkraft:  $p_A = 106,7 \text{ kN/m}$



**Bild 3.2-21:** Verlauf der Eindringtiefe; Reibpartner: Litze mit Drehbehinderung;  
Hüllrohr: DROSSBACH; 5. Versuchsabschnitt;  
Anpreßkraft:  $p_A = 106,7 \text{ kN/m}$

Bei einer Relativverschiebung von 100 cm tritt beim Hüllrohr des Herstellers DROSSBACH noch ein Verformungszuwachs von ca. 0,03 mm/10 cm Ziehweg auf. Dieser beinhaltet allerdings neben der verschleißbedingten Verringerung der Wanddicke auch die Deformation des umhüllenden Betons. Bei Versuchen mit glattem Ausgangsmaterial des Herstellers WITZENMANN stellten sich vergleichbare Verformungszuwächse ein. Der nach der Reibbeanspruchung gemessene Abtrag des Hüllrohrmaterials betrug beim Hersteller DROSSBACH an den breiten Innensicken im Mittel 0,08 mm und an den schmalen Innensicken 0,10 mm. Eine Durchriebgefahr besteht aufgrund der Versuchsergebnisse in einem unbeschädigten Hüllrohr auch bei extrem langen Ziehwegen und hohen Umlenkkraften nicht. Die durch Kaltverformungsvorgänge auftretende Verhärtung des Hüllrohrmaterials sowie lokale Anpreßdrücke reduzierten plastischen Verformungen der Hüllrohrinnensicken wirken sich dabei positiv auf den Durchriebwiderstand aus.



Hüllrohr	gefaltete Innensicke vor Reibbeanspruchung	gefaltete Innensicke nach Reibbeanspruchung	Innensicke ohne Falz vor Reibbeanspruchung	Innensicke ohne Falz nach Reibbeanspruchung
	$\Delta h_1$ [mm]	$\Delta h_1$ [mm]	$\Delta h_2$ [mm]	$\Delta h_2$ [mm]
Anpreßkraft A = 106,7 kN/m				
DROSSBACH $\varnothing/\varnothing_s = 65/72$ mm	0,297	0,218	0,304	0,198 (min 0,14)

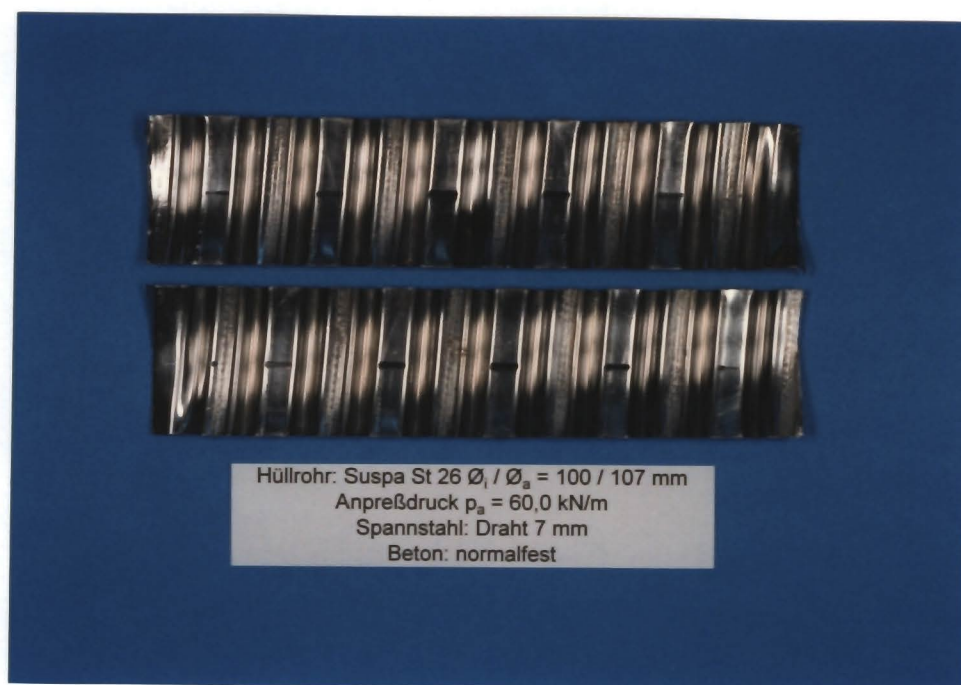
Hüllrohr	gefaltete Innensicke	Innensicke ohne Falz
	$\Delta\Delta h_1$ [mm]	$\Delta\Delta h_2$ [mm]
Anpreßkraft A = 106,7 kN/m		
DROSSBACH $\varnothing/\varnothing_s = 65/72$ mm	0,081	0,103

**Tabelle 3.2-10:** Hüllrohrwandstärkendifferenzen vor und nach der Versuchsdurchführung bei Reibbeanspruchung von 100 cm; Hüllrohr DROSSBACH; Reibpartner: Litze mit Drehbehinderung; normalfester Beton

### 3.2.2.8 Reibspurgeometrie

Die Reibspurgeometrie wird maßgeblich durch die Sickenausbildung, das Belastungsniveau und die Versuchsart bestimmt.

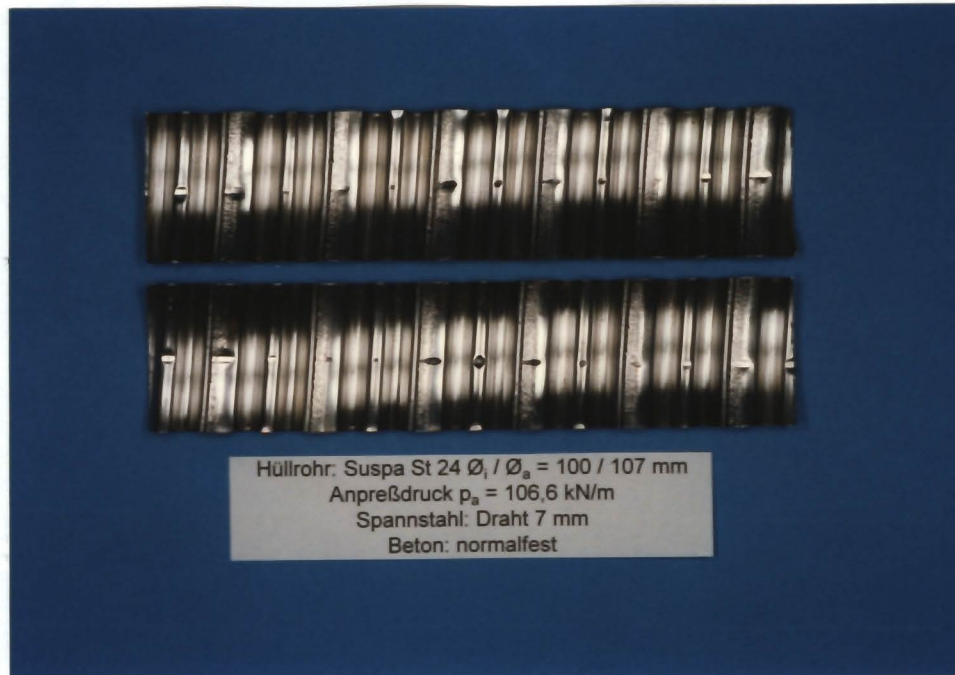
Die Breite der Reibspur weist innerhalb eines Hüllrohrausschnitts zum Teil starke Differenzen auf. Diese sind durch Fertigungstoleranzen der Hüllrohre, Steifigkeitsunterschiede bei den breiten und schmalen Innensicken sowie durch erhöhte Steifigkeit der Falzstellen bedingt. Der Einfluß der unterschiedlichen Sickenhöhen ist in Bild 3.2-22 deutlich zu erkennen.



**Bild 3.2-22:** Reibspuren der kaltgezogenen glatten Drähte; Hüllrohr: SUSPA St. 26

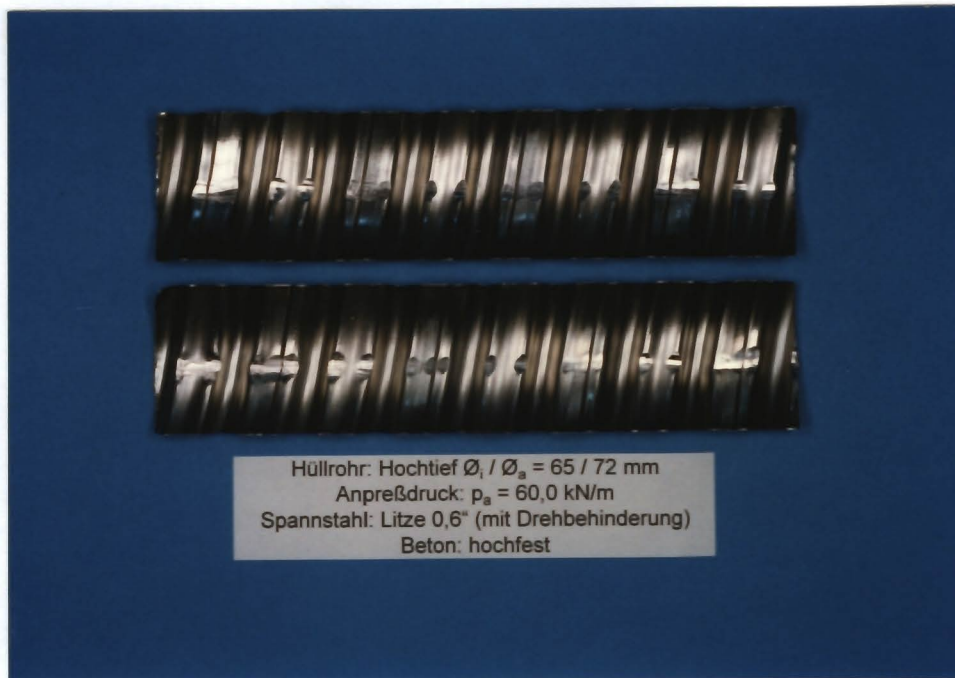
Bei einer Querpressung von 60 kN/m partizipieren die tieferliegenden Falzstellen nicht am Reibvorgang. Beim Hüllrohr des Herstellers SUSPA mit Steigung 24 mm (Bild 3.2-23) weisen die schmalen Innensicken gegenüber den breiten eine größere Reibspurbreite auf.





**Bild 3.2-23:** Reibspurgeometrie bei dem Hüllrohr des Herstellers SUSPA St. 24

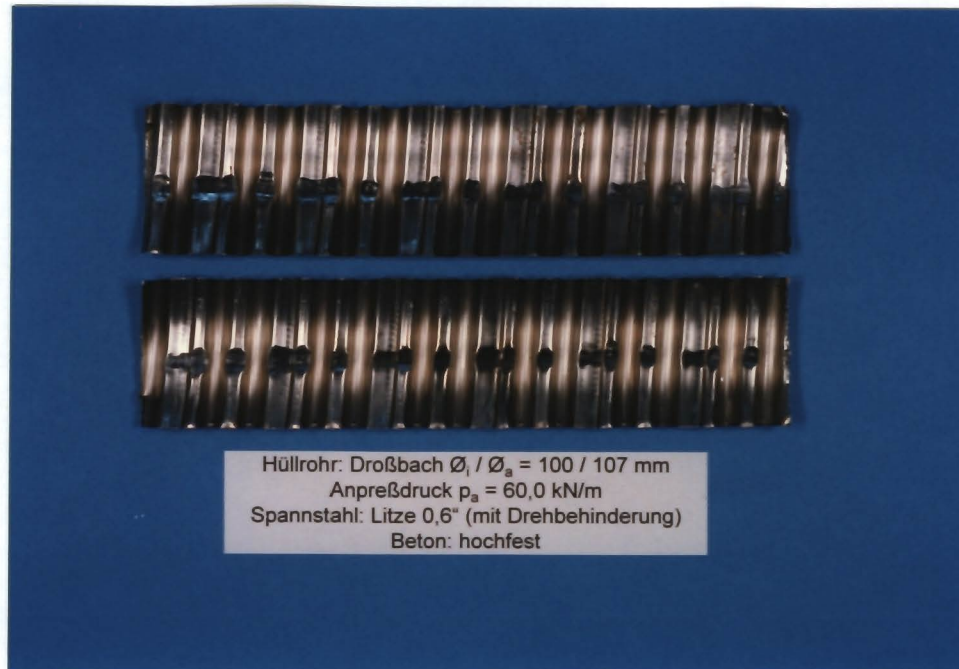
Die Ursache dafür liegt in der abweichenden Sickenhöhe sowie in der kleineren Steifigkeit der schmalen Innensicke. Bei Sicken mit großen Breiten können zum Teil die Ränder eine größere Höhe aufweisen als der innere Bereich der Sicke. Dieser Effekt ist insbesondere beim Hüllrohr des Herstellers HOCHTIEF ausgeprägt und macht sich in der Reibspurgeometrie bemerkbar (Bild 3.2-24).



**Bild 3.2-24:** Reibspurgeometrie; Hüllrohr: HOCHTIEF

Diese weist in der Mitte der breiten Innensicke eine starke Verjüngung auf. Mit ansteigender Querpressung und zunehmenden plastischen Verformungen im Hüllrohr wird der Höhenunterschied abgebaut, was bei profilierten Spannstählen zu einer leichten Veränderung im Reibungsverhalten führen kann.

Der Einfluß der erhöhten Steifigkeit der Falzstellen auf die Reibspurbreite ist am Beispiel des Hüllrohrs des Herstellers DROSSBACH zu erkennen. Im Bild 3.2-25 weist die Reibspur an den Falzstellen eine sichtbar kleinere breite auf, als im unmittelbar davor liegenden Bereich, wo die Falz noch nicht begonnen hat.



**Bild 3.2-25:** Reibspur bei dem Hüllrohr des Herstellers DROSSBACH

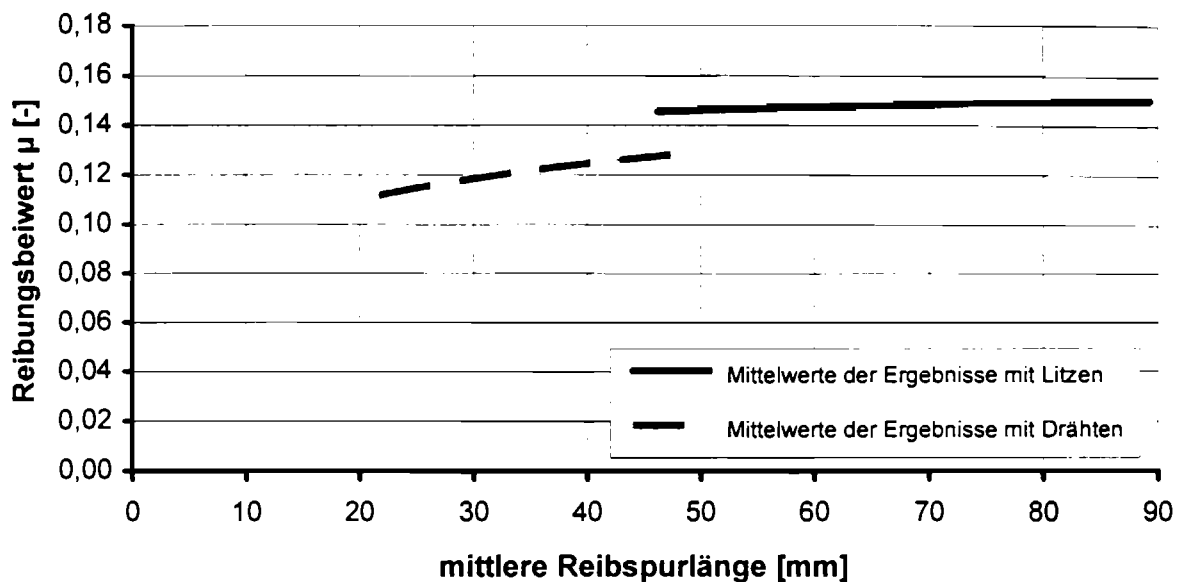
Die Reibspurgeometrie wird durch die Höhe der Querpressung erwartungsgemäß stark beeinflusst. Mit ansteigender Belastung nehmen plastische Verformungen der Sicken zu. Neben der Zunahme der Breite tritt eine Vergrößerung der Länge der Reibspur auf. Bei hohen Querpressungen werden eventuell vorhandene Höhenunterschiede zwischen den einzelnen Sicken ausgeglichen, so daß sich die Anzahl der am Reibvorgang beteiligten Bereiche erhöht. Außerdem steigt die Länge der Reibspur bei zunehmenden Verformungen im Bereich der Sickenausrundungen.

In der Tabelle 3.2-10 sind gemessene Reibspurlängen bei verschiedenen Hüllrohrtypen zusammengestellt, die sich bei einer Anpreßkraft von 60 kN/m einstellten. Sichtbar sind deutliche Unterschiede zwischen den einzelnen Herstellern.

Mittelwerte der Reibspurlänge bei normalfestem Beton [mm]				
Hersteller	$\varnothing_i/\varnothing_a$ [mm]	Draht	Litze ohne Drehbehinderung	Litze mit Drehbehinderung
Drossbach	100/107	44,99	46,89	79,96
	65/72	-	-	81,10
Hochtief	100/107	-	-	-
	65/72	-	-	77,52
Suspa St. 24	100/107	29,95	36,45	59,39
Suspa St. 26	100/107	36,64	-	84,64
	65/72	-	47,43	87,83
Witzenmann	95/104	27,96	-	51,75
	65/72	-	-	54,33

**Tabelle 3.2-11:** Mittelwerte der Reibspurlänge; Anpreßkraft: 60,0 kN/m;  
Probenlänge: 15 cm

Bei der Betrachtung der zugehörigen Reibungsbeiwerte (Diagramm 3.2-25) ist bei glatten Drähten, eine Abhängigkeit des Reibungsbeiwertes von der Reibspurlänge zu erkennen. Diese weist auf einen hohen Anteil der diskreten Friktionsverbindungen an der Gesamtreibkraft hin, deren Anzahl mit größer werdender Kontaktfläche ansteigt. Das Reibungsverhalten von Litzen wird dagegen maßgeblich durch die infolge der Verseilung der Außendrähte vorhandenen Profilierung bestimmt. Die Deformationskomponente der Reibung ist hier stark ausgeprägt und eine Abhängigkeit des Reibungsbeiwertes von der Reibspurlänge ist nur schwach erkennbar.



**Diagramm 3.2-25:** Verlauf der mittleren Reibungsbeiwerte der profilierten Hüllrohrtypen in Abhängigkeit von der mittlerer Reibspurlänge; Anpreßdruck: 60,0 kN/m

Ein Rückschluß von der Länge der Reibspur auf den Reibungsbeiwert bei einer vorgegebenen Anpreßkraft, ist nur bedingt möglich. Betrachtet man den Fall des Hüllrohres ohne Profilierung, so liegen die Reibungsbeiwerte für Drähte bei einer Anpreßkraft von 60 kN/m im Mittel bei  $\mu = 0,115$ . Die projizierte Länge der plastischen Verformung hingegen beträgt bis zu 150 mm. Mit dem Ansatz der während der Reibbeanspruchung tatsächlich vorhandenen Kontaktfläche läßt sich dieses widersprüchliche Ergebnis relativieren. Die Ermittlung dieser Fläche ist jedoch aufwendig und mit großen Unsicherheiten behaftet. Hinzu kommt die Tatsache, daß bei profilierten Spannstählen die nach der Beanspruchung hinterlassene Reibspur nicht der wahren Kontaktlänge der beiden Reibpartner entspricht.

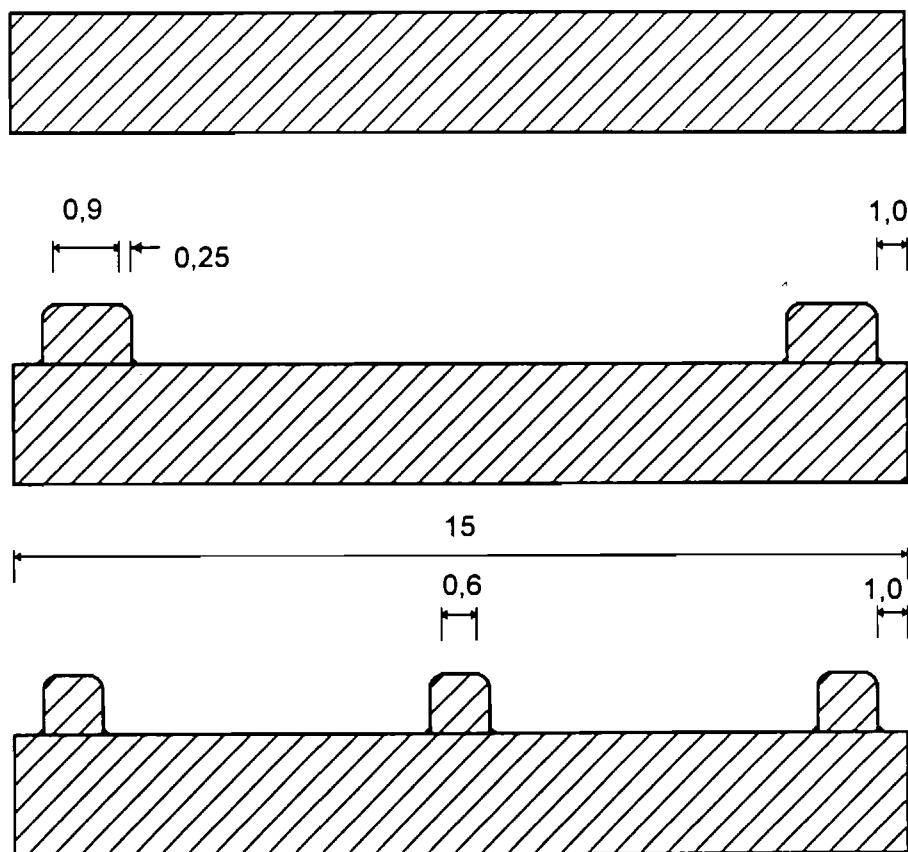
Die erzielbaren Genauigkeiten der Ermittlung des Reibungsbeiwertes im Kleinmodellversuchsstand werden durch eine Vielzahl von Unzulänglichkeiten eingeschränkt. Neben den üblichen herstellungsbedingten Maßabweichungen des Hüllrohrprofils können bei der Herstellung der Probekörper leichte Verformungen der Proben entstehen. Hinzukommen Unregelmäßigkeiten innerhalb der Ausgangsmaterialien, deren genaue Erfassung nur mit erheblichem Aufwand möglich ist. Aufgrund dieser Schwierigkeiten ist es nur bedingt möglich theoretische

Ansätze der Festkörperreibung auf das tribologische System Spannglied-Hüllrohr zu übertragen.

### 3.2.2.9 Simulation eines Hüllrohres mit und ohne Sickenausbildung und Stahl als Hinterfüllungsmaterial

Ziel dieser ergänzenden Versuchsreihe war die Untersuchung des Grenzfall eines unnachgiebigen Hüllrohrhinterfüllungsmaterials. Außerdem sollte durch eine vordefinierte Sickenausbildung, die frei von Herstellungstoleranzen sowie großen plastischen Verformungen ist, Aufschluß über den Einfluß der Hüllrohrgeometrie auf die Reibung von Litzenspanngliedern gewonnen werden.

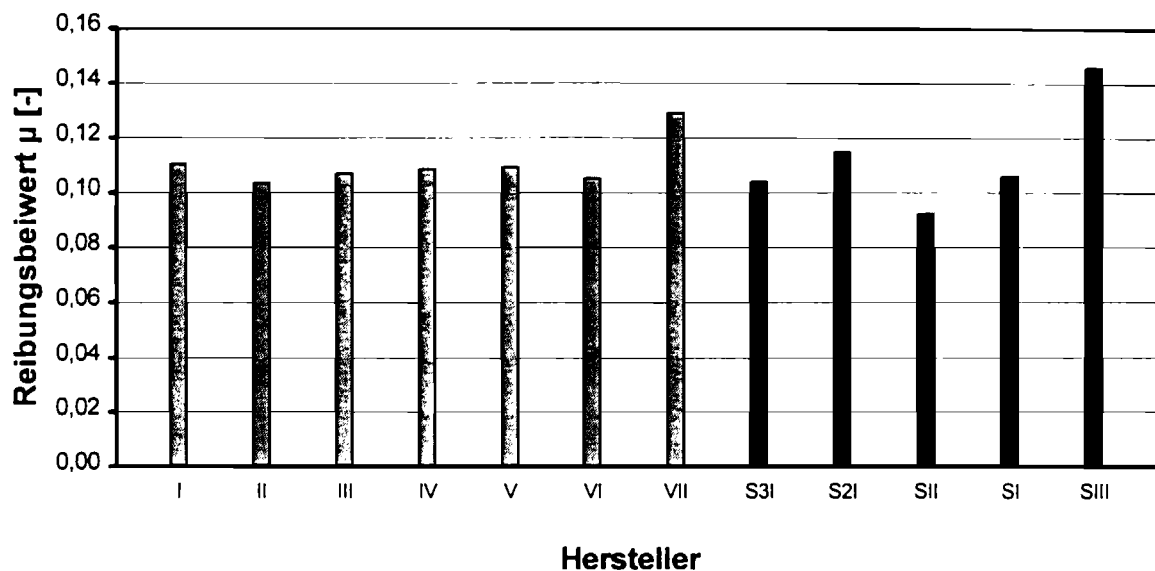
Die Untersuchung umfaßte drei Varianten der Hüllrohrproben: Glatt sowie profiliert mit zwei und drei Sicken. Die Probenform ist in Bild 3.2-26 dargestellt



**Bild 3.2-26:** Probenform bei Versuchen mit Stahl als Hinterfüllungsmaterial

Um den Einfluß der Berührungslänge auf den Reibungsbeiwert konstant zu halten, wurde die Sickenbreite bei den profilierten Probenvarianten so gewählt, daß sich während der Reibbeanspruchung die gleiche projizierte Reiblänge einstellte. In den Versuchen mit Proben mit glatter Oberfläche wurde das Bandblech des Herstellers WITZENMANN mit 0,25 mm sowie des Herstellers SUSPA mit 0,3 und 0,4 mm Dicke verwendet. Für die Untersuchung der Profilvarianten mit zwei und drei Sicken wurde in beiden Fällen das gleiche Bandblech des Herstellers SUSPA mit einer Dicke von 0,3 mm gewählt, um materialbedingte Unterschiede im Reibverhalten auszuschließen.

Im Diagramm 3.2-26 sind die Mittelwerte der Ergebnisse der Versuchsdurchführung mit Beton und Stahl als Hinterfüllungsmaterial mit einer Anpreßkraft von 2 kN gegenübergestellt.

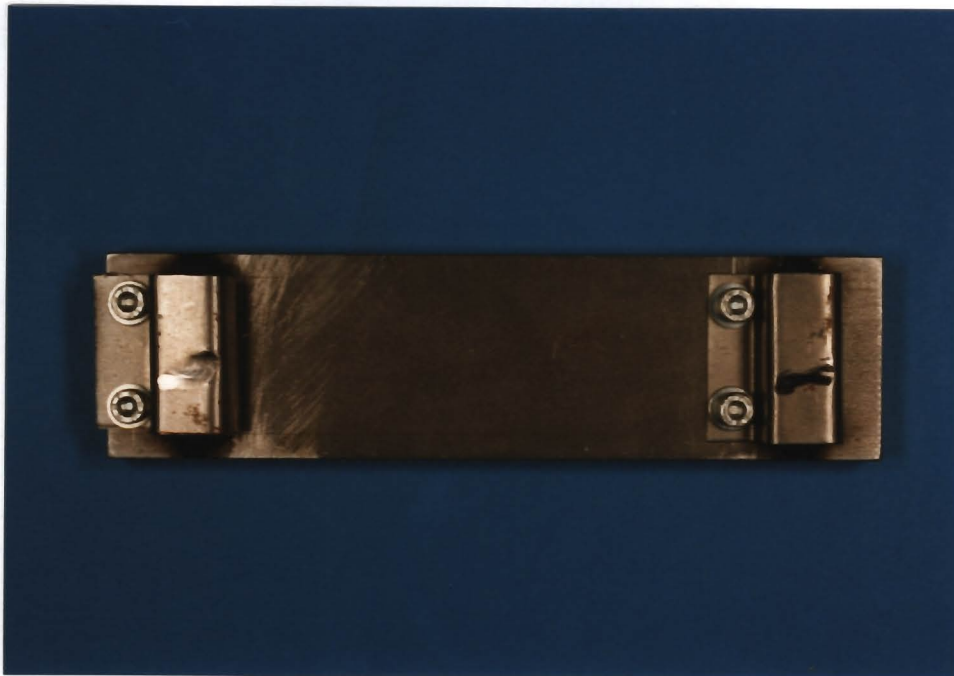


**Diagramm 3.2-26:** mittlerer Reibungsbeiwert unterschiedlicher Hersteller mit den Versuchsparametern: Litze 0,6"; Versuchsart drehfest; Anpreßkraft  $A = 2$  kN; normalfester Beton: I: HOCHTIEF, II: WITZENMANN, III: WITZENMANN (Ausgangsmaterial) glatt, IV: WITZENMANN flachoval, V: WITZENMANN flachoval (Rückseite beansprucht), VI: SUSPA Steigung 24, VII: SUSPA Steigung 26; Stahl: SI: Bandstahl WITZENMANN glatt 0,25 mm; S3I: Bandstahl SUSPA 0,3 mm 3 Sicken; S2I: Bandstahl SUSPA 0,3 mm 2 Sicken; SII: Bandstahl SUSPA glatt 0,4 mm; SIII: Bandstahl SUSPA glatt 0,3 mm

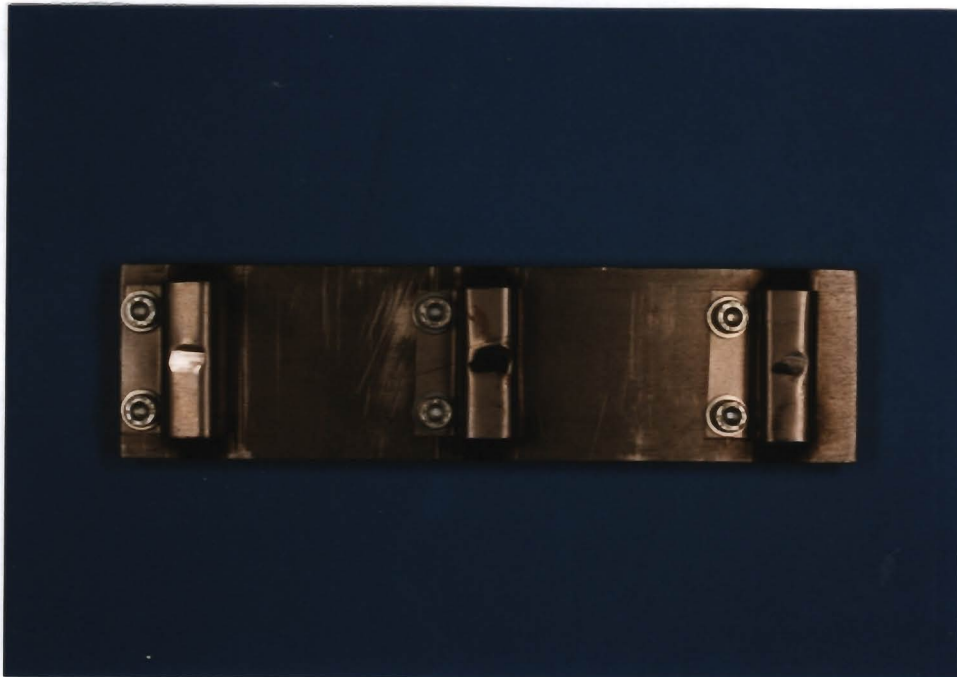
Die Versuchsergebnisse mit glatten Hüllrohrproben zeigen einen Anstieg des mittleren Reibungsbeiwertes mit abnehmender Wandstärke. Auffällig ist in diesem Zusammenhang der starke Anstieg des mittleren Reibungsbeiwertes bei dem Bandstahlmaterial des Herstellers WITZENMANN, der jedoch allein auf den Einfluß der geringen Blechdicke nicht zurückgeführt werden kann. Eine Untersuchung der Reibspuren konnte keinen Aufschluß über die hohe Differenz im Reibverhalten aufzeigen. Eine signifikante Abhängigkeit des Reibungsbeiwertes von der Hüllrohrwandstärke wurde bei Versuchen mit im Beton gebetteten Proben nicht festgestellt. Auf eine genauere Untersuchung wurde allerdings wegen der Geringfügigkeit dieses Einflusses verzichtet.



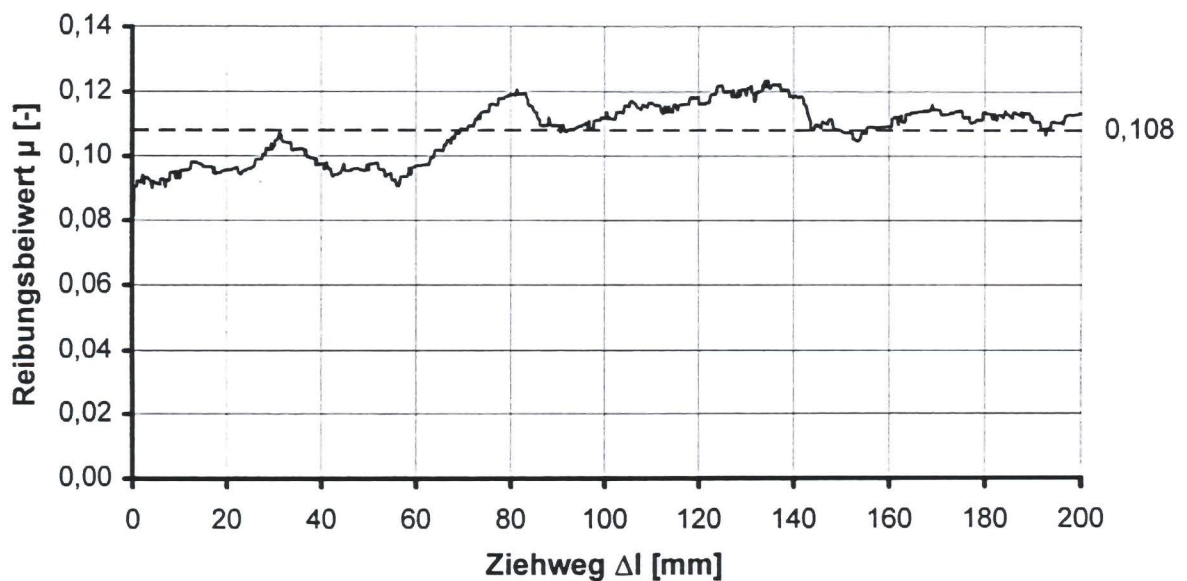
Der Verlauf des Reibungsbeiwertes weist bereits beim Ziehweg von 20 cm einen sichtbaren Anstieg auf. Dieser ist auf eine erhöhte Beanspruchung der Spannstahloberfläche zurückzuführen, die mit einem verstärkten Abtrag der Ziehmittelreste verbunden ist. Die höhere Beanspruchung wird dadurch bedingt, daß sich der Stahl als Hinterfüllungsmaterial während des Reibvorgangs nicht verformt. Bei höheren Anpreßkräften kündigt sich bereits bei kurzen Relativverschiebungen ein Durchrieb des Hüllrohrmaterials an.



**Bild 3.2-27:** Reibspur der Hüllrohrsimulation mit 2 Sicken;  
Reibpartner: Litze mit Drehbehinderung



**Bild 3.2-28:** Reibspur der Hüllrohrsimulation mit 3 Sicken;  
Reibpartner: Litze mit Drehbehinderung



**Diagramm 3.2-27:** Verlauf des Reibungsbeiwertes mit einem 0,3 mm starken  
Bandblech des Herstellers SUSPA;  
Reibpartner: Litze mit Drehbehinderung

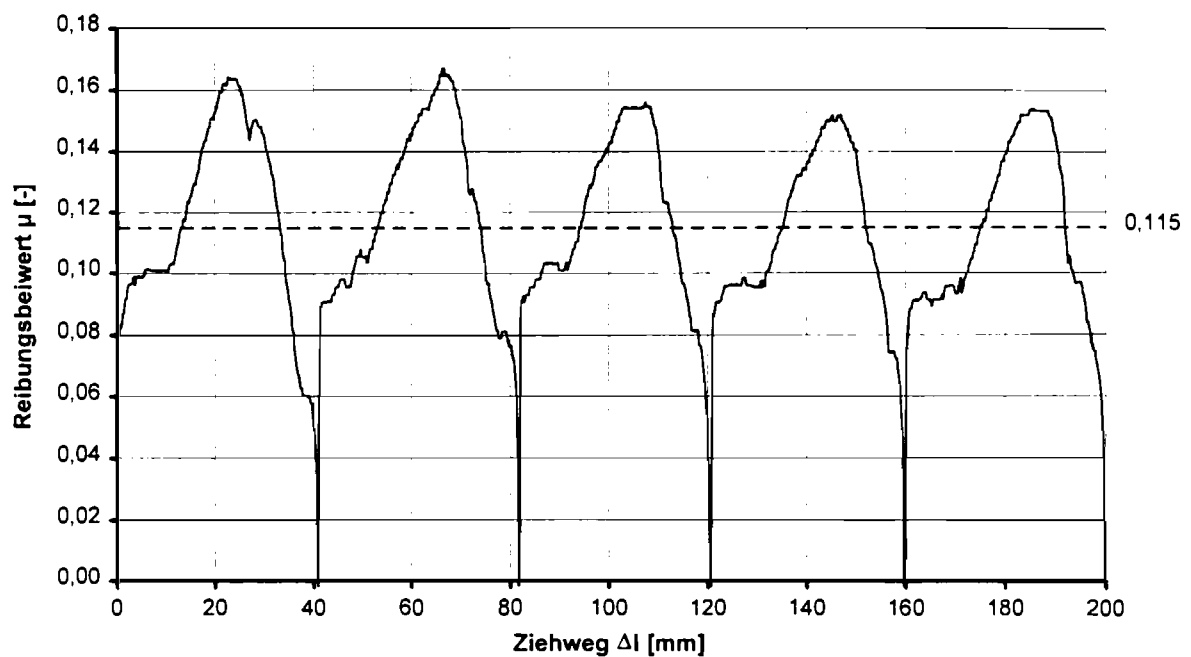
Die Reibungsdiagramme weisen bei Versuchen mit Stahl als Hinterfüllungsmaterial einen inhomogenen Verlauf des Reibungsbeiwertes (slip-stick) aus. Die wellenartige Bewegung, die das Reibungsdiagramm mit Litzen mit Drehbehinderung kennzeichnet, ist dagegen bei den Versuchen mit glatten Hüllrohrproben nicht derart ausgeprägt. Anhand des Vergleiches der mittleren Reibungsbeiwerte zwischen den Versuchen mit Beton und Stahl als Hinterfüllungsmaterial kann ein Einfluß der Hinterfüllung für die Spanngliedreibung ausgeschlossen werden.

Die Abweichungen zwischen den Einzelergebnissen bestärken die Vermutung, daß der Reibungsbeiwert hauptsächlich von dem Spannstahl abhängt. Der starke Einfluß des abrasiven Verschleißes der Ziehmittelreste wird durch sein Verhalten unter tribologischer Beanspruchung geregelt.

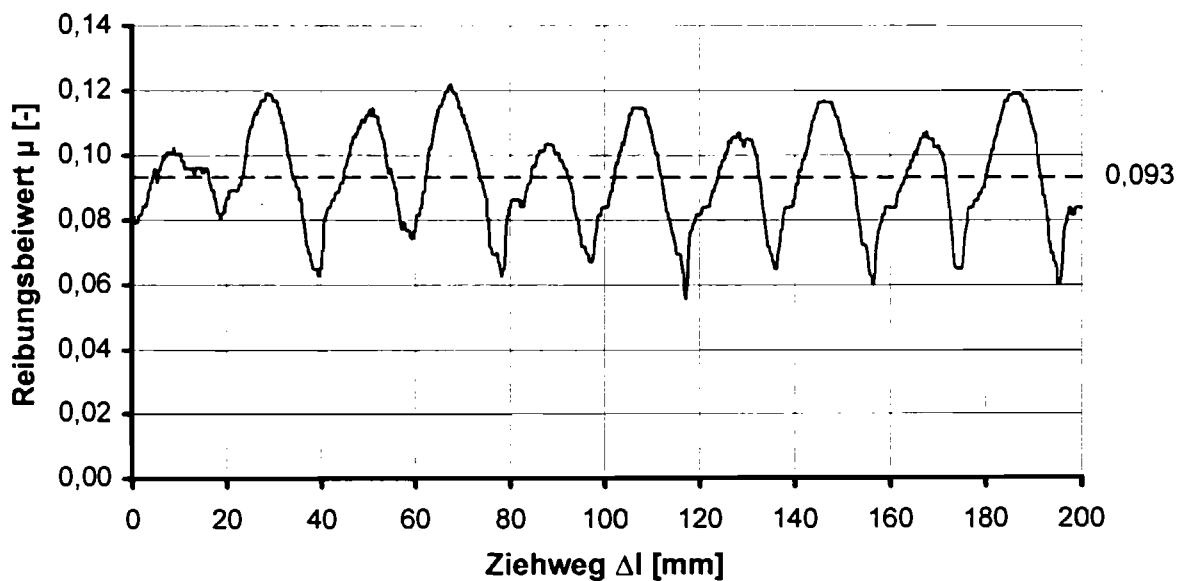
Bemerkenswert ist ebenfalls, daß zur Überwindung der Haftreibung nur wenig ausgeprägte Spitzen im Verlauf des Reibungsbeiwertes erkennbar sind. Die Ursache dafür liegt in den fehlenden Eindrückungen, die bei Versuchen mit im Beton gebetteten Hüllrohren beim Aufbringen der Anpreßkraft vor der Relativverschiebung erzeugt werden.

Die Versuche mit Sickenausbildung ergaben über den Ziehweg betrachtet periodisch wiederkehrende hohe Reibungsbeiwerte. Dies ist u.a. auf hohe lokale Pressungen zurückzuführen. Bei einer Anpreßkraft von 9 kN wurde sogar die angeschweißte Sicke abgeschert. Die Versuche mit drei Sicken ergaben niedrigere mittlere Reibungsbeiwerte als diejenigen mit zwei Sicken. Dies läßt die Vermutung zu, daß die Anzahl der überfahrenen Kanten von untergeordneter Bedeutung ist. Der Verlauf des Reibungsbeiwertes bei der Profilvariante mit zwei Sicken wird dagegen in erster Linie durch die Kraft charakterisiert, die für das Übergleiten der maximalen Unebenheit des Spannstahles über die Sicke benötigt wird.

Anhand des Reibungsdiagrammes wird die starke Abhängigkeit des Reibungsbeiwertes von der Litzengeometrie deutlich. Bei jedem Übergleiten der Erhebung der Litze infolge ihrer Wicklung kommt es zu einem ausgesprochenen Maximum. Nach dem Übergleiten sinkt der Reibungsbeiwert bis auf sehr niedrige Werte ab (Diagramm 3.2-28). Die sichtbaren negativen Reibungsbeiwerte sind auf meßtechnische Fehler zurückzuführen.



**Diagramm 3.2-28:** Verlauf des Reibungsbeiwertes mit 2 Sicken; Reibpartner: Litze mit Drehbehinderung; Anpreßkraft  $A = 2$  kN; planmäßige Reibspurlänge: 1,8 cm



**Diagramm 3.2-29:** Verlauf des Reibungsbeiwertes bei der Profilvariante mit 3 Sicken; Reibpartner: Litze mit Drehbehinderung; Anpreßkraft  $A = 2$  kN; planmäßige Reibspurlänge: 1,8 cm

Im Vergleich zu dem Reibungsdiagramm der Profilvariante mit 2 Sicken zeigt der Verlauf des Reibungsbeiwertes bei einer Probe mit 3 Sicken keine derartig ausgeprägten Schwankungen (vgl. Diagramm 3.2-29). Dieser unterschiedliche Verlauf des Reibungsbeiwertes ist auf die topographische Lage der Vorsprünge der Litze, die sich aus der Wicklung der Außendrähte ergeben, zu den Innensicken während der Relativverschiebung zurückzuführen.

### **3.2.3 Beurteilung und Diskussion der Hüllrohrtypen unter Berücksichtigung eines Rechenansatzes zur Erfassung des Reibungsbeiwertes bei profilierten Reibpartnern**

Die Untersuchungen der verschiedenen Hüllrohrprofile einschließlich des Grenzfalles des glatten Bandstahls ergaben, daß sich die mittleren Reibungsbeiwerte bis zu ca. 25% unterscheiden können. Die Differenzen traten jedoch erst bei hohen Querpressungen auf. Bei kleinen Anpreßkräften hingegen waren die Abweichungen vernachlässigbar gering. Die Unterschiede der Reibungsbeiwerte in den Einzelversuchen bewegten sich im üblichen Rahmen.

Die folgende Tabelle zeigt beispielhaft die gemessenen Mittelwerte des Reibungsbeiwertes für die unterschiedlichen Hüllrohrtypen.

Hüllrohr	Reibpartner: Litze mit Drehbehinderung		Reibpartner: Glatter Draht
	$\varnothing/\varnothing_a = 65/72$ mm	$\varnothing/\varnothing_a = 100/107$ bzw. 95/104 mm	$\varnothing/\varnothing_a = 100/107$ bzw. 95/104 mm
WITZENMANN	0,146	0,146	0,115
WITZENMANN flachoval	0,127		0,095
WITZENMANN (glatt)	0,132		0,115
SUSPA St. 24	-	0,141	0,110
SUSPA St. 26	0,159	0,158	0,126
DROSSBACH	0,164	0,147	0,125
HOCHTIEF	0,160	0,151	-

**Tabelle 3.2-12:** Mittlere Reibungsbeiwerte; Anpreßkraft  $p_A = 60$  kN/m;  
normalfester Beton

Die Hüllrohre der Hersteller SUSPA St. 26, DROSSBACH und HOCHTIEF weisen im Mittel höhere Reibungsbeiwerte als die übrigen Hüllrohrtypen auf. Wie bereits in Kapitel 3.2.2.8 erläutert, wurden auf diesen Hüllrohren die längsten, aufsummierten Reibspurlängen bei den profilierten Hüllrohren ermittelt. Ein alleiniger Einfluß der Reibspurlänge kann jedoch ausgeschlossen werden, da die Versuche mit dem unprofilieren Bandstahlmaterial maximale Reibspurlängen aber auch niedrige Reibungsbeiwerte aufweisen. Aus den Versuchen mit Stahl als Hinterfüllungsmaterial geht die Abhängigkeit des Verlaufes des Reibungsbeiwertes für den Reibpartner Litze mit Drehbehinderung von den Abständen der Sicken zueinander deutlich hervor. Diesen Einfluß spiegeln auch die Versuchsergebnisse mit den unterschiedlichen Hüllrohrformen wieder. Es besteht eine Abhängigkeit des Reibungsbeiwertes von der Hüllrohrgeometrie. Die Meßergebnisse zeigen eine weitere Abhängigkeit des Reibungsbeiwertes von der Spannstahlart (Drähte, Litzen) sowie von der Anpreßkraft. Die profilierte Reibebene der Litze bedingt ein anderes Reibverhalten als das der glatten Drähte. Bei den Litzen wird sich der Einfluß der

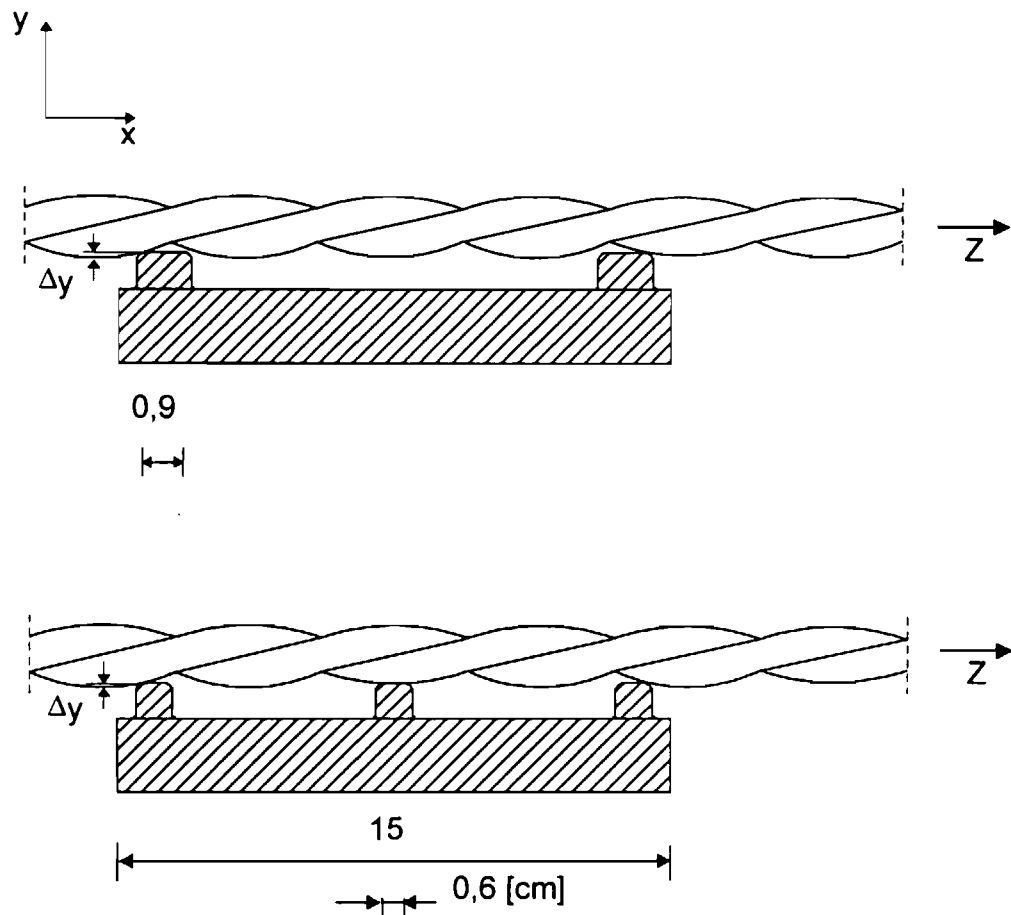
Makrounebenen der gegeneinanderbewegten Reibflächen bemerkbar machen. Bei den Drähten hingegen kann von zwei in etwa ebenen Reibflächen ausgegangen werden. Wertet man für den Fall der Spanngliedreibung mit glatten Drähten die Reibungstheorien qualitativ aus, so ist ein Anstieg des Reibungsbeiwertes mit zunehmender diskreter Berührungsfläche der Reibpartner sowie mit ansteigenden Reibkräften bei verstärkter Eindringung der Oberflächenmikrorauheiten zu erwarten. Dieser Verlauf stellt sich qualitativ ein. Er wurde durch die Messung der Reibspurlänge sowie durch die Zunahme der Oberflächenrauheiten des Spannstahls infolge des abrasiven Verschleißes der Ziehmittelreste bestätigt. Von einer Abhängigkeit des Reibungsbeiwertes durch Material- und Oberflächenunterschiede des Hüllrohres wird aufgrund der Meßergebnisse abgesehen.

Bei einem Belastungsniveau von 13,33 kN/m sind die Unterschiede zwischen den Reibungsbeiwerten für die unterschiedlichen Hüllrohre sehr gering. Wertet man die Messungen der Reibspurlänge für diese Anpreßkraft aus, so stellen sich kaum Differenzen für die profilierten Hüllrohre ein. Die Berührungsfläche, die der Querpressung von 13,33 kN/m Widerstand leisten kann, ohne weitere Verformung zu erfahren, wird durch die geometrisch höchsten Punkte des Hüllrohres charakterisiert. Eine starke Deformation der topographischen Erhebungen ist zur Kraftaufnahme nicht notwendig und wird dadurch bestätigt, daß der Beton bei diesem Belastungsniveau nur unwesentlich plastisch verformt wird. Dieses Verhalten bei niedrigen Anpreßkräften stellt sich sowohl für glatte Drähte als auch für Litzen ein.

Die größeren Unterschiede der mittleren Reibungsbeiwerte zwischen den Hüllrohrtypen bei höheren Anpreßkräften werden auf die größere Deformationsarbeit zurückgeführt. Dieses spiegelt sich u. a. in der plastischen Verformung des Hüllrohres und der des Betons wieder.

Bei der Betrachtung der absoluten Unterschiede zwischen den Reibungsbeiwerten sind bei Litzen größere Differenzen festzustellen. Die Unterschiede im Reibungsbeiwert zwischen den glatten und profilierten Hüllrohren zeigen, daß der Verlauf des Reibungsbeiwertes von der Sickenausbildung beeinflußt wird. Die Größe und die Anzahl der Wellen charakterisieren den Verlauf der Anpreßkraft und des Reibungsbeiwertes.

Es ist deshalb von einer Abhängigkeit des Reibungsbeiwertes von der Sickenausbildung auszugehen. Diese Tendenz stellt sich wie folgt dar: Während des Gleitvorganges ändert sich die geometrische Lage der Reibpartner Litze und Hüllrohr durch die Wicklung der Außendrähte der Litze und die Innensickenausbildung ständig. Als Maß für die Reibungsbeiwertdifferenzen werden die Höhendifferenzen  $\Delta y$ , entsprechend Bild 3.2-29, angesehen. Dieses Maß muß während des Gleitvorganges über die Sicken geführt werden. Die Größe von  $\Delta y$  ist abhängig von dem Litzenschlag und den Abständen der Innensicken. Der Litzenschlag wurde für die untersuchten Spannstahlilitzen zu 23,7 cm bestimmt. Die Abmessungen der Hüllrohre sind in Kapitel 3.2.2.1 aufgeführt.



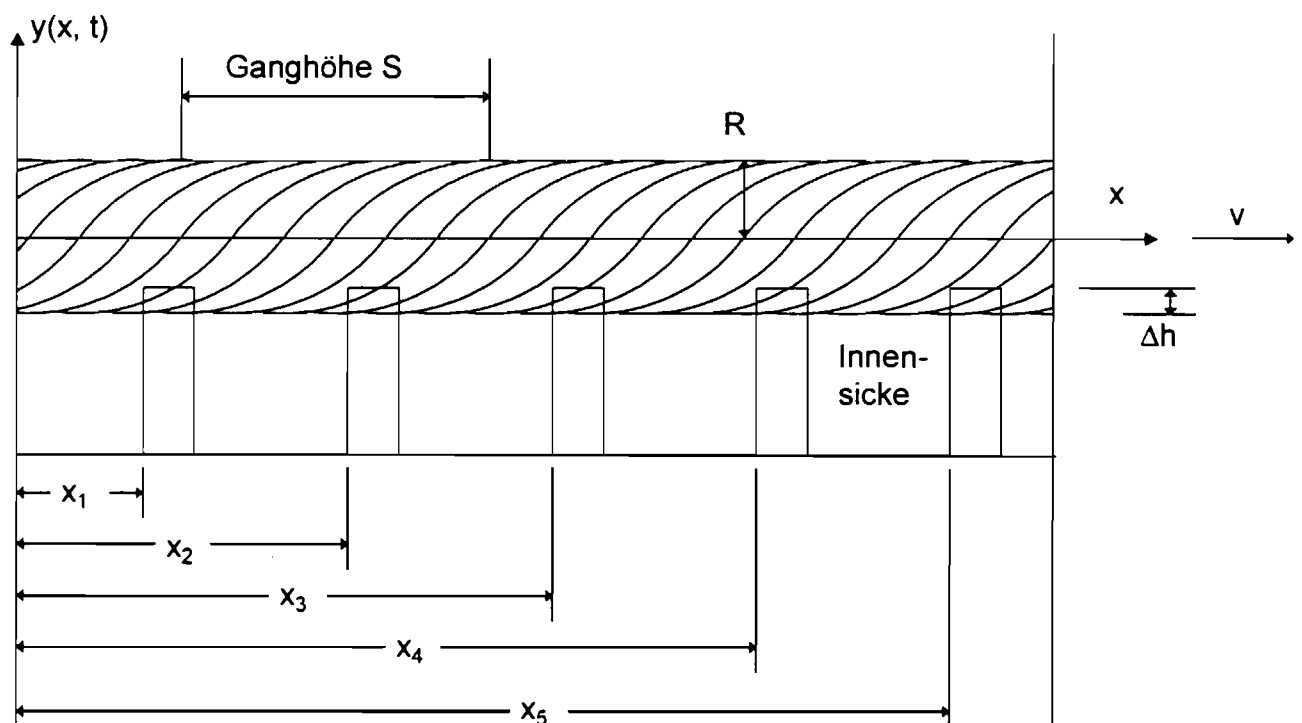
**Bild 3.2-29:** Reibsituation beim Übergleiten eines Stabes aus zwei gewickelten Drähten über die Innensicken (vgl. Stahl als Hinterfüllungsmaterial)



Um diesen möglichen Einfluß erfassen zu können, wurde ein Rechenmodell entwickelt. Die Außendrähte einer Litze - beim Ziehen in die axiale Richtung  $x$  - erfahren an der Sicke des Hüllrohres eine Verschiebung in die  $+y$ -Richtung. Diese Auslenkung der Litze, die erforderlich ist, um das Hindernis der Sicke zu überfahren, stellt ein Maß für die geleistete Arbeit dar. Der Verlauf eines Litzenaußendrahtes wird näherungsweise durch die Gleichung (3.10) beschrieben. Die Litze mit der Steighöhe  $S$  und dem Radius der Umhüllenden  $R$  gleitet axial in die  $x$ -Richtung mit der Geschwindigkeit  $v$ .

$$y(x, t) = R \cdot \cos\left[\frac{2 \cdot \pi}{S} \cdot (x + v \cdot t)\right] \quad (3.10)$$

In Bild 3.2-30 ist das Modell anhand einer Skizze dargestellt.



$R$  [cm]: Radius der Litzenumhüllenden

$v$  [cm/s]: Ziehgeschwindigkeit der Litze

$S$  [cm]: Steighöhe der Litze

$x_i$  [cm]: Ort der Sicken

$\Delta h$  [cm]: Maximale Verschiebung der Litze in  $y$ -Richtung, die sie durch das Hindernis einer Sicke erfährt

**Bild 3.2-30:** Modell zur Ermittlung der maximalen Verschiebung der Litzenaußendrähte in  $+y$ -Richtung

Der zeitliche Verlauf der Auslenkung  $\Delta y$ , die eine Litze mit nur einem Außendraht an der Sickenflanke  $x_i$  erfährt, wird durch die Gleichung (3.11) ausgedrückt:

$$\Delta \bar{y}(x_i, t) = \Delta h - R \cdot \left\{ 1 + \cos \left[ \frac{2 \cdot \pi}{S} \cdot (x + v \cdot t) \right] \right\} \quad (3.11)$$

$\Delta h$  stellt dabei die maximal mögliche Litzenverschiebung in y-Richtung dar, die beim Übergleiten einer Sicke auftritt.

Für die Erfassung der Litzengeometrie muß eine Verallgemeinerung für den Fall von einer Litze mit N Außendrähten getroffen werden. Für den Draht n der Litze gilt dann:

$$\begin{aligned} \Delta \bar{y}(x_i, n, t) &= \Delta h - R \cdot \left\{ 1 + \cos \left[ \frac{2 \cdot \pi}{S} \cdot (x - v \cdot t) + \frac{2 \cdot \pi}{N} \cdot n \right] \right\} = \\ &= \Delta h - R \cdot \left\{ 1 + \cos \left[ \frac{2 \cdot \pi}{S} \cdot (x - v \cdot t + \frac{S}{N} \cdot n) \right] \right\} \end{aligned} \quad (3.12)$$

Desweiteren muß eine zeitliche Bestimmung der Litzenlage an der Sicke i festgelegt werden. Die Auslenkung wird nur durch einen Draht der Litze bestimmt. Um diesen zu ermitteln bzw. daraus die auftretende Verschiebung zu bestimmen, müssen die  $\Delta \bar{y}$ -Werte für alle Drähte berechnet werden. Nur positive  $\Delta \bar{y}$ -Werte bedeuten dabei eine Litzenauslenkung. Der größte  $\Delta \bar{y}$ -Wert daraus ist die erfahrene Auslenkung der Litze.

$$\Delta y(x_i, t) = \max [\Delta \bar{y}(x_i, n, t) \geq 0] \text{ für } n = 0 \text{ bis } n = (N - 1) \quad (3.13)$$

Für eine numerische Lösung müssen die Zeitschritte  $\Delta t$ , in denen die Litzenauslenkung an der Sicke i entsteht, derart gewählt werden, daß die Addition der einzelnen  $\Delta y(x_i, \Delta t)$ -Werte über die Zeit dem Integral  $\int \Delta y(x_i, \Delta t) dt$  weitgehend entspricht, d.h. der Fehler gering ist. Um das Verfahren zu vereinfachen, wird ein konstantes  $\Delta t$  gewählt. Das optimale Zeitintervall hängt sowohl von dem Sickenabstand  $(x_i - x_{i-1})$  als auch von der Ganghöhe der Litze ab. Geht man davon aus, daß eine harmonische Schwingung (hier Kosinus) durch a Punkte hinreichend genau bestimmt wird, so gilt es das kleinste  $\Delta t$  aus  $\Delta t_1$  und  $\Delta t_2$  zu finden, wobei

$$\begin{aligned} \Delta t_1 &= \frac{1}{a} \cdot \frac{(x_i - x_{i-1})}{v} \\ \Delta t_2 &= \frac{1}{a} \cdot \frac{S}{v} \end{aligned} \quad (3.14)$$

$$\Delta t = \text{Min}(\Delta t_1, \Delta t_2)$$

Die momentane Litzenauslenkung an der Sicke  $i$  zum Zeitpunkt  $t_j = j \cdot \Delta t$  ergibt sich mit der Gleichung (3.13) zu:

$$\Delta y(x_i, t_j) = \text{Max} \left\{ \Delta h - R \cdot \left[ 1 + \cos \left\{ \frac{2 \cdot \pi}{S} \cdot \left( x - v \cdot \Delta t_j + \frac{S}{N} \cdot n \right) \right\} \right] \right\} \geq 0 \quad (3.15)$$

für  $n = 0$  bis  $n = (N - 1)$

Als Maß für die geleistete Deformationsarbeit, die eine Erhöhung des Reibungsbeiwertes verursacht, wird die Summe der Differenzen der Litzenauslenkungen angenommen, die sich zwischen zwei aufeinanderfolgenden Zeitschritten ergibt.

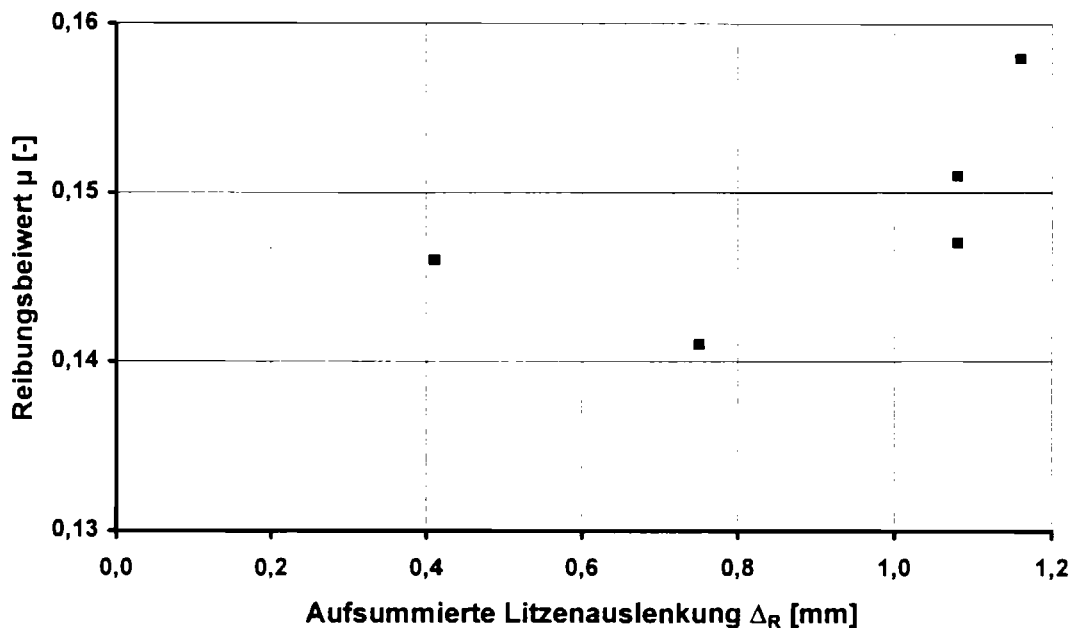
$$\Delta_R(t_j) = \sum_i [y(x_i, t_j) - y(x_i, t_{-1j})] \quad (3.16)$$

Diese Annahme wurde anhand von Beispielrechnungen mit unterschiedlichen Hüllrohrprofilen überprüft. Als Zeitschritt wurde ein  $\Delta t = 0,5$  s bei einer Ziehgeschwindigkeit von 0,24 cm/s als hinreichend genau betrachtet. Simuliert wurde eine 7-Draht Litze mit einem Durchmesser von 15,3 mm, wobei jeder Außendraht durch 16 Punkte beschrieben wurde. Der betrachtete Zeitraum entsprach einem 20 cm langen Ziehweg. Damit sollten die Bedingungen im Kleinmodellversuchsstand nachgebildet werden. Die gewählte Überlappung  $\Delta h$  betrug 0,2 mm. Da jedoch nur die Summe der Differenzen an den Sickenflanken zwischen zwei Zeitsprüngen ermittelt wurde, fällt daß die Überlappung  $\Delta h$  aus den Ergebnissen heraus.

Hüllrohr	DROSSBACH	HOCHTIEF	SUSPA St. 24	SUSPA St. 26	WITZENMANN
maximale aufsummierte Litzenauslenkung $\Delta_R$ [mm]	1,08	1,08 (0,43)	0,75	1,16	0,41

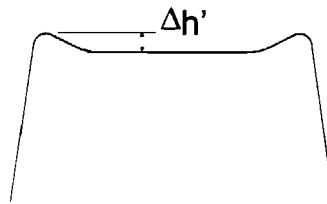
**Tabelle 3.2-13:** Maximale aufsummierte Sickenauslenkung  $\Delta_R$  bei der Simulierung der Spanngliedreibung mit einem Rechenmodell; Wert in Klammern - Ansatz einer ebenen breiten Innensicke)

Die Ergebnisse der Rechnung bestätigen den Einfluß der geometrischen Lage der Reibpartner während der Gleitreibung zueinander. Die maximale aufsummierte Auslenkung  $\max \Delta_R$  stellt ein Maß für die Erhöhung des Reibungsbeiwertes beim profilierten Spannstahl gegenüber dem Spannstahl mit glatter Oberfläche dar. Die Abhängigkeit ist in den Tabellen 3.2-11 und 3.2-12 sowie in Diagramm 3.2-30 deutlich erkennbar.



**Diagramm 3.2-30:** Verlauf der mittleren Reibungsbeiwerte für eine Anpreßkraft  $p_A = 60 \text{ kN/m}$  in Abhängigkeit der analytisch ermittelten maximalen aufsummierten Litzenauslenkung  $\Delta_R$

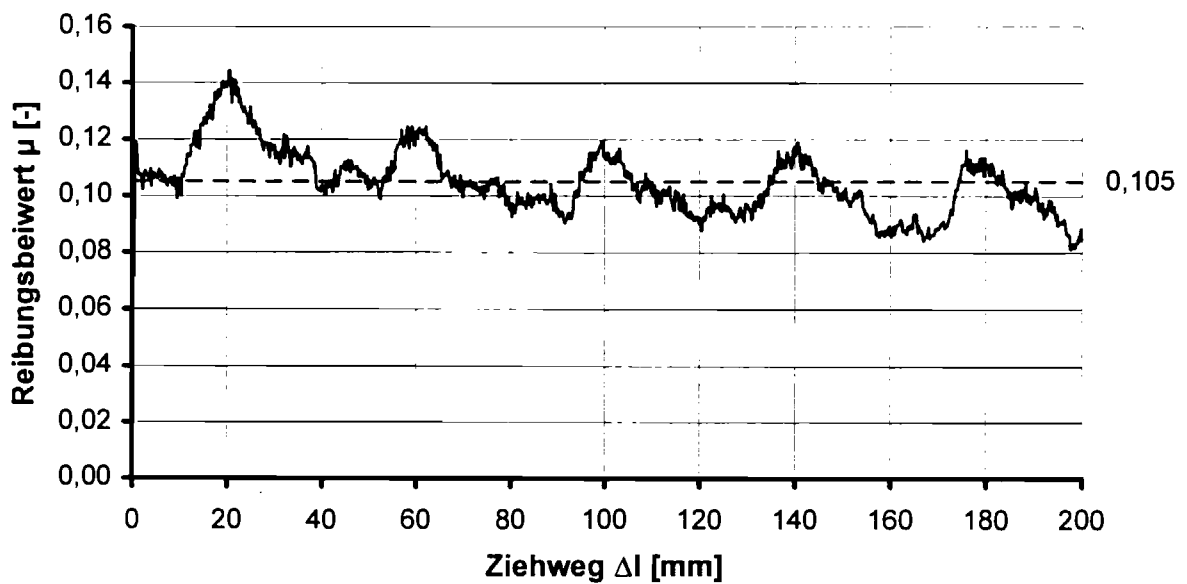
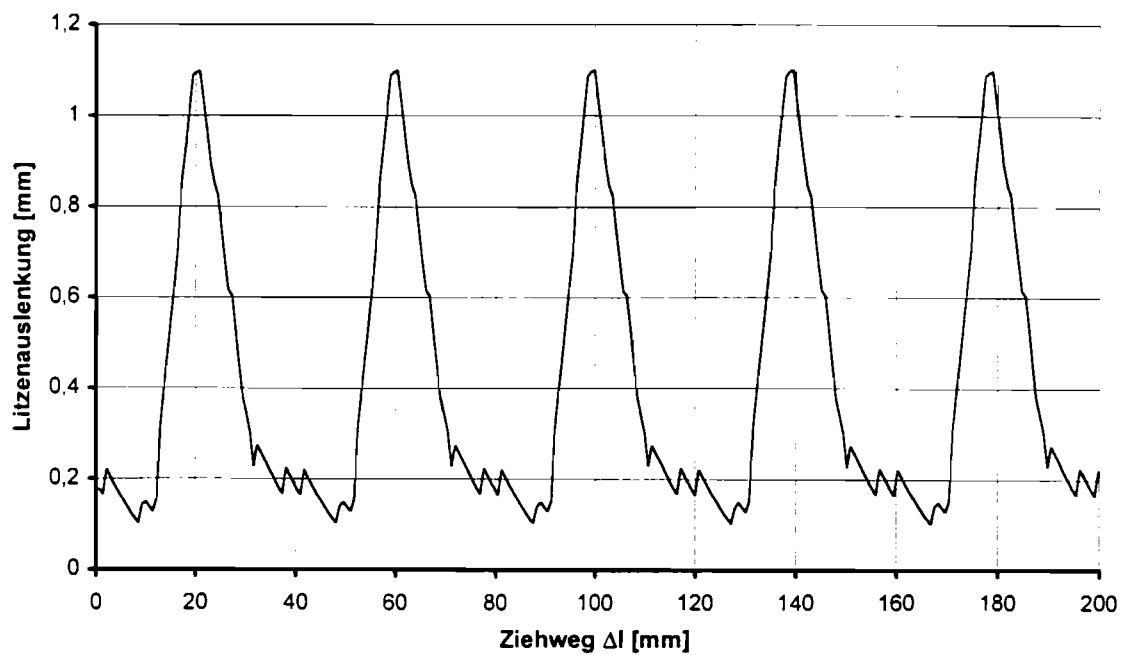
Beim Hüllrohr des Herstellers HOCHTIEF wurde bei der Berechnung der maximalen aufsummierten Litzenauslenkung  $\Delta_R$  zusätzlich die Wellung der Innensicke (vgl. Bild 3.2-31) als Sickenaußenflanke angesetzt. Anderenfalls ergab sich bei der Berechnung eine deutlich niedrigere maximale aufsummierte Litzenauslenkung  $\Delta_R$ , wie der in Klammern gesetzte Wert zeigt. Diese Abhängigkeit bestätigte sich in der Verringerung des Reibungsbeiwertes bei Anpreßkräften von  $106,7 \text{ kN/m}$ , da hierbei die Wellung der Innensicke durch die hohen Querpressungen niedergedrückt wurden.



**Bild 3.2-31:** Innensicke des Hüllrohres des Herstellers HOCHTIEF

Aus den unterschiedlichen Sickenausbildungen zwischen den verschiedenen Hüllrohrdurchmessern ergeben sich die gemessenen Unterschiede. Vergleicht man die Ergebnisse mit den Meßwerten der Hüllrohre des Herstellers WITZENMANN, der als einziger Hersteller für beide Hüllrohrdurchmesser die gleiche Sickengeometrie aufweist, so stellt man fest, daß sich hierbei nur geringfügige Abweichungen bezüglich des Reibungsbeiwertes einstellen.

In den Diagrammen 3.2-31 und 3.2-32 werden exemplarisch die Verläufe der Reibungsbeiwerte für unterschiedliche Querpressungen und die analytisch ermittelte Litzenauslenkung gegenübergestellt. Es zeigt sich, daß der wellenartige Verlauf der Kurven geometrisch gut übereinstimmt. Dieser Übereinstimmung stellt sich jedoch nicht immer ein. Abweichungen treten insbesondere dann auf, wenn die Drehbewegung der Litzen nicht vollständig verhindert wird. Ein weiteres Problem stellt die plastische Verformung der Hüllrohrprobekörper dar, zumal in dem Rechenansatz ein starres Materialverhalten simuliert wird.



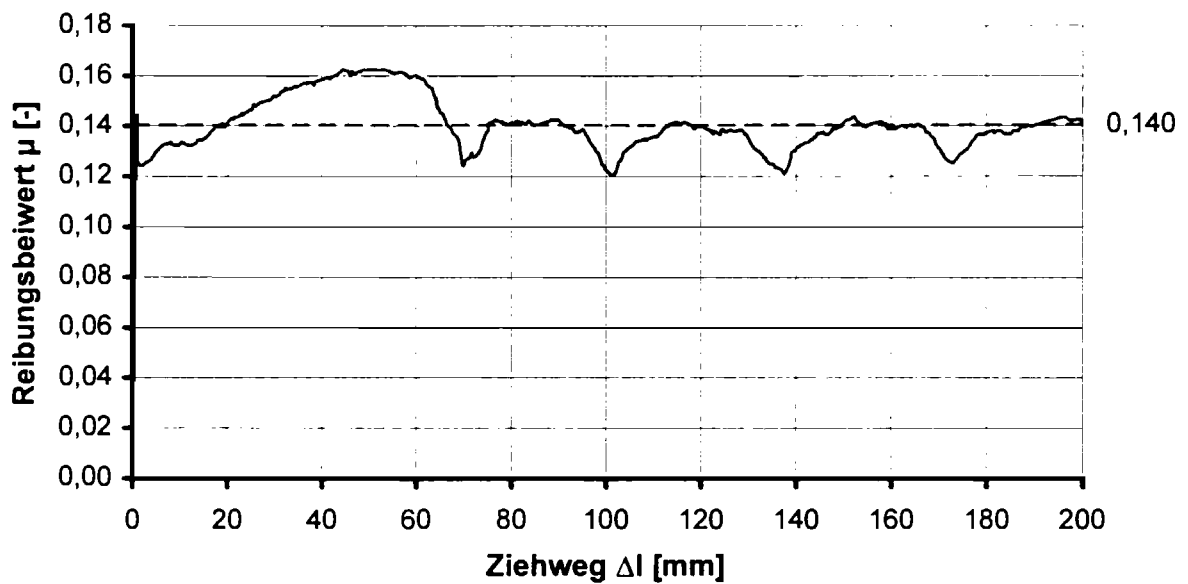
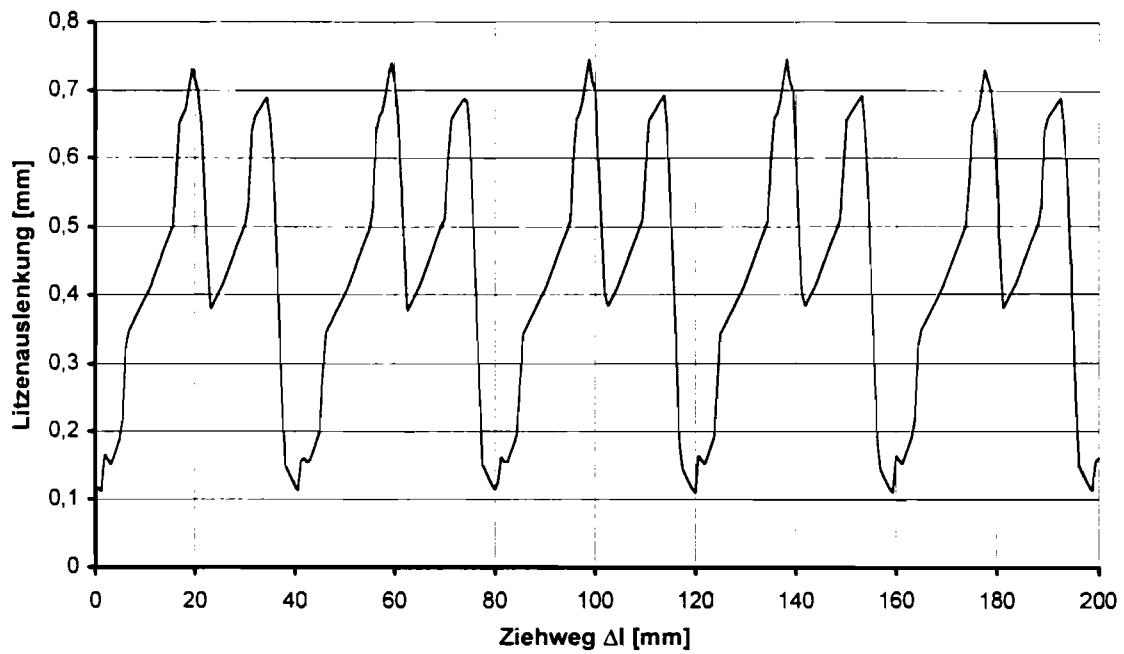
**Diagramm 3.2-31:** Verlauf der analytisch ermittelten aufsummierten

Litzenauslenkung für ein Hüllrohr des Herstellers Suspa St. 26

Verlauf des Reibungsbeiwertes; Hüllrohr: Suspa St. 26;

Anpreßkraft: 13,33 kN/m;

Reibpartner: Litze mit Drehbehinderung



**Diagramm 3.2-32:** Verlauf der analytisch ermittelten aufsummierten

Litzenauslenkung für ein Hüllrohr des Herstellers Suspa St. 24

Verlauf des Reibungsbeiwertes; Hüllrohr: Suspa St. 24;

Anpreßkraft: 60 kN/m;

Reibpartner: Litze mit Drehbehinderung

Die Auswertung des analytischen Ansatzes zeigt, daß bei profilierten Spannstählen die Deformationsarbeit als ein Maß für die Unterschiede im Reibungsbeiwert angenommen werden kann. Diese geometrische Betrachtung erfordert jedoch auch eine Differenzierung der verwendeten profilierten Spannstähle. Als Resultat müßten deshalb für jede mögliche Reibpaarung experimentelle Reibungsuntersuchungen durchgeführt werden, da der Ansatz in der bestehenden Form nur qualitative Unterschiede aufzeigt.



### **3.3 Versuche mit Hüllrohren aus Kunststoff**

#### **3.3.1 Einleitung**

Die Haupteinflußfaktoren bei einem tribologischen System bestehend aus Kunststoff und Stahl sind die Belastung, die Geschwindigkeit der Relativbewegung und die Temperatur. Um diese unterschiedlichen Parameter getrennt voneinander zu untersuchen, wurden zunächst Versuche mit dem erprobten Kleinmodellversuchsstand (vgl. Kapitel 3.1) durchgeführt. Die Anpreßkräfte variierten zwischen 26,7 und 106,7 kN/m. Als Hinterfüllungsmaterial diente der normalfeste Beton, dessen Zusammensetzung in Kapitel 3.2.2.6 beschrieben ist, da bei den Versuchen sich keine bzw. kaum plastische Verformungen des Betons zeigten. Ein Einfluß der Mörtelfestigkeit auf das Reibungsverhalten ist wahrscheinlich wegen der großen Dicke der Kunststoffhüllrohre aus nicht vorhanden. Um den Einfluß der Temperatur zu erfassen, wurden Probertemperaturen zwischen 20°C und ca. 50°C untersucht. Durch die erhöhte Temperatur sollte der Einfluß der Hydratationswärme im Bauwerk simuliert werden. Die Ziehgeschwindigkeit als Parameter wurde ebenfalls erfaßt durch die schon bei den Versuchen mit Bandstahlhüllrohren verwendete Geschwindigkeit von 2,4 mm/s, sowie durch eine um den Faktor 0,20 reduzierte Geschwindigkeit von 0,48 mm/s.

Da die Bestimmung der zeitabhängigen Einflüsse des polymeren Werkstoffes mit der weggesteuerten Versuchseinrichtung nicht ohne großen Aufwand möglich war, wurden zusätzlich noch Versuche mit dem Großmodellversuchsstand geführt, der in Kapitel 3.1 beschrieben ist.

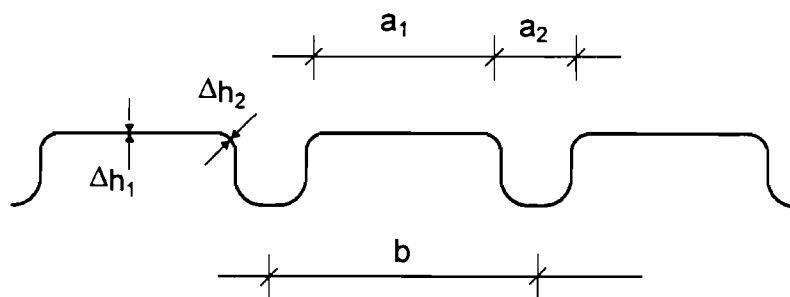
#### **3.3.2 Kleinmodellversuche**

Die Versuche mit PP-Hüllrohren im Kleinmodellversuchsstand führten zu ungewöhnlich hohen Reibungsbeiwerten, die in Großmodell- sowie Baustellenversuchen keine Bestätigung gefunden haben. Die Ursache dafür ist in den Versuchsbedingungen des Kleinmodellversuchsstands zu suchen wie im folgenden näher erläutert: Das zeitabhängige Materialverhalten der Kunststoffhüllrohre beeinflusst wesentlich die beim Vorspannen auftretenden Reibungsverluste. Bedingt durch Kriechverformungen im Hüllrohrmaterial tritt unmittelbar nach dem Aufbringen der Vorspannung ein Anstieg der Festankerkraft

auf. Die Ziehgeschwindigkeit, die das Reibungsverhalten von Hüllrohren aus Kunststoff deutlich beeinflusst, ändert sich über die Spanngliedlänge von einem Wert von fast Null am Festanker bis zur vollen Vorspannungsgeschwindigkeit der Presse am Ziehanker. Über lange Spanngliedabschnitte treten deshalb relativ geringe Ziehgeschwindigkeiten auf, die niedrigeren Reibungsbeiwerten entsprechen. Diese Einflußparameter werden im Kleinmodellversuchsstand nicht erfaßt. Die Versuchsergebnisse sind deshalb nur bedingt auf das Reibungsverhalten von Spanngliedern übertragbar. Da jedoch im Kleinmodellversuchsstand eine gezielte Untersuchung der einzelnen Einflußparameter auf das Reibungsverhalten von Kunststoffhüllrohren mit relativ geringem Aufwand möglich ist, wurde eine Reihe von Kleinmodellversuchen durchgeführt.

### Versuche unter Normalbedingungen

Zunächst soll die Geometrie des Hüllrohres betrachtet werden. Der Tabelle 3.3-1 sind die Herstellerdaten des Hüllrohres zu entnehmen. Im Vergleich dazu zeigt Tabelle 3.3-2 die gemessenen Hüllrohrwandstärken an den markanten Stellen.



$\varnothing/\varnothing_s$ [mm]	Wandstärke $t_s$ [mm]	b [mm]	$a_1$ [mm]	$a_2$ [mm]
110/116	3	60	47	13

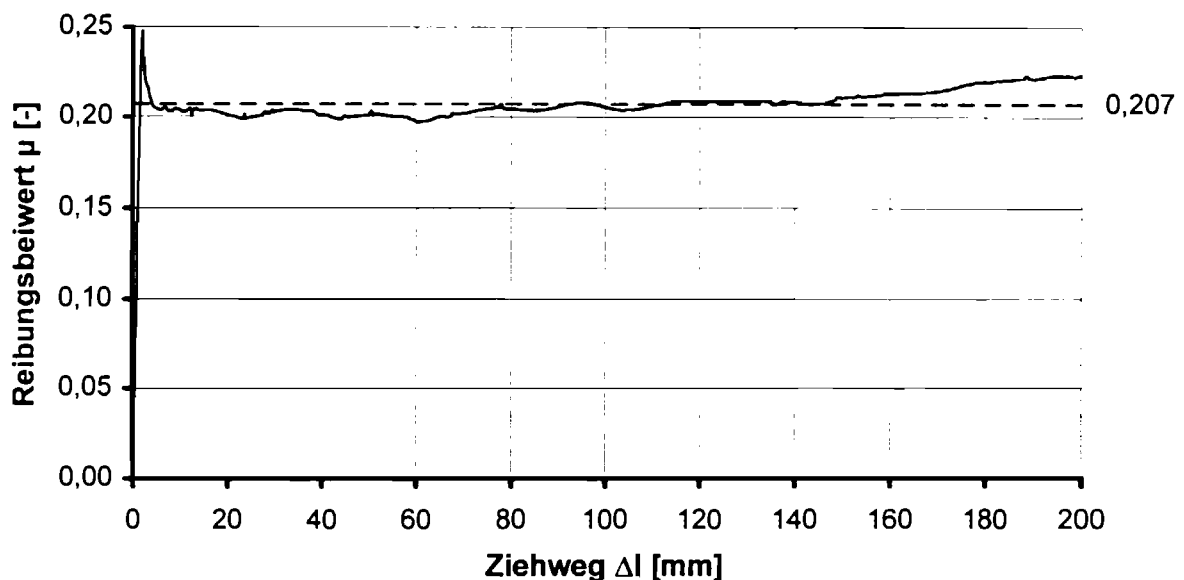
Tabelle 3.3-1: Planmäßige Geometrie des PP- Hüllrohres

Hersteller	mittlere gemessene Wandstärke	
	$\Delta h_1$ [mm]	$\Delta h_2$ [mm]
VSL	2,72	1,84

**Tabelle 3.3-2:** Gemessene Wandstärke des PP- Hüllrohres

Wie bereits bei den Hüllrohren aus Bandstahl sind die Wandstärken  $\Delta h_1$  und  $\Delta h_2$  deutlich verschieden. Bemerkenswert ist die Tatsache, daß das Hüllrohr an der Innensickenausrundung im Mittel eine Wandstärke aufweist, die lediglich ca. 60% der planmäßigen Dicke ausmacht.

Bei der Prüfung kaltgezogener Drähte mit glatter Oberfläche im Kleinmodellversuchsstand erhält man den in Diagramm 3.3-1 dargestellten typischen Verlauf des Reibungsbeiwertes. Analog zu den Hüllrohren aus Bandstahl entsteht zu Anfang eine Reibungsspitze, welche die zur Überwindung der Ruhereibung benötigte Kraft kennzeichnet. Ist die Ruhereibung überwunden, so fällt der Reibungsbeiwert auf ein tieferes Niveau ab.

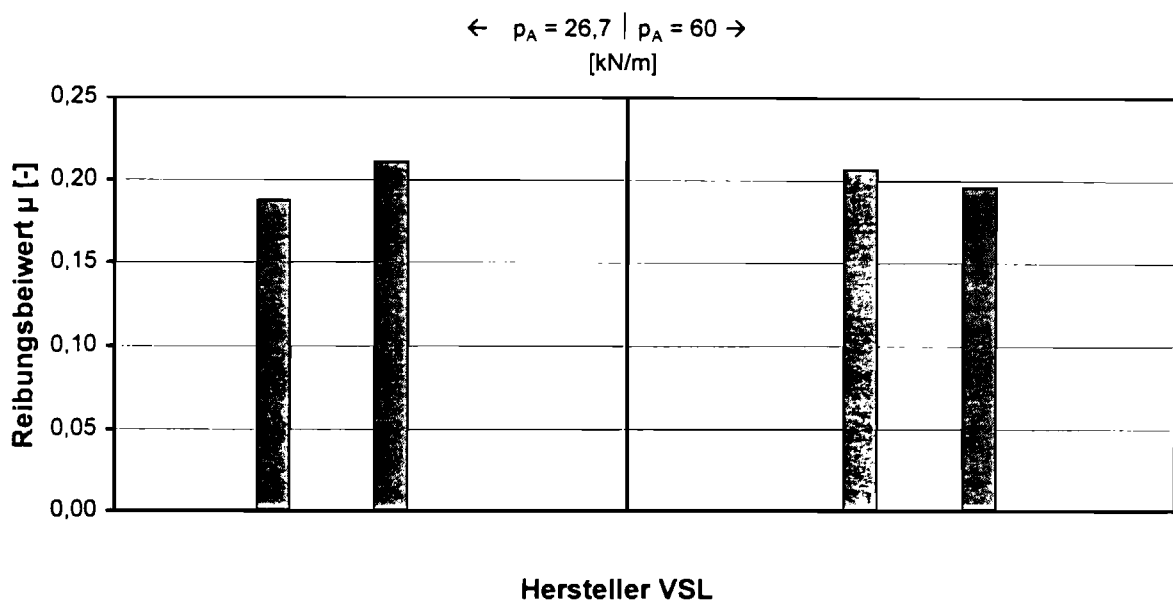


**Diagramm 3.3-1:** Reibungsdiagramm für einen glatten, kaltgezogenen Draht  
( $\varnothing = 7$  mm); Anpreßkraft:  $p_A = 60,0$  kN/m;  
Probentemperatur:  $T \approx 25-30^\circ\text{C}$ ;  
Ziehgeschwindigkeit:  $v = 2,4$  mm/s

Der Verlauf des Reibungsbeiwertes über den Ziehweg verhält sich ähnlich dem der Bandstahlhüllrohre. Der Reibungsbeiwert kann während der gesamten Relativverschiebung als annähernd konstant angenommen werden. Auffällig ist allerdings sein hoher Wert im Vergleich zu den Hüllrohren aus Bandstahl, der sich jedoch aus den bereits aufgeführten Gründen beim Vorspannen nicht einstellen wird.

Die Reibspur der mit Drähten belasteten Kunststoffhüllrohre weist eine plastische Verformung des polymeren Werkstoffes auf. Die Eindringtiefe variiert in Abhängigkeit vom Belastungsniveau. Analog verhält sich die Reibspurlänge. Die Reibspurgeometrie ist mit der von Hüllrohren aus Bandstahl zu vergleichen. Allerdings bewirkt das weichere Material des PP-Hüllrohres größere Eindringtiefen und somit eine größere projizierte Berührungsfläche.

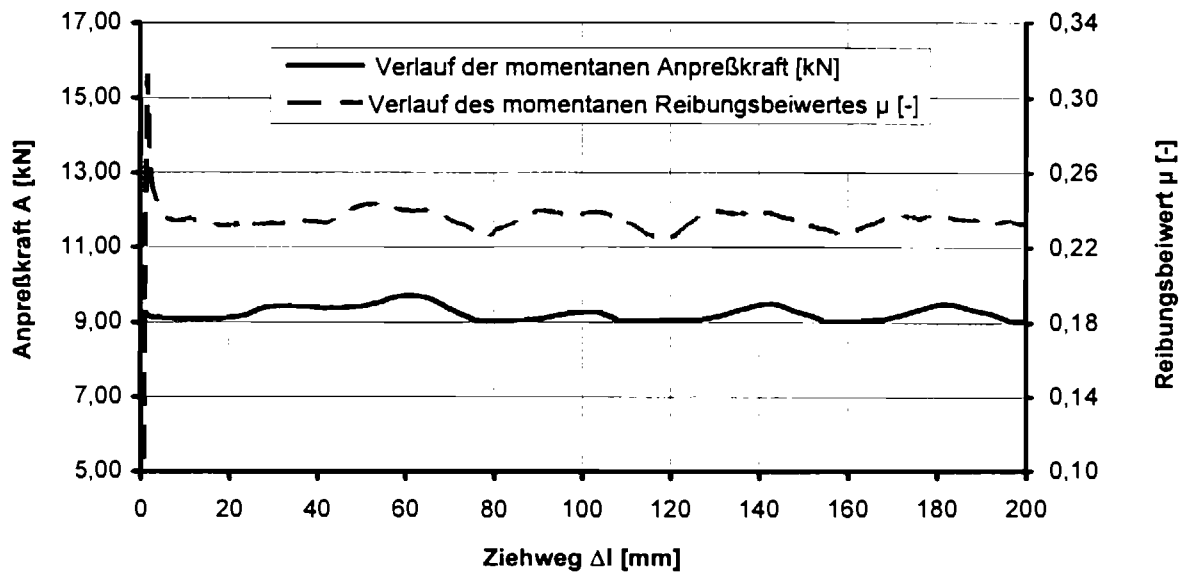
Im Gegensatz zu den Hüllrohren aus Bandstahl konnte kein signifikanter Anstieg des Reibungsbeiwertes mit Erhöhung der Anpreßkraft festgestellt werden. Dieser Effekt wird in Diagramm 3.3-2 deutlich aufgezeigt.



**Diagramm 3.3-2:** Einzelergebnisse des Reibungsbeiwertes der Versuche mit glatten, kaltgezogenen Drähten; Probentemperatur:  $T \cong 25-30^\circ\text{C}$ ; Ziehgeschwindigkeit:  $v = 2,4$  mm/s

Die fehlende Abhängigkeit des Reibungsbeiwertes von der Anpreßkraft ist darauf zurückzuführen, daß die Kontaktfläche mit dem Anstieg der Querpressung schnell relativ große Werte erreicht und ein weiteres Wachstum nur noch in geringem Umfang möglich ist. Im Makrobereich treten außerdem zwei gegenläufige Effekte auf: Die reibungsmindernde Versteifung des Kunststoffmaterials steht der reibungserhöhenden Behinderung der Platzwechselfvorgänge durch Druckbeanspruchung gegenüber.

Bei den Versuchen mit Litzen mit Drehbehinderung wurden erwartungsgemäß höhere Reibungsbeiwerte festgestellt. Wie bei der Versuchsdurchführung mit kaltgezogenen Drähten zeigt das Reibungsdiagramm zu Beginn eine ausgeprägte Spitze. Im weiteren Versuchsablauf beginnt die Litze im Rahmen ihrer Elastizität zu tordieren, bis eine weitere Rotation um ihre Längsachse von der Einspannung am Litzenende vollständig verhindert wird [27]. Die Litze bewegt sich nun nur noch in Längsrichtung und es entsteht ein Formschluß der Hüllrohrgeometrie mit dem Oberflächenprofil der Litze. Dieses Verhalten stellte sich bereits bei der Versuchsreihe mit den Bandstahlhüllrohren ein. Zur Aufrechterhaltung der Ziehbewegung wird das weiche Material des Kunststoffhüllrohres aufgrund der Litzengeometrie und des Litzenschlages seitlich und in Ziehrichtung verdrängt. Infolge der schraubenförmigen Wicklung der Litzenaußendrähte ändern sich während der Relativbewegung sowohl der Reibungsbeiwert als auch die Anpreßkraft.

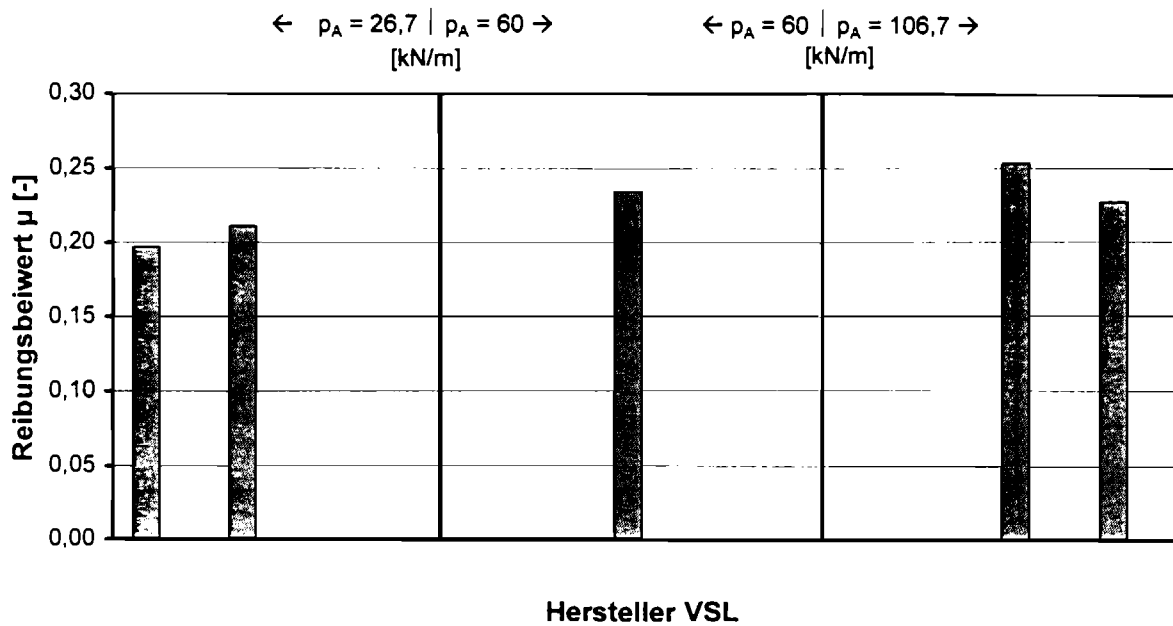


**Diagramm 3.3-3:** Abhängigkeit der Anpreßkraft und des Reibungsbeiwertes vom Litzenschlag; Anpreßkraft:  $p_A = 60,0 \text{ kN/m}$ ;  
 Probentemperatur:  $T \cong 25\text{-}30^\circ\text{C}$ ;  
 Ziehgeschwindigkeit:  $v = 2,4 \text{ mm/s}$

Die Spitzen des Reibungsdiagrammes sind allerdings bedingt durch das weiche Kunststoffmaterial relativ schwach ausgeprägt.

Auch bei den Litzen konnte keine signifikante Tendenz hinsichtlich einer Steigerung bzw. Verringerung des Reibungsbeiwertes über den Ziehweg festgestellt werden. Untersuchungen, die diesen Sachverhalt genauer überprüften, ergaben, daß sich erst bei sehr großen Gleitwegen, welche außerhalb des für die Vorspannung relevanten Bereiches liegen, der Reibungsbeiwert einem niedrigeren Niveau angleicht [55]. Der für eine reibungssteigernde Auswirkung verantwortliche abrasive Verschleiß der Schmiermittelschicht auf der Spannstahloberfläche findet bei dem tribologischen System Kunststoff-Spannstahl nicht in der von den Bandstahlhüllrohren bekannten Form statt. Aus diesem Grunde wurde hier der Einfluß langer Relativverschiebungen im weiteren Verlauf nicht näher untersucht.

Die Abhängigkeit des Reibungsbeiwertes von der Querpressung verläuft ähnlich der der Drähte, obwohl ein leichter Anstieg des Reibungsbeiwertes mit Erhöhung der Anpreßkraft zu erkennen ist. Dieser Anstieg ist bei Anpreßkräften 26,7 und 60 kN/m erheblich stärker als bei hohen Anpreßkräften (Diagramm 3.3-4).



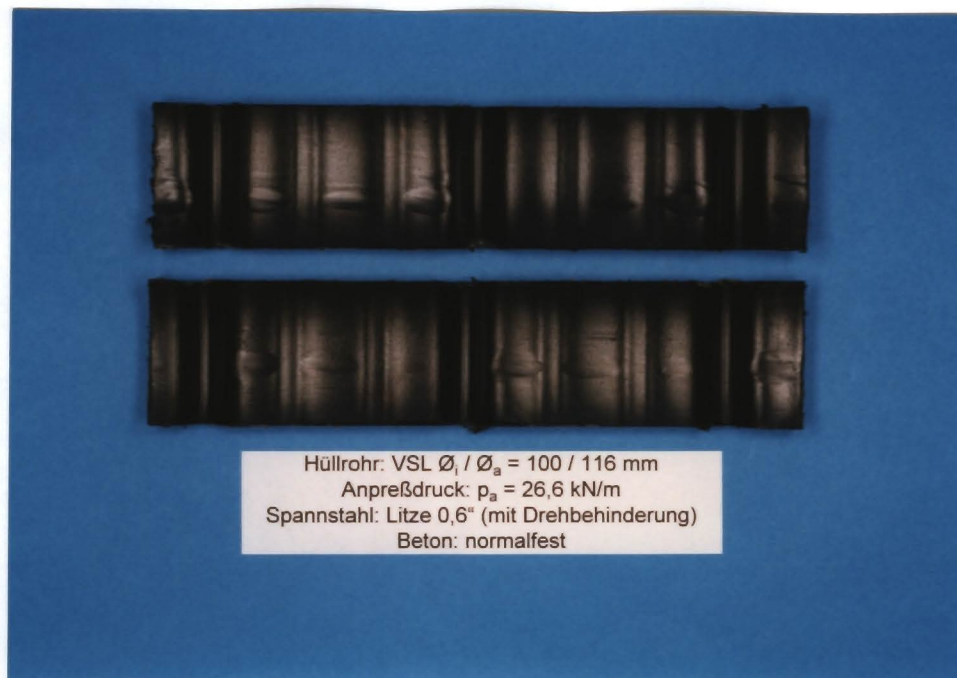
**Diagramm 3.3-4:** Einzelergebnisse des Reibungsbeiwertes der Versuche;

Reibpartner: Litzen mit Drehbehinderung;

Probentemperatur:  $T \cong 25-30^\circ\text{C}$ ;

Ziehgeschwindigkeit  $v = 2,4 \text{ mm/s}$

Die im Vergleich zu den Drähten höheren Reibungsbeiwerte erklären sich aus dem zusätzlichen Deformationsanteil, der durch die Litzengeometrie bedingt wird. Die zur Verformung erforderliche Arbeit steigt mit zunehmender Querpressung. Daraus resultiert die ausgeprägtere Steigerung der Reibungsbeiwerte bei Litzen. Anhand der Reibspur bei unterschiedlichen Belastungsniveaus ist deutlich die verstärkte mechanische Beanspruchung der Proben bei ansteigender Querpressung zu erkennen.



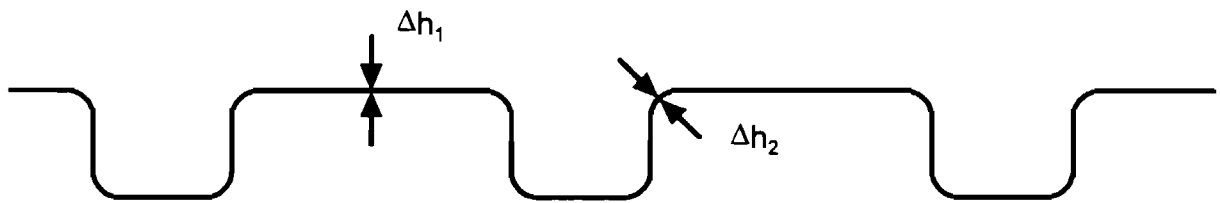
**Bild 3.3-1:** Reibspur; Hüllrohr: VSL; Anpreßkraft:  $p_A = 26,7$  kN/m;  
Reibpartner: Litze mit Drehbehinderung



**Bild 3.3-2:** Reibspur; Hüllrohr: VSL; Anpreßkraft:  $p_A = 106,7$  kN/m;  
Reibpartner: Litze mit Drehbehinderung



Ebenso ist die durch die Litzengeometrie bedingte große Verformungsarbeit deutlich in den Reibspuren sichtbar. Das Material wird seitlich und in Ziehrichtung verdrängt. Dabei erkennt man an den Stellen stärkster Beanspruchung eine Materialveränderung. Diese führt zum Teil sogar zu einem Aufrauen des Kunststoffs, das den einsetzenden Durchreibprozeß andeutet. Bei einer Proben temperatur von 20°C wurde allerdings ein Durchreiben der Hüllrohre nicht festgestellt. Die nach einem 20 cm langen Ziehweg gemessenen Restwanddicken sind in der Tabelle 3.3-3 zusammengestellt.



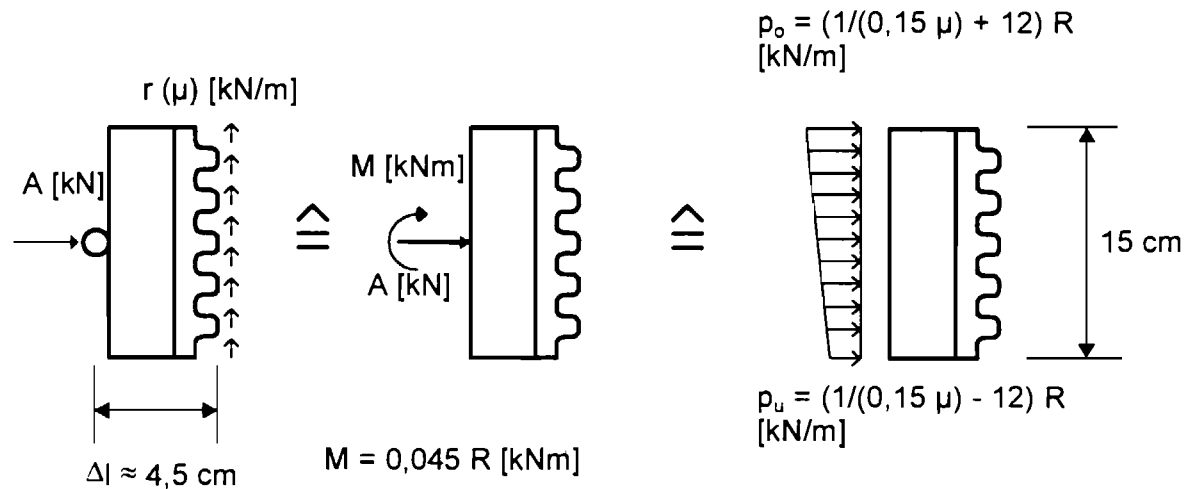
Anpreßkraft $p_A$ [kN/m]	$\Delta h_1$ in der Reibspur i.M. [mm]	$\Delta h_1$ neben der Reibspur i.M. [mm]	$\Delta h_2$ in der Reibspur i.M. [mm]	$\Delta h_2$ neben der Reibspur i.M. [mm]
60	2,39	2,72	1,92	2,23 <sup>1)</sup>
106,7	1,63	2,72	1,03	1,67 <sup>1)</sup>

**Tabelle 3.3-3:** Hüllrohrdicke in Abhängigkeit von der Anpreßkraft und der Geometrie (<sup>1)</sup> Wanddicken im Bereich der Sickenausrundungen unterliegen starken Schwankungen)

Auf der Spannstahloberfläche sind bei den Anpreßkräften von 60 kN/m und 106,7 kN/m vereinzelt Schuppen des Kunststoffmaterials zu erkennen. Bei niedrigen Querpressungen sind Ablagerungen des Polymers auf dem Spannstahl nicht feststellbar. Die in Bild 3.3-2 am Probenenden sichtbare Durchriebstelle bei einer Querpressung von 106,7 kN/m ist auf eine unvermeidbare leichte Krümmung der Proben in den Endbereichen sowie auf eine trapezförmige Belastung der Hüllrohre im Kleinmodellversuchsstand zurückzuführen. Die ungleichmäßige Beanspruchung,

die durch einen Versatz der gelenkigen Befestigung der Proben gegenüber der Reibfläche entsteht, ist in Bild 3.3-3 erläutert.

Der große Verschleiß an dem einen Ende der Probe wird durch eine trapezförmige Belastung hervorgerufen, wie es in Bild 3.3-3 dargelegt ist.



**Bild 3.3-3:** Kraftverlauf an der Hüllrohrprobe infolge Anpreßkraft  $A \text{ [kN]}$  und Reibkraft  $R \text{ [kN]}$

Der relativ große Materialabtrag in der Reibspur, der sich bereits bei Normaltemperaturen einstellt, sowie die bekannten Reibeigenschaften von Polymeren machen genauere Untersuchungen der Parameter Temperatur sowie Ziehgeschwindigkeit notwendig. Diese wurden in den folgenden Versuchsreihen durchgeführt.

## **Untersuchungen zu den Einflußparametern Temperatur, Ziehgeschwindigkeit und Belastung**

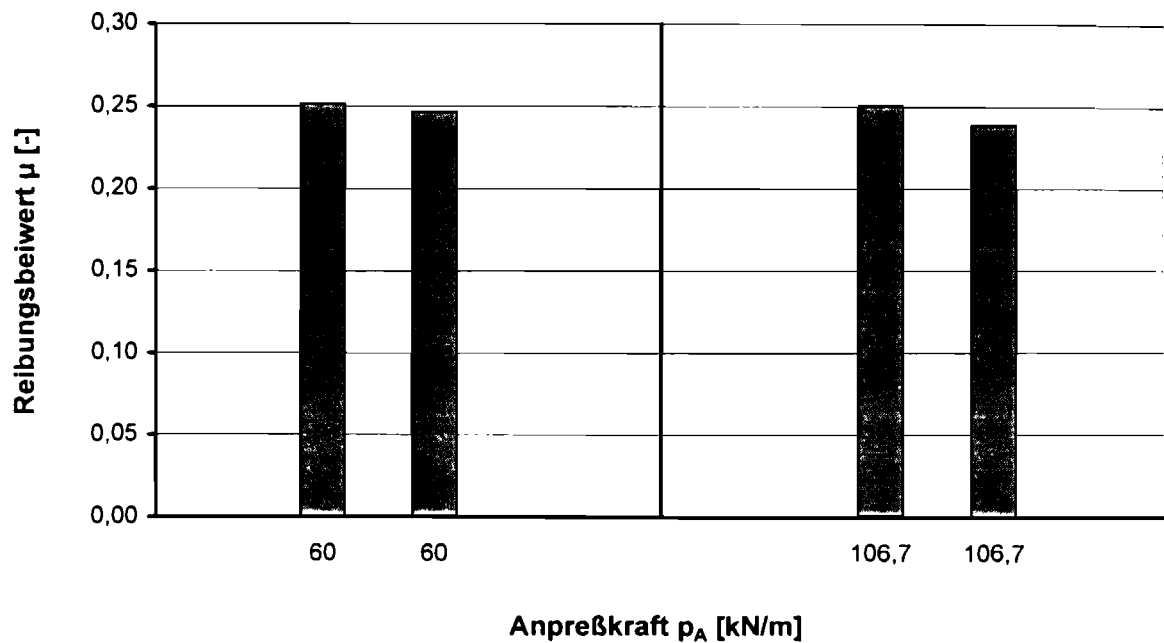
Wie im Kapitel 3.3.1 aufgezeigt wurde, sind für die vollständige Erfassung der Einflüsse der Kunststoffreibung u.a. die Temperatur, die Reibgeschwindigkeit und die Belastungsgeschichte relevant.

Um eine unterschiedliche Temperaturbelastung zu simulieren, wurden Proben in einem Klimaraum mit einer konstanten Temperatur von 20°C gelagert. Einige dieser Proben wurden mehrere Stunden vor der Versuchsdurchführung dem Klimaraum entnommen und in einem Wasserbad auf ca. 50°C erhitzt.

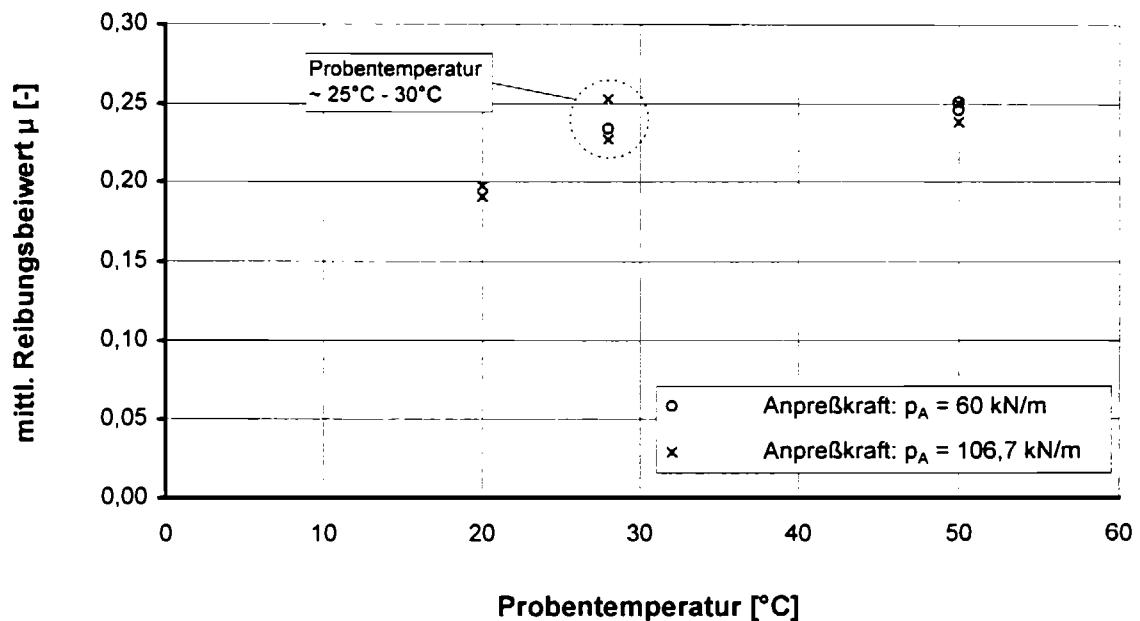
Zur Erfassung des Einflusses der Ziehgeschwindigkeit auf den Reibungsbeiwert wurde zusätzlich eine gegenüber dem bisherigen Wert um 80% reduzierte Reibgeschwindigkeit von 0,48 mm/s untersucht.

Die Anpreßkräfte variierten zwischen 60 kN/m und 106,7 kN/m. Um den Einfluß der Vorschädigung des Hüllrohres durch Aufbringen der vollen Anpreßkraft vor Versuchsbeginn auszuschließen sowie die im Bauwerk in Wirklichkeit vorhandene Situation zu simulieren, wurde die Querpressung während des Versuches von einem geringen Initialwert an kontinuierlich gesteigert. Die Versuchsreihe beschränkte sich auf die Untersuchung des Reibpartners Litze mit Drehbehinderung.

Die Versuche mit erhöhter Probentemperatur ergaben einen leichten Anstieg der Reibungsbeiwerte, der auf die Zunahme der wahren Kontaktfläche und eine verstärkte Materialverdrängung zurückzuführen ist.

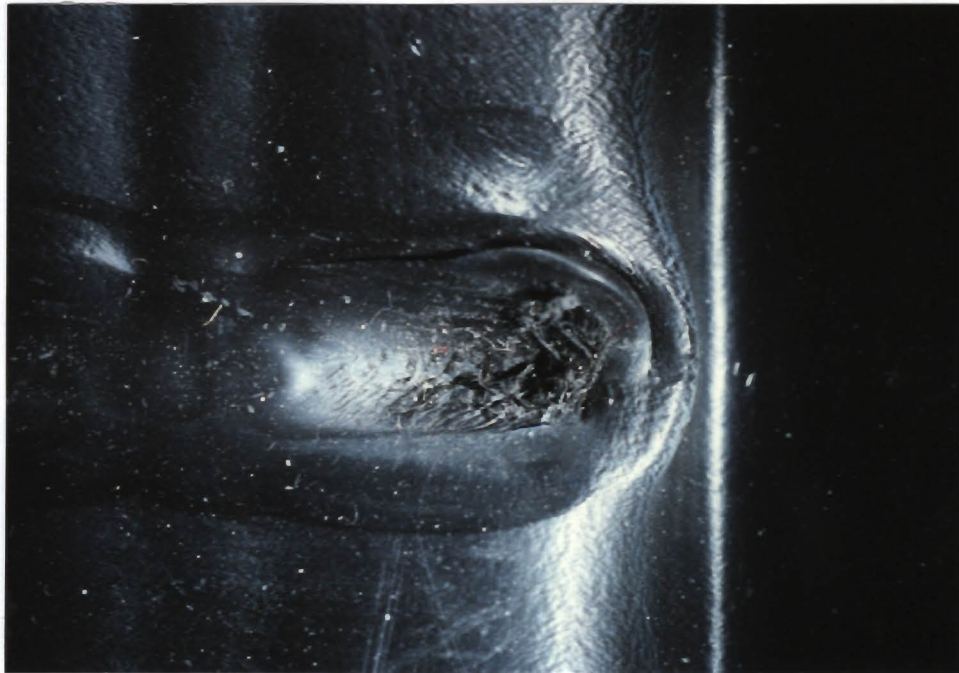


**Diagramm 3.3-5:** Einzelergebnisse des Reibungsbeiwertes der Versuche;  
 Reibpartner: Litze mit Drehbehinderung;  
 Anfangstemperatur der Probe:  $T \cong 50^\circ\text{C}$ ;  
 Ziehgeschwindigkeit  $v = 2,4 \text{ mm/s}$



**Diagramm 3.3-6:** Abhängigkeit des Reibungsbeiwertes von der  
 Ausgangstemperatur der Hüllrohrproben; Reibpartner: Litze mit  
 Drehbehinderung; Ziehgeschwindigkeit  $v = 2,4 \text{ mm/s}$

Der Verschleiß bei den temperaturbelasteten Proben verhält sich qualitativ wie bereits dargestellt. Der Abrieb ist jedoch deutlich größer, was teilweise zu einem sehr starken Materialabtrag nicht nur im oberen Bereich der Versuchseinrichtung führte. Diese extremen Beanspruchungen, denen das Hüllrohr im Kleinmodellversuchsstand ausgesetzt wird, entsprechen allerdings nur bedingt den Verhältnissen im Bauwerk.



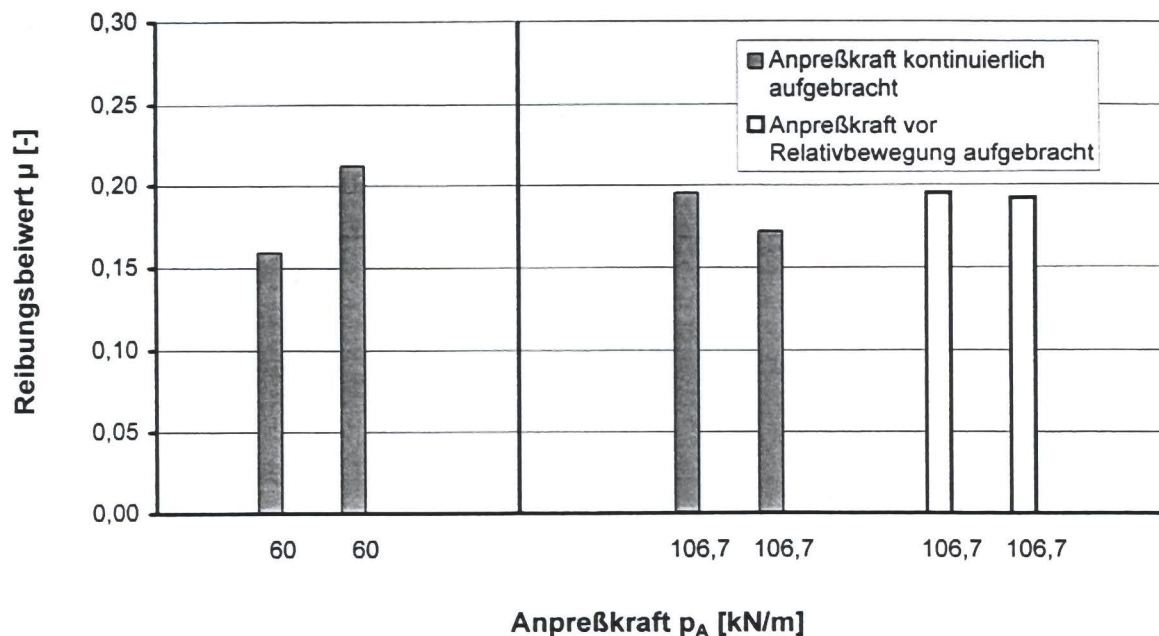
**Bild 3.3-4:** Detail einer Reibspur auf einer extrem beanspruchten Innenwelle;  
Hüllrohr: VSL; Anfangstemperatur der Probe:  $T \cong 50^{\circ}\text{C}$ ;  
Reibpartner: Litze mit Drehbehinderung; Anpreßkraft:  $p_A = 106,7 \text{ kN/m}$ ;  
Ziehgeschwindigkeit:  $v = 2,4 \text{ mm/s}$



**Bild 3.3-5:** Detail einer Reibspur auf einer stark beanspruchten Innenwelle;  
Hüllrohr: VSL; Anfangstemperatur der Probe:  $T = 20^{\circ}\text{C}$ ;  
Reibpartner: Litze mit Drehbehinderung; Anpreßkraft:  $p_A = 106,7 \text{ kN/m}$ ;  
Ziehgeschwindigkeit:  $v = 0,48 \text{ mm/s}$

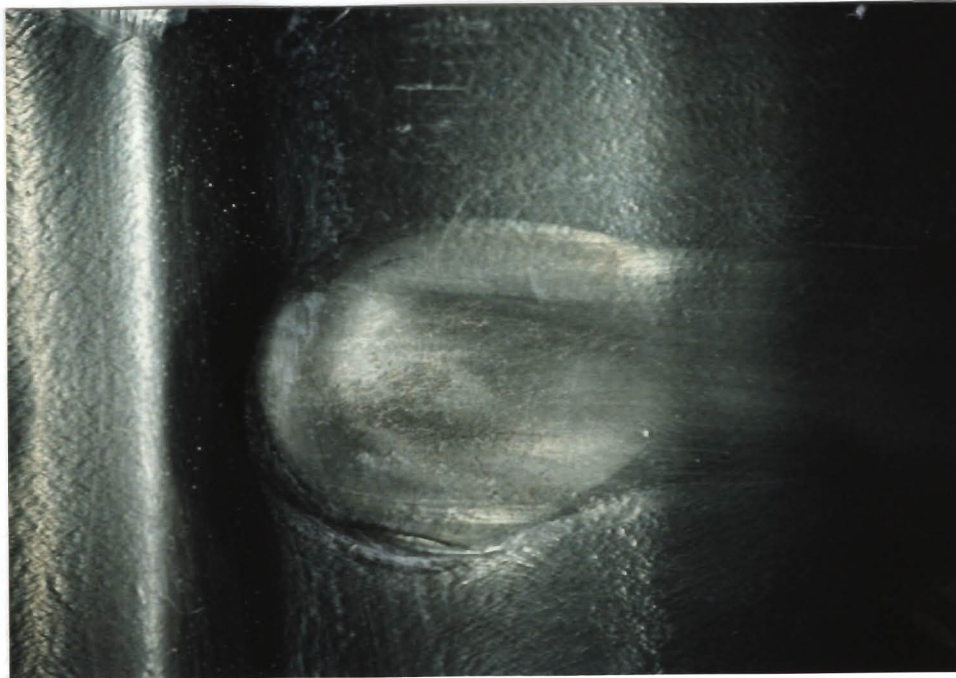
Bei einer Werkstofftemperatur von  $20^{\circ}\text{C}$  fällt der Reibungsbeiwert  $\mu$  unter 0,2. Auch hier bestätigen sich die theoretischen Überlegungen. Bemerkenswert ist, daß sich bei dieser Temperatur keinerlei Durchrieb einstellte. Selbst die stark beanspruchten Bereiche, welche einen vollständigen Verschleiß ankündigen, waren auf ein Minimum reduziert.

Die Ergebnisse der Versuche mit kleiner Ziehgeschwindigkeit ergaben keine neuen Erkenntnisse, da der Reibungsbeiwert bei einem Belastungsniveau von  $106,7 \text{ kN/m}$  nicht weiter abgefallen war. Es kann auch kein Abfall des Reibungsbeiwertes zwischen den Versuchen mit einer langsam aufgebrachten Anpreßkraftsteigerung und der vollständigen Belastung vor der Relativverschiebung erkannt werden.



**Diagramm 3.3-7:** Einzelergebnisse des Reibungsbeiwertes der Versuche;  
 Reibpartner: Litzen mit Drehbehinderung;  
 Anfangstemperatur der Probe:  $T = 20^\circ\text{C}$ ;  
 Ziehgeschwindigkeit:  $v = 0,48 \text{ mm/s}$

Betrachtet man die mechanische Beanspruchung bei der Versuchsdurchführung mit einer langsam gesteigerten Anpreßkraft, so stellt sich eine signifikante Verringerung des Abriebes ein. Das Material wird wesentlich weniger verdrängt. Die Reibspur ähnelt der bei geringen Anpreßkräften unter sofortiger Aufbringung der Querpressung. Der Werkstoff scheint in erster Linie nur eingedrückt und kaum verdrängt. Er weist auch keine Stellen auf, die einen Durchrieb ankündigen. Da während des Vorspannvorganges die Kraft in einer ähnlichen Weise aufgebracht wird, ist ein Durchreiben der Kunststoffhüllrohre unwahrscheinlich. Es bleibt allerdings die Unsicherheit über das Verhalten des Abriebes bei unterschiedlichen Ziehgeschwindigkeiten, sowie das Verhalten des Werkstoffes bei höheren Temperaturen.



**Bild 3.3-6:** Detail einer Reibspur auf einer Innenwelle bei einem Versuch mit langsamer Anpreßkraftsteigerung; Hüllrohr: VSL; Anfangstemperatur der Probe:  $T = 20^{\circ}\text{C}$ ; Reibpartner: Litze mit Drehbehinderung; Anpreßkraft:  $p_A = 106,7 \text{ kN/m}$ ; Ziehgeschwindigkeit:  $v = 0,48 \text{ mm/s}$

Die Ergebnisse der Versuche im Kleinmodellversuchsstand ergaben einen im Vergleich zu dem in dem Zulassungsantrag angestrebten Reibungsbeiwert von  $\mu = 0,14$  für Bündelspannglieder, in dem bereits der Klemmbeiwert berücksichtigt ist, wesentlich höheren Wert. Deshalb wurde eine weitere Versuchsreihe im Großmodellversuchsstand durchgeführt, in der insbesondere das zeitabhängige Verhalten der Kunststoffhüllrohre untersucht werden sollte.



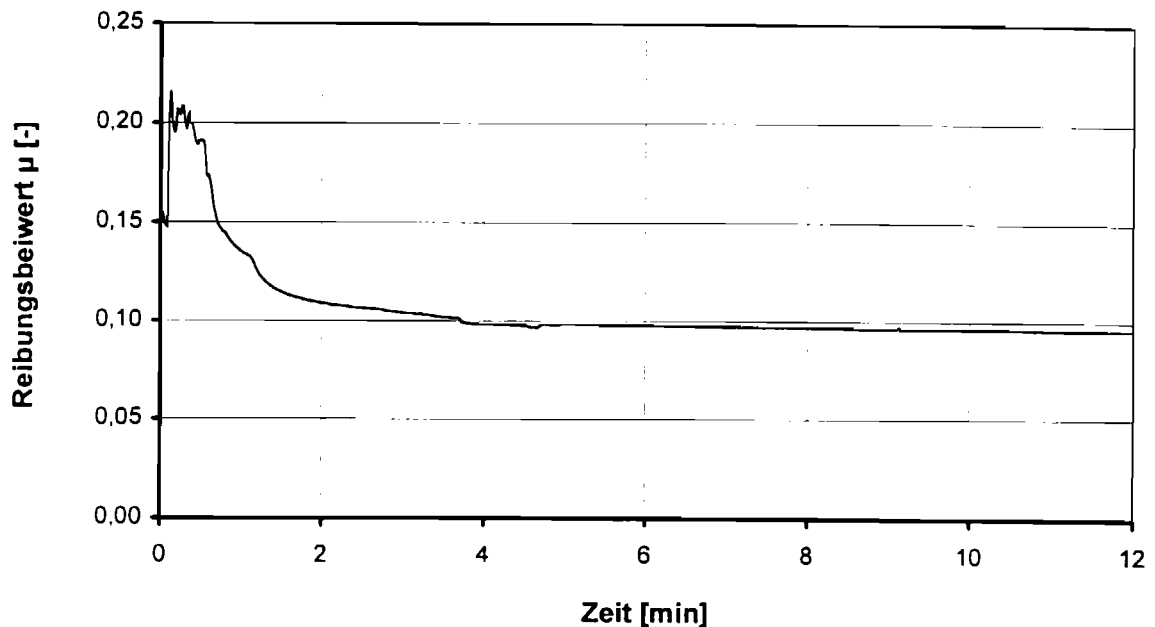
### 3.3.3 Versuche mit Großmodellprüfstand

#### 3.3.3.1 Allgemeines

Die Großmodellversuche wurden aufgrund der aufwendigen Herstellung der Versuchskörper mehrfach mit dem gleichen Hüllrohr wiederholt. Ziel dieser Untersuchung war die Erfassung der zeitabhängigen Materialeinflüsse im PP-Hüllrohr sowie ihrer Auswirkungen auf die Eintragung der Vorspannung. Die Versuche erfolgten mit einer Einzellitze. Dabei wurde die Vorspannkraft bis zu 20 Stunden aufrechterhalten. Die Initialspannung betrug 15% der Maximalkraft. Der Versuchsaufbau ist im Kapitel 3.1.2 erläutert.

#### 3.3.3.2 Versuchsdurchführung

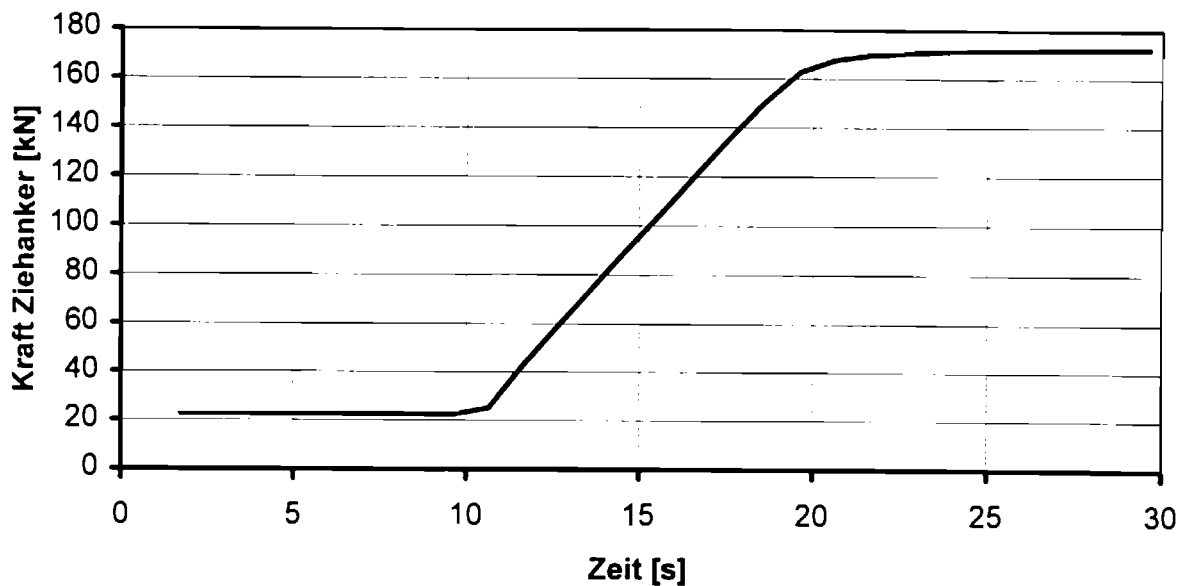
Bei der ersten Versuchsdurchführung wurde das Spannglied mit einer geringen Ziehgeschwindigkeit von 0,55 mm/s bis zu einer Spannkraft von 180 kN vorgespannt. Nach dem Festsetzen des Ziehankers wurde der Versuchskörper 4 Stunden im vorgespannten Zustand belassen, bevor die Ziehkraft auf ein Niveau von 190 kN erhöht wurde, um anschließend den Entlastungsvorgang mit einer Geschwindigkeit von ungefähr 0,39 mm/s vollständig erfassen zu können. Der Verlauf des Reibungsbeiwertes erreichte während des Vorspannvorganges Werte, die den aus dem Kleinmodellversuchsstand ermittelten Reibkräften weitgehend entsprachen. Nachdem die Vorspannkraft vollständig aufgebracht wurde, konnte der Einfluß des zeitabhängigen Materialverhaltens beobachtet werden. Der Reibungsbeiwert fiel von ca.  $\mu = 0,21$  innerhalb von 4 Minuten auf einen Wert von ca.  $\mu = 0,10$  ab.



**Diagramm 3.3-8:** Verlauf des Reibungsbeiwertes innerhalb der ersten 12 Minuten

Der geringe Reibungsbeiwert allerdings beinhaltet einen Abfall der Spannkraft am aktiven Spannanker, der durch Kriechverformungen im Hüllrohrmaterial hervorgerufen wird. Dieser Einfluß wurde auch bei den werksinternen Untersuchungen des Herstellers bemerkt. Die Kriechverformungen im Hüllrohr bewirken ein Nachrutschen des Spannkabels nach Beendigung des Vorspannvorgangs. Der Kraftabfall am aktiven Spanngliedende muß in der Bemessung berücksichtigt werden. Für eine genaue Erfassung der Größe dieses Einflusses bedarf es weiterer Untersuchungen, die im Rahmen dieser Arbeit nicht durchführbar waren.

Bei den übrigen Versuchen wurde nach dem Aufbringen der Vorspannkraft ein Absinken der Spannankerkraft durch manuelle Feinsteuerung der Spannpresse vermieden. Die Spannkraft wurde dabei schlagartig aufgebracht, um den Einfluß des zeitabhängigen Materialverhaltens auf den Reibungsbeiwert möglichst vollständig erfassen zu können (vgl. Diagramm 3.3-9).

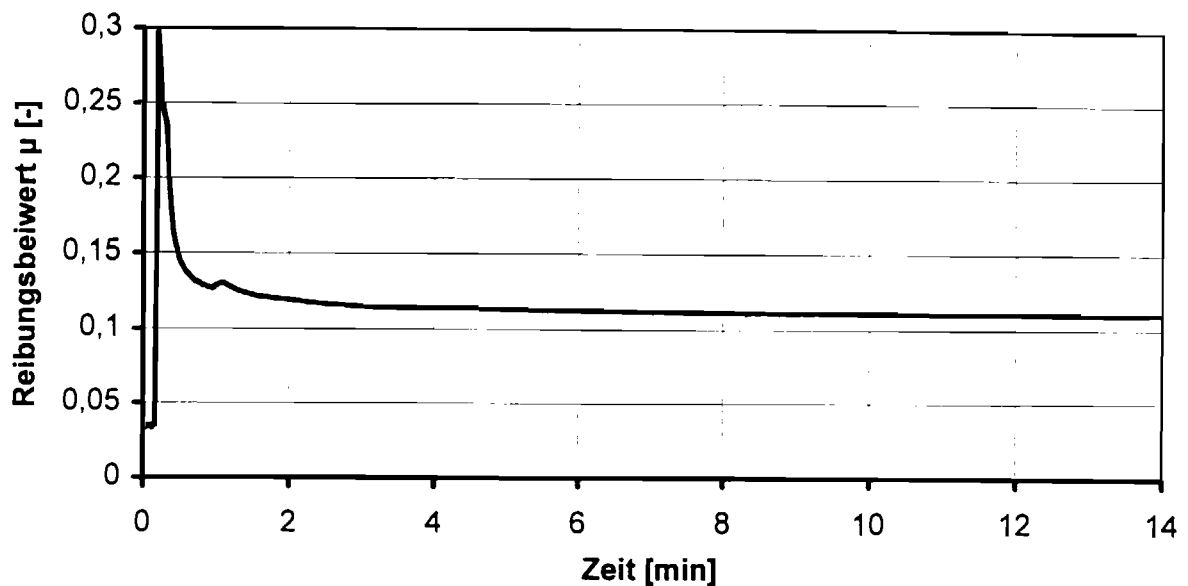


**Diagramm 3.3-9:** Verlauf der schlagartigen Krafteintragung am Ziehanker;  
Vorspanngeschwindigkeit  $v = 2,76 \text{ mm/s}$

Der Einfluß der Materialveränderung durch die mehrfache tribologische Beanspruchung des Kunststoffhüllrohres wurde dabei vernachlässigt.

Die Dauer der einzelnen Versuche betrug etwa 60 Minuten. Innerhalb dieses Zeitraums klangen die durch das zeitabhängige Materialverhalten der PP-Hüllrohre bedingten Spannkraftänderungen fast vollständig ab.

Beispielhaft ist der zeitliche Verlauf des Reibungsbeiwertes in Diagramm 3.3-10 dargestellt. Das viskoelastische Verhalten des Kunststoffhüllrohres tritt hier deutlich in Erscheinung. Durch die plötzliche Eintragung der Spannkraft ist der Reibungsbeiwert zu Beginn sehr hoch, doch im weiteren Verlauf fällt die Reibzahl schnell auf ein niedrigeres Niveau von  $\mu = 0,11$  ab. Nach ca. 6 Minuten verändert sich der Reibungsbeiwert nur noch unwesentlich.



**Diagramm 3.3-10:** Verlauf des Reibungsbeiwertes über die Zeit bei einem Versuch mit sehr schneller Lastaufbringung und anschließend konstant gehaltener Ziehkraft

Der zeitabhängige Anstieg der Festankerkräfte, der aus dem Nachrutschen des Spannkabels durch Kriechverformungen im Hüllrohr resultiert und verantwortlich für die Abminderung des gemessenen Reibungsbeiwertes ist, ist in den Diagrammen 3.3-11 deutlich zu sehen. Die Höhe des zeitabhängigen Zuwachses der Festankerkräfte hängt dabei von der Vorspanngeschwindigkeit ab, da ein Teil der Kriechverformungen bereits während des Ziehvorganges auftritt.

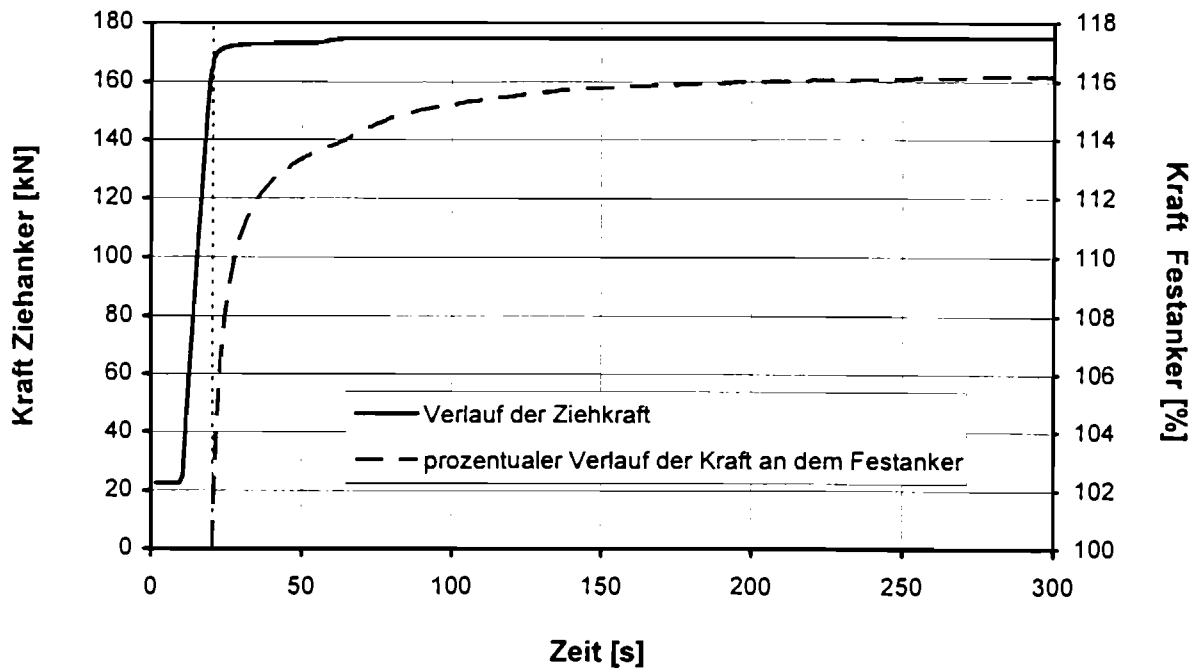


Diagramm 3.3-11: Prozentuale Steigerung der Festankerkräft;

Vorspanngeschwindigkeit:  $v \approx 2,6 \text{ mm/s}$

Die Auswertung der unterschiedlichen Ziehgeschwindigkeiten und der dazugehörigen Reibungsbeiwerte ergibt einen deutlichen Zusammenhang der beiden Größen. Bei langsamen Relativverschiebungen sinkt der Reibungsbeiwert einer Einzellitze auf Werte bis zu  $\mu = 0,12$  ab (Diagramm 3.3-12).

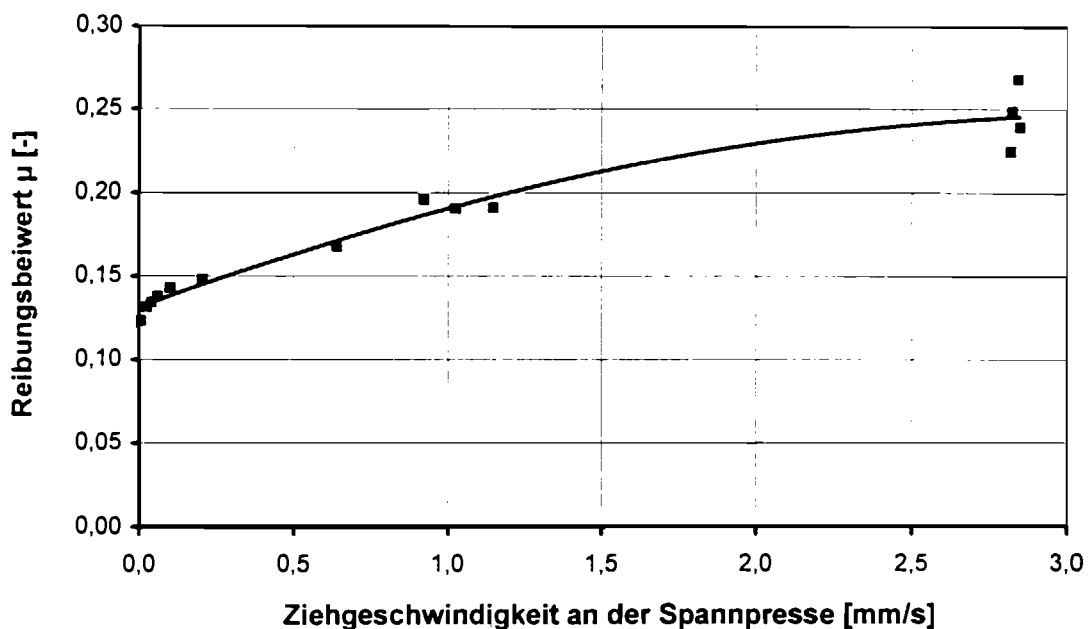


Diagramm 3.3-12: Abhängigkeit des Reibungsbeiwertes von der Ziehgeschwindigkeit am aktiven Spanngliedende

Die in Kleinmodellversuchen gewonnenen Ergebnisse bestätigen die hier festgestellte Abhängigkeit. Beim Vergleich der Versuchsergebnisse muß allerdings berücksichtigt werden, daß die Ziehgeschwindigkeit im Großmodellversuchsstand über die Spanngliedlänge unterschiedlich ist. Der Mittelwert, der der Geschwindigkeit der Relativverschiebung im Kleinmodellversuchsstand entspricht, beträgt ca. 50 % der Ziehgeschwindigkeit an der Spannpresse.

Die hohen momentanen Reibungsverluste, die sich bei größeren Vorspanngeschwindigkeiten einstellen, werden bereits gegen Ende des Anspannvorgangs mit absinkender Ziehgeschwindigkeit zum Teil abgebaut. Im Ziehanker-Festankerkräfte-Diagramm macht sich dieser Effekt durch einen steileren Verlauf im oberen Bereich der Kurve bemerkbar.

Anhand der Großmodellversuche bestätigte sich der im Vergleich zu den Reibungsbeiwerten mit Stahlhüllrohren niedrige Spannkraftverlust infolge Reibung bei Hüllrohren aus Kunststoff, der in früheren Arbeiten [43] berichtet wurde. Die Reibzahl einer Einzellitze mit einem PP-Hüllrohr als Reibpartner kann mit ungefähr  $\mu = 0,11$  angegeben werden. Das Kunststoffhüllrohr zeichnet sich durch einen geringeren Spannkraftverlust verglichen mit den Bandstahlhüllrohren aus. Zur genaueren Erfassung des Materialverhaltens der PP-Hüllrohre sind weiterführende Untersuchungen empfehlenswert.

## 4 ZUSAMMENFASSUNG UND AUSBLICK

Zur Klärung des möglichen Einflusses der Hüllrohre auf die Spanngliedreibung wurden im Rahmen dieser Arbeit umfangreiche Reibungsuntersuchungen mit verschiedenen Hüllrohrtypen durchgeführt. Geprüft wurde das Reibungsverhalten der Hüllrohre mit glatten kaltgezogenen Drähten sowie mit Litzen. Die geprüften Parameter waren die verschiedene Sickenausbildung, der Hüllrohrdurchmesser einschließlich flachovaler Hüllrohre, die Mörtelfestigkeit, die Länge der Relativverschiebung sowie die möglichen Materialunterschiede der Hüllrohrwerkstoffe. Die geprüften längsgeschweißten und gefalzten Hüllrohre wurden von fünf verschiedenen Herstellern aus der laufenden Produktion entnommen.

Ein Einfluß der beiden Herstellungsarten der Hüllrohre auf den Reibungsbeiwert wurde nicht festgestellt. Der Reibungsbeiwert nimmt allgemein mit steigender Querpressung zu. Signifikante Unterschiede zwischen den verschiedenen Hüllrohrtypen treten überwiegend bei höheren Anpreßkräften auf. Bei der Reibsituation mit profilierten Hüllrohren und glatten Drähten sind auftretende Abweichungen im Reibungsverhalten auf unterschiedliche Größe der Kontaktfläche und geleistete Deformationsarbeit zurückzuführen. Bei dem Reibpartner Litze werden die Differenzen zwischen den gemessenen Reibungsbeiwerten zusätzlich durch geringe Verzahnungseffekte zwischen der gewellten Spannstahloberfläche und den Innensicken der Hüllrohre bestimmt.

Eine weitere signifikante Abhängigkeit der Reibkräfte ist durch den abrasiven Verschleiß der auf der Spannstahloberfläche liegenden Schicht aus „verbrannten“ Ziehmitteln bedingt. Dieser Verschleiß führt zu erhöhten Oberflächenrauheiten des Spannstahls, durch die der Reibungsbeiwert ansteigt. Eine Abhängigkeit des Reibungsbeiwertes von der Oberflächenrauheit des Hüllrohres wurde nicht festgestellt. Das weichere Bandstahlmaterial wird bereits bei leichter statischer Belastung stark geglättet. Materialprüfungen in Form von Härteuntersuchungen nach VICKERS konnten keine neuen Aufschlüsse über ein unterschiedliches Reibungsverhalten zwischen den verschiedenen Hüllrohren aufzeigen.

Lange Ziehwege bewirken eine Erhöhung des Reibungsbeiwertes, die, wie spezielle Untersuchungen mit Kombinationen aus bereits benutzter Spannstahloberfläche und neuem Hüllrohrmaterial zeigen, in erster Linie von dem abrasiven Verschleiß der Spannstahloberflächenschicht abhängig ist. Demgegenüber ist der Anstieg des Reibungsbeiwertes aufgrund von Materialveränderungen im Hüllrohr deutlich geringer. Ein Durchreiben der Hüllrohre wurde bei Ziehwegen von bis zu 100 cm und Wandstärken bis minimal 0,28 mm nicht festgestellt.

Ein Einfluß der Wandstärke des Hüllrohres auf die Reibung stellte sich bei den Versuchen mit Beton als Hinterfüllungsmaterial nicht ein. Bei den Vergleichsversuchen mit Stahl als starres Hinterfüllungsmaterial trat hingegen eine Erhöhung des Reibungsbeiwertes mit abnehmender Blechwandstärke auf. Ein signifikanter Einfluß der Betonfestigkeit auf die Reibung wird aufgrund der Meßergebnisse ausgeschlossen.

Der Reibungsbeiwert zwischen Spannglied und Hüllrohr wird bekanntlich durch die vorhandene Anpreßkraft beeinflusst. Die festgestellten Abweichungen im Reibungsverhalten zwischen den einzelnen Hüllrohrtypen sind dabei gering. Die durch den Hüllrohrtyp bedingte Streuung des Reibungsbeiwertes beträgt maximal  $\pm 5\%$ . Angesichts der übrigen Unsicherheiten der Spannkrafteintragung ist deshalb eine Berücksichtigung der unterschiedlichen Hüllrohre bei der Ermittlung der Reibungsverluste nicht notwendig.

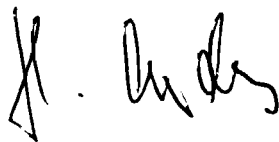
Zum Reibungsverhalten von Hüllrohren aus Kunststoff wurden sowohl Kleinmodell- als auch Großmodellversuche durchgeführt. In der Versuchsreihe im Kleinmodellversuchsstand wurden die Temperatur der Probekörper, die Belastung sowie die Geschwindigkeit der Relativverschiebung variiert. Während der Einfluß der Querpressung auf die Reibung nicht stark ausgeprägt war, stieg der Reibungsbeiwert deutlich mit der Temperatur. Der Kleinmodellversuchsstand erweist sich allerdings in der bestehenden Form als wenig geeignet für die Prüfung von Kunststoffhüllrohren. Der Grund hierfür liegt in der unzureichenden Berücksichtigung der Auswirkungen des zeitabhängigen Verhaltens des Kunststoffmaterials.

Der Einfluß des zeitabhängigen Materialverhaltens wurde in Großmodellversuchen ermittelt. Die Reibungsbeiwerte unmittelbar beim Vorspannvorgang entsprachen in etwa den Werten aus der Versuchsreihe im Kleinmodellversuchsstand. Aufgrund der



Viskoelastizität des Hüllrohrmaterials wurde für eine Einzellitze innerhalb weniger Minuten ein Abbau der Spannkraftverluste auf einen äquivalenten Reibungsbeiwert von ca. 0,11 beobachtet.

Die Untersuchungen bezüglich des Reibungsverhaltens der Hüllrohre aus Bandstahl können als weitgehend abgeschlossen betrachtet werden. Durch die Versuche mit Kunststoffhüllrohren und mit Ansatz eines üblichen Klemmbeiwertes  $\kappa = 1,3$  für Bündelspannglieder wird der in der Zulassung angegebene Reibungsbeiwert für Bündelspannglieder aus Litzen von  $\mu = 0,14$  in etwa bestätigt. Weiterführende Untersuchungen bezüglich der Auswirkungen erhöhter Temperaturen sowie des zeitabhängigen Materialverhaltens sind empfehlenswert.



## 5 LITERATURVERZEICHNIS

### 5.1 Fachliteratur

1. BARTENEV G. M.; ZELENEV, J. V.: Physik der Polymere, VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie Leipzig, 1979
2. BÖKAMP, H.; CORDES, H.; TROST, H.: Weiterentwicklung eines Prüfverfahrens für Reibungsuntersuchungen mit Spannstahlilitzen, IfBt Bericht Nr.: 29/88
3. BÖKAMP, H.: Ein Beitrag zur Spannstahlermüdung unter Reibdauerbeanspruchung bei teilweiser Vorspannung, Dissertation, RWTH Aachen, 1990
4. BOWDEN, F.P.: The nature of sliding and analysis of friction, Proc. Roy Soc. London No. 938, p. 371/91
5. BOWDEN, F.P.; TABOR D.: Reibung und Schmierung fester Körper, Berlin/Göttingen/Heidelberg 1959
6. BRONSTEIN, I.N.; SEMENDJAJEW, K.A.: Taschenbuch der Mathematik, Verlag Harri Deutsch, Thun und Frankfurt/Main, 20. Auflage, 1979
7. Der Bundesminister für Verkehr: Analyse und Auswertung von Schadensfällen an Spannstählen, Forschung Straßenbau und Straßenverkehrstechnik, Heft 308, 1980
8. Der Bundesminister für Verkehr: Schaden an Brücken und anderen Ingenieurbauwerken, Dokumentation 1982, S.157 ff.
9. COOLEY, E.H.: Friction in post-tensioned prestressing systems, Research Report I, Cement and Concrete Ass., London 1953
10. COOLEY, E.H.: Estimation of friction in prestressed concrete, Cement and Concrete Ass., London 1954

11. CORDES, H.; ENGELKE, P.; JUNGWIRTH, D.; THODE, D.: Eintragung der Spannkraft - Einflußgrößen bei Entwurf und Ausführung, Mitteilungen des IfBt 2/1983
12. CORDES, H.; SCHÜTT, K.; TROST, H.: Großmodellversuche zur Spanngliedreibung, DAfStb Heft 325, Berlin: Ernst & Sohn 1981
13. CORDES, H.: Das Grenzflächenverhalten von Spanngliedern und seine Auswirkungen für den Verbundbaustoff vorgespannter Stahlbeton - Reibung, Verbund und Ermüdung von Spanngliedern, Habilitationsschrift, RWTH Aachen, 1987
14. CORDES, H.: Dauerhaftigkeit von Spanngliedern unter zyklischen Beanspruchungen, DAfStb Heft 370, Berlin: Ernst & Sohn 1986
15. CURBACH, M.: Die Vorlandbrücken der Donaubrücke Fischerdorf, Bautechnik 1993, Heft 1, S. 2-9
16. DAfStb: Richtlinien zur Anwendung von Eurocode 2 - Planung von Stahlbeton- und Spannbetontragwerken, Teil 1: Grundlagen und Anwendungsregeln für den Hochbau, April 1993
17. Deutsche Gesellschaft für Materialkunde, Vortragstexte eines Symposiums, Reibung und Verschleiß, 1992
18. DEHNE, W.: Untersuchungen über den Einfluß der Oberflächenstruktur auf die Reibung, Dissertation, 1973
19. DRESCHER, H.: Zur Mechanik der Reibung zwischen festen Körpern, Sonderdruck aus VDI-Zeichnung, Band 101, 1959, S. 697 bis S. 70
20. FRITZ, B.: Die meßtechnische Überprüfung des reibungsbedingten Spannkraftverlustes an der Vorlandbrücke zur Rheinbrücke Speyer, Beton- und Stahlbetonbau, 1957 S.60-64 Heft 3
21. FRITZ, B.: Ausgleich des Reibungsverlustes beim Spannen, Beton- und Stahlbetonbau, 1953 S.225-229 u. 1954 S. 147-152

22. FRITZ, B.: Vorschläge zur genaueren Erfassung der reibungsbedingten Spannkraftverluste in geraden und gekrümmten Spangliedern. In: FIP 3. Kongreß, Berlin 1958, Bd. 1, Papers
23. FRITZ, B.: Ausgleich des Reibungsverlustes beim Spannen. Beton- und Stahlbetonbau 48 (1953) H. 10, S. 225-229. Vgl. Zuschriften 49 (1954) H. 6, S. 147-152
24. FRITZ, B.: Erfahrungen bei Dehnungsmessungen an Spannbetonbauwerken. VDI-Zeitschrift 100 (1958) H. 2, S.49-58
25. HAGEN K.-J.: Ein Beitrag zum Verbundverhalten von Spangliedern in Hüllrohren unter besonderer Berücksichtigung der Sprengwirkung, Dissertation, RWTH Aachen, 1984
26. HALACH, G.: Gleitreibungsverhalten von Kunststoffen gegen Stahl und seine Deutung, Dissertation, Universität Stuttgart; 1975
27. HAVERESCH K.-H.:Zuverlässigkeit der planmäßigen Spannkrafteintragung unter besonderer Berücksichtigung baupraktischer Klimabeanspruchung, Dissertation, RWTH Aachen, 1994
28. Institut für Bautechnik: Aus der Arbeit des Sachverständigenausschusses „Spannbeton - Spannverfahren“, Mitteilungen des IfBt 4/1980
29. ISECKE B.; STICHEL W.: Einfluß baupraktischer Umgebungsbedingungen auf das Korrosionsverhalten von Spannstählen vor dem Injizieren, BAM Forschungsbericht Nr. 87, 12/1982
30. JUNGWIRTH, D.: Entwicklungen im Spannbetonbau am Beispiel der Donaubrücke Metten, Bauingenieur 56 (1981) S. 413 - 422
31. KLEMENS, D.; STÄNDER, I.: Ziehfehlerkatalog - Fehlerscheinungen an gezogenen Drähten, Rohren; Stäben, DGM-Informationsgesellschaft mbH, Oberursel 1985
32. KOHLRAUSCH, F.: Praktische Physik, Band 1, B.G. Teubner-Verlag Stuttgart

33. KRAGELSKI, J.W.: Reibung und Verschleiß, Carl Hanser Verlag München, 1971
34. KRAUSE, H.: Reibungslehre - Reibungsmechanik -, Vorlesungsumdruck. RWTH Aachen, Lehrgebiet Abnutzung der Werkstoffe, 1980
35. KRAUSE, H.; POLL, G.: Mechanik der Festkörperreibung, VDI-Verlag GmbH, Düsseldorf, 1980
36. KUPFER, H.: Die Beanspruchung des Verbundes zwischen Spannglied und Beton, DAfStb Heft 159, Berlin: Ernst & Sohn
37. LEONHARDT, F.: Spannbeton für die Praxis, 3. Auflage, Berlin/München/Düsseldorf 1973
38. LEONHARDT, F.: Vorlesungen über Massivbau, 5. Teil, Berlin/Heidelberg/New York 1980
39. LEONHARDT, F.; MÖNNING, E.: Reibung von Vorspanngliedern für Spannbeton, Beton- und Stahlbetonbau, 1952, S. 42-45
40. LEONHARDT, F.; BAUR, W.: Vorspannung mit konzentrierten Spanngliedern, Verlag von Wilhelm Ernst und Sohn, Berlin 1956
41. MITTELMANN, G.: Messung der Reibungsbeiwerte beim Spannbeton, Beton- und Stahlbeton 53 (1958) H. 1 S. 4-7
42. MÜHE, L.: Kraftverlauf im Spannglied bei veränderlicher Reibungszahl, Beton- und Stahlbetonbau, 1955, S. 251-255 Heft 10
43. OERTLE, J.: Reibermüdung einbetonierter Spannkabel, Institut für Baustatik und Konstruktion, Eidgenössische Technische Hochschule Zürich, 1988
44. PARKUS, H.: Mechanik der festen Körper, Springer-Verlag, 1960
45. PALKOWSKI, S.: Zur statischen Berechnung von Seilkonstruktionen im elastisch-plastischen Bereich, Bauingenieur 67 (1992), S. 359-364

46. PLÄHN, J.: Determination of the Modulus of Elasticity of Prestressing Steel Strands, Materials and Structures/Matériaux et Constructions, 1989, 22, pp. 309-311
47. RÜST, M.; WINKLER, N.: Vom Einfluß der Verlegemethode auf die Qualität der Vorspannung, Schweizer Ingenieur und Architekt 16/85, S.325-328
48. SCHÜTT, K.: Zur Bestimmung wirklichkeitsnaher Reibungsbeiwerte für Spannglieder durch Großmodellversuche, Dissertation, RWTH Aachen, 1978
49. SIEBEL, E.: Handbuch der Werkstoffprüfung 2. Band, 2. Auflage, Berlin/Göttingen/Heidelberg 1955
50. TELFORD, T.: Tensioning of tendons: force-elongation relationship, FIP state of the art report, 1986
51. THEILE, V.: Zum Einfluß der Vorspannung im Gebrauchszustand bei Spannbetonbauwerken, Dissertation, TU Darmstadt, 1986
52. THÜRMER, E.: Reibung bei Bündelspanngliedern, Technische Informationsberichte des VEPS Berlin, 2. Jahrgang, Heft 7, Berlin 1966, S. 28-34
53. TROST, H.: Neubau der Berliner Brücke in Wolfsburg, Beton- und Stahlbetonbau, 52. Jahrgang 1957, S. 149-156
54. TROST, H.; BÖKAMP, H.; HAVERESCH, K.-H.: Zum Kraftverlauf in Bündelspanngliedern bei veränderlicher Reibungszahl, Bauingenieur 67 (1992) S. 297-302
55. UETZ, H.; WIEDEMEYER, J.: Tribologie der Polymere, Carl Hanser Verlag München Wien, 1985
56. UTESCHER, G.; WALTER, R.; SCHRECK, D.: Vorausbestimmung der Spannkraftverluste infolge Dehnungsbehinderung, DAfStb Heft 282, Berlin: Ernst & Sohn 1977

57. VÖLTER, O.: Zur Technik des Vorspannens und Auspressens - Erwägung beim Bau der Schleusenbrücke Stuttgart-Hofen, Beton- und Stahlbetonbau, 51. Jahrgang 1956, S. 169-178 H. 8
58. VÖLTER, O.: Die Reibung im Spannbeton, Beton- und Stahlbetonbau, 51. Jahrgang 1954, Heft 6 S. 138-142 und Heft 7, S. 156-165
59. VSL Test Bericht Nr. 332: Reibungsbeiwert  $\mu$  zwischen HDPE-Hüllrohr und Litzenspannkabel, 1992
60. VSL Test Bericht Nr. 371: Prüfung des PT-Plus Hüllrohres nach DIN 18553, 1993
61. VSL Test Bericht Nr. 390: PT-Plus-Rohrkupplungen, 1993
62. VSL: Antrag auf bauaufsichtliche Zulassung des VSL PT-Plus Hüllrohrsystems, 1993
63. WESCHE, K.: Baustoffe für tragende Bauteile, Band 3, Stahl, Aluminium (Metallische Stoffe) - Herstellung, Eigenschaften, Verwendung, Korrosion, Bauverlag GmbH 2. Auflage 1985
64. WESCHE, K.: Baustoffe für tragende Bauteile, Band 4, Holz, Kunststoffe Herstellung, Eigenschaften, Verwendung, Dauerhaftigkeit, Bauverlag GmbH 2. Auflage 1985
65. WITTFOHT, H.: Vorgespannte Straßenbrücke mit starker waagerechter Krümmung, Beton- und Stahlbetonbau, 51 Jahrgang 1956, S. 199-204
66. WITTFOHT, H.: Das Einleiten der Vorspannkraft bei langen Spanngliedern am Beispiel der Straßenbrücke über den Lech bei Rain. Beton- und Stahlbetonbau 53 (1958) H.11, S. 275-279
67. WUTTKE, W.: Tribophysik, Reibung und Verschleiß von Metallen, 1987
68. ZELGER, C.: Einfluß der Krümmung von Spanngliedern auf den Spannweg, DAfStb Heft 212, Berlin: Ernst & Sohn

69. ZERNA, W.: Beseitigung der Spannkraftverluste infolge Reibung bei Vorspannen, Beton- und Stahlbetonbaubau, 1952, S. 268-269 Heft 11
70. ZERNA, W.: Auslöschen des Spannkraftverlustes infolge Reibung bei Spanngliedern für Spannbeton, Beton- und Stahlbetonbaubau, 1953, S. 209-210 Heft 11, vgl. Zuschriften mit Berichtigungen 49 1954 H. 12 S.296
71. Relic, P.: Einfluß unterschiedlicher Hüllrohre aus Bandstahl und Kunststoff auf die Spanngliedreibung, Diplomarbeit am Institut für Massivbau der RWTH Aachen, 1996 unveröffentlicht

## 5.2 Technische Regelwerke

1. DIN V 18932: Eurocode 2: Planung von Stahlbeton- und Spannbetontragwerken, Teil 1: Grundlagen und Anwendungsregeln für den Hochbau
2. DIN 18553: Hüllrohre aus Bandstahl für Spannglieder - Begriffe, Anforderungen, Qualitätskontrolle, Ausgabe 1989/1990
3. DIN 50145: Prüfung Metallischer Werkstoffe, Zugversuch
4. DIN 1614: Warmgewalztes Band und Blech, Teil 1: weiche unlegierte Stähle zum Kaltwalzen, Teil 2: Weiche unlegierte Stähle zum unmittelbaren Kaltformgeben; Technische Lieferbedingungen
5. DIN 1544: Flachzeug aus Stahl; Kaltgewalztes Band aus Stahl; Maße, zulässige Maß- und Formabweichungen
6. DIN 1624: Flacherzeugnisse aus Stahl; Kaltgewalztes Band in Walzbreiten bis 650 mm aus weichen unlegierten Stählen; Technische Lieferbedingungen
7. DIN 4227, Teil 1: Spannbeton; Bauteile aus Normalbeton mit beschränkter oder voller Vorspannung; Ausgabe Juli 1988
8. EUROCODE 2: Planung von Stahlbeton- und Spannbetonbauwerken; ENV 1992-1-1, Juni 1992



9. prEN 524 : Hüllrohre aus Bandstahl für Spannglieder - Prüfverfahren - Teil 1: Ermittlung der Formen und Maße, Teil 2: Bestimmung des Biegeverhaltens, Teil 3: Hin- und Herbiegeversuch, Teil 4: Bestimmung der Querbelaastbarkeit, Teil 5: Bestimmung der Zugfestigkeit, Teil 6: Bestimmung der Dichtheit (Bestimmung des Wasserverlustes)
10. EN 10138 (Entwurf): Spannstähle, Teil 1: Allgemeine Anforderungen, Teil 2: Draht, Teil 3: Litze, Teil 4: Stäbe, Teil 5: Bescheinigung der Konformität durch Zertifizierung
11. EN 104.700: Hüllrohre aus Bandstahl für Spannglieder, Begriffe, Anforderungen, Qualitätskontrolle; Ausgabe Februar 1991
12. ISO 6932: Cold-reduced carbon steel strip with a maximum carbon content of 0,25%, first edition 1986-06-15
13. ZTV-K 88: Zusätzliche Technische Vertragsbedingungen für Kunstbauten, BMV Allg. Rundschreiben Straßenbau Nr. 13/1989 vom 18. Juni 1989, Verkehrsblatt-Verlag Dortmund, Ausgabe 1988