

# **BAM-BERICHTE Nr.3**

DER BUNDESANSTALT FÜR  
MATERIALPRÜFUNG (BAM)

BERLIN

## **Über das mechanische Verhalten von Aluminium- Stahl- Freileitungsseilen als Beispiel für Verbundbauteile**

**von Dr.- Ing. Josef Ziebs**





	Seite
1. Aufgabenstellung	1
2. Stand der Forschung	3
2.1 Mechanische Eigenschaften bei Zugbeanspruchung	3
2.2 Zeit- und lastabhängiges Kriechverhalten	5
3. Spannungs-Dehnungsverhalten zugbelasteter Schraubenverbundseile	8
3.1 Definition des Problems	8
3.2 Bauformen der untersuchten Verbundseilkonstruktionen und der zum Vergleich herangezogenen Reinaluminiumseile	8
3.3 Das Spannungs-Dehnungsverhalten zugbelasteter Al-St-Freileitungsseile	8
3.3.1 Spannungs-Dehnungsverhalten für Verbundseile mit zur Seilachse parallelen Drähten	8
3.3.2 Spannungs-Dehnungsverhalten von Schraubenverbundseilen	10
3.3.2.1 Zusammenhang zwischen axialer Seildehnung und Dehnung der Schraubendrähte	10
3.3.2.2 Spannungs-Dehnungsverhalten ohne Einfluß der Flächenpressungen	11
3.3.2.3 Spannungs-Dehnungsverhalten mit Berücksichtigung der Flächenpressungen	13
3.3.2.4 Zusätzliche Einflüsse auf das Spannungs-Dehnungsverhalten	24
3.3.2.4.1 Einfluß der sekundären Biegung	24
3.3.2.4.2 Bei der Wirkung einer Seilzugkraft auftretende Biege- und Torsionsmomente	25
3.3.2.4.3 Abschätzung der von der Seilfertigung her vorhandenen Restspannungen	25
3.3.2.4.4 Weitere Einflüsse	27
4. Experimentelle Untersuchungen zum zügigen Verhalten von Verbundseilen aus Aluminium und Stahl	29
4.1 Ziel der Versuche	29
4.2 Aufbau der Versuchsanlage und Wahl der Versuchsbedingungen	30
4.2.1 Seilproben	30
4.2.2 Drahtproben	30
4.3 Darstellung und Auswertung der Versuchsergebnisse	30
4.3.1 Kennwerte der mechanischen Eigenschaften	30
4.3.1.1 Elastizitäts- und Fließbereich der Seile	30
4.3.1.2 Elastizitäts- und Fließbereich der Al- und St-Drähte	42
4.3.2 Vergleich der mechanischen Eigenschaften von Freileitungsseilen und von Einzeldrähten	44

5. Dauerstand(Kriech)verhalten von Freileitungsseilen	47
5.1 Problemstellung	47
5.2 Versuchsanlage und Wahl der Versuchsbedingungen für Dauerstandversuche an Seil- und Drahtproben	47
5.2.1 Seilproben	47
5.2.2 Drahtproben	50
5.3 Darstellung und Auswertung der Versuchsergebnisse	50
5.3.1 Versuche mit Seilproben	50
5.3.1.1 Zeitlich konstante Belastung	50
5.3.1.2 Belastung nach Schema 1 und 2	59
5.3.2 Versuche mit Drahtproben	61
5.4 Phänomenologische Darstellung von Kriecherscheinungen	64
5.5 Kriechgeschwindigkeit und Belastungsdauer bis zum Kriechbruch	67
5.6 Vergleich des Kriechverhaltens von Drähten und Verbundseilen	68
6. Zeitabhängige Änderung der Zugkraftverteilung in Verbundseilen	69
6.1 Angestrebte Untersuchungen	69
6.2 Versuchsprinzip und Versuchsbedingungen	69
6.3 Versuchsergebnisse	70
6.4 Modell für die Beschreibung von Kriecherscheinungen in Verbundseilen	75
6.5 Quantitatives Erfassen der Zugkraftumlagerungen	76
7. Zusammenfassung	78
8. Schrifttum	79

a, b	Halbachsen einer elliptischen Druckfläche	$F_{DA}, F_{Dt}$	Lastkomponenten der Drahtzugkraft in axialer und tangentialer Richtung
$a_S$	Scheitelpunktabstand der Lagendrähte	$F_0$	zulässige Höchstkraft nach VDE 0210 (5.62)
A, B	von der Formgebung sich berührender Körper abhängige Größen	$F_{max}$	rechnerische Bruchkraft (DIN 48202, Bl. 1, Abschn. 3.4)
$A_S$	Gesamtquerschnitt eines Seils als Summe aller Drahtquerschnitte	$F_{max}^{ex}$	ermittelte Bruchlast
$A_S^*$	Gesamtquerschnitt eines Seils senkrecht zur Seilachse	$F(\varphi, k')$	unvollständiges elliptisches Normalintegral erster Gattung
$A_{DA1}, A_{DSt}$	Querschnittsfläche eines Aluminium- bzw. Stahldrahtes	g	temperaturabhängige Konstante in Gl. (103)
$A_k$	Proportionalitätskonstante in Gl. (20)	h	Schlaglänge einer Drahtlage
$A_1$	ideeller Seilquerschnitt	$I_a, I_p$	axiales und polares Flächenträgheitsmoment
$c_k$	Konstante in Gl. (101)	k, k'	Moduln der Integrale
$C_\sigma, C_\tau$	Koeffizienten in Gl. (69)	$k_1$	Verfestigungsexponent (Gl. (20))
C	Proportionalitätskonstante in Gl. (101)	K	Krümmung
$d_a$	Außendurchmesser einer Drahtlage	$K_1, K_2, K_3, K_4, K_{A1}, K_{St}$	Konstanten in Gl. (98), Gl. (109), Gl. (103), Gl. (122), Gl. (118) u. Gl. (119)
$d_m$	mittlerer Drahtlagendurchmesser	$K(k')$	vollständiges elliptisches Normalintegral erster Gattung
$d_0$	Drahtdurchmesser	l, $l_0, l_k$	verschiedene Längen
D	Seildurchmesser	$M_a, M_b, M_{bel}, M_{bD}, M_{bR}, M_{tA1}, M_{tD}, M_{tR}$	verschiedene Momente
e	Temperaturabhängige Konstante in Gl. (103)	$n_1, n_2$	Konstanten in Gl. (98), Gl. (100)
E	Elastizitätsmodul	p	Ordinate
$E_f$	fiktives Elastizitätsmaß mit zur Seilachse parallelen Drähten eines Seils	pSt	Lastverhältnis
$E_f^*$	fiktives Elastizitätsmaß eines schraubenförmig gefertigten Seils	q	Konstante in Gl. (106)
$E_S$	tatsächliches Elastizitätsmaß eines Seils	r	mittlerer Radius einer Drahtlage
$E(k'), E(\varphi, k')$	vollständiges und unvollständiges Normalintegral zweiter Gattung, Gl. (67) u. Gl. (68)	R	Radius eines Seils
F	Zugkraft	t, t*	Zeit
$F_r, F_{re}$	radiale Preßkraft bzw. auf die Längeneinheit bezogene radiale Preßkraft	T	Windung
$F_{re1}^*, F_{re2}^*, F_{re3}^*, F_{rj}^*$	aufsummierte Preßkräfte verschiedener Lagen Preßkraft an einer Kreuzungsstelle von Drähten	U	Energie
$F_A$	Dauerstandkraft nach VDE 0210 (5.62)	$v_S$	Verstärkungsgrad
		$W_a, W_p$	axiales und polares Widerstandsmoment
		x, y, z	rechtwinklige kartesische Koordinaten
		$\alpha$	Schlagwinkel der Seildrähte
		$\alpha_S, \alpha_{A1}, \alpha_{St}$	Längenausdehnungskoeffizienten eines Seils bzw. der Verbundkomponenten Aluminium und Stahl
		$\delta_5, \delta_{10}$	Bruchdehnung beim Längendurchmesser - Verhältnis der Probe von 5 bzw. 10

$\delta_g$	Gleichmaßdehnung	$\sigma_N$	Nennspannung eines Seils
$\varepsilon$	Dehnung	$\sigma_{NB}, \sigma_{N0,2}$	Nennspannung eines Seils bei $F_{max\ ex}$ bzw. bei Fließbeginn ( $\varepsilon_{bl} = 0,2\ \%$ )
$\varepsilon_{bl}$	bleibende Dehnung	$\sigma_v$	Vergleichsspannung
$\varepsilon_F$	Dehnung an der Fließgrenze ( $\sigma_{0,2}$ )	$\sigma_{0,01}, \sigma_{0,2}$	Elastizitäts- bzw. Fließgrenze; $\varepsilon_{bl} = 0,01$ bzw. $0,2\ \%$
$\varepsilon_{Kr}$	Kriechdehnung	$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$	Hauptspannungen in Längs-, Quer- und Vertikalrichtung
$\varepsilon_g$	Gesamtdehnung beim Kriechen	$\tau$	Windungshalbmesser
$\varepsilon_i$	augenblicklich sich einstellende Anfangsdehnung	$\chi$	Kreuzungswinkel
$\varepsilon_o$	Anfangsdehnung		
$\varepsilon_I, \varepsilon_{II}, \varepsilon_{III}$	dem Primär-I-bereich, Sekundär-II-bereich und Tertiär-III-bereich zugeordnete Kriechdehnungen		
$\dot{\varepsilon}_{Kr}$	Kriechgeschwindigkeit		
$\theta$	Temperatur		
$\Lambda, \Lambda^*$	Von den Stoffkonstanten und der Formgebung sich berührender Körper abhängige Größen	Als Indizes bedeuten	
$\mu$	Konstante in Gl. (106)	Al	Aluminiumkomponente
$\nu$	Querkontraktionszahl	D	Seildraht
$\rho$	Krümmungshalbmesser	i, j	Summationsindizes
$1/\rho_{11}, 1/\rho_{12}, 1/\rho_{22}, 1/\rho_{21}$	Hauptkrümmungen	O, n	untere bzw. obere Summationsgrenze für die Zahl der Drähte einer Lage
$\sigma$	Spannung	O, z	untere bzw. obere Summationsgrenze für die Zahl der Lagen eines Seils
$\sigma_{bS}$	Sekundäre Biegespannung	K	Kern(draht)
$\sigma_{bR}$	Restspannung eines Seildrahtes (Biegung)	max	Maximalwert
$\sigma_{bp}, \sigma_{t\tau}$	Biege- bzw. Torsionsspannung bei Krümmungs- bzw. Windungsänderung	S	Seil
		St	Stahlkomponente
		u	unverseilt

Für den Transport und die Verteilung elektrischer Energie in Hoch- und Höchstspannungsfreileitungen werden seit der Jahrhundertwende zunehmend Aluminium-Stahl (Al-St) - Freileitungsseile verwendet. Die Entwicklung der Seilarten vom stoffgleichen Kupfer (Cu)- oder Aluminium (Al)-Voll- oder Hohlseil führte trotz zufriedenstellender Erfahrungen mit den Rein-Al-Seilen nicht zur Anwendung stoffgleicher Seile aus hochfesten Al-Leitlegierungen, sondern zur wirtschaftlich vorteilhaften Verbundkombination von Al<sup>1)</sup> für die Energieleitung und St<sup>2)</sup> für die mechanische Tragfähigkeit.

Eine wirtschaftlich optimale Durchführung der Elektrizitätsversorgung bei in Zukunft stetig wachsendem Energieverbrauch hat eine in volkswirtschaftlicher Hinsicht zunehmende Bedeutung. Zugleich wird zur Vermeidung jeglicher Unterbrechung ein Grad von Betriebssicherheit verlangt, der in anderen Bereichen der Technik nicht üblich ist. Auf beide Forderungen müssen daher Errichtung, Bemessung und Unterhaltungsaufwand abgestimmt sein [1 bis 4].

Die Wirtschaftlichkeit der Energieversorgung hängt ganz allgemein stark von den Kosten der Energieverteilung ab. Besonders die Höhe der Zugbelastung der Seile beeinflusst dabei den durch die Leistungsmasten bedingten Aufwand und damit die Gesamtkosten [5 bis 8]. Gleiche Gesichtspunkte gelten ebenso für die Auswahl des vorgesehenen Seiles aus einer Anzahl vorliegender genormter Konstruktionen [9].

Durch die Errichtung im Freien sind die Freileitungen außergewöhnlichen Beanspruchungen und Gefährdungen ausgesetzt [10 bis 16]. Die für den Entwurf, den Bau sowie für den Betrieb

der in Freileitungen verwendeten Al-St-Seile maßgeblichen mechanischen Eigenschaften sind das elastische und plastische Verhalten bei zu- und abnehmender Belastung, das Dauerstand- und das Schwingverhalten. Im Zusammenhang damit ist die bei Verbundseilen während der Dauerbeanspruchung zeitabhängig sich ändernde Verteilung der Gesamtzugkraft im Seil auf ihre beiden Bauteile Al und St von großer Wichtigkeit.

Die bis vor einigen Jahren üblichen Querschnittsverhältnisse Al : St = 3 : 1, 4,3 : 1 und 6 : 1 (DIN 48204, Ausg. Nov. 1950) von Al-St-Freileitungsseilen sind durch Aufnahme neuer Seilkonstruktionen mit weiter gestaffelten Querschnittsverhältnissen Al : St = 1,4 : 1, 1,7 : 1, 7,7 : 1 und 11,3 : 1 in Anlehnung an die IEC<sup>1)</sup>-Empfehlung 209 (1. Ausg. 1966) in den einschlägigen Normen (DIN 48204, Ausg. April 1967) und VDE-Vorschriften [17] ergänzt worden. So sind auch für die hier untersuchten Al-St-Freileitungsseile die für die Konstruktion von Freileitungen maßgeblichen zulässigen Höchstzugspannungen in VDE 0210, Tafel 1, festgelegt [17]. Die dort vorgeschriebenen Werte sind teilweise als vielfacher Kompromiß aus vorliegenden Erfahrungswerten gefunden worden und daher besonders auf neue Seilkonstruktionen, die aufgrund internationaler Angleichung in die Normen aufgenommen wurden, nicht anwendbar.

Beschränkt man die Betrachtungen und die hier durchgeführten Untersuchungen der Al-St-Freileitungsseile nur auf die statischen und quasi-statischen Vorgänge<sup>2)</sup>, so ist zunächst das mechanische Verhalten bei reiner Zugbeanspruchung zu ermitteln; damit können neben den einzelnen Belastungen im Seilverband auch die zulässigen und kritischen Beanspruchungen analysiert werden.

1) Reinaluminium für die Elektrotechnik (EAL), Leitfähigkeit 35,38  $\text{m}/\Omega \text{ mm}^2$  (DIN 48200, Blatt 5)

2) Stahl III nach DIN 48200, Blatt 3, verzinkt und zumeist patentiert gezogen. Verzinkung nach DIN 48202, Blatt 1, Abschn. 2.5.1 und VDE 0210 Anhang B

1) International Electrotechnical Commission

2) Dynamische Vorgänge siehe in [17, 19, 20]; vgl. auch das hier angegebene Schrifttum

Zum Beurteilen bei langandauernder Beanspruchung müssen weiterhin das Dauerstand- und das Kriechbruchverhalten geklärt werden. Hierbei waren experimentelle Verfahren bei unterschiedlichen Versuchsbedingungen zu entwickeln, die die phänomenologische Seite der stationären und instationären Kriechvorgänge klarstellen.

Daneben erfolgen Untersuchungen zur zeitabhängigen Ermittlung der Belastungsverteilung zwischen dem Al- und dem St-Anteil der Verbundseile mit steigenden statischen Belastungen und bei langzeitiger Beanspruchung, und zwar bei möglichst praxisnahen Verhältnissen. Damit liegt hier die Aufgabe vor, eine geeignete Untersuchungsmethode zu entwickeln.

Das Interesse gilt außerdem der Beeinflussung der Kriechdehnungen sowie der Lastverteilung der Al-St-Seile durch kurzzeitige höhere Be-

lastungen bei statischer oder langzeitiger Beanspruchung. Derartige Maßnahmen werden in der Praxis vielfach angewandt; ihr Einfluß muß deshalb zuverlässig vorausbestimmbar sein.

Außerdem werden mechanisch-technologische Prüfverfahren und insbesondere auch Kriechuntersuchungen an unverseilten Drähten durchgeführt. Die Ergebnisse dieser Untersuchungen werden mit dem Seilverhalten verglichen, um eine Abschätzung des Einflusses der im Seilverband wirksamen Zusatzbeanspruchungen möglich zu machen und um die verschiedenen der durch Konstruktion und Herstellung bedingten Seileigenschaften einander gegenüberzustellen.

Ergänzend werden teilweise die oben angeführten Untersuchungen auch an Rein-Al-Seilen durchgeführt, woraus eine recht sichere und umfassende Aussage über das Festigkeitsverhalten der untersuchten Verbundseile folgt.

### 2.1 Mechanische Eigenschaften bei Zugbeanspruchung

Die zu gewährleistenden mechanischen Eigenschaften der Drähte aus Al und St für Freileitungsseile und der Al-Seile sowie die sonstigen Anforderungen an diese sind in den Normen DIN 48200, Blatt 1, 3 und 5, DIN 48202 und DIN 48204 (Ausg. April 1967) aufgeführt. Über die Festigkeitseigenschaften der einzelnen Werkstoffe sei auf [21 bis 32] verwiesen. So sind Höhe und Art der Legierungsbeimengungen, Temperatur und Geschwindigkeit, die beim Pressen oder Walzen der Barren zum Ausgangsdraht angewendet werden, Größe und Art der vorhergegangenen Formänderung sowie Form und Werkstoff der Ziehöse, Ziehgeschwindigkeit und Reibungsverhältnisse als beeinflussende Faktoren der Drahteigenschaften zu nennen [25, 28, 29, 33, bis 35]. Zusätzlich kann hierbei auf die Abhängigkeit des Elastizitätsmoduls wie aller mechanischer Eigenschaften des Drahtmaterials von Texturausbildung, homogener oder inhomogener Verformung, Eigenspannungen und Querschnittsabnahme nach der letzten Vergütung (St-Draht-Patentierung) hingewiesen werden [36]. Gleichzeitig muß der Einfluß von Temperatur, Dehngeschwindigkeit, Probenabmessungen und Versuchsdurchführung auf die festzustellenden mechanischen Eigenschaften berücksichtigt werden [22, 23, 28, 37, 38].

Dagegen erfordert der tatsächliche Zusammenhang zwischen den Spannungen und den elastischen und plastischen Formänderungen von Al-St-Verbundseilen mit unterschiedlichen Querschnittsverhältnissen, wie er grundlegend im Zugversuch erhalten wird, eine exakte Klärung. Viele aus den Zugversuchen gesammelte Daten geben für sehr kleine (elastische) Formänderungen oder für ein bestimmtes Spannungsintervall bei Al-St-Freileitungsseilen und anderen Schraubenseilen einen annähernd linearen Zusammenhang (HOOKEsches Gesetz) wieder [39 bis 48]. Auch die sich mit zunehmender Belastung ändernden elastischen und plastischen

Dehnungen sowie die hierzu gehörenden Anlauf- und Reckeffekte bedürfen noch einer anschaulichen Darstellung. Über die tatsächlich gemessenen Bruchlasten an Al-St-Seilen wird wenig berichtet; eine Beurteilung der mechanischen Eigenschaften eines Freileitungsseiles aus der Summe der Bruchlasten der einzelnen Drähte ergibt keine vollständige und richtige Kennzeichnung der Festigkeit, weil richtige Vorstellungen der durch das Verseilen herührenden Zusatzbeanspruchungen und der Ungleichmäßigkeiten aus dem Seilprozeß her fehlen. Da die wirklich gemessene Bruchlast immer kleiner als die ermittelte (s. DIN 6851) ist, wird ein Verseilverlust definiert, der die Differenz von wirklicher und ermittelter Bruchlast, ausgedrückt in Prozent der ermittelten Bruchlast, bezeichnet [49, DIN 6851]. G. BERLING u. W. RÖSSLER [45] geben für Al-St-Seile mit Al : St = 6 : 1 und 31 im Durchmesser unterschiedlichen Drähten einen Verseilverlust von 7 bis 17 % an. Für ein Aldrey-Stahl-Freileitungsseil 340/110 mm<sup>2</sup> werden im Mittel 16,7 % [50], für andere Schraubenseile allgemein 8 bis 18 %, abhängig von Draht-, Drahtlagenzahl und Drahtdurchmesser, genannt [49, 50, 52].

Sehr bedeutsam ist das für jede statische Berechnung benötigte Elastizitätsmaß. Es ist abhängig vom Aufbau des Schraubenseiles, insbesondere von der Zahl der Drahtlagen, der Zahl und dem Durchmesser der Einzeldrähte, von dem Schlagwinkel, von der Herstellungsart (Fertigungsart), von der Zahl und Höhe der vorhergegangenen Belastungen, der Belastungsdauer und dem Drahtwerkstoff [40 bis 43]. Das Elastizitätsmaß ist daher nicht unbedingt eine unveränderliche Konstante, wie auch eine Zusammenstellung der Elastizitätsmaße in Tafel 1 erkennen läßt. R. HELMS [53] macht besonders eine zusätzlich ausgeprägte Abhängigkeit von der Zahl der Drähte sowie den ausgleichenden Einfluß einer Vorbelastung auf die Ungleichmäßigkeiten von der Herstellung her deutlich. Ebenso sind für eine theoretische Ermittlung des Verhältnisses des Elastizitätsmaßes

Querschnitts- verhältniszahl	Nennquer- schnitt	Zahl der Draht- lagen (Al)	Al/St Draht- zahl	Rechn. Bruch- last  F <sub>max</sub> kp	Elastizitätsmaß · 10 <sup>3</sup> kp/mm <sup>2</sup>				Festwerte n. DIN 48202, Bl. 1, Abschn. 3. 5. 1. 1	Literatur- hinweis
					Anfangs- E-Maß <sup>1)</sup> <sub>E<sub>1</sub></sub>	End-E-Maß Al-Mantel <sup>3)</sup> <sub>E<sub>AlS</sub></sub>	End-E-Maß St-Kern <sup>3)</sup> <sub>E<sub>StS</sub></sub>	End-E-Maß Seil <sup>3)</sup> <sub>E<sub>S</sub></sub>		
0,77 : 1	192/248	1	21/37	32 100	11,65 <sup>1)</sup>			11,89		} 42
1,12 : 1	103/ 92	1	16/19	12 050	11,25 <sup>1)</sup>			11,80		
1,4 : 1	44/ 32	1	14/ 7	4 500				11,00	11,00	} 4 )
	105/ 75	1	14/19	10 800				11,00	11,00	
1,7 : 1	52/ 30	1	12/ 7	4 250	10,16 <sup>1)</sup>			10,92		} 42
	95/ 55	1	12/ 7	7 955				10,70	10,70	
		1	12/ 7		9,65 <sup>2)</sup>	5,66	19,35	10,70		} 78
3,0 : 1		1	6/ 1		8,43 <sup>2)</sup>	6,19	19,70	9,57		
4,3 : 1		2	30/ 7		6,67 <sup>2)</sup>	5,52	19,35	8,15		} 4 )
	125/ 30	2	30/ 7	5 760				8,20	8,20	
	158/ 37	2	30/ 7					8,93		} 67
	201/ 47	2	30/ 7	8 680	6,60 <sup>1)</sup>			7,88		
6 : 1	404/ 92	2	30/19	17 100	5,87 <sup>1)</sup>			7,45		} 42
	13/2,1	1	6/ 1	474	7,58 <sup>1)</sup>			7,91		
	25/ 4	1	6/ 1	915				8,10		} 4 )
	107/ 18	1	6/ 1	3 821	6,25 <sup>1)</sup>			7,92	8,1	
		1	6/ 1		6,81 <sup>2)</sup>	5,66	19,70	8,08		} 78
		2	26/ 7		6,11 <sup>2)</sup>	5,77	19,35	7,66		
	95/ 15	2	26/ 7	3 570				7,70		} 4 )
	135/ 23	2	24/ 7		5,97			7,38		
	170/ 28	2	26/ 7	6 000	6,59 <sup>1)</sup>			7,81	7,7	} 42
	209/ 34	2	26/ 7				18,58	8,23		
7,7 : 1	135/ 17	1	6/ 7	4 252	7,03 <sup>1)</sup>			7,92		} 45
	230/ 30	2	24/ 7	7 310				7,40	7,4	
	305/ 40	3	54/ 7	9 940				7,00		} 4 )
	404/ 52	3	54/ 7	12 670	5,69 <sup>1)</sup>			7,11	7,0	
	404/ 52	3	54/ 7	12 670	5,63 <sup>1)</sup>			6,96		} 42
	680/ 85	3	54/19	21 040				6,80	6,8	
		3	54/ 7		5,20 <sup>2)</sup>	5,31	19,70	6,96	7,0	} 78
7,85 : 1		3	54/19		5,20 <sup>2)</sup>	5,31	19,70	6,96		
10,2 : 1		2	22/ 7		5,55 <sup>2)</sup>	5,90	19,35	7,10		} 4 )
11,3 : 1	340/ 30	3	43/ 7	9 290				6,20	6,2	
11,5 : 1		3	48/ 7		4,85 <sup>2)</sup>	5,49	19,35	6,60		} 78
12 : 1	340/ 30	4	84/ 7		4,49 <sup>2)</sup>	5,17	19,35	6,25		
12,28 : 1		4	84/19		4,49 <sup>2)</sup>	5,17	19,35	6,25		} 42
18 : 1		2	18/ 1		5,20 <sup>2)</sup>	5,97	19,70	6,67		
	135/7,5	2	18/ 1	3 121	6,15 <sup>1)</sup>			6,73		} 42
19,54 : 1		3	42/ 7		4,49 <sup>2)</sup>	5,62	19,35	6,32		
23,1 : 1		2	18/ 7		5,20 <sup>2)</sup>	5,97	19,35	6,67		} 78
		4	72/ 7		4,00 <sup>2)</sup>	5,20	19,35	5,76		
23,7 : 1		4	72/19		4,00 <sup>2)</sup>	5,20	19,35	5,76		

- <sup>1)</sup> Gemessen an einem vorher unbelasteten (neuen) Seil im ersten auf 50 bis 70 % der rechnerischen Bruchlast festgelegten Belastungszyklus.
- <sup>2)</sup> Neigungswinkel der Tangente bzw. Geraden an die Spannungs-Dehnungs-Linie des erstmalig belasteten Seils.
- <sup>3)</sup> Tatsächliches, nach Vorbelastung experimentell gemessenes Elastizitätsmaß.
- <sup>4)</sup> In der Materialprüfstelle der Vereinigten Deutschen Metallwerke, Drahtwerk Gustavsborg, ermittelt; zugleich Festwerte nach DIN 48202, Bl. 1 Abschn. 3. 5. 1. 1.

Tafel 1  
Experimentell ermittelte Elastizitätsmaße von Al-St-Freileitungsseilen mit unterschiedlichen Querschnittsverhältnissen

des Schraubenseils zu den E-Moduln der betreffenden Drähte in Abhängigkeit vom Seilaufbau mehrere Berechnungsverfahren vorgeschlagen worden [39, 44, 45, 54 bis 62].

Für den elastischen Bereich ist bei Zugbelastung eine theoretische Behandlung der verschiedenen Drahtbeanspruchungen im Seilverband in zahlreichen Arbeiten [56 bis 64] bekannt geworden. Die Abhängigkeit der Spannungen von den Dehnungen (Formänderungen) konnte jedoch bisher für das Zusammenwirken

der Einzeldrähte im belasteten Seilverband nicht befriedigend gelöst werden, da das elastische Verhalten der Seile außer von einer reinen Zugbelastung der Drähte auch erheblich von Zusatzbeanspruchungen im Seilverband sowie von Ungleichmäßigkeiten des Seilaufbaus, die bei der Fertigung und dem Transport entstehen, abhängt. So wird das mechanische Verhalten der Seile nach K. LÖTSCH [65] neben dem Seilaufbau besonders vom Flechtzustand bestimmt; damit ist der für das unbelastete Seil vorliegende Zustand der Seildrähte hinsichtlich ihres Aufbaus im Seilverband und ihrer Beanspruchung durch Eigen-, Vor- sowie Herstellungsspannungen gemeint. Die angeführten Berechnungsvorgänge sind sodann wiederholt auf Verbundseile übertragen worden [66 bis 68].



## 2.2 Zeit- und lastabhängiges Kriechverhalten

Die folgenden Aussagen über das Kriechverhalten der Al-St-Freileitungsseile sind vorwiegend internen Berichten entnommen. Die in Fachzeitschriften bekannt gewordenen Veröffentlichungen beschränken sich auf orientierende, die Größenordnung betreffende Angaben der Kriechdehnung [69, 70].

Aus Kriechversuchen bei freier Abspannung zwischen den Masten an Freileitungsseilen mit einem Al : St-Verhältnis 6 : 1 und 8 : 1 bei einer den Verhältnissen in Freileitungen angepaßten Dauerbelastung von rd. 20 % der rechnerischen Bruchlast ( $\sigma_N \approx 6 \text{ kp/mm}^2$ ) errechnet sich für die Lebensdauer einer Freileitung ( $\sim 30$  Jahre) ein Kriechwert von  $\epsilon_{KR} = 300 \cdot 10^{-6}$  [71]. Unter ähnlichen Bedingungen ermittelten Z. KONARZEWSKI und B. MAYZEL [72] an einer neu erstellten Freileitung mit einem Al : St-Verhältnis 5,86 : 1 über einen Zeitraum von 14 Monaten bei einer Belastung von rd. 20 % der rechnerischen Bruchlast eine Kriechdehnung im Bereich von  $\epsilon_{KR} = 310 \cdot 10^{-6}$  bis  $410 \cdot 10^{-6}$ . Bei diesen Versuchen war es nicht möglich, die Versuchsparameter Belastung (Spannung) und Temperatur konstant zu halten. Entsprechend der jahreszeitlichen Schwankung (Finnland, Polen) lagen Temperaturabweichungen im Bereich von  $-30^\circ\text{C}$  bis  $+30^\circ\text{C}$  vor. Auf die durch definierte Laborbedingungen gestützte Versuche der in Tafel 2 zusammengefaßten Darstellungen [69, 73 bis 78] sei außerdem noch verwiesen. Schweizer Versuche [69] liefern an Al-St-Freileitungsseilen fünf- bis siebenmal höhere Kriechwerte gegenüber anderen Versuchsergebnissen bei ungefähr den gleichen Bedingungen. Bei Kriechversuchen zeigen die Ergebnisse ganz allgemein größere Streuungen und die Reproduzierbarkeit ist viel geringer als bei üblichen Festigkeitsversuchen, bei denen Elastizitätsmodul, Streckgrenze und Zugfestigkeit bestimmt werden [79]. Dies gilt in besonderem Maße für Versuche mit komplex aufgebauten Freileitungsseilen.

Graphische Darstellungen von gemessenen Werten der Kriechdehnung in Abhängigkeit von der Zeit (Kriechkurve) lassen sich im stationären Bereich (sog. Sekundärkriechen) mit hinreichender Näherung als eine Potenzfunktion darstellen, die im doppeltlogarithmischen Netz als Bildkurve linear darstellbar ist [69, 73 bis 78, 80]. Dieses Verhalten wird auch von R. HELMS [81] für Aldrey-Stahl-Freileitungsseile bestätigt. Hinweise über das Dauerstand (Kriech)-Verhalten von glatten unverseilten Al- und St-Drähten bei unterschiedlichen Spannungen und Temperaturen auch unter Berücksichtigung ihres Relaxationsverhaltens findet man mehrfach im Schrifttum [21, 22, 82 bis 86]. In-

folge der im Vergleich mit den in den Al-St-Seilen verwendeten Drähten unterschiedlichen Verformungen, Ziehgrade, Eigenspannungszustände und Vorbehandlungen kann es sich dabei aber nur um orientierende Angaben handeln. Daneben sind schließlich noch Ergebnisse über die Dauerstandzugfestigkeit von Drähten bekannt geworden [18, 87, 88].

Ein Vergleich des Kriechverhaltens von Aluminium- und Aldrey-Einstoffseilen mit dem der entsprechenden Aluminium- bzw. Aldreydrähte bei der der Seilbelastung entsprechenden Dehnung ergibt unterschiedliche Ergebnisse. Während G. DASSETTO [69] und L. HARO [73] feststellen, daß die bleibenden Seildehnungen um 20 % und mehr größer als die Beträge sind, die sich bei äquivalenter Zugbeanspruchung für die Drähte einstellen, sollen dagegen nach H. WINTERGERST u. M. AEPFELBACHER [89] die Kriechdehnungen der Seile aus den unter vergleichbaren Bedingungen anfallenden bleibenden Dehnungen der Drähte abzuschätzen sein und sich dabei umgekehrt wie die jeweiligen Elastizitätsmaße (-modul) verhalten. Umfangreiche Dauerstandversuche an Aldrey-Stahl-Freileitungsseilen sowie an Aldrey- und Stahl-Drähten zeigen dagegen eindeutig, daß das Seilkriechen bei Verbundseilen um ein Vielfaches größer als das der Einzeldrähte bei äquivalenten Anfangsbeanspruchungen ist [78].

Es stehen aber noch quantitative vergleichende Untersuchungen über das Kriechen von mit unterschiedlicher Draht- und Lagenzahl sowie unterschiedlicher Schlaglänge gefertigten Seilen bei vergleichbarer Gesamtbeanspruchung aus. Daher wäre es nützlich, wenn die Gesamtbeanspruchungen der Drähte im Seil, zu denen die aus der Zugbelastung herrührenden Spannungen, die mit der Zeit relaxierenden Herstellungsspannungen, die zusätzlichen Biegebeanspruchungen und die örtlichen Flächenpressungen zwischen den sich kreuzenden Drähten zählen, ebenso wie der Aufbau des Seiles bekannt sein würden. Da von den erwähnten Teilbeanspruchungen mindestens die Biegebeanspruchung und die Flächenpressung zeitabhängigen Änderungen unterworfen sein können, bereitet eine einwandfreie Berechnung erhebliche Schwierigkeiten. Weitere Einflüsse entstehen noch infolge der mechanischen Abnutzungen an der Seiloberfläche und der Relativbewegungen im Innern an den Berührungsstellen der Drähte verschiedener Lagen (Reibkorrosion).

Das Zusammenwirken sich unterschiedlich verhaltender Drahtwerkstoffe auf das zeitabhängige Kriechen im Verbundseil ist weitgehend ungeklärt. Durch Feindehnungsmessungen (Aufbringen von Dehnungsmeßstreifen (DMS) auf die Drähte der einzelnen Lagen) wiesen R. BOHNER

Querschnitts- verhältniszahl	Nennquer- schnitt	Zahl der Draht- lagen (Al)	Al/St- Draht- zahl	Anfangs- spannung 1)	Belastung in % der rechn. Bruchlast F <sub>max</sub>	Zeit t	Tempe- ratur	Kriech- wert	Schrift- tum
Al : St -	Al:St mm <sup>2</sup>	-	-	$\sigma_N$ kp/mm <sup>2</sup>	%	h	$\theta$ °C	$\epsilon_{Kr}$ ·10 <sup>-6</sup>	
4,3 : 1	170/40	2	30/ 7	16,35	45	100 1.000	18	2750 3000	69
7,7 : 1	307/40	3	54/ 7	14,22	50	100 1.000	18	3650 3850	
6 : 1	54/ 9	1	6/ 1	4,0 6,0	14 20	100 1.000 100 1.000	20±1 20±1	22 38 48 86	73
7,72 : 1	403/52	3	54/ 7	2,8	10	100 1.000	21 - 23	80 120	74
				5,6	20	100 1.000	21 - 23	200 320	
				8,4	30	100 1.000	21 - 23	300 445	
				11,2	40	100 1.000	21 - 23	400 620	
				14,0	50	100 1.000	21 - 23	640 960	
				16,8	60	100 1.000	21 - 23	840 1300	
				2,8	10	8760 <sup>2)</sup>	21 - 23	180	
				8,4	30	8760 <sup>2)</sup>	21 - 23	700	
4,27 : 1	200/47	2	30/ 7	3,5	10	8760 <sup>2)</sup>	21 - 23	170	
				10,7	30	8760 <sup>2)</sup>	21 - 23	620	
				21,5	60	8760 <sup>2)</sup>	21 - 23	1700	
6,14 : 1	306/50	2	26/ 7	7,5	25	100 1.000	21 - 23	300 410	75
				15,0	50	100	21 - 23	700	
7,85 : 1	644/82	3	54/19	5,6	20	100 1.000	23,9±2	145 230	77
6,14 : 1	414/54	2	26/ 7	7,5	25	100 1.000 10.000	~21	250 440 730	
				10,5	35	100 1.000 10.000	~21	450 780 1400	
				13,5	45	100 1.000 10.000	~21	680 1250 1950	
4,28 : 1	241/56	2	30/ 7	7,0	20	100 1.000 10.000	~21	80 120 175	
				12,3	35	100 1.000 10.000	~21	215 330 475	
				17,5	50	100 1.000 10.000	~21	380 640 960	
23,1 : 1	295/12	2	18/ 7	4,5	20	100 1.000 10.000	~21	185 205 500	78
				7,87	35	100 1.000 10.000	~21	550 830 1300	
				11,25	50	100 1.000 10.000	~21	1100 1880 3050	
1,72 : 1		1	12/ 7	5,35	10	8760 <sup>2)</sup>	~21	144	
				10,7	20	8760 <sup>2)</sup>	~21	310	
7,72 : 1		3	54/ 7	2,8	10	8760 <sup>2)</sup>	~21	220	
				5,6	20	8760 <sup>2)</sup>	~21	452	
11,5 : 1		3	48/ 7	2,5	10	8760 <sup>2)</sup>	~21	232	
				5,0	20	8760 <sup>2)</sup>	~21	473	

1) Bezogen auf den Gesamtquerschnitt des Seiles 2) 8760 h = 1 Jahr

u. L. MÖCKES [70] nach, daß eine deutliche zeitabhängige Belastungsverlagerung vom Al-Mantel zur St-Seele infolge der höheren Kriechgeschwindigkeit des Aluminiums stattfindet. W. BÜCKNER [90] berechnete ebenfalls die Lastverlagerung vom Al-Mantel zum St-Kern. Das zweifellos vorhandene St-Kriechen blieb dabei allerdings unberücksichtigt. Die auf die einzelnen Seilkomponenten, auf die einzelnen Lagen und Drähte im Seil entfallenden Anfangsbelastungen sind dagegen, wie bereits angedeutet, mehrfach z. T. unter Berücksichtigung der Spannungs-Dehnungs-Diagramme der Al- und St-Drähte behandelt worden [66 bis 68, 91] .

Über den Einfluß zeitlich begrenzten Vorreckens (Überspannen) der Seile bei höheren als in der Praxis dauernd angewandten Belastungen auf das nachfolgende Kriechverhalten wird nur qualitativ Auskunft gegeben. Danach sollen sich für die gesamten bleibenden Dehnungen eines Freileitungsseiles unabhängig von

der Größe der Vorbelastung nach längerer Kriechzeit ungefähr die gleichen Kriechwerte ergeben; es findet also nur eine Verschiebung der Zeitachse statt [72, 75, 77, 80] . Durch Überspannen wird eine unterschiedliche "Kriechstillstandzeit" erreicht, die zum Ausrichten beim Verlegen der Seile genutzt werden kann. Die gleichfalls durch Vorrecken hervorgerufene Änderung der Lastverteilung und der dadurch bedingte Einfluß auf das nachfolgende Kriechen ist bisher nicht behandelt worden.

Die als Nachwirkung nach einer Entlastung vorhandene Kriecherholung blieb unberücksichtigt. Auch eine phänomenologische Darstellung des Kriechvorganges fehlt für eine Anwendung in der Entwurfspraxis. Es ist aber wünschenswert, das Kriechen unter veränderlichen Spannungs- und Temperaturverhältnissen theoretisch voraussagen zu können, da in der Praxis die Abhängigkeit von der Spannung und der Temperatur relativ groß ist.

### 3. Spannungs-Dehnungsverhalten zugbelasteter Schraubenverbundseile

#### 3.1 Definition des Problems

Festigkeitsbedingte und wirtschaftliche Anforderungen an Werkstoffe lassen sich bei zahlreichen Betriebsbedingungen nur auf dem Wege des Verbundes erfüllen, da durch das Zusammenwirken einzelner Komponenten Eigenschaften ausgelöst werden, die den einzelnen Komponenten selbst nicht anhaften. So hat als Beispiel dafür die im Vergleich zu Kupfer und Stahl geringere mechanische Beanspruchbarkeit des Aluminiums zur Entwicklung des Verbundseils in der besonderen Form des auch wirtschaftlich vorteilhaften Al-St-Seils geführt.

Die verschiedenen Einflüsse hinsichtlich der Bauart, der Wahl des Werkstoffs und die Besonderheiten der mechanischen und thermischen Beanspruchungen, die bei dem mechanisch-technologischen Verhalten von verseilten Al-St-Verbundwerkstoffen ineinandergreifen, machen umfangreiche Überlegungen notwendig, um diese Verbundwerkstoffe entsprechend den gestellten Aufgaben auslegen und die Festigkeit aus den Eigenschaften und dem Zusammenwirken der Komponenten überprüfen zu können. Für beide am Aufbau eines Verbundseils beteiligten Metalle müssen zulässige Höchstwerte der einzelnen Komponentenspannungen eingehalten werden.

Die schraubenlinienförmig in rechts- und linksgängigen Lagen um die Seilachse geschlagenen Al- und St-Drähte erhalten Beanspruchungen bei der Seilherstellung, durch die in einem gespannten Seil wirkende Zugkraft sowie durch die damit stets auftretenden Zusatzbeanspruchungen und durch Temperaturänderungen. Die folgenden Überlegungen versuchen daher eine möglichst umfassende Spannungsanalyse eines Schraubenverbundseils zu geben.

#### 3.2 Bauformen der untersuchten Verbundseilkonstruktionen und der zum Vergleich herangezogenen Reinaluminiumseile

Der durch eine größere Anzahl von abwechselnd rechts- und linksgängig geschlagenen Al- und St- oder Al-Drähten gekennzeichnete Aufbau der Freileitungsseile und der zu verwendenden Drähte ist durch Normen (DIN 48204; DIN

48201, Bl. 5; DIN 48200, Bl. 3 u. 5) festgelegt. Tafel 3 enthält eine Zusammenstellung über den konstruktiven Aufbau der zu Versuchszwecken ausgewählten Freileitungsseile.

#### 3.3 Das Spannungs-Dehnungsverhalten zugbelasteter Al-St-Freileitungsseile

##### 3.3.1 Spannungs-Dehnungsverhalten für Verbundseile mit zur Seilachse parallelen Drähten

Das mechanische Verhalten von zugbelasteten Verbundseilen wird üblicherweise zuerst angenähert hinsichtlich der wirklichen (experimentell darstellbaren) Elastizitätsmaße der gefertigten Verbundwerkstoffe, der verschiedenen Längenausdehnungskoeffizienten und der Art des Zusammenfügens zu einem festen Seilgefüge theoretisch vorausbestimmt [39, 44, 45]. Dabei werden die zunächst zur Seilachse aus parallelen Drähten bestehenden Verbundseile als Einheit aufgefaßt und mit festgelegten Elastizitätsmoduln und Längenausdehnungskoeffizienten der entsprechenden Seilkomponenten berechnet. Als Ausgangspunkt wird das ohne jede äußere Beanspruchung ausgesetzte Seil bei der Verseiltemperatur  $\Theta_v \approx 15^\circ\text{C}$  betrachtet. Änderungen dieser Temperatur auf  $\Theta$  (Nutzungs- bzw. Prüftemperatur) bewirken im Kern und Mantel auch bei fehlenden äußeren Kräften Zug- bzw. Druckspannungen, die einen Ausgleich der an sich verschiedenen Temperaturdehnung der beiden Querschnittsteile herbeiführen.

Bei einer Zugbeanspruchung summieren sich für jede Seilkraft  $F_S$  die in den beiden Komponenten Aluminium und Stahl übertragenen Kräfte  $F_{Al}$  und  $F_{St}$ . Aus dem statischen Gleichgewicht folgt daher

$$F_S = F_{Al} + F_{St} \quad (1.1).$$

Mit den Flächen  $A_{Al}$  und  $A_{St}$  der Seilteilquerschnitte für Aluminium und Stahl und den entsprechenden Nennspannungen  $\sigma_{NA1}$  und  $\sigma_{NSt}$  geht Gl. (1.1) in

$$F_S = \sigma_{NA1} A_{Al} + \sigma_{NSt} A_{St} = \sum_{i=1}^m \sigma_{Ni} A_i \quad (1.2)$$

über, sofern sich die Seilkraft aus  $m$  Komponenten zusammensetzt. Die Voraussetzung des Ebenbleibens der Seilquerschnitte führt auf die

Seilbez. als Nennquerschnitt Al:St Al mm <sup>2</sup>	Seilnenn-dmr. D mm	Werkstoff	Lage	Zahl der Dräh-te in der Lage	Draht-dmr. d <sub>o</sub> mm	Außen-dmr. der Lage d <sub>a</sub> mm	Mittl. Lagen-dmr. (Mitte Draht) d <sub>m</sub> mm	Schlaglänge der Lage h		Schlag-winkel a grd.	Schlagrich-tung	Gesam. Draht-fläche n A <sub>D</sub> mm <sup>2</sup>	Oberflächen-zustand	
								mm	Viel-faches d <sub>a</sub>					
95/55 (1,7:1)	16	St III 4)	Kerndraht 1. Lage	1 6	3,22 3,22	3,2 9,7	- 6,5	∞ 110	- 11,3	0 10,6	- linksgängig	8,2 49,0	verzinkt	
			Al 5)	2. Lage	12	3,20	16,2	13,0	199	12,3	11,6	rechtsgängig	96,5	blank gez.
230/30 (7,7:1)	21	St III 4)	Kerndraht 1. Lage	1 6	2,30 2,31	2,3 7,0	- 4,7	∞ 87	- 12,4	0 9,7	- rechtsgängig	4,2 25,0	verzinkt	
			Al 5)	2. Lage 3. Lage	9 15	3,49 3,49	14,0 21,0	10,5 17,5	195 233	13,9 11,1	9,7 13,3	linksgängig rechtsgängig	86,1 143,5	blank ge-zogen
240/40 (6:1) übl. Aus-führung	21,9	St III 4)	Kerndraht 1. Lage	1 6	2,68 2,68	2,7 8,2	- 5,5	∞ 98	- 11,9	0 10,0	- rechtsgängig	5,6 33,8	verzinkt	
			Al 5)	2. Lage 3. Lage	10 16	3,45 3,44	15,0 21,9	11,5 18,5	197 237	13,1 10,1	10,4 13,7	linksgängig rechtsgängig	93,4 148,6	blank ge-zogen
240/40 (6:1) Ausf. m. kurzer Schlagl.	21,9	St III 4)	Kerndraht 1. Lage	1 6	2,68 2,68	2,7 8,2	- 5,5	∞ 100	- 12,2	0 9,8	- rechtsgängig	5,6 33,8	verzinkt	
			Al 5)	2. Lage 3. Lage	10 16	3,45 3,44	15,0 21,9	11,5 18,5	166 224	11,1 10,0	12,3 14,5	linksgängig rechtsgängig	93,4 148,6	blank ge-zogen
240/40 (6:1) Ausf. m. langer Schlagl.	21,9	St III 4)	Kerndraht 1. Lage	1 6	2,68 2,68	2,7 8,2	- 5,5	∞ 224	- 27,3	0 4,4	- rechtsgängig	5,6 33,8	verzinkt	
			Al 5)	2. Lage 3. Lage	10 16	3,44 3,45	15,0 21,9	11,5 18,5	242 300	16,1 13,7	8,5 10,9	linksgängig rechtsgängig	92,9 149,4	blank ge-zogen
340/30 (11,3:1)	25	St III 4)	Kerndraht 1. Lage	1 6	2,33 2,31	2,3 7,0	- 4,7	∞ 80	- 11,4	0 10,6	- linksgängig	4,3 25,1	verzinkt	
			Al 5)	2. Lage	10	2,99	13,0	10,0	164	12,6	10,9	rechtsgängig	70,2	blank ge-zogen
				3. Lage	16	2,99	19,0	16,0	236	12,4	12,2	linksgängig	112,3	
				4. Lage	22	2,99	25,0	22,0	273	10,9	14,3	rechtsgängig	154,4	
380/50 (7,7:1)	27	St III 4)	Kerndraht 1. Lage	1 6	3,04 3,01	3,0 9,1	3,0 6,1	∞ 108	- 11,9	0 10,1	- linksgängig	7,3 42,6	verzinkt	
			Al 5)	2. Lage	12	3,01	15,1	12,1	194	12,8	11,0	rechtsgängig	85,3	blank ge-zogen
				3. Lage	18	3,00	21,1	18,1	258	12,2	12,4	linksgängig	127,3	
				4. Lage	24	3,00	27,0	24,0	299	11,0	14,1	rechtsgängig	169,7	
120	14	Al 5)	Kerndraht 1. Lage	1 6	2,80 2,80	2,8 8,4	- 5,6	∞ 109	- 12,9	0 9,2	- linksgängig	6,16 36,96	blank ge-zogen	
			2. Lage	12	2,80	14,0	11,2	168	12,0	11,8	rechtsgängig	73,92		
185	17,5	Al 5)	Kerndraht 1. Lage	1 6	2,49 2,49	2,5 7,5	- 5,0	∞ 95	- 12,7	0 9,4	- rechtsgängig	4,87 29,22	blank ge-zogen	
			2. Lage	12	2,49	12,5	10,0	140	11,2	12,6	linksgängig	58,44		
			3. Lage	18	2,49	17,5	15,0	200	11,4	13,3	rechtsgängig	87,66		

1) Die Werte wurden über mehrere Messungen gemittelt.

2) Gemessen an einer Seilprobe von 4 m Länge; Enden der Seilprobe beim Lösen der einzelnen Lagen gegen Verdrehen durch den resultierenden Seildrall festgelegt.

3)  $\operatorname{tg} a = d_m/h$

4) DIN 48200, Bl. 3

5) DIN 48200, Bl. 5

Tafel 3  
Bauformen der untersuchten Al-St-Freileitungsseile (DIN 48204) sowie der zum Vergleich herangezogenen Al-Freileitungsseile (DIN 48201)

$$\epsilon_S = \epsilon_{Al} = \epsilon_{St} \quad (2.1).$$

Bedingung gleicher Dehnungen  $\epsilon_{Al}$  und  $\epsilon_{St}$  im Al- und St-Anteil des Seils. Für die Dehnung  $\epsilon_S$  des Verbundseils gilt daher

Mit dem Seilquerschnitt  $A_S = A_{Al} + A_{St}$ , der fiktiven Seilnennspannung  $\sigma_N = F_S/A_S$ , den Elastizitätsmoduln  $E_{Al}$  und  $E_{St}$  für Aluminium und Stahl sowie dem fiktiven Elastizitätsmaß  $E_f$  des Verbundseils folgen anhand des HOOK'schen Gesetzes die Beziehungen



$$\sigma_N / E_f = \sigma_{NA1} / E_{A1} = \sigma_{NSt} / E_{St} \quad (2.2),$$

die aufgelöst für die Spannungen

$$\sigma_{NA1} = \sigma_N E_{A1} / E_f, \quad \sigma_{NSt} = \sigma_N E_{St} / E_f \quad (3)$$

liefern. Aus den Gl. (1.2) und (3) ergibt sich für das fiktive Elastizitätsmaß

$$E_f = (E_{A1} A_{A1} + E_{St} A_{St}) / A_S \quad (4.1)$$

oder allgemein bei m Komponenten des Seils

$$E_f = 1/A_S \cdot \sum_{i=1}^m E_i A_i \quad (4.2).$$

Maßgeblich sind jedoch stets die effektiven Elastizitätsmaße des Seils und die seiner Verbundkomponenten, die immer kleiner als die fiktiven Elastizitätsmaße bzw. die festliegenden Elastizitätsmoduln ausfallen; d.h. es ist  $E_S < E_f$ ,  $E_{A1S} < E_{A1}$ ,  $E_{StS} < E_{St}$ . Auf den hiermit zusammenhängenden "Verseilverlust" sei später eingegangen.

Die Dehnungen im Seil und im Al- und St-Anteil unter Berücksichtigung der bisher vernachlässigten Temperatureinflüsse ergeben sich aus den Gl. (2.1) und (2.2) unter Bezugnahme auf die Verseiltemperatur  $\theta_v$  mit den Längenausdehnungskoeffizienten  $\alpha_S$ ,  $\alpha_{A1}$  und  $\alpha_{St}$  für das Seil und seine Komponenten bei einer Prüftemperatur  $\theta$  mit  $\Delta\theta = \theta - \theta_v$  zu

$$\left. \begin{aligned} \epsilon(\theta)_S &= \sigma_N / E_f + \alpha_S \Delta\theta, \\ \epsilon(\theta)_{A1} &= \sigma_{NA1} / E_{A1} + \alpha_{A1} \Delta\theta, \\ \epsilon(\theta)_{St} &= \sigma_{NSt} / E_{St} + \alpha_{St} \Delta\theta \end{aligned} \right\} \quad (5).$$

Aus dem Kräftegleichgewicht der Seilkomponenten bestimmt sich der fiktive Längenausdehnungskoeffizient des Seils

$$\alpha_S = (E_{A1} A_{A1} \alpha_{A1} + E_{St} A_{St} \alpha_{St}) / E_f A_S \quad (6).$$

Aus Gl.(6) folgen weiter die Beziehungen

$$\left. \begin{aligned} (\alpha_{A1} - \alpha_S) / (\alpha_{A1} - \alpha_{St}) &= E_{St} A_{St} / E_f A_S, \\ (\alpha_{St} - \alpha_S) / (\alpha_{A1} - \alpha_{St}) &= E_{A1} A_{A1} / E_f A_S \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

und im Vergleich mit Gl. (3) die Ausdrücke der Komponentenspannungen unter Berücksichtigung des Temperaturunterschiedes  $\Delta\theta$

$$\sigma(\theta)_{NA1} = \frac{E_{A1}}{E_f} \left[ \sigma_N + \frac{E_{St} A_{St}}{A_S} (\alpha_{St} - \alpha_{A1}) \Delta\theta \right], \quad (8)$$

$$\sigma(\theta)_{NSt} = \frac{E_{St}}{E_f} \left[ \sigma_N + \frac{E_{A1} A_{A1}}{A_S} (\alpha_{St} - \alpha_{A1}) \Delta\theta \right]$$

### 3.3.2 Spannungs-Dehnungsverhalten von Schraubenverbundseilen

Zugbelastung  $F_S$  des Schraubenverbundseils bedingen in den schraubenförmig geschlagenen Drähten Zugkräfte  $F_D$  in Richtung der Drahtachsen, Scherkräfte  $F_{tD}$  tangential zu den Drahtquerschnitten, Biegemomente  $M_{bD}$  und in besonderen Fällen auch Torsionsmomente  $M_{tD}$  (Bild 1). Werden beim Verguß mit Gießharz alle Drähte der Seilenden vom Einband erfaßt und sind damit alle Teile des Verbundseils entsprechend ihren elastischen Eigenschaften und ihren Querschnittanteilen an der Lastaufnahme beteiligt, so kann unter dieser Voraussetzung und unter der Annahme "ebener" Querschnitte ein Zusammenhang zwischen der axialen Seildehnung und der Dehnung der einzelnen Schraubendrähte bestimmt werden. Biege- und Torsionsmomente sowie Temperatureinflüsse bleiben dabei unberücksichtigt.

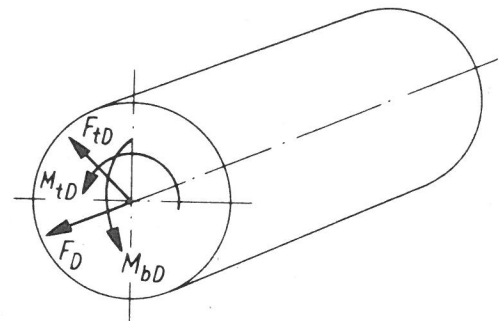


Bild 1  
Beanspruchung eines schraubenförmigen Drahtes bei Zugbelastung des Seils

#### 3.3.2.1 Zusammenhang zwischen axialer Seildehnung und Dehnung der Schraubendrähte

Für eine bestimmte Drahtlage, Bild 2, ergeben sich mit dem mittleren Radius  $r$ , der Abwicklungslänge  $l$ , der Schlaglänge  $h$  und dem vom jeweiligen Abstand der Seilachse abhängigen Schlagwinkel  $\alpha$  die Ausdrücke

$$h = l \cos \alpha \quad (9),$$

$$\tan \alpha = 2 \pi r / h \quad (10).$$

Gl. (9) und (10) liefern den Zusammenhang zwischen der axialen Seildehnung  $\epsilon_S$  und der Drahtdehnung  $\epsilon_D$  der einzelnen Schraubenlinien. Durch Differenzieren von Gl. (9) ergibt sich zunächst

$$dl = (dh + h \tan \alpha d\alpha) / \cos \alpha \quad (11).$$

Aus Gl. (11) folgt mit  $\cos \alpha = h/l$  ( $dl/l$  ist identisch der Drahtdehnung  $\epsilon_D$ )



Elastisch-verfestigende Spannungs-Dehnungs-Kurven lassen sich im allgemeinen durch einfache Ausdrücke annähern. Ist die Dehnung  $\epsilon$  kleiner als die Fließdehnung  $\epsilon_F$ , so gelten für den elastischen Bereich das HOOKEsche Gesetz.

$$\sigma = \epsilon E \quad (19)$$

und für die wahre Spannung  $\sigma$  im plastischen Bereich

$$\sigma = A_k \epsilon^{k_1} \quad (20)$$

mit  $0 \leq k_1 \leq 1$ ,  $A_k$  einer Proportionalitätskonstanten und  $k_1$  dem Verfestigungsexponenten. Damit ergibt sich dann für die nur im elastischen Bereich wiedergegebene Seilbelastung

$$F_S = \epsilon_S \left\{ E_{St} A_{DSt} + \sum_{j=1}^z \sum_{i=1}^n E_j A_{Dji} [(1+\nu) \cos^2 \alpha_j - \nu] \cos \alpha_j \right\}, \quad (21)$$

$$F_S = \epsilon_S \left\{ E_{St} A_{DSt} + \sum_{j=1}^z \sum_{i=1}^n E_j A_{Dji} \cos^3 \alpha_j \right\}$$

sofern wieder die übliche Näherung  $\nu \cos^2 \alpha \approx \nu$  angewendet wird. Für das fiktive Elastizitätsmaß  $E_f^*$  des zugbelasteten Schraubenverbundseils gilt entsprechend Gl. (4, 2) und mit  $F_S$  nach Gl. (21)

$$E_f^* = \frac{1}{\epsilon_S} \frac{F_S}{A_S} \quad (22)$$

Für  $A_S$  als der Summe aller Drahtquerschnitte kann in Gl. (22) bei Berücksichtigung des Unterschiedes zwischen Schraube und geradem Draht der korrigierte Seilquerschnitt

$$A_S^* = A_{DSt} + \sum_{j=1}^z \sum_{i=1}^n \frac{A_{Di}}{\cos \alpha_j} \quad (23)$$

eingeführt werden.

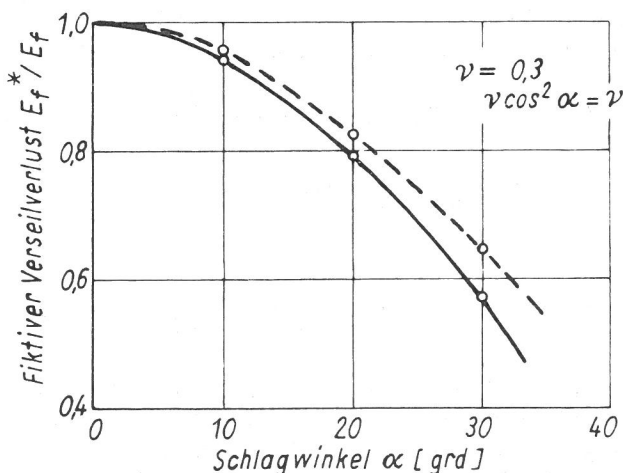


Bild 4  
Abhängigkeit des fiktiven Verseilverlustes hinsichtlich des Elastizitätsmaßes vom Schlagwinkel  $\alpha$

Das Verhältnis des durch Gl. (22) festgelegten fiktiven Elastizitätsmaßes für das schraubenförmig verseilte Verbundseil unter Vernachlässigung des Kerndrahtes zu dem Elastizitätsmaß von Gl. (4), das ein Verbundseil mit zur Seilachse parallel gedachten Drähten kennzeichnet, definiert bei den getroffenen Annahmen den fiktiven Seilverlust zu

$$\frac{E_f^*}{E_f} = [(1+\nu) \cos^2 \alpha - \nu] \cos \alpha \approx \cos^3 \alpha \quad (24)$$

Aus der in Bild 4 dargestellten Gl. (24) für  $\nu = 0,3$  ist der Schlagwinkel  $\alpha$  als wichtige Kenngröße zur Beurteilung der Elastizitätsmaße wie auch der Dehnungen gemäß Gl. (16) ersichtlich. Es darf daraus jedoch nicht hergeleitet werden, aus statischen Gründen möglichst flach geschlagene Seile zu fertigen, denn es sind auch die Gesichtspunkte der Herstellung und einer bequemen Handhabung der Seile bei der Montage von Bedeutung.

Von einem Elastizitätsmaß eines Seils kann weiter nur dann gesprochen werden, wenn ein Verdrehen des Seils verhindert wird; anderenfalls hängt die Verlängerung des Seils nicht nur von der axialen Gesamtlast  $F_S$ , sondern auch von dem äußeren in die gleiche Achse fallenden Moment  $M_a$  ab, d.h.

$$\Delta l = f(F_S, M_a) \quad (25)$$

Die Spannungen der Verbundkomponenten im Gesamtseil für den elastischen Bereich ergeben sich mit der Zugspannung  $\sigma_{DK}$  im unverseilten Stahlkerndraht für jede Al- und St-Drahtlage anhand Gl. (16) zu

$$\frac{\sigma_{DStj}}{\sigma_{DK}} = \frac{\sigma_{DA1j}}{\sigma_{DK}} \frac{E_{St}}{E_{A1}} = (1+\nu) \cos^2 \alpha_j - \nu \quad (26)$$

Zwischen einer Lage  $j'$  des St-Kerns und einer beliebigen des Al-Mantels bzw. zwischen den verschiedenen Lagen innerhalb des Al-Mantels gilt dann nunmehr

$$\frac{\sigma_{DStj'}}{E_{A1}} = \frac{\sigma_{DA1j'}}{E_{St}} = \frac{(1+\nu) \cos^2 \alpha_{j'} - \nu}{(1+\nu) \cos^2 \alpha_j - \nu} \quad (27)$$

Bei vorgegebener Gesamtlast  $F_S = \sigma_N A_S$  des Seils können dann aus Gl. (26) und (27) die Nennspannungen  $\sigma_{DK}$  und  $\sigma_{Dj}$  im Kerndraht und in den einzelnen Drähten eines Verbundseils der hier betrachteten Konstruktion berechnet werden. Man erhält mit dem ideellen Querschnitt  $A_1$



$$\sigma_{DK} = F_S/A_1 \quad (28),$$

$$A_1 = A_{DSt} \left\{ 1 + n_{St1} [(1+\nu)\cos^2 \alpha_1 - \nu] \cos \alpha_1 \right\} + \frac{E_{Al}}{E_{St}} \sum_{j=2}^z \sum_{i=1}^n A_{Dji} [(1+\nu)\cos^2 \alpha_j - \nu] \cos \alpha_j,$$

$$\sigma_{DStj} = F_S [(1+\nu)\cos^2 \alpha_j - \nu]/A_1 \quad (29),$$

$$\sigma_{DA1j} = F_S \frac{E_{Al}}{E_{St}} [(1+\nu)\cos^2 \alpha_j - \nu]/A_1 \quad (30).$$

Aus Gl. (26) und (27) ist für gut aufgebaute Verbundseile zu ersehen, daß für alle Lagen des jeweiligen Verbundwerkstoffs gleiche Schlagwinkel  $\alpha$  anzustreben sind, um in allen entsprechenden Drähten gleich große Spannungen  $\sigma_{Dj}$  und Längsdehnungen  $\epsilon_D$  zu erzielen.

Zusätzlich zu der von der Seilbelastung wirkenden elastischen Spannungsaufteilung bei Verbundwerkstoffen führen alle Abweichungen der dem Gesamtseil zugeordneten Fertigungstemperatur infolge der unterschiedlichen linearen Längenausdehnungskoeffizienten zu einer temperaturabhängigen Spannungsumlagerung der Drahtspannungen im Seil. Gemäß Gl. (5) läßt sich nun bei gleicher Gesamtdehnung ("ebene" Querschnitte) sowie bei Berücksichtigung der elastischen und thermischen Dehnungen die Spannungsumlagerung für unverseilte (Index u) Al- und St-Drähte und damit anhand Gl. (26) die Spannungen in den verseilten Verbundwerkstoffen ermitteln. Die Gleichheit der Verlängerungen der gespannten unverseilten Drähte liefert mit der Temperaturänderung  $\Delta\theta$  [66]

$$\sigma_{Alu}/E_{Al} + \alpha_{Al} \Delta\theta = \sigma_{Stu}/E_{St} + \alpha_{St} \Delta\theta \quad (31)$$

und hieraus

$$\sigma_{Alu} = \sigma_{Stu} E_{Al}/E_{St} + E_{Al} (\alpha_{St} - \alpha_{Al}) \Delta\theta, \quad (32),$$

$$\sigma_{Stu} = \sigma_{Alu} E_{St}/E_{Al} + E_{St} (\alpha_{Al} - \alpha_{St}) \Delta\theta$$

Mit Gl. (1) wird weiter

$$\sigma_{Alu} = \frac{F_S - E_{St} A_{St} (\alpha_{Al} - \alpha_{St}) \Delta\theta}{A_{Al} + A_{St} E_{St}/E_{Al}} \quad (33)$$

$$\sigma_{Stu} = \frac{F_S - E_{Al} A_{Al} (\alpha_{St} - \alpha_{Al}) \Delta\theta}{A_{St} + A_{Al} E_{Al}/E_{St}}$$

und somit bei gegebener Temperaturänderung  $\Delta\theta$  und Gesamtlast die Spannungen in den verseilten Drähten nach Gl. (26). Am Beispiel der im Bild 5 graphisch dargestellten Gl. (33) für

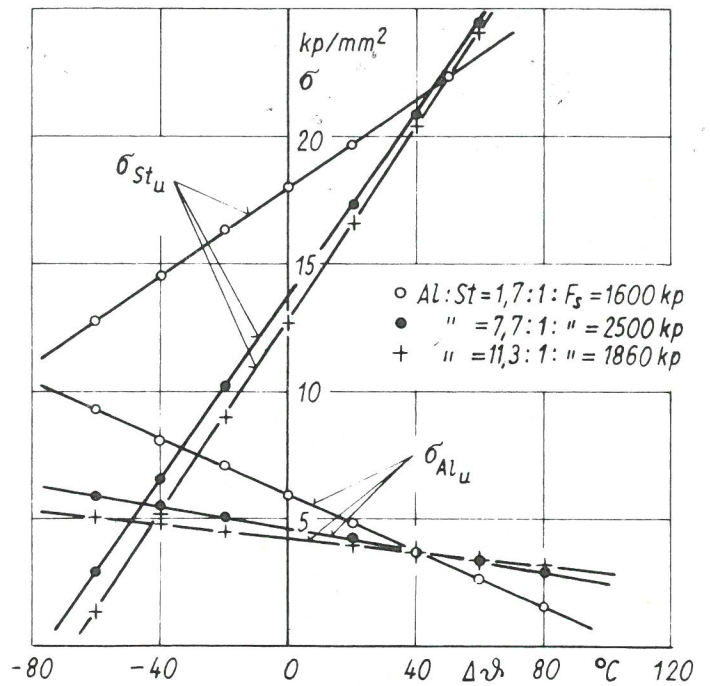


Bild 5

Spannungsumlagerung  $\sigma$  gemäß Gl. (33) für verschiedene Al-St-Freileitungsseile infolge einer Temperaturänderung  $\Delta\theta$  bei einer Belastung  $F_S = 0,2 F_{max}$

verschiedene unverseilt gedachte Al-St-Kombinationen wird gezeigt, daß bei den üblichen im Freileitungsbau möglichen Temperaturunterschieden  $\Delta\theta$  Lastumlagerungen auftreten, die bei einer bestimmten oberen Grenze Fließen in den Seilkomponenten verursachen. Durch Wegnahme der Temperaturänderung  $\Delta\theta$  ist es so dann nicht mehr möglich, diese Verformungen zum Verschwinden zu bringen. Es verbleibt vielmehr ein Rest- oder Eigenspannungssystem, das sich bei einer nachfolgenden Belastung des Seils den neu entstehenden Spannungen überlagert.

### 3.3.2.3 Spannungs-Dehnungsverhalten mit Berücksichtigung der Flächenpressungen

Bei einer Zugbeanspruchung des Seils stützen sich die in rechts- und linksgängigen Schraubenslinien geschlagenen Drähte linienförmig auf dem Kerndraht und punktförmig auf Drahtkreuzungsstellen ab. Dabei sei angenommen, daß die Drähte in den einzelnen Lagen mit kleinem Spiel verseilt sind (Bild 6a) und daher in Umfangsrichtung keine Abstützung (Gewölbedruck) erfahren (Bild 6b).

Eine radial wirksame Preßkraft  $F_r$  zwischen Kern und Draht muß bei Vernachlässigung der Biegesteifigkeit des Drahtes mit den radialen Komponenten der Drahtkräfte  $F_D$  im Gleichgewicht sein (Bild 7a bis 7c):

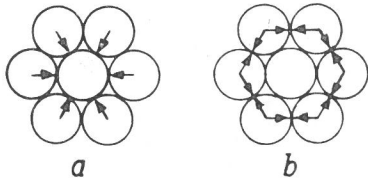


Bild 6  
Abstützung der Lagendrähte im Seilverband

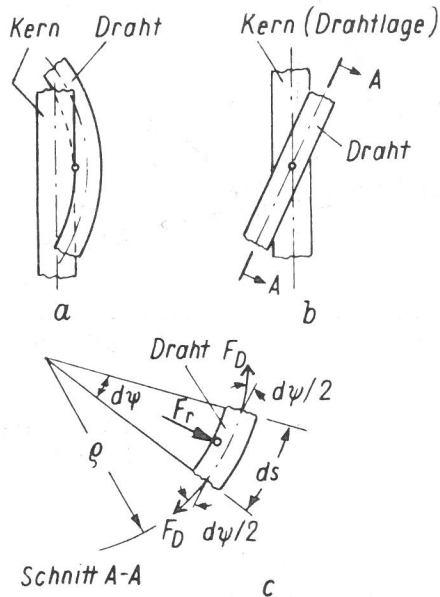


Bild 7  
Kräftegleichgewicht eines Drahtelementes

$$F_r = 2F_D \sin d\psi/2 \approx 2F_D d\psi/2 = F_D d\psi \quad (34).$$

Mit der Beziehung  $ds = \rho d\psi$  folgt die auf die Längeneinheit bezogene radiale Streckenpreßkraft eines Drahtes aus

$$F_{re} = F_D / \rho \quad (35).$$

Mit dem Abstand  $r$  der Drahtachse von der Seilachse und dem Krümmungsradius einer Schraubenlinie [92]

$$\rho = r_j / \sin^2 \alpha_j \quad (36)$$

wird die radiale Streckenpreßkraft (vgl. [59])

$$F_{re} = F_D \sin^2 \alpha_j / r_j \quad (37).$$

Für die weiteren Betrachtungen sind zwei Fälle zu unterscheiden:

a) die linienförmig als Streckenlast zwischen dem geraden Kerndraht und den darüberliegenden Lagen wirkenden aufsummierten (Kennzeichen\*) radialen Streckenpreßkräfte; in erster Näherung können diese als zwischen parallelen Drähten wirkende Preßkräfte aufgefaßt werden,

b) die an den einzelnen Kreuzungsstellen der verschiedenen rechts- und linksgängigen Drahtlagen wirkenden und von außen her aufsummierten Preßkräfte.

Die je Kreuzungsstelle wirksame gesamte Preßkraft wird anhand der auf die Längeneinheit bezogenen radialen Streckenpreßkraft  $F_{re}$  und des Abstands der Kreuzungslänge, der Entfernung zwischen zwei aufeinanderfolgenden Kreuzungsstellen, unter Beachtung der Aufsummation der Streckenpreßkräfte der äußeren Drahtlagen bestimmt. Mit den Gl. (37) und (28) bis (30) erhält man für das hier als Beispiel benutzte Al-St-Freileitungsseil mit drei Drahtlagen (1. Lage St-Drähte, 2. und 3. Lage Al-Drähte, Indizes 1, 2, 3) die auf die Längeneinheit bezogenen radialen Streckenpreßkräfte bei der von außen nach innen erforderlichen Berechnung

$$F_{re3}^* = F_S \frac{EA_1}{E_{St}} A_{DA13} [(1+\nu)\cos^2 \alpha_3 - \nu] \sin^2 \alpha_3 / r_3 A_1,$$

$$F_{re2}^* = F_S \frac{EA_1}{E_{St}} A_{DA12} [(1+\nu)\cos^2 \alpha_2 - \nu] \sin^2 \alpha_2 / r_2 A_1 +$$

$$+ \frac{n_{A13}}{n_{A12}} F_{re3}^*, \quad (38).$$

$$F_{re1}^* = F_S A_{DSt1} [(1+\nu)\cos^2 \alpha_1 - \nu] \sin^2 \alpha_1 / r_1 A_1 +$$

$$+ \frac{n_{A12}}{n_{St1}} F_{re2}^*$$

Unter der Annahme, daß der Schlagwinkel  $\alpha$  der äußeren Drahtlage gleich dem der darunter befindlichen Lage (z. B.  $\alpha_3 = \alpha_2$ ) ist, folgt die Kreuzungslänge mit dem Drahtdurchmesser  $d_0$  zu [33]

$$l_K = d_0 / \sin^2 \alpha_j \quad (39).$$

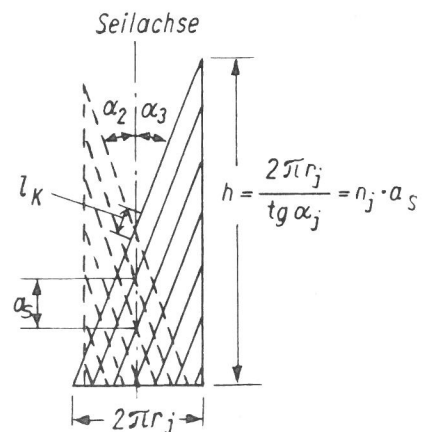


Bild 8  
Schema eines Schraubenseils mit Punkt- und Streckenberührung der Drähte;  $l_K$  Kreuzungslänge

Seilbezeichnung als Nennquer- schnitt	Zugkraft im Seilverband <sup>2)</sup>	Nennspannung im Seilverband <sup>2)</sup>	Streckenpreßkraft zwischen Kerndraht und 1. Lage	Preßkraft/Kreuzungsstelle zwischen		
				1. und 2. Lage $F_{r2}^*$ kp	2. und 3. Lage $F_{r3}^*$ kp	3. und 4. Lage $F_{r4}^*$ kp
Al:St; mm <sup>2</sup>	796	5,17	1,0476	1,2711	-	-
	3182	20,70	4,1879	5,0813	-	-
	4773	31,05	6,2818	7,6220	-	-
	6364	41,40	8,3758	10,1626	-	-
95/55	731	2,82	0,8534	3,7548	1,0595	-
	2924	11,29	3,4138	15,0194	4,2379	-
	4386	16,94	5,1207	22,5291	6,3569	-
	5848	22,59	6,8276	30,0387	8,4759	-
230/30	864	3,07	1,0167	3,3919	1,0095	-
	3456	12,23	4,0666	13,5674	4,0379	-
	5184	18,42	6,0999	20,3511	6,0569	-
	6912	24,56	8,1333	27,1348	8,0758	-
240/40 Ausführung mit übl. Schlaglänge	864	3,07	1,1104	3,4746	1,0458	-
	3456	12,28	4,4416	13,8985	4,1833	-
	5184	18,42	6,6624	20,8478	6,2749	-
	6912	24,56	8,8832	27,7970	8,3665	-
240/40 Ausf. m. kurzer Schlaglänge	864	3,06	0,4411	2,5938	0,7918	-
	3456	12,26	1,7643	10,3751	3,1674	-
	5184	18,40	2,6464	15,5627	4,7511	-
	6912	24,53	3,5285	20,7502	6,3348	-
240/40 Ausf. m. langer Schlaglänge	929	2,53	1,1326	3,6123	1,5041	0,5404
	3716	10,14	4,5303	14,4494	6,0164	2,1614
	5574	15,21	6,7955	21,6740	9,0247	3,2422
	7432	20,28	9,0607	28,8987	12,0329	4,3229
340/30	1231	2,84	1,2662	3,2509	1,4221	0,5274
	4924	11,39	5,0647	13,0038	5,6886	2,1097
	7386	17,08	7,5971	19,5057	8,5329	3,1646
	9848	22,78	10,1295	26,0075	11,3771	4,2195
380/50	191	1,63	0,2415	0,5320	-	-
	764	6,52	0,9659	2,1282	-	-
	1146	9,79	1,4488	3,1922	-	-
	1523	13,05	1,9317	4,2563	-	-
120	310	1,72	0,4053	0,9533	0,3161	-
	1242	6,89	1,6236	3,8195	1,2663	-
	1863	10,33	2,4354	5,7292	1,8994	-
	2484	13,78	3,2473	7,6390	2,5326	-
185	191	1,63	0,2415	0,5320	-	-
	764	6,52	0,9659	2,1282	-	-
	1146	9,79	1,4488	3,1922	-	-
	1523	13,05	1,9317	4,2563	-	-

1) Werte mit ZUSE 23 errechnet.  
2) Jeweils Werte für  $0,20 F_{max}$ ,  $0,40 F_{max}$ ,  $0,60 F_{max}$  und  $0,80 F_{max}$ .

Tafel 4

Preßkräfte zwischen Drahtlagen von verschiedenen zügig beanspruchten Al-St- (DIN 48204) und Al-Freileitungsseilen (DIN 48201) <sup>1)</sup>

Aus Bild 8 entnimmt man mit dem Scheitelpunktabstand  $a_S$  der Lagendrähte

$$l_K = a_S / 2 \cos \alpha_j = h / 2n_j \cos \alpha_j \quad (40)$$

und

$$l_K = \pi r_j / n_j \sin \alpha_j \quad (41).$$

Die aufsummierte wirksame Preßkraft je Kreuzungsstelle ergibt sich dann für die entsprechenden Lagen der als Beispiel betrachteten Al-St-Seile zu

$$F_{rj}^* = F_{rej}^* \pi r_j / n_j \sin \alpha_j \quad (42).$$

Der Tafel 4 sind die durch die Gl. (38) und (42) bestimmten Streckenlasten und Preßkräfte zwischen aufeinanderfolgenden Drahtlagen von verschiedenen unter Zugkräften stehenden Al-St-



und Al-Freileitungsseilen zu entnehmen. Die Preßkräfte nehmen danach gegen den Kern der Seile stark zu. - Beanspruchen die Drähte einer Lage im Seilquerschnitt dagegen einen größeren Umfang als ihnen im Seilverbund zusteht, z. B. bei starken Seilverdrehungen, so gelten für diese Preßkräfte nicht die in Tafel 4 angegebenen Werte, da zusätzliche "Gewölbedrücke" auftreten.

Mit der aus der Zugbelastung eines Seils wiedergegebenen Preßkraftverteilung gemäß Gl. (37) und (42) können die örtlichen Flächenpressungen - die HERTZschen Pressungen - zwischen den Drähten verschiedener Lagen bestimmt werden.

Für die mit einer bekannten Streckenlast längs der gemeinsamen Erzeugenden belasteten Zylinder (Kerndraht und 1. Lage) berechnen F. B. SEELY und J. O. SMITH [94] sowie H. R. THOMAS und V. A. HOERSCH [95] die Längsspannung  $\sigma_1$ , die Querspannung  $\sigma_2$  und die Vertikalspannung  $\sigma_3$  als Funktion der Belastung, der Bauart und der Stoffkonstanten durch die Ausdrücke

$$\left. \begin{aligned} \sigma_1 &= -2\nu \left[ \sqrt{1+(z/b)^2} - z/b \right] b/\Lambda, \\ \sigma_2 &= - \left[ \frac{\sqrt{1+(z/b)^2} - z/b}{\sqrt{1+(z/b)^2}} \right] b/\Lambda, \\ \sigma_3 &= - \left[ \frac{1}{\sqrt{1+(z/b)^2}} \right] b/\Lambda \end{aligned} \right\} \quad (43).$$

Dabei wählt man als Koordinatenursprung den Berührungspunkt und führt die Koordinaten  $z_1$  bzw.  $z_2$  derart ein, daß sie senkrecht auf der gemeinsamen Tangentialebene der Berührungsf lächen stehen und in das Innere des jeweiligen Körpers gerichtet sind. Die Achsen  $x_1$  bzw.  $x_2$  und  $y_1$  bzw.  $y_2$  sollen in der Tangentialebene wie die Hauptnormalschnitte der Berührungsf lächen gerichtet sein.

Diese Betrachtung gibt in jeder Ebene senkrecht zu den Zylinderachsen einen ebenen Formänderungszustand wieder ( $\epsilon_x = 0$ ). Die Druckfläche ist ein Rechteck mit der Seite  $2a$  in  $x$ -Richtung und  $2b$  in  $y$ -Richtung. Bei dieser als Grenzfall der elliptischen Druckfläche betrachteten Belastung treten für die Spannungen in  $z$ -Richtung mit den verschiedenen Abständen  $z/b$  keine elliptischen Funktionen auf.

Die in Gl. (43) verwendete Größe  $b$  als die halbe Breite der Rechteckdruckfläche folgt aus

$$b = \left( \frac{2F_{rel}^* \Lambda}{\pi} \right)^{1/2} \quad (44)$$

mit der auf die Längeneinheit bezogenen Streckenlast  $F_{rel}^*$  zwischen Kerndraht und 1. Drahtlage und dem Wert  $\Lambda$  aus

$$\Lambda = \frac{2}{1/\rho_{11} + 1/\rho_{22}} \left( \frac{1-\nu_1^2}{E_1} + \frac{1-\nu_2^2}{E_2} \right) \quad (45).$$

In Gl. (45) sind  $\rho_{11}$ ,  $\rho_{22}$  die Hauptkrümmungsradien,  $\nu_1$ ,  $\nu_2$  die Querkontraktionswerte und  $E_1$ ,  $E_2$  die Elastizitätsmoduln der beiden aufeinander einwirkenden Werkstoffe.

Bei den hier untersuchten Al-St-Freileitungsseilen bestehen die sich berührenden parallelen Zylinder immer aus Stahldrähten gleichen Durchmessers. Gl. (45) vereinfacht sich daher mit

$$\rho_{11} = \rho_{22} = d_o/2, \quad \nu_1 = \nu_2 = \nu \quad \text{und} \quad E_1 = E_2 = E_{St} \quad \text{zu}$$

$$\Lambda = (1-\nu^2) d_o/E_{St} \quad (46)$$

und geht mit Gl. (44) über in

$$b = \left( \frac{2(1-\nu^2)}{\pi} \frac{d_o F_{rel}^*}{E_{St}} \right)^{1/2} \quad (47)$$

Aus der Gl. (43) ergeben sich für  $z/b=0$  die größten Werte der Hauptspannungen an der Drahtoberfläche zu

$$\sigma_{1|z=0} = -2\nu b/\Lambda, \quad \sigma_{2|z=0} = -b/\Lambda, \quad \sigma_{3|z=0} = -b/\Lambda \quad (48).$$

Mit der Zugspannung  $\sigma_{DK}$  im Kerndraht gemäß Gl. (28) und der Längsspannung  $\sigma_1$  gemäß Gl. (48) folgt für die resultierende Längsspannung

$$\sigma_{1 \text{ res} | z=0} = \sigma_{DK} - 2\nu b/\Lambda \quad (49)$$

Nach der Schubspannungshypothese (TRESKA) setzt plastische Verformung ein, wenn die größte der Hauptspannungsdifferenzen des allgemeinen Spannungszustandes ( $\sigma_1 - \sigma_2$ ), ( $\sigma_2 - \sigma_3$ ) und ( $\sigma_3 - \sigma_1$ ), die mit dem doppelten Wert der maximalen Schubspannung identisch ist, mit der bei einachsiger Beanspruchung auftretenden Vergleichs-Fließspannung  $\sigma_v$  übereinstimmt. Damit gilt für den Zusammenhang der Spannungen des hier vorliegenden Falls

$$\left. \begin{aligned} (\sigma_1 - \sigma_2) &= \sigma_v \quad \text{oder} \\ (\sigma_2 - \sigma_3) &= \sigma_v \quad \text{oder} \\ (\sigma_3 - \sigma_1) &= \sigma_v \end{aligned} \right\} \quad (50).$$

In Bild 9 sind die (Druck)Hauptspannungen  $\sigma_1$ ,  $\sigma_2$  und  $\sigma_3$  sowie auch die Hauptspannungsdifferenzen für Punkte der  $z$ -Koordinate unterhalb der Druckfläche in Abhängigkeit des Verhältnis-

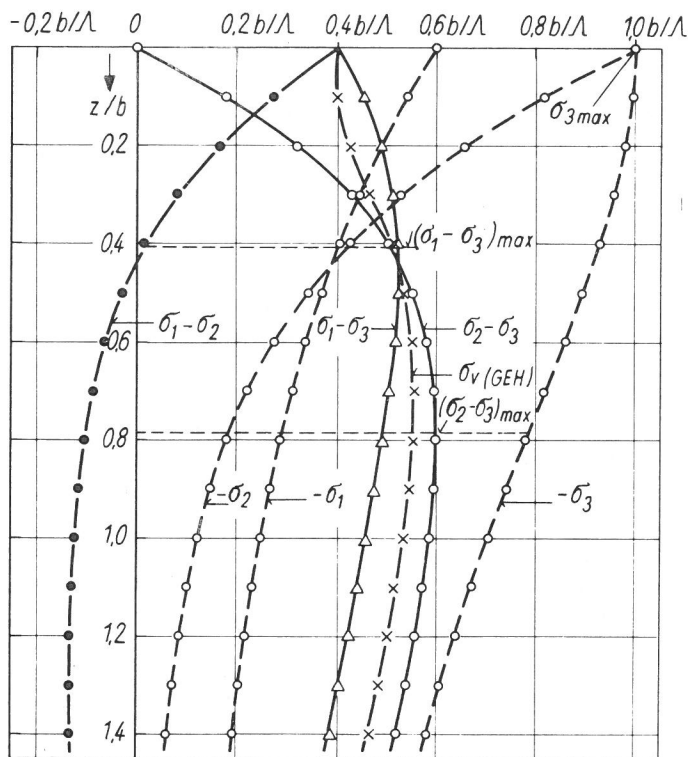
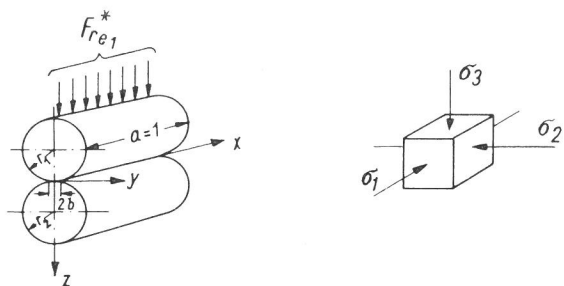


Bild 9  
Darstellung der Druckhauptspannungen, der maximalen doppelten Schubspannungen (TRESCA) und der Vergleichsspannung  $\sigma_v$  nach HUBER u. v. MISES (GEH) für Punkte der z-Koordinate bei reiner Linien/Streckenbelastung für einen elastischen Halbraum;  $\mu = 0,3$

ses  $z/b$  dargestellt. Dabei wurde  $(\sigma_1 - \sigma_3)$  anstelle von  $(\sigma_3 - \sigma_1)$  aufgenommen, um damit positive Werte dieser Differenz zu erhalten.

Bei Berücksichtigung lediglich der Streckenpreßkraft  $F_{re1}^*$  gemäß Gl. (38) weisen die Vergleichsspannungen  $(\sigma_1 - \sigma_3)$  und  $(\sigma_2 - \sigma_3)$  Größtwerte auf, und zwar für  $(\sigma_1 - \sigma_3)$ :  $0,524 b/\Lambda$  bei  $z/b = 0,407$  und für  $(\sigma_2 - \sigma_3)$ :  $0,600 b/\Lambda$  bei  $z/b = 0,786$ . Bei Addition der von  $z$  unabhängigen, von der Seilbelastung herrührenden Zugspannung  $\sigma_{DK}$  anhand Gl. (28) wird der Fließbeginn statt durch die Gl. (50) durch die Ausdrücke

$$\begin{aligned} (\sigma_1 + \sigma_{DK}) - \sigma_2 &= \sigma_v, \\ \sigma_2 - \sigma_3 &= \sigma_v, \\ \sigma_3 - (\sigma_1 + \sigma_{DK}) &= \sigma_v = 2 \tau_{max} \end{aligned} \quad (51)$$

bestimmt. Somit ergibt sich mit  $(\sigma_1 - \sigma_3)_{max} = 0,524 b/\Lambda$  die zwischen dem geraden Kerndraht und den darüberliegenden Lagendrähten infolge der radialen Streckenpreßkraft herrschende Bedingung an der Stelle  $z/b = 0,407$  für erstmaliges Einsetzen plastischer Verformung aus

$$0,524 b/\Lambda + \sigma_{DK} = \sigma_v \quad (52).$$

Nach der HUBER und v. MISESschen Fließbedingung (Gestaltänderungsenergie-Hypothese, GEH) berechnet sich die Vergleichsspannung aus

$$2\sigma_v^2 = (\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2 \quad (53).$$

Die aus der radialen Streckenbelastung herrührende Vergleichsspannung  $\sigma_v$  (GEH) ist auch in Bild 9 eingezeichnet. Der größte Wert von  $\sigma_v$  (GEH) ergibt sich in gleicher Weise wie  $(\sigma_2 - \sigma_3)$  bei  $z/b = 0,786$ . Bei Hinzunahme der Zugspannung  $\sigma_{DK}$  ist  $z/b = 0,407$  die zugehörige Abszisse für die maximale Vergleichsspannung.

Außerdem erhält man die größte Druckspannung in der Preßfläche durch Einsetzen von Gl. (44) und (46) in Gl. (48) zu

$$\sigma_3_{max} = - \left( \frac{2}{\pi d_0} \frac{E_{St} F_{re1}^*}{(1-\nu^2)} \right)^{1/2} \quad (54).$$

Bei den im Seilverband vorliegenden sich kreuzenden Drähten der äußeren Drahtlagen und punktwieser radialer Belastung bilden sich gegenüber dem betrachteten Fall nunmehr Druckflächen mit elliptischem Grundriß ( $2a$  große Achse,  $2b$  kleine Achse) aus, deren Hauptspannungen sich für Punkte der  $z$ -Koordinate aus den Gleichungen [94 und 95]

$$\begin{aligned} \sigma_1 &= (\Omega_1 + \nu \Omega_1') H \frac{b}{\Lambda^*}, \\ \sigma_2 &= (\Omega_2 + \nu \Omega_2') H \frac{b}{\Lambda^*}, \\ \sigma_3 &= - \left( \frac{1}{\lambda} - \lambda \right) \frac{H b}{2 \Lambda^*} \end{aligned} \quad (55)$$

berechnen. Dabei gelten die neu eingeführten Abkürzungen

$$H = \frac{2k}{k'^2 E(k')} \quad (56),$$

$$\lambda = \left( \frac{k^2 + k'^2 (z/b)^2}{1 + k'^2 (z/b)^2} \right)^{1/2} \quad (57),$$

$$\Omega_1 = - \frac{1-\lambda}{2} + [F(\varphi, k') - E(\varphi, k')] k z/b \quad (58),$$

$$\Omega_1' = - \frac{\lambda}{k^2} + 1 + \left[ \frac{1}{k^2} E(\varphi, k') - F(\varphi, k') \right] k z/b \quad (59),$$

$$\Omega_2 = \frac{1}{2\lambda} + \frac{1}{2} - \frac{\lambda}{k^2} + \left[ \frac{1}{k^2} E(\varphi, k') - F(\varphi, k') \right] k z / b \quad (60),$$

$$\Omega_2' = -1 + \lambda + [F(\varphi, k') - E(\varphi, k')] k z / b \quad (61),$$

$$\Lambda^* = \frac{1}{A+B} \left( \frac{1-v_1^2}{E_1} + \frac{1-v_2^2}{E_2} \right) \quad (62).$$

A und B sind Funktionen der Hauptkrümmungen  $1/\rho_{11}$ ,  $1/\rho_{22}$ ,  $1/\rho_{12}$  und  $1/\rho_{21}$  der sich berührenden Oberflächen und des Kreuzungswinkels  $\chi \approx 2a$  und werden im folgenden zu

$$A, B = \frac{1}{4} \left( \frac{1}{\rho_{11}} + \frac{1}{\rho_{12}} + \frac{1}{\rho_{22}} + \frac{1}{\rho_{21}} \right) \mp$$

$$\mp \left\{ \left[ \left( \frac{1}{\rho_{11}} - \frac{1}{\rho_{12}} \right) + \left( \frac{1}{\rho_{22}} - \frac{1}{\rho_{21}} \right) \right]^2 - \right.$$

$$\left. - 4 \left( \frac{1}{\rho_{11}} - \frac{1}{\rho_{21}} \right) \left( \frac{1}{\rho_{22}} - \frac{1}{\rho_{21}} \right) \sin^2 \chi \right\}^{1/2} \quad (63)$$

bestimmt, wobei das Minuszeichen für A und das Pluszeichen für B zu verwenden ist. Weiterhin gilt

$$\rho_{11}, \rho_{22} = d_0/2, \rho_{12} = \rho_{21} = r_j / \sin^2 \alpha_j \quad (64)$$

Die in den Gl. (55) bis (62) aufgeführten Funktionen hängen von den Größen A, B, k, k' und z/b ab; die Veränderliche  $\varphi$  folgt aus  $\cot \varphi = k z / b$ . Die Veränderlichen der Gl. (55) bis (62) werden durch die Formgebung der Oberfläche am Berührungspunkt bestimmt. Der Modul k und der komplementäre Modul  $k' = (1-k^2)^{1/2}$  folgen aus

$$\frac{B}{A} = \frac{(1/k^2) E(k') - K(k')}{K(k') - E(k')} \quad (65).$$

Die kleine Halbachse b der elliptischen Druckfläche wird durch den Ausdruck

$$b = \left( \frac{3k E(k') F_{r_j}^* \Lambda^*}{2\pi} \right)^{2/3} \quad (66)$$

festgelegt. Die Funktionen  $K(k')$  und  $E(k')$  sind die von  $k'^2$  abhängigen vollständigen elliptischen Normalintegrale erster und zweiter Gattung

$$K(k') = \int_0^{\pi/2} \frac{d\psi}{\sqrt{1-k'^2 \sin^2 \psi}},$$

$$E(k') = \int_0^{\pi/2} \sqrt{1-k'^2 \sin^2 \psi} \, d\psi \quad (67).$$

Die zu Gl. (67) entsprechenden unvollständigen elliptischen Integrale erster und zweiter Gattung sind

$$F(\varphi, k') = \int_0^{\varphi} \frac{d\psi}{\sqrt{1-k'^2 \sin^2 \psi}},$$

$$E(\varphi, k') = \int_0^{\varphi} \sqrt{1-k'^2 \sin^2 \psi} \, d\psi \quad (68).$$

Für praktische Anwendungen der Integrale der Gl. (67) und (68) stehen Tafeln zur Verfügung [96]. Nachdem A, B sowie k, k' bestimmt sind, ergeben sich die Hauptspannungen für Punkte der z-Koordinate mit Hilfe der Gl. (55). Eine graphische Darstellung von k in Abhängigkeit von B/A erleichtert wesentlich eine numerische Auswertung [94].

Für das Beispiel eines untersuchten Al-St-Freileitungsseils mit dem Mittelwert  $B/A = 20$  und dem Modul  $k = 0,146$  sind die Ergebnisse für die Hauptspannungen und die Vergleichsspannungen in Bild 10 aufgezeichnet. Die Vergleichsspannung ( $\sigma_1 - \sigma_3$ ) weist einen wesentlich geringeren Wert als ( $\sigma_2 - \sigma_3$ ) bei  $z/b = 0,753$  auf. Ein relativ hoher Wert einer von z unabhängigen Zugspannung muß demnach zu ( $\sigma_1 - \sigma_3$ ) hinzugefügt werden, um den Wert der Vergleichsspannung ( $\sigma_2 - \sigma_3$ ) zu erreichen.

Vereinfachte Auswertungen der Gleichungen für die größte Normalspannung  $\sigma_{3 \max}$  und die Vergleichsspannung  $(\sigma_2 - \sigma_3)_{\max}$  liefern die beiden Ausdrücke

$$\sigma_{3 \max} = -C_\sigma b / \Lambda^*, (\sigma_2 - \sigma_3)_{\max} = 2 C_\tau b / \Lambda^* \quad (69)$$

mit dem Koeffizienten  $C_\sigma$  und  $C_\tau$ , deren Abhängigkeit von B/A bekannt ist [94].

Aus den Diagrammen über den Zusammenhang des Verhältnisses größte Normalspannung  $\sigma_{3 \max}$  in der Preßfläche zur Zugspannung  $\sigma_{Dj}$  im Draht bzw. größte Vergleichsspannung (TRESKA oder HUBER u. v. MISES) zur Zugspannung  $\sigma_{Dj}$  im Draht jeweils in Abhängigkeit von der Zugspannung  $\sigma_{Dj}$  im Draht der in den Bildern 11 bis 19 behandelten Fälle geht hervor, daß die auftretenden Flächenpressungen den Spannungszustand entscheidend bestimmen und als die wirklich kritischen Spannungen im Seilverband anzusehen sind (Bild 20); die Zugspannungen sind dagegen von geringerem Einfluß. Da die Flächenpressungen häufig mit kleineren Bewegungen der sich berührenden Drähte gegeneinander einhergehen, kommt dabei der sog. Reibkorrosion (fretting corrosion) noch eine besondere Bedeutung zu. In diesem Zusammenhang sind somit auch die Schmierverhältnisse, die Höhe der Schwingbeanspruchungen und das Werkstoffverhalten selbst von schwerwiegendem Einfluß.

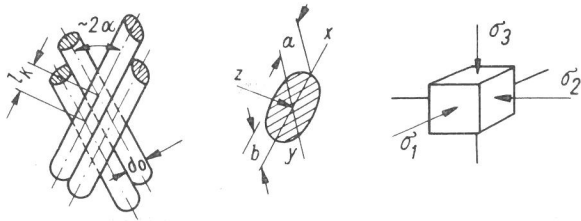
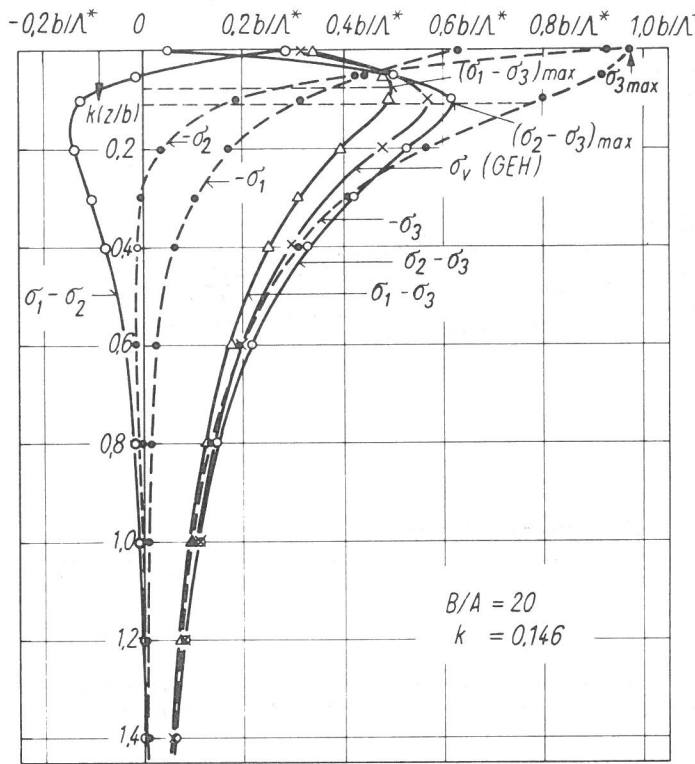


Bild 10

Darstellung der Druckhauptspannungen, der maximalen doppelten Schubspannungen (TRESKA) und der einachsigen Vergleichsspannung  $\sigma_v$  nach HUBER und v. MISES (GEH) für Punkte der z-Koordinate bei reiner Punktbelastung für einen elastischen Halbraum;  $\mu = 0,3$



In den bisherigen Betrachtungen fehlt der Einfluß der Tangentialspannungen; bei den betrachteten Al-St-Freileitungsseilen treten diese Tangentialkräfte jedoch in der Form von Reibungskräften in den Preßflächen auf. Dadurch erhöhen sich die größten Werte der Vergleichsspannungen; außerdem können zwei der drei Hauptspannungen als Zugspannungen auftreten. Weiterhin verlagern sich die größten Vergleichsspannungen bei größeren Reibungskräften vom Inneren des elastischen Halbraumes zur Oberfläche hin [97].

Mit im Seilverband von außen nach innen zunehmenden Flächenpressungen steigt auch die Größe der Zusammendrückungen, die für den elastischen Fall als Abplattung nach den HERTZschen Formeln berechnet werden [94, 95]. Dadurch tritt eine Änderung des Seilhalbmessers  $R$  ein, die mit einer zusätzlichen zur Seilmitte zunehmenden Längsdehnung verknüpft ist. Dehnungsunterschiede sind aber nach der Voraussetzung des "Ebenbleibens" der Querschnitte nicht möglich; es muß daher eine geringfügige Spannungumlagerung zwischen den verschiedenen Drahtlagen eintreten, bei der die äußeren Drahtlagen höher belastet und die inneren entsprechend entlastet werden.

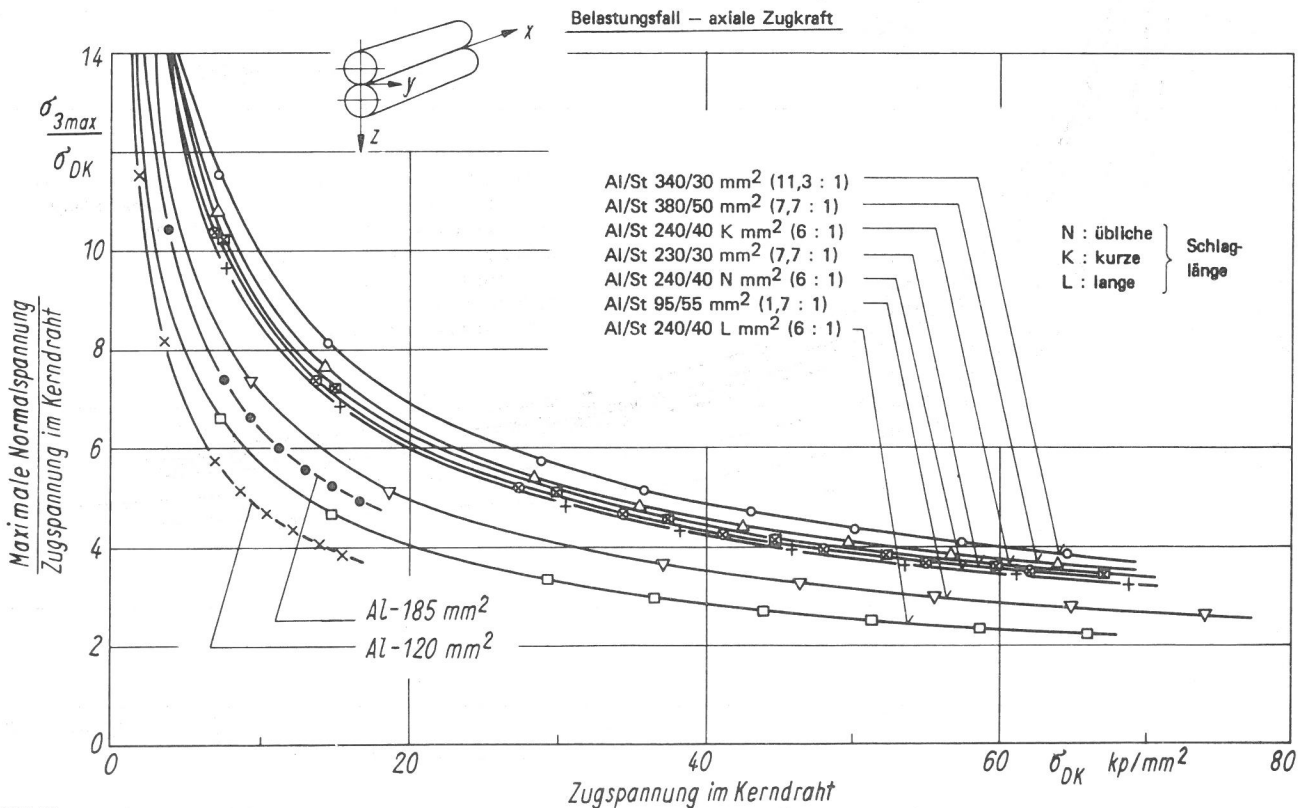


Bild 11

Darstellung des Verhältnisses maximale Normalspannung/Zugspannung im Kerndraht in Abhängigkeit der Zugspannung im Kerndraht für längs der gemeinsam Erzeugenden belastete Drähte (Kerndraht und 1. Lage) für Al-St-(DIN 48 204) und Al-Freileitungsseile (DIN 48 201)



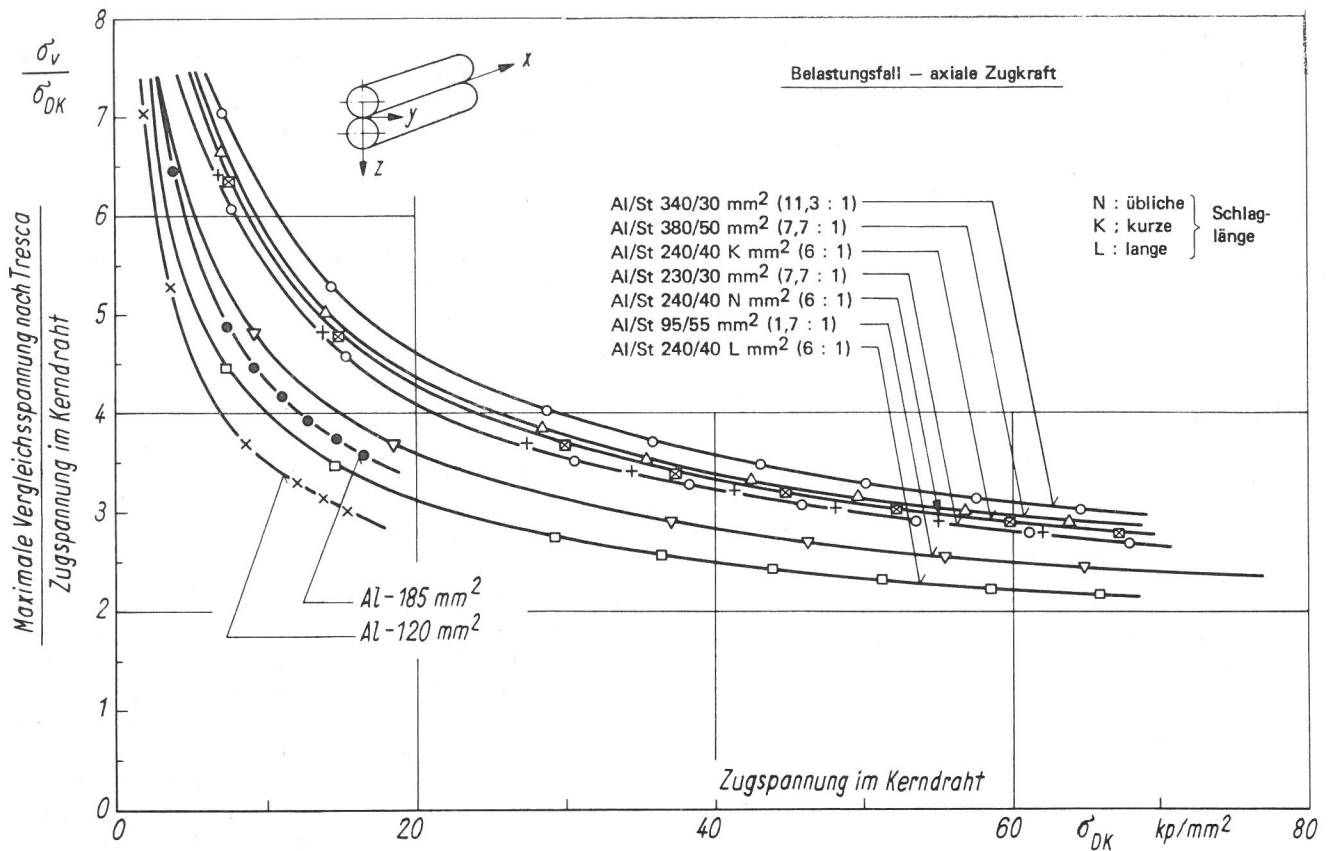


Bild 12  
Darstellung des Verhältnisses maximale Vergleichsspannung nach TRESCA/Zugspannung im Kerndraht in Abhängigkeit der Zugspannung im Kerndraht für längs der gemeinsam Erzeugenden belastete Drähte (Kerndraht u. 1. Lage) für Al-St- (DIN 48 204) und Al-Freileitungsseile (DIN 48 201)

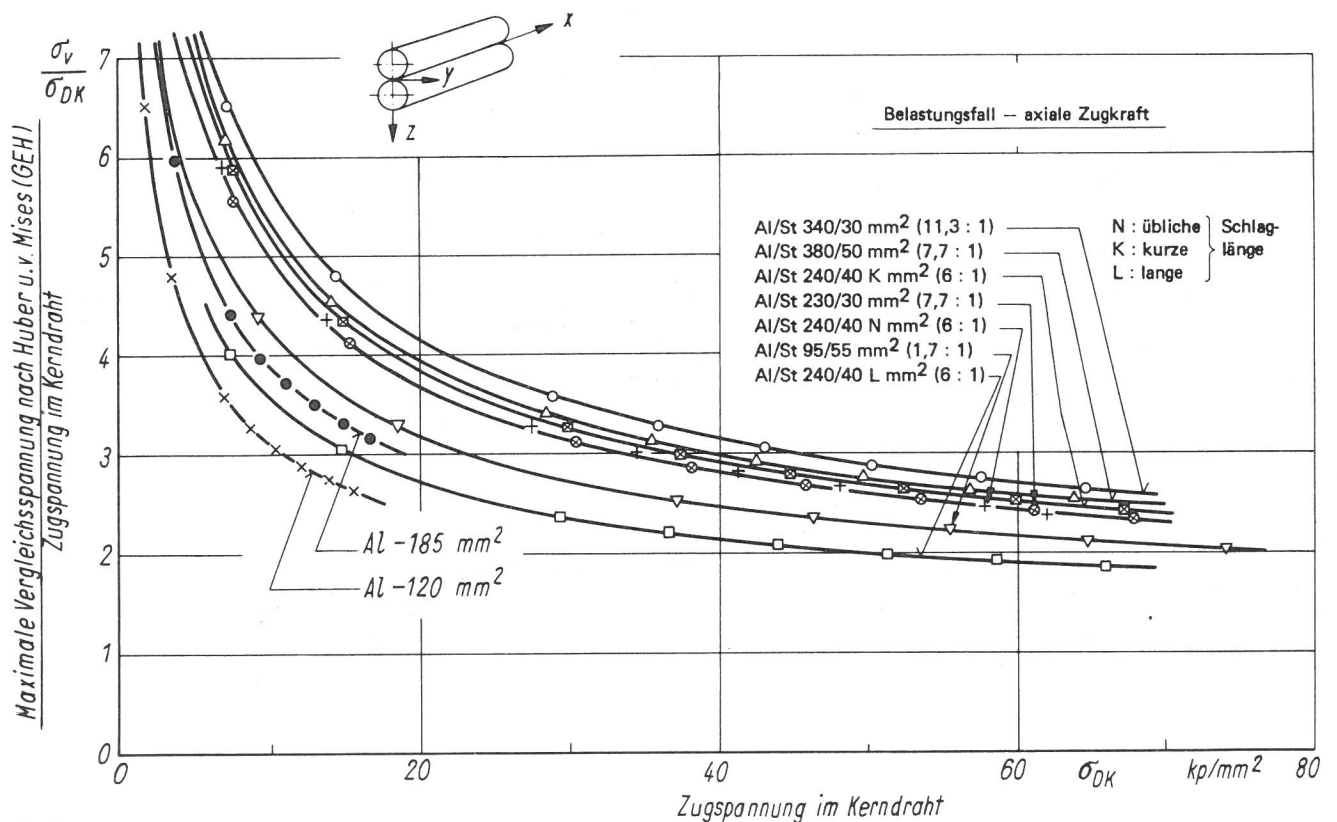


Bild 13  
Darstellung des Verhältnisses maximale Vergleichsspannung nach HUBER u. v. MISES/Zugspannung im Kerndraht in Abhängigkeit der Zugspannung im Kerndraht für längs der gemeinsam Erzeugenden belastete Drähte (Kerndraht u. 1. Lage) für Al-St- (DIN 48 204) und Al-Freileitungsseile (DIN 48 201)



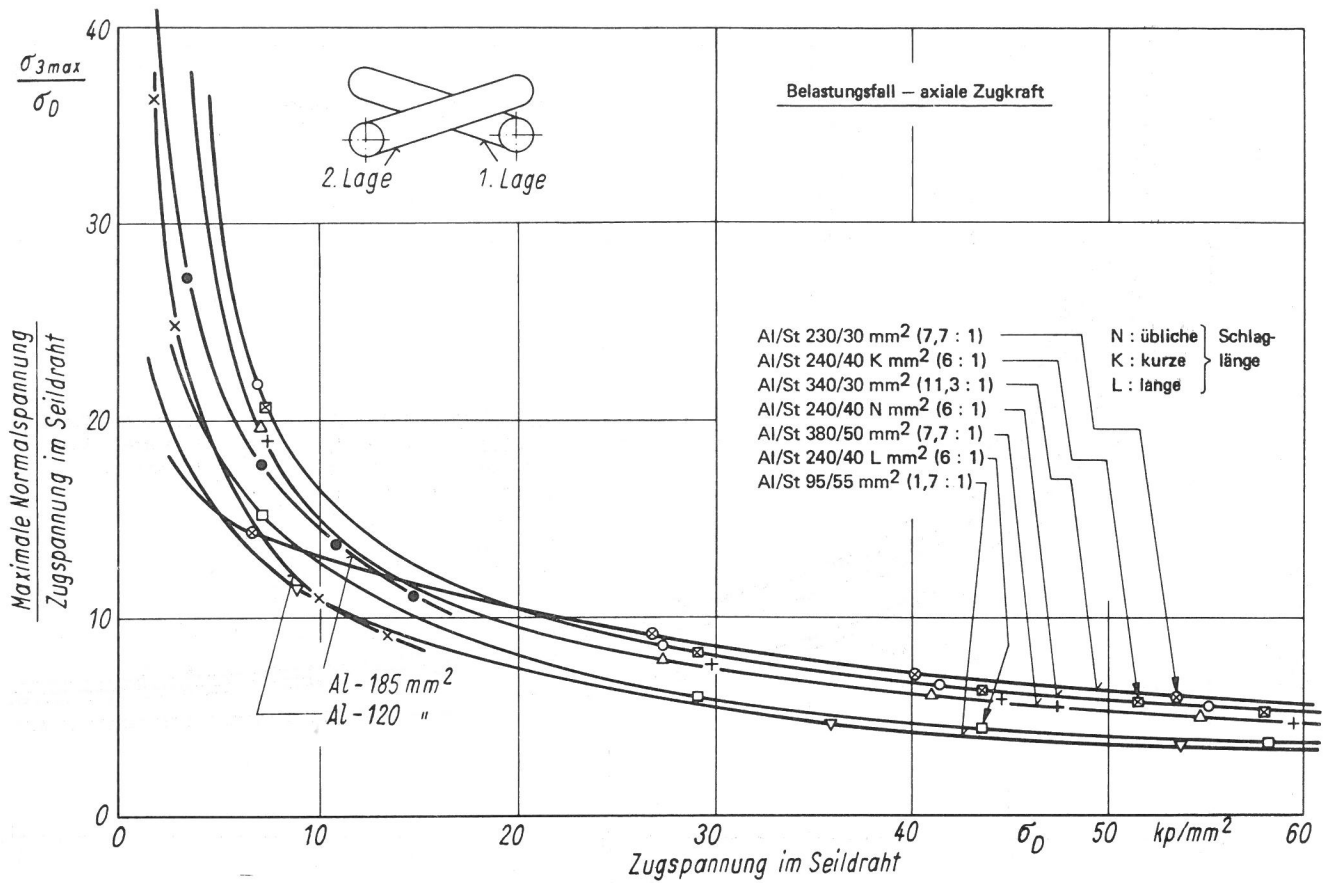


Bild 14  
Darstellung des Verhältnisses maximale Normalspannung/Zugspannung im Seildraht in Abhängigkeit der Zugspannung im Seildraht für sich kreuzende Drähte (1. und 2. Lage) bei radialer Punktbelastung für Al-St- (DIN 48 204) und Al-Freileitungsseile (DIN 48 201)

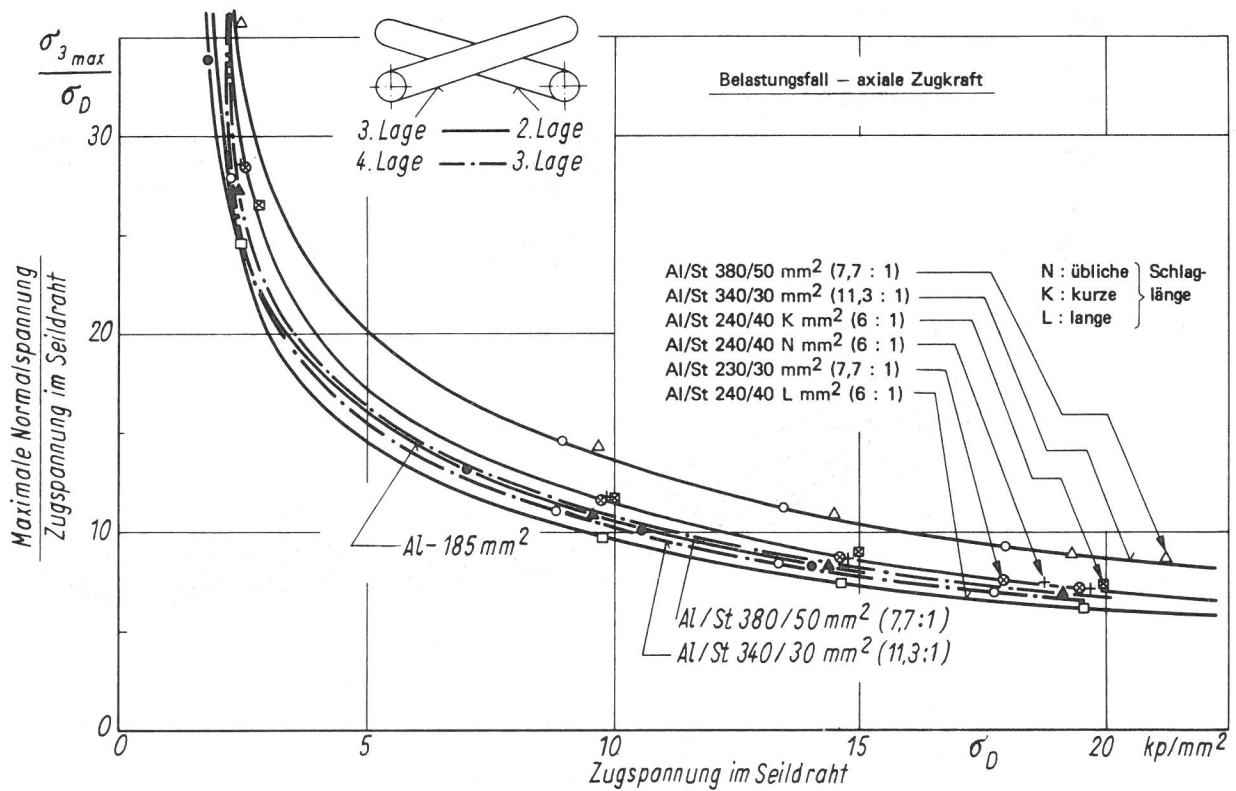


Bild 15  
Darstellung des Verhältnisses maximale Normalspannung/Zugspannung im Seildraht in Abhängigkeit der Zugspannung im Seildraht für sich kreuzende Drähte (2. und 3. Lage; 3. und 4. Lage) bei radialer Punktbelastung für Al-St- (DIN 48 204) und Al-Freileitungsseile (DIN 48 201)

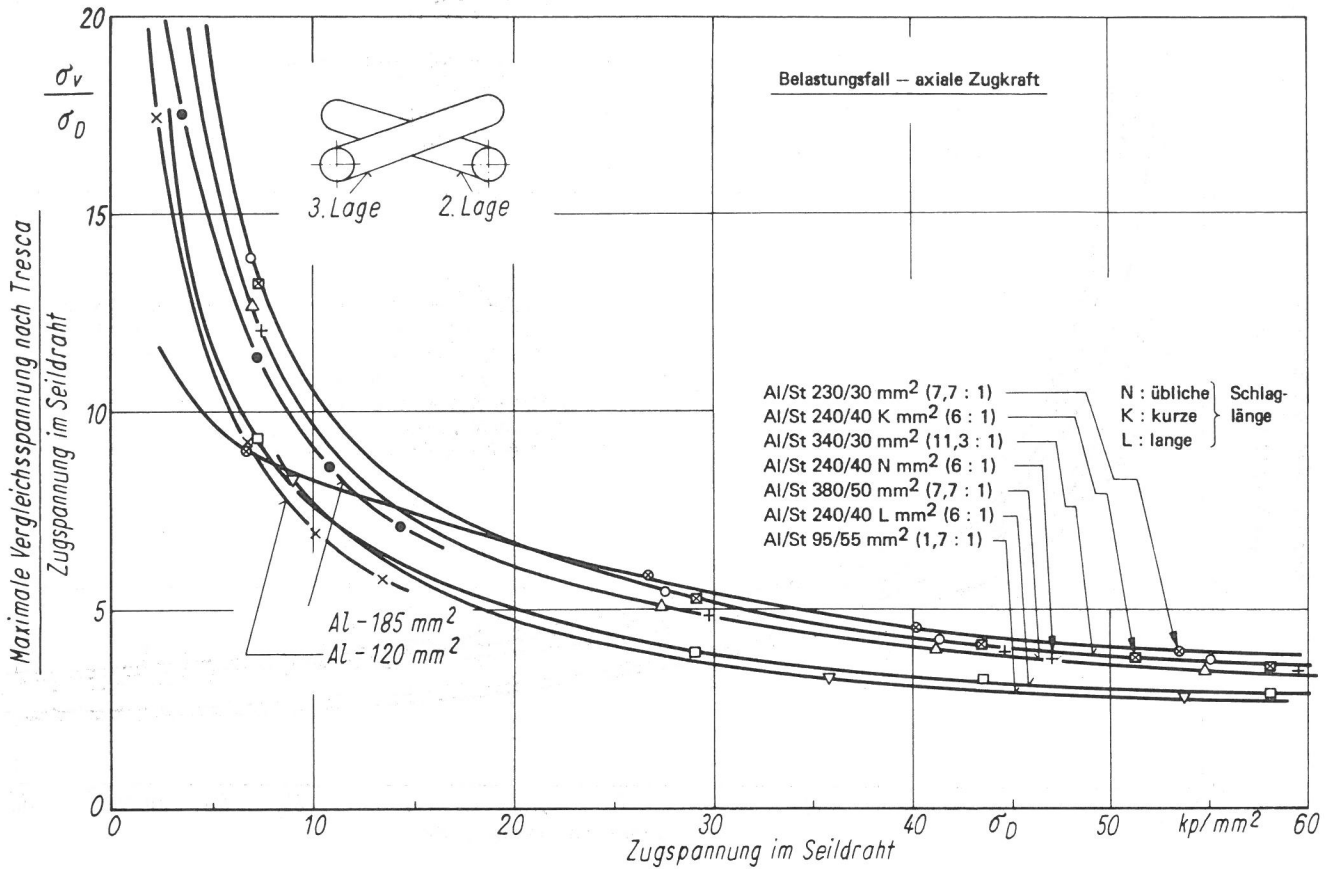


Bild 16

Darstellung des Verhältnisses maximale Vergleichsspannung nach TRESCA/Zugspannung im Seildraht in Abhängigkeit der Zugspannung im Seildraht für sich kreuzende Drähte (2. u. 3. Lage) bei radialer Punktbelastung für Al-St- (DIN 48 204) und Al-Freileitungsseile (DIN 48 201)

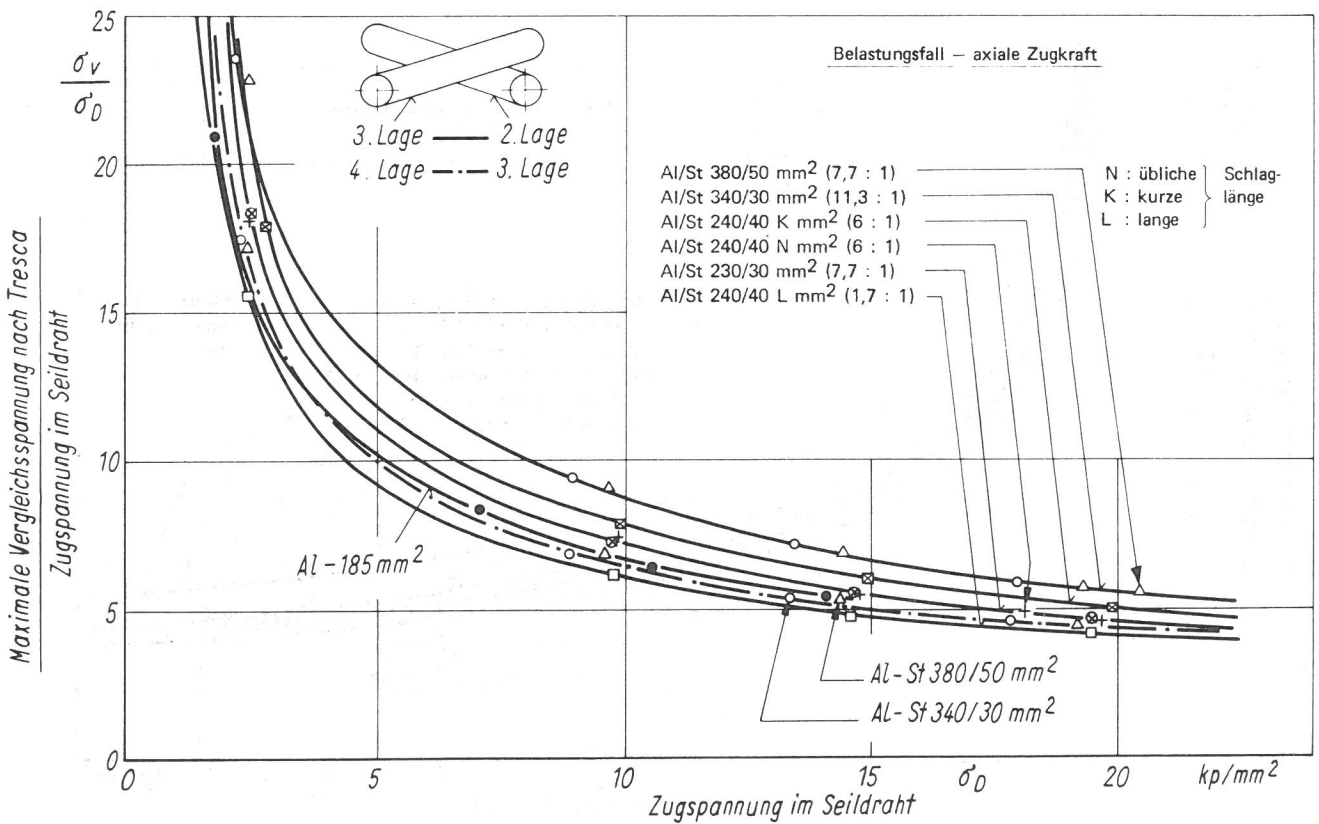


Bild 17

Darstellung des Verhältnisses maximale Vergleichsspannung nach TRESCA/Zugspannung im Seildraht in Abhängigkeit der Zugspannung im Seildraht für sich kreuzende Drähte (2. u. 3. Lage; 3. u. 4. Lage) bei radialer Punktbelastung für Al-St- (DIN 48 204) und Al-Freileitungsseile (DIN 48 201)

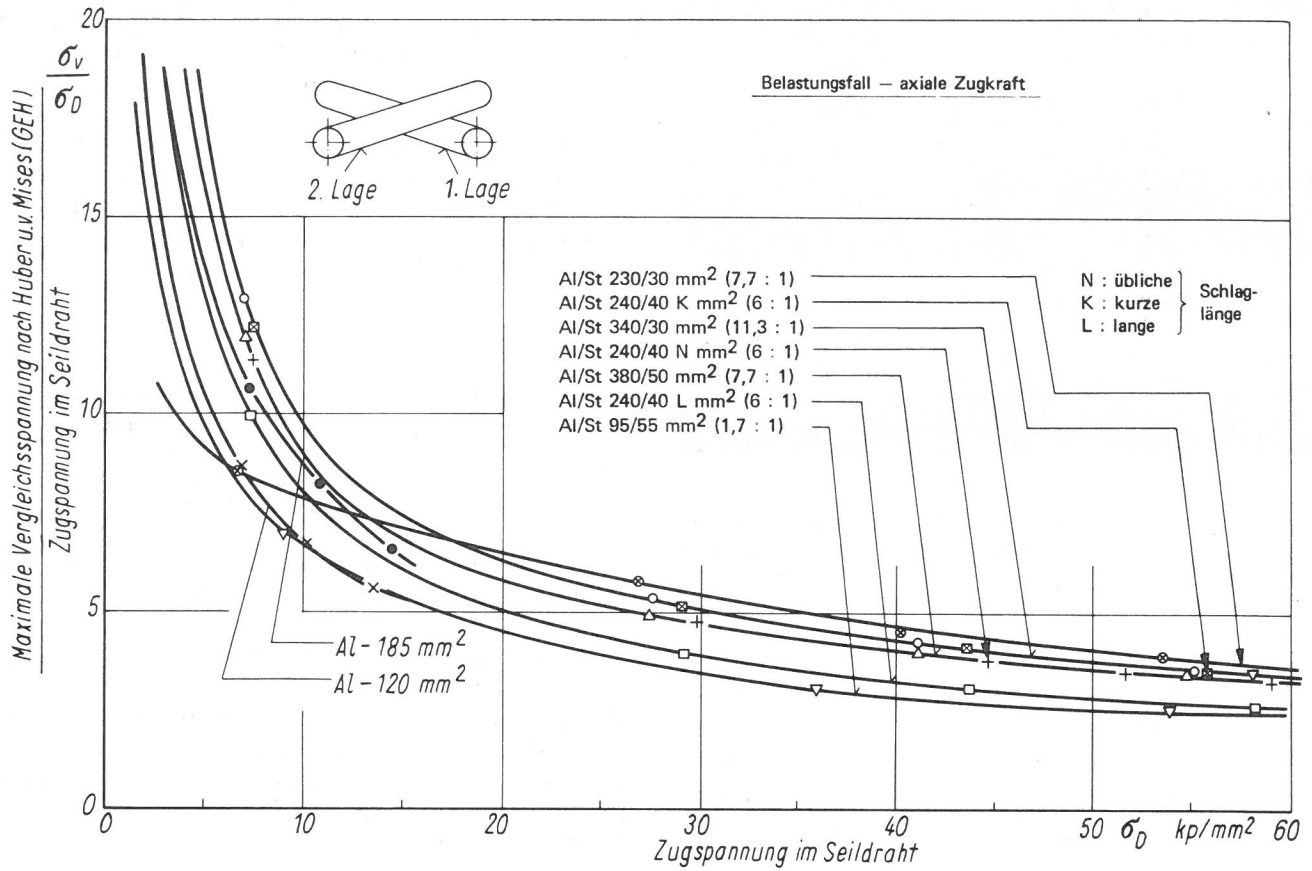


Bild 18  
Darstellung des Verhältnisses maximale Vergleichsspannung nach HUBER und v. MISES/Zugspannung im Seildraht in Abhängigkeit der Zugspannung im Seildraht für sich kreuzende Drähte (1. u. 2. Lage) bei radialer Punktbelastung für Al-St- (DIN 48 204) und Al-Freileitungsseile (DIN 48 201)

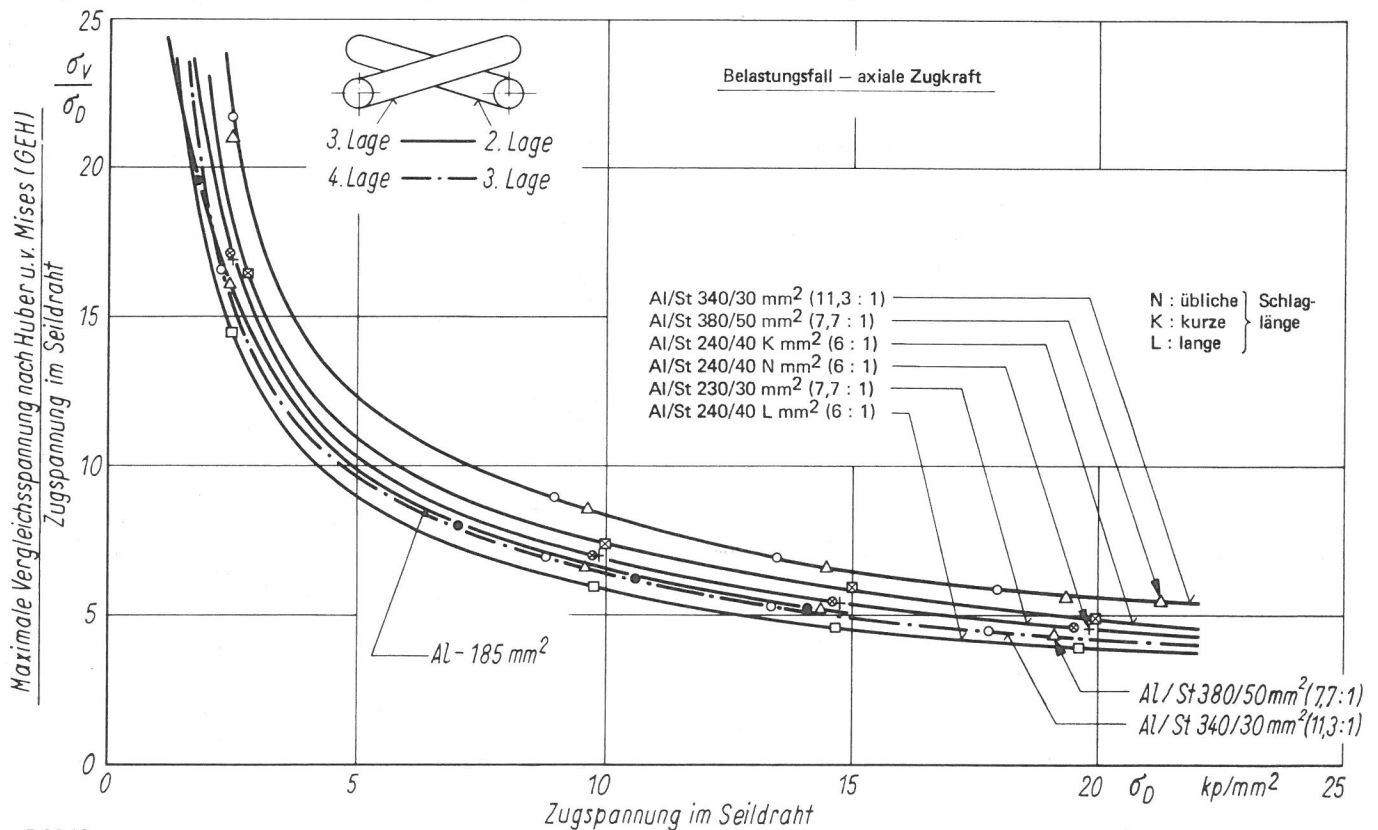


Bild 19  
Darstellung des Verhältnisses maximale Vergleichsspannung nach HUBER und v. MISES/Zugspannung im Seildraht in Abhängigkeit der Zugspannung im Seildraht für sich kreuzende Drähte (2. u. 3. Lage; 3. u. 4. Lage) bei radialer Punktbelastung für Al-St- (DIN 48 204) und Al-Freileitungsseile (DIN 48 201)

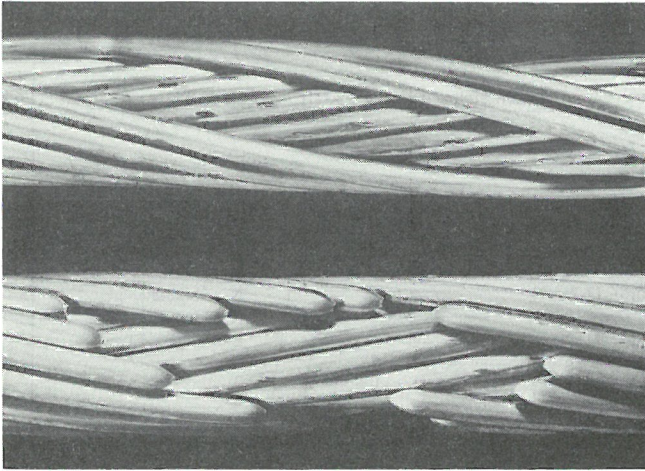


Bild 20  
Entwicklung einer Bruchstelle eines Al-St-Freileitungsseils 230/30 mm<sup>2</sup>; Bruchlast  $F_{max} = 7540$  kp; lokale Preßstellen an Einzeldrähten infolge radialer Preßkräfte

Bei erstmaligem nicht zu hohem Belasten liegen die einzelnen Drahtlagen bei ideal gedachtem Seilaufbau noch fest auf dem jeweils umschlossenen St-Kern auf. Bei weiterer Belastung beginnt bei der niedrigeren Fließspannung des Al-Mantels zuerst die plastische Verformung in dieser Komponente der hier betrachteten Al-St-Freileitungsseile und die Zunahme der radialen Preßkräfte entspricht dann nicht mehr der Gl. (38). Auch bei rückläufiger Seilspannung bleiben die tatsächlichen Flächenpres-sungen dann weit hinter den berechneten Werten zurück, bis sich schließlich die Al-Drahtlagen vom St-Kern abheben. Bei einer nachfolgenden Belastung sind deshalb die beiden Fälle, der mit abgehobenen und der mit aufliegenden Al-Drähten, zu unterscheiden. Der Übergang zeigt sich hinsichtlich des elastischen Verhaltens durch eine noch zu behandelnde Unstetigkeitsstelle im Spannungs-Dehnungs-Diagramm (s. Abschn. 4.3.1.1).

### 3.3.2.4 Zusätzliche Einflüsse auf das Spannungs-Dehnungsverhalten

#### 3.3.2.4.1 Einfluß der sekundären Biegung <sup>1)</sup>

Bei einem gespannten Seil üben die Drähte der äußeren Lagen Radialkräfte (s. Abschn. 3.3.2.2) auf die inneren Drahtlagen aus. Infolge des Aufbaus der Schraubenseile befinden sich in den verschiedenen Lagen Drähte, die in dem Querschnitt, an dem die Radialkräfte wirken, sich nicht auf ihre Unterlagen aufstützen und daher durch "sekundäre" Biegung beansprucht wer-

den [98]. Stehen die Kreuzungspunkte der Drähte mit denen der darüber und der darunter liegenden Lagen genau radial übereinander, so treten keine sekundären Biegespannungen auf.

Faßt man den Seildraht nach [99] als beidseitig eingespannten Balken mit der Stützweite  $l_K$  auf, so beträgt näherungsweise das maximale Biegemoment infolge der radialen Preßkraft in der Mitte der beiden Kreuzungsstellen

$$M_{bs} = F_{rj}^* l_K / 8 \quad (70),$$

woraus sich mit dem Widerstandsmoment des Drahtes  $\pi d_o^3 / 32$  eine resultierende Biegespannung

$$\sigma_{bs} = 4 F_{rj}^* l_K / (\pi d_o^3) \quad (71)$$

ergibt und sofern für  $l_K$  der durch Gl. (41) bekannte Ausdruck eingesetzt wird

$$\sigma_{bs} = 4 F_{rj}^* r_j / (n_j d_o^3 \sin \alpha_j) \quad (72).$$

Die sekundären Biegespannungen sind erheblich (s. Tafel 5), bei ihrem Wirken aber örtlich auf die Mitte der Kreuzungsstellen begrenzt und durch einen entsprechenden Aufbau der Verbundseile zu beherrschen.

Seilbezeichnung als Nennquerschnitt Al:St; Al	Zugkraft im Seilverband <sup>1)</sup> $F_S$	Nennspannung im Seilverband $\sigma_N$	sekundäre Biegespannung $\sigma_{bs}$ kp/mm <sup>2</sup>		
			2. Lage	3. Lage	4. Lage
95/55 (1,7:1)	796	5,18	0,42	-	-
	3182	20,71	1,68	-	-
	4773	31,05	2,51	-	-
	6364	41,42	3,34	-	-
230/30 (7,7:1)	731	2,82	1,22	0,25	-
	2924	11,29	4,88	1,01	-
	4386	16,94	7,32	1,52	-
	5848	22,59	9,78	2,02	-
240/40 (6:1) Ausf. m. übl. Schlaglänge	864	3,07	1,04	0,24	-
	3456	12,28	4,20	0,97	-
	5184	18,42	6,30	1,45	-
	6912	24,56	8,40	1,93	-
240/40 (6:1) Ausf. m. kurzer Schlaglänge	864	3,07	0,90	0,23	-
	3456	12,28	3,64	0,94	-
	5184	18,42	5,48	1,42	-
	6912	24,56	7,30	1,90	-
240/40 (6:1) Ausf. m. langer Schlaglänge	864	3,06	0,98	0,24	-
	3456	12,26	3,96	1,41	-
	5184	18,40	5,94	1,41	-
	6912	24,53	7,92	1,89	-
340/30 (11,3:1)	929	2,53	1,42	0,52	0,16
	3716	10,14	5,70	2,12	0,65
	5574	15,21	8,56	3,18	0,98
	7432	20,28	21,42	4,26	1,30
380/50 (7,7:1)	1231	2,84	1,24	0,48	0,16
	4924	11,39	5,02	1,96	0,64
	7386	17,08	7,54	2,96	0,96
	9848	22,78	10,06	3,94	1,28
120	191	1,63	0,27	-	-
	764	6,52	1,11	-	-
	1146	9,78	1,66	-	-
	1528	13,06	2,21	-	-
185	310	1,72	0,46	0,17	-
	1242	6,89	1,88	0,69	-
	1863	10,33	2,82	1,04	-
	2484	13,78	3,78	1,39	-

<sup>1)</sup> Jeweils Werte für 0,20  $F_{max}$ , 0,40  $F_{max}$ , 0,60  $F_{max}$  und 0,80  $F_{max}$ .

#### Tafel 5

Sekundäre Biegespannungen in den 2. bis z-ten Lagen verschiedener Al-St- (DIN 48204) und Al-Freileitungsseile (DIN 48201) bei Zugkräften im Seilverband

1) Es werden hier nur zugkraftbelastete Schraubenseile betrachtet, die nicht querbelastet sind; wir sehen daher von der sog. primären Biegebeanspruchung ab.



### 3.3.2.4.2 Bei der Wirkung einer Seilzugkraft auftretende Biege- und Torsionsmomente

Bei einem an den Seilenden mit Gießharz vergossenen Schraubenseil ist unter der Wirkung einer Zugkraft eine Verdrehung einzelner Drahtlagen oder Drähte gegeneinander ausgeschlossen. Die Seillagen können sich nur als Ganzes verdrehen, wobei bei den auftretenden Kräftewirkungen die Seilquerschnitte "eben" bleiben. Für einen dafür als Beispiel herangezogenen abgewickelten Draht (Bild 2) erhält man die auch dem gesamten Querschnitt entsprechende Verdrehung  $\delta \alpha$  als Änderung des Schlagwinkels durch die Seildehnung. Damit ändern sich die für die Schraubenlinie definierte konstante Krümmung  $K = 1/\rho$  und die Windung (Torsion)  $T = 1/\tau$  [92], wodurch zusätzliche Biege- und Torsionsmomente im Draht auftreten.

Für die Schraubenlinie und damit für den nicht belasteten schraubenförmigen Draht wird der Krümmungs- bzw. Windungshalbmesser  $\rho_0$  bzw.  $\tau_0$  zu

$$\rho_0 = r/\sin^2 \alpha, \tau_0 = r/(\sin \alpha \cos \alpha) \quad (73)$$

definiert [92].

Bei Zugbelastung gilt nach Bild 2 für den Krümmungshalbmesser des verformten Drahtes

$$\rho = r/\sin^2(\alpha - \delta \alpha) \quad (74)$$

und weiterhin näherungsweise

$$\sin(\alpha - \delta \alpha) = x/(1 + d1) \quad (75)$$

Damit ergibt sich für die auftretende Krümmungsänderung unter Beachtung von Gl. (16)

$$\frac{1}{\rho} - \frac{1}{\rho_0} = \frac{1}{r} \left(\frac{x}{1}\right)^2 - \frac{1}{r} \frac{x^2}{(1+d1)^2} = \frac{\sin^2 \alpha}{r} \frac{2\epsilon_D}{1+2\epsilon_D} \quad (76)$$

sofern die Größen zweiter Ordnung weggelassen werden. Entsprechend wird der Windungshalbmesser des verformten Drahtes

$$\tau = \frac{r}{\sin(\alpha - \delta \alpha) \cos(\alpha - \delta \alpha)} = \frac{r}{x} \frac{(1+d1)^2}{h+dh} \quad (77)$$

und die Windungsänderung

$$\frac{1}{\tau} - \frac{1}{\tau_0} = \frac{\sin \alpha \cos \alpha}{r} \frac{2\epsilon_D - \epsilon_S}{1+2\epsilon_D} \quad (78)$$

Aus den Krümmungs- und Windungsänderungen ergeben sich die Biege- bzw. Torsionsmomente

Lage	Werkstoff	Für Zugspannung im Draht $\sigma_D$ kp/mm <sup>2</sup>	resultierende Biegespannung gemäß Gl. (80) $\Delta\sigma_{b\beta}$ kp/mm <sup>2</sup>	resultierende Torsionsspannungen gemäß Gl. (80) $\Delta\sigma_{t\tau}$ kp/mm <sup>2</sup>
1. Lage	Stahl III	19,4	0,55	0,59
2. Lage	Al	6,7	0,13	0,13
3. Lage	Al	6,6	0,13	0,10

Tafel 6

Änderungen der Biege- und Torsionsspannungen bei Zugbelastung für ein Al-St-Freileitungsseil 240/40 mm<sup>2</sup> (DIN 28204; Al : St = 6 : 1 Tafel 3);  $\epsilon_s = 0,001$ ,  $E_{St} = 2 \cdot 10^4$  kp/mm<sup>2</sup>,  $E_{Al} = 7 \cdot 10^3$  kp/mm<sup>2</sup>

$$M_{b\beta} = 2\epsilon_D E I_a \sin^2 \alpha / r (1+2\epsilon_D) \quad (79)$$

$$M_{t\tau} = (2\epsilon_D - \epsilon_S) G I_p \sin \alpha \cos \alpha / r (1+2\epsilon_D)$$

und die Spannungen

$$\Delta\sigma_{b\beta} = \epsilon_D d_0 E \sin^2 \alpha / r (1+2\epsilon_D) \quad (80)$$

$$\Delta\sigma_{t\tau} = (2\epsilon_D - \epsilon_S) d_0 \sin \alpha \cos \alpha / [2r(1+2\epsilon_D)]$$

sofern für das axiale Flächenträgheitsmoment  $I_a = \pi d_0^4 / 64$ , für das polare Flächenträgheitsmoment  $I_p = 2I_a = \pi d_0^4 / 32$ , für das axiale Widerstandsmoment  $W_a = \pi d_0^3 / 32$  und für das polare Widerstandsmoment  $W_p = \pi d_0^3 / 16$  gesetzt wird sowie G der Schubmodül bedeutet.

Am Beispiel des dafür behandelten Al-St-Freileitungsseils 240/40 mm<sup>2</sup> (DIN 48204; Al : St = 6 : 1) wird in Tafel 6 nachgewiesen, daß die Änderungen der Biege- und Torsionsspannungen infolge der bei Zugbelastung hervorgerufenen Krümmungs- und Windungsänderungen vernachlässigbar klein sind.

### 3.3.2.4.3 Abschätzung der von der Seilfertigung her vorhandenen Restspannungen

Während des Verseilvorgangs, der mit einer zumeist reproduzierbaren Zugkraft und mit Verwendung eines bestimmten Flechtwinkels erfolgt, erhalten die Drähte im Seilverband über die Fließgrenze der Werkstoffe reichende Zwangsverformungen im Sinne einer Biegung, einer Flächenpressung<sup>1)</sup> und unter Umständen auch einer Reckung und einer Torsion. Eine Abschätzung dieser durch Biegung und eventuell durch Torsion hervorgerufenen Spannungen kann aus den Formänderungen der schraubenförmig angeordneten Drähte beim Verseilen und den daraus resultierenden Momenten  $M_{bR}$  und  $M_{tR}$

1) Die durch Flächenpressungen hervorgerufene Biegeeigenspannungen werden hier vernachlässigt.

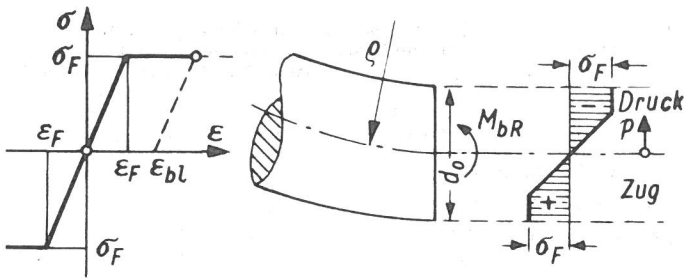


Bild 21  
Zur Abschätzung der Restspannungen

erfolgen [63]. Für elastische Formänderungen gilt

$$M_{bR} = E I_a / \rho = E I_a \sin^2 \alpha_j / r_j, \quad (81)$$

$$M_{tR} = G I_p / \tau = G I_p \sin \alpha_j \cos \alpha_j / r_j$$

Bei der Seilfertigung ergeben sich jedoch plastische Formänderungen, vor allem für die der Seilachse nahen Drähte der inneren Drahtlagen (s. Abschn. 4.3.1.2).

Für ein elastisch-idealplastisches Werkstoffverhalten mit einem Spannungs-Dehnungs-Diagramm nach Bild 21 folgt unter der Voraussetzung der BERNOULLI-NAVIERschen Hypothese vom "Ebenbleiben" der Querschnitte für die Krümmung des langen Drahtzylinders

$$1/\rho = \sin^2 \alpha_j / r_j = \sigma_F / E p' \quad (82)$$

Dabei gibt  $p'$  den Abstand der Grenzfläche zwischen dem elastischen Bereich und dem plastisch verformten von der Drahtmitte an. Aus dem statischen Gleichgewicht für die Zugkraft und das Biegemoment folgen die Ausdrücke

$$F_D = \int_A \sigma_{bD} d A_D, \quad M_{bR} = \int_A \sigma_{bD} p d A_D \quad (83)$$

Damit ist der plastische Zustand bekannt; das diesen Zustand kennzeichnende Biegemoment  $M_{bR}$  und der Abstand  $p'$  werden bestimmt, sofern torsionsfreies Schlagen der Drähte vorausgesetzt wird, und keine Längskräfte vorhanden sind.

Andererseits wird in einem an den Enden abgeordneten nicht drallfreien Seil ohne Zuglast infolge möglicher Längsverschiebungen und Verdrehungen der einzelnen Drahtlagen gegeneinander zumindest jede Drahtlage für sich möglichst weitgehend kräftefrei zu werden trachten, wobei die den Lagen bei der Fertigung erteilten Flechtwinkel sich vermindern. Mit der weitergehenden Voraussetzung, daß somit auch jeder Einzeldraht für sich allein kräftefrei werden will und die Biegemomente in einer Längssymmetrieebene des Querschnitts wirken, kön-

nen die Restspannungen einfach berechnet werden. Ein vollständiger Ausgleich der vorher angeführten Zwangsverformungen wird erreicht, wenn wir diesem Zustand einen elastischen Spannungszustand mit dem Moment  $M_{bel}$  gedanklich überlagern, für den

$$M_{bR} + M_{bel} = M_{bR} + E I_a / \rho_{el} = 0 \quad (84)$$

$$\sigma_{bDe1}(p) = E p / \rho_{el} = - M_{bR} p / I_a \quad (85)$$

gilt.

Als Biegerestspannungszustand verbleibt nach vollständiger Entlastung des Drahtes mit  $p \geq p'$

$$\sigma_{bR} = \sigma_F - M_{bR} p / I_a \quad (86)$$

E. CZITARY [63] gibt die ebenso der Gl. (85) entsprechenden Entlastungsspannungen mit

$$\sigma_{bD0} = E I_a \varphi_1 \sin 2\alpha / W = \frac{1}{2} E d_0 \varphi_1 \sin 2\alpha \quad (87)$$

an, wobei  $\varphi_1$  in  $\text{mm}^{-1}$  der Rückdrehwinkel aus

$$M_{bR} - E I_a \varphi_1 \sin 2\alpha = 0 \quad (88)$$

bestimmt wird.

In Tafel 7 sind die Biegerestspannungen nach den vorstehenden Überlegungen für die verschiedenen Versuchsseile (Tafel 3) abgeschätzt worden. Es kann hieraus ersehen werden, daß bereits in den äußerlich kräftefreien nicht drallarmen Al-St- und Al-Freileitungsseilen auch ohne Zugbelastung von der Fertigung her beträchtliche Restspannungen vorhanden sein können, die jedoch zeitabhängig relaxieren und daher in Wirklichkeit kleiner sind.

Durch Messen der beim Auffedern der Drähte aus dem Seilverband frei werdenden Verformungen zeigte M. PFENDER [100], daß die inneren Biegerückfederungsspannungen<sup>1)</sup> bei einem alten Al-Seil vernachlässigbar klein sind, bei Aldrey- - auch in [101] bestätigt - und Cu-Seilen jedoch auch nach längerem Gebrauch noch beträchtlich sind.

Einen wichtigen Einfluß auf das Spannungs-Dehnungsverhalten der Seile üben sicher auch die nach dem Ziehen in den Drähten vorliegenden Eigenspannungszustände aus [102 bis 105]. Das rechnerische Erfassen dieser vorhandenen Eigenspannungen ist aber schwer verfolgbar.

1) Es werden hier zwei Extreme betrachtet: Der Seildraht ist im Seilverband einmal völlig kräftefrei Gl. (85), zum anderen sind tatsächlich vorhandene Biegerückfederungsspannungen vorhanden.

Seilbezeichnung als Nennquer- schnitt	Lage	resultierendes Biegemoment	Entlastungs- spannung	maximale Restspannung	Rest- spannung
Al : St; Al mm <sup>2</sup>	-	$M_{bR}$ kp/mm <sup>2</sup>	$\sigma_{bDelmax}$ kp/mm <sup>2</sup>	$\sigma_{bRmax}$ kp/mm <sup>2</sup>	$\sigma'_{bR}$ kp/mm <sup>2</sup>
95/55	1. Lage 2. Lage	557 93	169,86 28,87	73,46 12,87	47,90 9,27
230/30	1. Lage 2. Lage 3. Lage	255 118 112	210,70 28,17 26,72	77,70 12,57 12,12	31,05 9,10 9,29
240/40 Ausf. mit übl. Schlaglänge	1. Lage 2. Lage 3. Lage	394 110 115	208,35 27,29 28,85	82,25 12,19 12,95	40,59 8,85 9,56
240/40 Ausf. m. kurzer Schlaglänge	1. Lage 2. Lage 3. Lage	354 133 117	187,54 33,08 29,17	74,94 15,08 13,27	38,36 11,80 10,29
240/40 Ausf. m. langer Schlaglänge	2. Lage 3. Lage	110 112	27,25 28,05	11,25 11,65	6,35 6,70
340/30	1. Lage 2. Lage 3. Lage 4. Lage	253 75 76 79	209,38 28,56 28,82 30,18	85,18 12,76 12,32 12,78	46,02 9,29 7,74 7,80
380/50	1. Lage 2. Lage 3. Lage 4. Lage	536 76 75 77	200,13 28,52 28,12 28,85	80,13 12,62 12,12 12,25	41,26 8,87 7,82 7,54
120	1. Lage 2. Lage	65 64	30,18 29,57	13,68 13,17	10,48 9,48
185	1. Lage 2. Lage 3. Lage	44 46 44	29,10 30,13 29,16	13,30 13,53 12,56	10,50 10,01 8,08
1) Werte mit ZUSE 23 errechnet .					

Tafel 7

Restspannungen der Seildrähte infolge der Seilfertigung für Al-St- und Al-Freileitungsseile nach Tafel 3<sup>1)</sup>

### 3.3.2.4.4 Weitere Einflüsse

Die hier untersuchten Schraubenseile zeigen schon unbelastet das Bestreben, sich aufzudrehen; dieser sog. Drall, der sich dadurch ergibt, daß sich die aus den entgegengesetzten Schlagrichtungen der einzelnen Seillagen erge-

benden, entgegengesetzt wirkenden Torsionsmomente nicht vollständig aufheben, wird durch die Seilzugkraft noch vergrößert [59].

Daher müssen die Enden nicht eingebauter Schraubenseile abgebunden werden, wie auch ein nicht drehbarer Verbindungskonus (Vergußkegel) bei den jeweiligen Versuchsdurchführungen verwendet werden muß.

Das resultierende Torsionsmoment des Seils ergibt sich bei angelegter Seilzugkraft zu

$$M_{ta} = \sum_{j=1}^z \sum_{i=1}^n A_{Dji} \sigma_{Dj} r_j \sin \alpha_j \quad (89),$$

wobei  $\alpha$  entsprechend dem Schlagwinkel der rechts- und linksgängigen Lagen positiv oder negativ sein kann. Das Moment  $M_{ta}$  (verhinder-  
tes Aufdrehen) kann durch die Einspannungen  
zum Verschwinden gebracht werden.

Von Einfluß auf das Festigkeitsverhalten der  
Seile ist auch die Tatsache, daß die Zugfestig-  
keit eines langen Drahtes nicht konstant ist,  
sondern zum Teil erhebliche Schwankungen auf-  
weisen kann. Deshalb liegt der Mittelwert der  
gemessenen Drahtbruchkraft bei Prüfung von  
kurzen Proben höher als der von langen Pro-  
ben [37] .

Weitere Einflüsse auf die Zugfestigkeit des  
Drahtes sind die chemische Zusammensetzung  
und das Gefüge des Ausgangsblocks, die ge-  
samte Querschnittsabnahme und die je Draht-  
zug, die Walztemperatur sowie die Korngröße  
und die Textur des Drahtwerkstoffs (s. Ab-  
schn. 4.3.1.2).

Schließlich sind Mängel im Flechtzustand der  
Seile in diesem Zusammenhang noch zu erwäh-  
nen, durch die die im Seil vorhandene Zug-  
kraft in nicht beabsichtigter Weise unterschied-  
lich auf die Einzeldrähte aufgeteilt wird. Ein-  
zelne Drähte oder Drahtlagen haben dabei Ist-  
längen, die größer oder kleiner als jene Soll-  
längen sind, die sie nach dem angestrebten  
Flechtzustand haben müßten [65] .



##### 4.1 Ziel der Versuche

Vom theoretischen Standpunkt aus sind die in Abschnitt 3 angeführten Gleichungen insofern unbefriedigend, als sie das Verhalten der Freileitungsseile unter dem Einfluß von zügigen Belastungen nur angenähert beschreiben. Den Untersuchungen wird daher eine entsprechende Phänomenologie des Werkstoffverhaltens zugrunde gelegt und die Zuverlässigkeit der entwickelten Formeln mit den im Experiment erhaltenen Werten überprüft.

Die mechanischen Eigenschaften der zu verwendenden Freileitungsseile beeinflussen ganz allgemein die Durchführbarkeit von Leitungsentwürfen. Praktische Bedeutung kommt ihnen für die Bauhöhe und die Abstände der Maste, für die Montagemaßnahmen und für die Ermittlung der Überhöhung des Systems zu.

Die Festigkeitsprüfung der Verbundseile mit praxisnahen Seilproben sowie die Prüfung der vom Al-Mantel befreiten St-Seelen und der aus dem Gesamtseil herausgelösten Einzeldrähte sind ebenso wichtig; denn die mechanischen Eigenschaften der verwendeten Seilkomponenten und somit auch der daraus gefertigten Verbundseile sind nicht allein maßgebend für die Beanspruchungsfähigkeit einer Verbundkonstruktion. Wesentliche Faktoren ergeben sich aus dem Fertigungsverfahren und dem Zusammenwirken der schraubenlinienförmig angeordneten Einzelkomponenten.

Damit lenken diese Betrachtungen den Blick auch auf die Charakterisierung der "Verstärkungswirkung" in Verbundseilen. So werden sich die folgenden Ausführungen mit dem Verhalten der Verbundseile bei Zugbeanspruchung befassen und die dem beschriebenen Verwendungszweck optimal angepaßte werkstofftechnische Lösung herausstellen. Dabei sollen die im Versuch ermittelten Werkstoffkennwerte als Grundlage für eine vergleichende Bewertung der Verbundwerkstoffe und der Einzelkomponenten

und gleichzeitig als Maßstab für die von ihnen ohne Gefährdung der Betriebssicherheit zu ertragenden Beanspruchung dienen. Ein Vergleich der ermittelten Kenngrößen an Seil- und Drahtproben ermöglicht dann auch eine Abschätzung der im Seilverband wirksamen Zusatzbeanspruchungen auf das mechanische Verhalten bei zügiger Belastung.

Durch Zugversuche mit jeweils bis zu stufenweise ansteigenden Grenzen gesteigerter Belastung sollen zunächst folgende kennzeichnende Eigenschaften für die Al-St- und die Al-Freileitungsseile auf sicheren Grundlagen ermittelt und zahlenmäßig festgelegt werden:

- a) die Elastizitätsmaße für bestimmte Belastungsbereiche,
- b) die Bruchlasten (Nennzugfestigkeiten) sowie die bestimmten Zugkräften zugeordneten gesamten und bleibenden Dehnungen,
- c) die Fließgrenze auf der Grundlage von 0,2 % bleibender Dehnung und
- d) die Zugkraftverteilung im Verbundseilverband bei bis zu festgesetzten Grenzen gesteigerter Belastung.

Ebenso müssen entsprechende Werte des Elastizitätsmoduls, der Zugfestigkeit und der 0,2- bzw. 0,01-Fließ(Dehn)grenze für verseilte und wieder von Hand gerichtete und für unverseilte Al- und St-Drähte ermittelt werden, und zwar schon hinsichtlich der Nachprüfung der im vorigen Abschnitt entwickelten Formeln.

Es wird dabei vorausgesetzt, daß das Werkstoffverhalten hier zunächst nicht von der Zeit und Temperatur abhängt; dementsprechend werden die Erscheinungen des Kriechens und der Relaxation in diesem Abschnitt (s. Abschn. 5 u. 6) nicht behandelt.

## 4.2 Aufbau der Versuchsanlage und Wahl der Versuchsbedingungen

### 4.2.1 Seilproben

Die Versuche mit zügiger Belastung auf stufenweise gesteigerte Zugkraftgrenzen wurden bei den untersuchten Freileitungsseilen mit 7,5 m (nach DIN 48202, Bl. 2, Abschn. 3.4 Probenlänge  $L_V \geq 5,0$  m) langen und an den Enden in konischen Hülsen mit Gießharz (Araldit F) vergossenen Proben in einer liegenden Universalprüfmaschine ausgeführt. Dabei diente die Prüfmaschine jedoch nur der Prüfkrafterzeugung.

Die zu messende Prüfkraft wurde durch zwei an den jeweiligen Enden der Probe angeordnete geeignete Dynamometer aufgenommen. Die elastische Verformung eines Dynamometers - nach Einmessen ein Maß für die einwirkende Kraft - konnte mit Hilfe eines Weggebers (Differentialtransformator) linear und praktisch unendlich aufgelöst in eine elektrische Spannung umgewandelt werden. Das zweite Dynamometer mit Meßuhr (Teilung 1/100 mm) diente der Kontrolle.

Die Ermittlung der Verlängerung der Versuchsproben erfolgte mit zwei einander gegenüber liegenden und über passende und federnde Klemmvorrichtungen angeordnete Meßstangen (Länge: 2 m für Al-St- und Al-Freileitungsseile, 1 m für St-Seelen) wiederum mittels aufgesetzter Weggeber. Somit konnten die zügigen Versuche unter gleichzeitiger Aufzeichnung von Kraft und Verlängerung auf einem X-Y-Schreiber durchgeführt werden.

Einspannung und Vorbereitung der Seilproben waren dabei so beschaffen, daß Verlagerungen im Seilgefüge vermieden wurden ("Ebenbleiben" der Querschnitte), die ungleiche Beanspruchungen und eine Verschiebung der Verbundkomponenten gegeneinander zur Folge hätten. Bei der Probenahme wurden die Seilabschnitte daher an den Enden mit geeigneten federnden Klemmen versehen und mit dem Ablängen von der Seiltrommel (Kerndurchmesser 1,5 m) auf einer hölzernen Richtschiene befestigt, die erst nach Einbau der Probe in die Versuchseinrichtung entfernt wurde. Vor den Zugversuchen wurden die mit Gießharz vergossenen Probenenden ebenfalls gegen Verdrehen festgelegt, um auch während des Versuchsablaufes den ursprünglichen Flechtzustand zu gewährleisten.

Es erwies sich weiterhin vorteilhaft, daß Zuordnungen der auf die Seilproben wirkenden äußeren Kräfte zu den entsprechenden Formänderungen bis zum Bruch, die am übersichtlichsten in Kraft-Verlängerungs-Diagrammen dargestellt werden und damit das mechanisch-technologische Verhalten der Freileitungen kennzeichnen,

kontinuierlich registrierend vorgenommen wurden. Die Ermittlungen der bis zum Bruch der Seilproben eintretenden Verformungen ermöglichen damit auch die Angabe von Kenngrößen für das Verformungsvermögen der Seile.

Kann zudem die St-Seele der Al-St-Verbundseile noch getrennt untersucht werden, so läßt sich unter der Voraussetzung "ebener" Querschnitte das tatsächliche Elastizitätsmaß des der Untersuchung nicht zugänglichen Al-Mantels nach der Gleichung

$$E_{AlS} = (E_S A_S - E_{StS} A_{St}) / A_{Al} \quad (90)$$

bestimmen, wobei  $E_{AlS}$ ,  $E_{StS}$  und  $E_S$  die experimentell darstellbaren Elastizitätsmaße der Verbundkomponenten und des Verbundseils bedeuten.

Bei den untersuchten Freileitungsseilen wurden die Zugversuche zum Ermitteln des Zusammenhanges zwischen Kraft und Formänderung mit Zwischenentlastungen durchgeführt. Als Höhe der einzelnen zügig erreichten Belastungsstufen wurde 20 %, 40 %, 50 %, 60 %, 70 %, 80 % und 90 % der jeweiligen rechnerischen Bruchkraft  $F_{max}$  (DIN 48202, Bl. 1, Abschn. 3.4) gewählt.

### 4.2.2 Drahtproben

Für die Durchführung der Zugversuche an verseilten und wieder von Hand gerichteten sowie an unverseilten Al- und St-Drähten stand eine elektronische 10 Mp-Universalprüfmaschine zur Verfügung, wobei der Kraftmessung eine kalibrierte Lastzelle diente. Die Verlängerung der Proben wurde näherungsweise als Weg des Querhauptes oder exakt mit Hilfe von Verlängerungsaufnehmern (Übersetzung 1 : 1500 für die Bestimmung der elastischen Eigenschaften; 1 : 250 für die Ermittlung der Bruchverformungswerte) auf einem zugehörigen X-Y-Schreiber aufgezeichnet. Die Zugversuche an verseilten und wieder von Hand gerichteten sowie an unverseilten Drähten erfolgten mit verschiedenen Meßlängen zur Bestimmung der Bruchdehnungen  $\delta_5$  und  $\delta_{10}$  (DIN 50146 bzw. 51210); für die Bestimmung der elastischen Eigenschaften betrug die Versuchslänge 300 mm; 700 mm Versuchslänge wurden für die Bestimmung der Gleichmaßdehnung  $\delta_g$  mittels eines Verlängerungsaufnehmers verwendet.

## 4.3 Darstellung und Auswertung der Versuchsergebnisse

### 4.3.1 Kennwerte der mechanischen Eigenschaften

#### 4.3.1.1 Elastizitäts- und Fließbereich der Seile

Die Kennwerte für das mechanische Verhalten der Al-St- und Al-Freileitungsseile lassen sich



aus den ermittelten Kraft-Verlängerungs- (Spannungs-Dehnungs-) Diagrammen nach Bild 22 bis 31 gewinnen. Dabei wird die statische Festigkeit üblicherweise durch Meßwerte für die Fließgrenze  $\sigma_{N0,2}$  und für die Nennzugfestigkeit  $\sigma_{NB}$ , das elastische Verhalten durch

das Elastizitätsmaß  $E_S$  und das Formänderungsvermögen durch die Bruchdehnung  $\delta$  beschrieben (Tafel 8, 9). Gleicherweise erhält man damit auch die gesamten und die bleibenden Dehnungen, die bestimmten zügig erreichten Zugkraftgrenzen zugeordnet sind (Tafel 8).

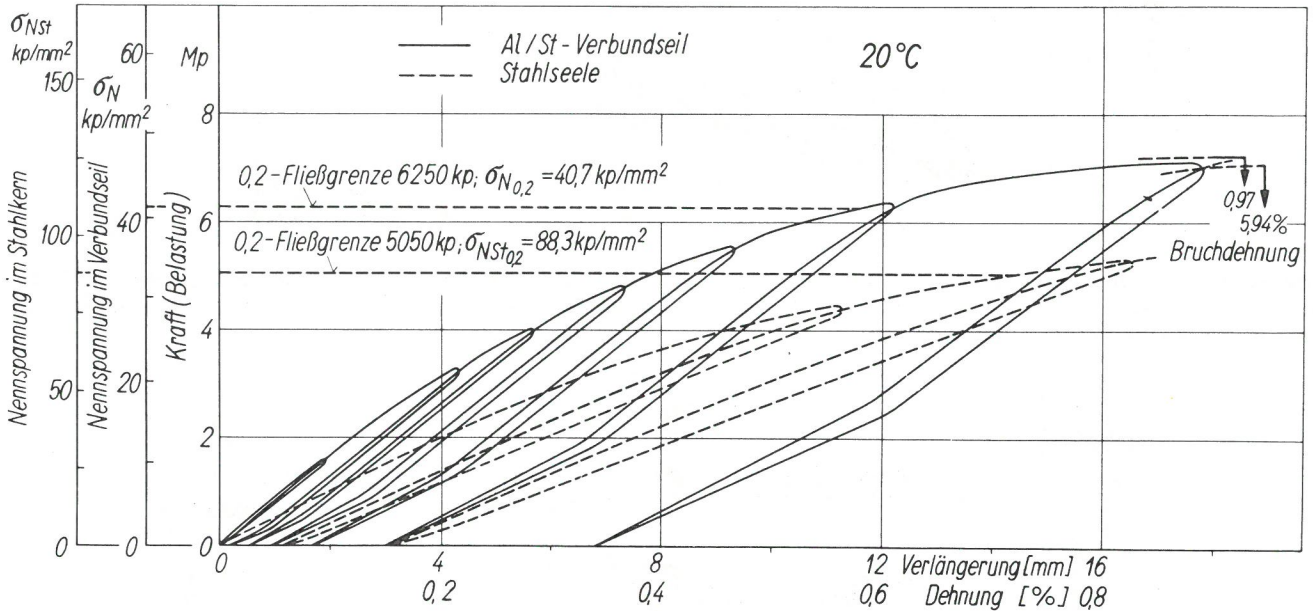


Bild 22

Experimentell ermittelte Kraft-Verlängerungs-(Spannungs-Dehnungs-)Diagramme mit Hysteresisschleifen für ein nicht vorbelastetes Al-St-Freileitungsseil  $95/55 mm^2$  (1,7 : 1; DIN 48 204) u. für eine getrennt untersuchte Stahlseele bei zyklischer Be- und Entlastung; konst. Belastungsgeschwindigkeit 6  $Mp/min$

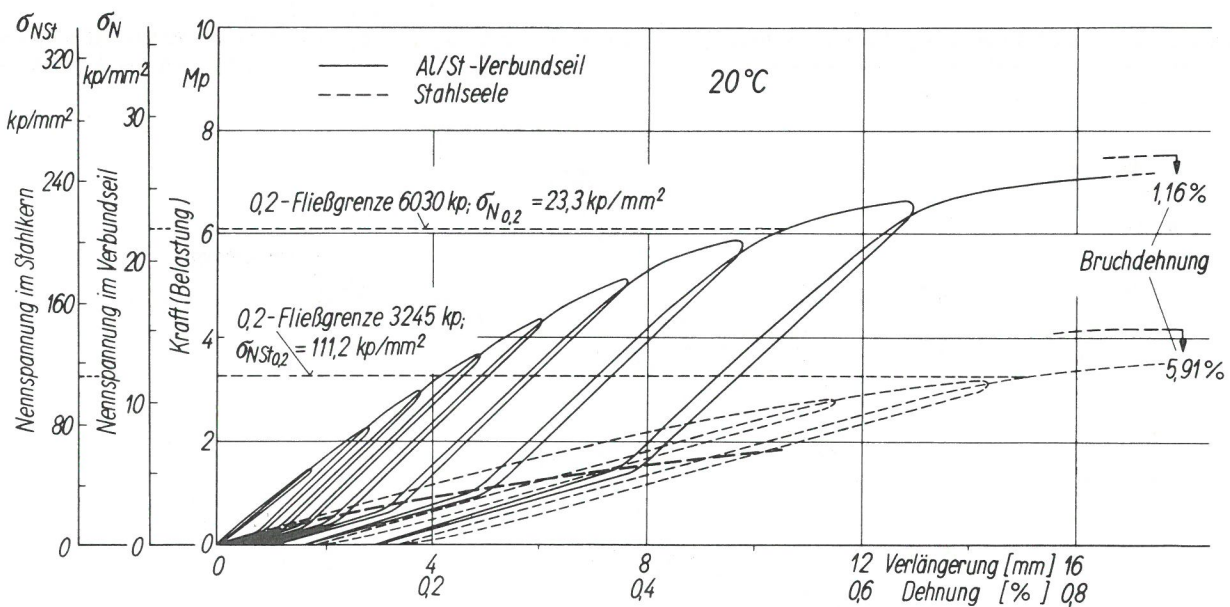


Bild 23

Experimentell ermittelte Kraft-Verlängerungs-(Spannungs-Dehnungs-)Diagramme mit Hysteresisschleifen für ein nicht vorbelastetes Al-St-Freileitungsseil  $230/30 mm^2$  (7,7 : 1; DIN 48 204) u. für eine getrennt untersuchte Stahlseele bei zyklischer Be- und Entlastung; konst. Belastungsgeschwindigkeit 6  $Mp/min$

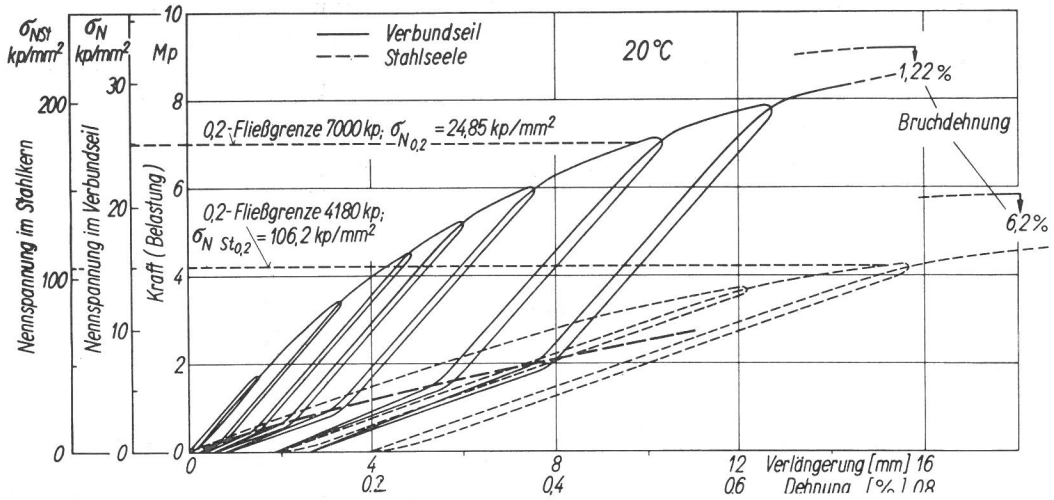


Bild 24

Experimentell ermittelte Kraft-Verlängerungs-(Spannungs-Dehnungs-)Diagramme mit Hysteresisschleifen für ein nicht vorbelastetes Al-St-Freileitungsseil 240/40 mm<sup>2</sup> (6 : 1; DIN 48 204) mit üblicher Schlaglänge u. eine getrennt untersuchte Stahlseele bei zyklischer Be- und Entlastung; konst. Belastungsgeschwindigkeit 6 Mp/min

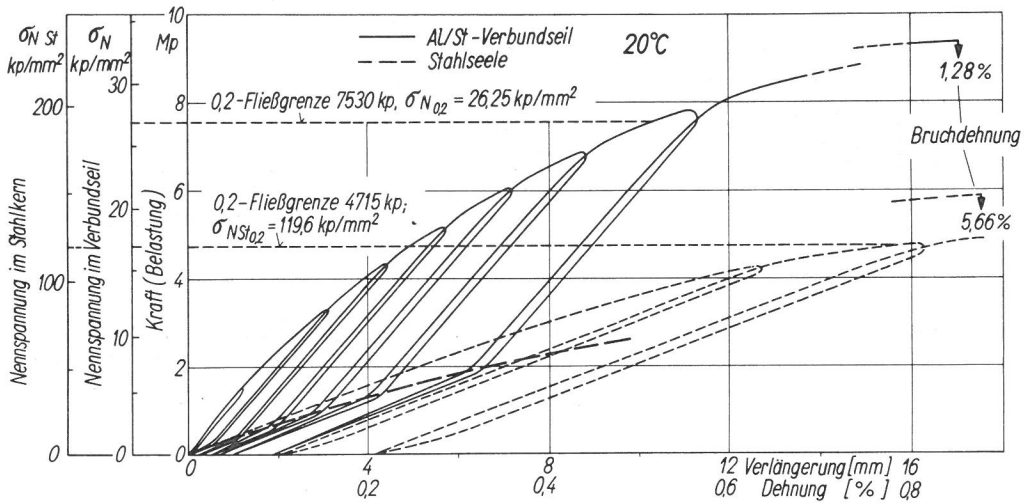


Bild 25

Experimentell ermittelte Kraft-Verlängerungs-(Spannungs-Dehnungs-)Diagramme mit Hysteresisschleifen für ein nicht vorbelastetes Al-St-Freileitungsseil 240/40 mm<sup>2</sup> (6 : 1; DIN 48 204) mit langer Schlaglänge u. eine getrennt untersuchte Stahlseele bei zyklischer Be- und Entlastung; konst. Belastungsgeschwindigkeit 6 Mp/min

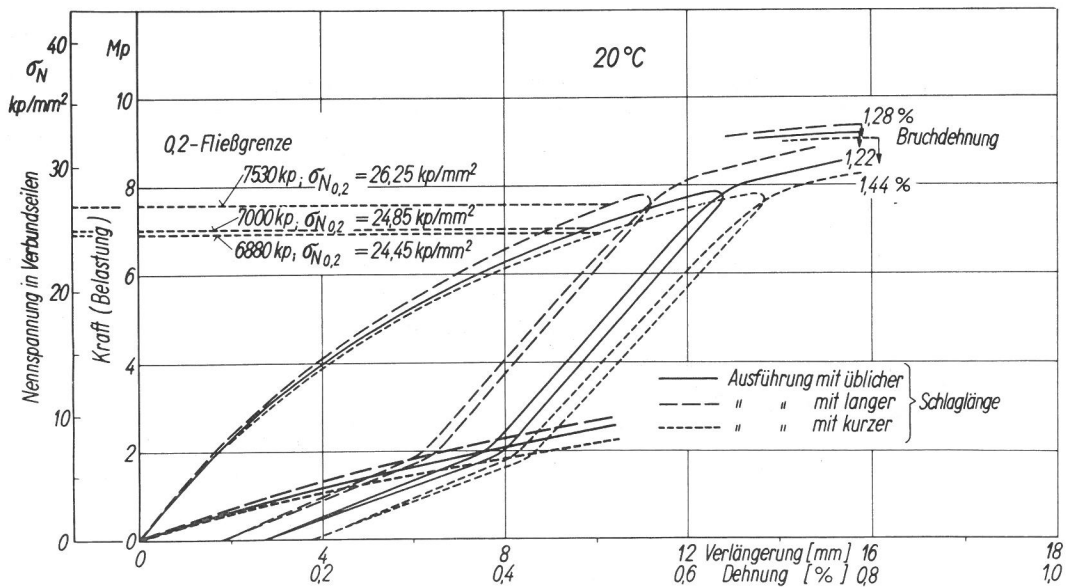


Bild 26

Experimentell ermittelte Kraft-Verlängerungs-(Spannungs-Dehnungs-)Diagramme mit Hysteresisschleifen für nicht vorbelastete und mit unterschiedlichen Schlaglängen gefertigte Al-St-Freileitungsseile 240/40 mm<sup>2</sup> (6 : 1; DIN 48 204) bei zyklischer Be- und Entlastung; konst. Belastungsgeschwindigkeit 6 Mp/min

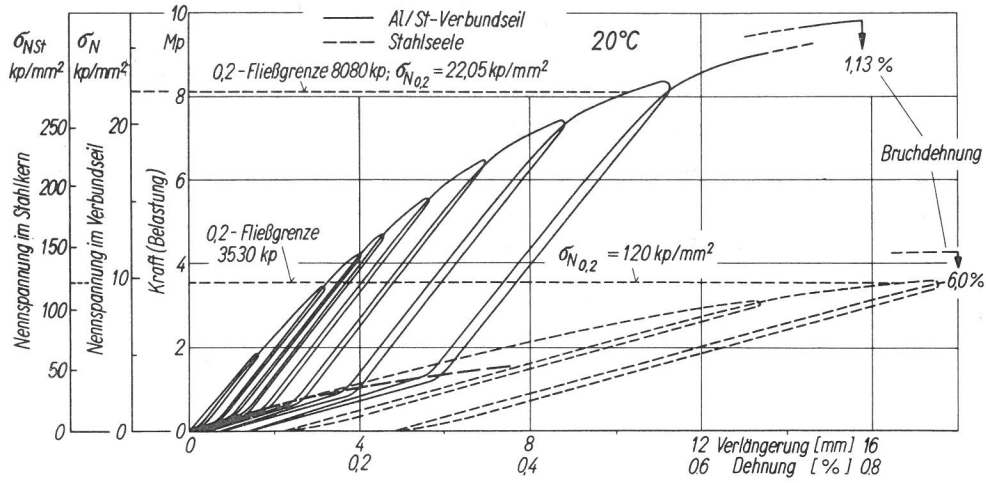


Bild 27

Experimentell ermittelte Kraft-Verlängerungs-(Spannungs-Dehnungs-)Diagramme mit Hysteresisschleifen für ein nicht vorbelastetes Al-St-Freileitungsseil 340/30 mm<sup>2</sup> (11,3 : 1; DIN 48 204) u. für eine getrennt untersuchte Stahlseele bei zyklischer Be- u. Entlastung; konst. Belastungsgeschwindigkeit 6 Mp/min

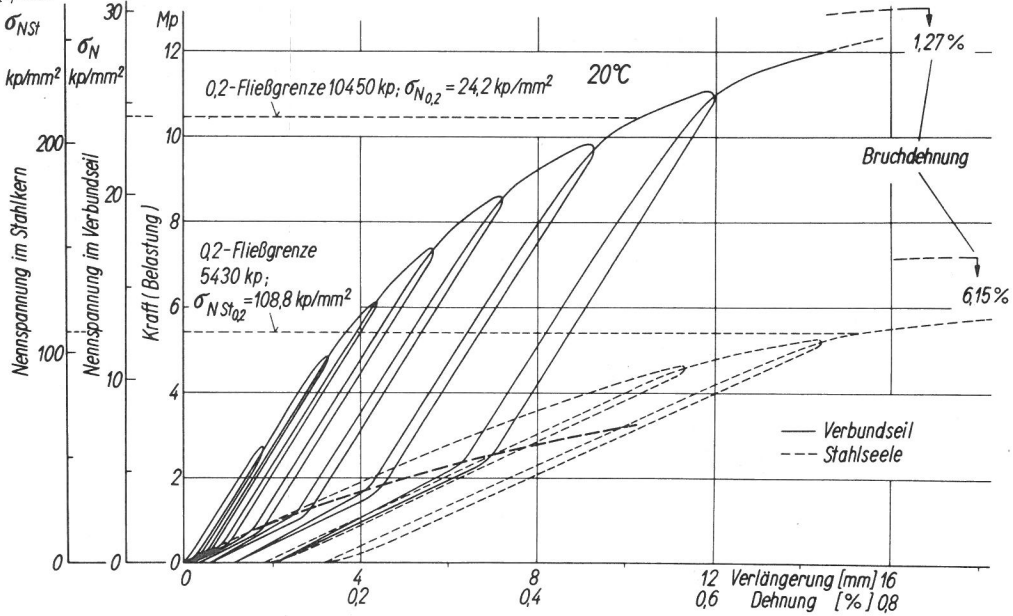


Bild 28

Experimentell ermittelte Kraft-Verlängerungs-(Spannungs-Dehnungs-)Diagramme mit Hysteresisschleifen für ein nicht vorbelastetes Al-St-Freileitungsseil 380/50 mm<sup>2</sup> (7,7 : 1; DIN 48 204) u. für eine getrennt untersuchte Stahlseele bei zyklischer Be- u. Entlastung; konst. Belastungsgeschwindigkeit 6 Mp/min

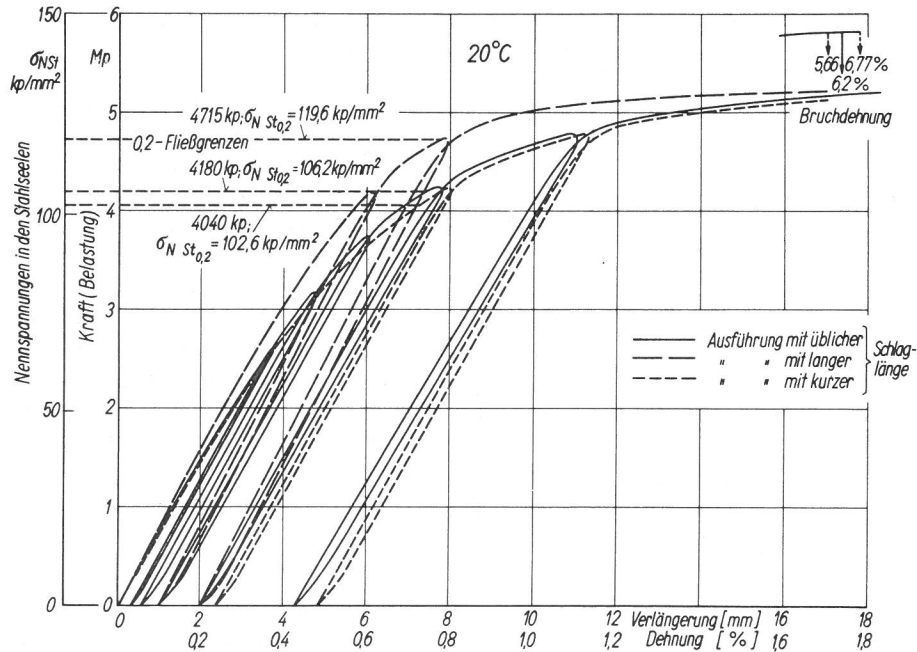


Bild 29

Experimentell ermittelte Kraft-Verlängerungs-(Spannungs-Dehnungs-)Diagramme mit Hysteresisschleifen für mit unterschiedlichen Schlaglängen gefertigte Stahlseelen des Al-St-Freileitungsseiles 240/40 mm<sup>2</sup> (6 : 1; DIN 48 204) bei zyklischer Be- und Entlastung; konst. Belastungsgeschwindigkeit 6 Mp/min

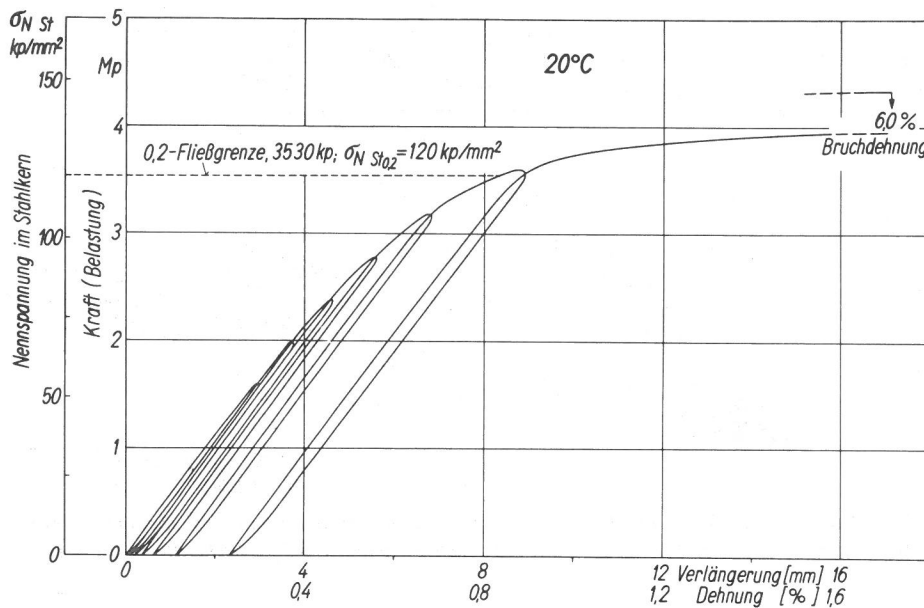


Bild 30

Experimentell ermitteltes Kraft-Verlängerungs-(Spannungs-Dehnungs-)Diagramm mit Hysteresisschleifen für eine nicht vorbelastete Stahlseele eines Al-St-Freileitungsseiles 340/30 mm<sup>2</sup> (11,3 : 1; DIN 48 204) bei zyklischer Be- und Entlastung; konst. Belastungsgeschwindigkeit 6 Mp/min

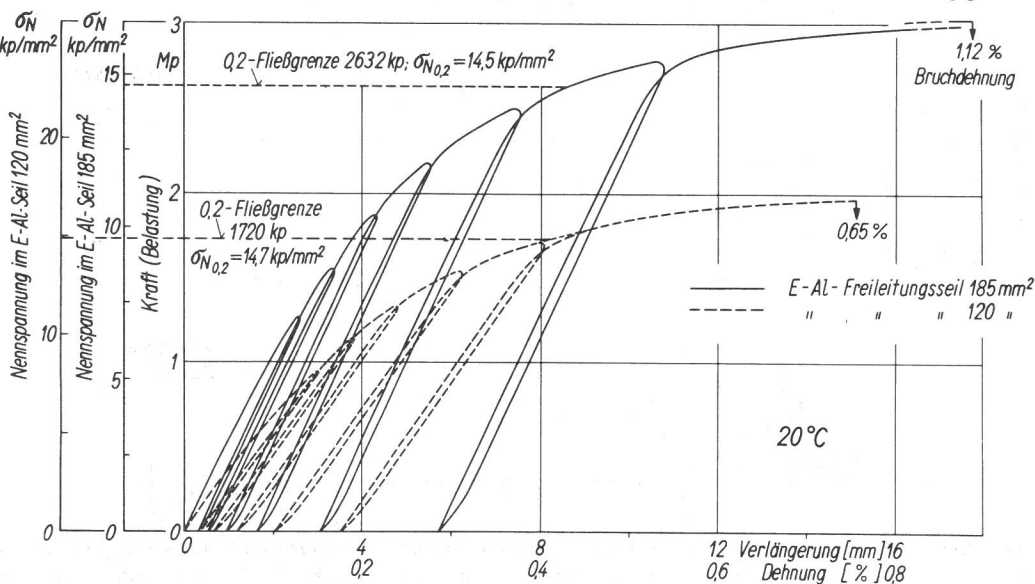
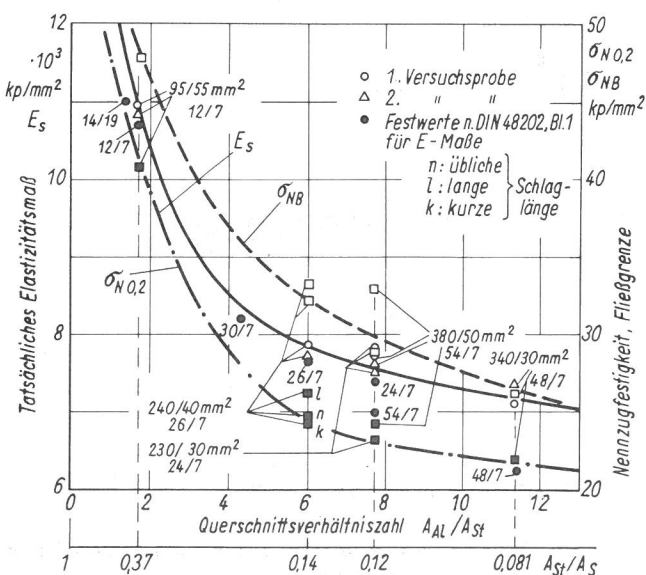


Bild 31

Experimentell ermittelte Kraft-Verlängerungs-(Spannungs-Dehnungs-)Diagramme mit Hysteresisschleifen für nicht vorbelastete Al-Freileitungsseile 185 mm<sup>2</sup> u. 120 mm<sup>2</sup> (DIN 48 204); konst. Belastungsgeschwindigkeit 6 Mp/min



Weitere wertvolle Aufschlüsse hinsichtlich der 0,2-Fließgrenze ( $\sigma_{N0,2}$ ), der Nennzugfestigkeit ( $\sigma_{NB}$ ) und des Elastizitätsmaßes ( $E_S$ ) in Abhängigkeit von der Querschnittsverhältniszahl  $A_{Al}:A_{St}$  bzw. vom verstärkenden St-Anteil  $A_{St}/A_S$  der untersuchten Al-St-Freileitungsseile gibt Bild 32. Fließgrenze ( $\sigma_{N0,2}$ ) Nennzugfestigkeit ( $\sigma_{NB}$ ) und Elastizitätsmaß ( $E_S$ ) ändern sich für Al-St-Freileitungsseile im Bereich kleiner Querschnittsverhältniszahlen  $A_{Al}:A_{St}$  auffällig stark und in geringerem Ausmaß bei größeren Querschnittsverhältniszahlen ( $A_{Al}:A_{St} > 3$ ). Die aufgeführten Kennwerte

Bild 32

Abhängigkeit des tatsächlichen Elastizitätsmaßes  $E_S$ , der Nennzugfestigkeit  $\sigma_{NB}$  und der Fließgrenze  $\sigma_{N0,2}$  vom Querschnittsverhältnis  $A_{Al}/A_{St}$  und dem Verhältnis  $A_{St}/A_S$  für nicht vorbelastete Al-St-Freileitungsseile (DIN 48 204); vgl. Tafel 3; Drahtzahl Al: St ist gesondert aufgeführt



hängen zusätzlich von den in Drahtlagen verwendeten Schlaglängen, von der Anzahl und Höhe der aufgetragenen Vorbelastungen, von der Zahl der Drahtlagen und weniger ausgeprägt von Zahl und Durchmesser der Einzeldrähte und der Fertigungsart ab (Tafel 8, Bild 33).

Bild 32 gestattet dabei ganz allgemein einen Einblick in die überhaupt mögliche Verstärkungswirkung. Hinsichtlich der aufgeführten Kennwerte wird keine lineare Abhängigkeit erhalten. Man erkennt vielmehr, daß ein bestimmtes kritisches  $A_{Al} : A_{St} \sim 4$  Grenzverhältnis definiert werden kann, unterhalb dessen der St- und oberhalb dessen der Al-Anteil überwiegend für die mechanischen Eigenschaften des Verbundseils maßgeblich ist.

Die hier ermittelten tatsächlichen Elastizitätsmaße für Al-St-Freileitungsseile fügen sich gut in die Angaben im Schrifttum und die in ihnen festgestellten Abhängigkeiten ein (Tafel 2). Sie weisen jedoch allgemein etwas höhere Werte auf. Die hier sehr genau und mit erheblichem Aufwand ausgeführten Messungen können möglicherweise als Grund dafür angesehen werden.

Besonders auffällig ist der Einfluß zunehmender Seildehnung auf das Elastizitätsmaß unbelasteter Freileitungsseile; mit zunehmender Zugkraft steigt das Elastizitätsmaß zunächst an und nimmt dann bei weitersteigender Zugkraft angenähert linear ab wie z. B. die Bilder 34 und 35 zeigen, in denen die Lastabhängigkeit des Elastizitätsmaßes durch eine stetig verlaufende, durch Versuchspunkte gelegte Bildkurve für das als Beispiel herangezogene Al-St-Freileitungsseil 240/40 mm<sup>2</sup> (6 : 1, DIN 48204) mit unterschiedlicher Schlaglänge wiedergegeben wird (Tafel 8). LÖTSCH [65] erklärt die Tatsache des im Bereich beginnender Belastung steigenden Elastizitätsmaßes mit einem fehlerhaften Flechtzustand, bei dem einzelne Drähte oder Drahtlagen Istlängen besitzen, die größer oder kleiner als jene Sollängen sind, die sie bei idealem Flechtzustand besitzen müßten. Andererseits kann der Bereich angenähert linear abnehmenden Elastizitätsmaßes aus den zum Teil plastischen Abplattungen an den Kreuzungsstellen der Seildrähte infolge der Flächenpressungen und damit zusammenhängend aus der Querverfederung der Spiraldrähte erklärt werden. Damit müssen Aufbau und Fertigung des Seils sowie die Höhe der Vorbelastung und die vorhandene Reibung im Seilverband als beeinflussende Faktoren angesehen werden.

Der Bereich linearer Abhängigkeit des Elastizitätsmaßes ist in den Bildern 34 und 35 weiterhin durch eine unterbrochene Linie auf den unbelasteten Zustand extrapoliert worden. Damit erhält man das ursprüngliche Elastizitätsmaß, das dem idealen Flechtzustand zu-

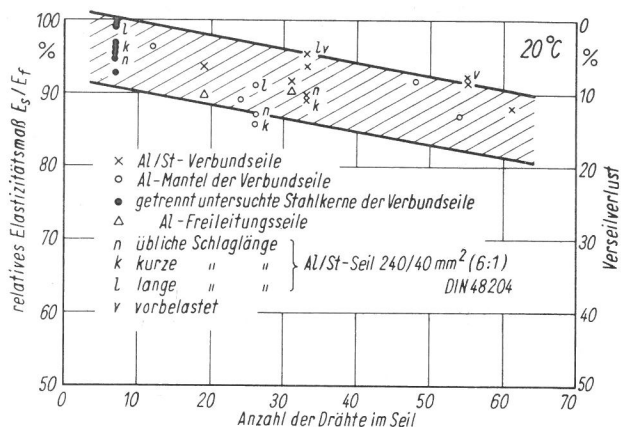


Bild 33  
Abhängigkeit des Elastizitätsmaßes von nicht vorbelasteten Al-St- und Al-Freileitungsseilen von der Anzahl der Drähte im Seil

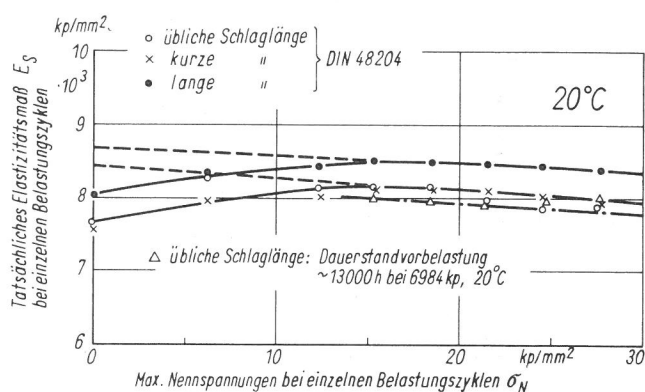


Bild 34  
Abhängigkeit der experimentell ermittelten Elastizitätsmaße hinsichtlich der max. Nennspannungen bei einzelnen Lastzyklen für Al-St-Freileitungsseile 240/40 mm<sup>2</sup> (6 : 1; DIN 48 204)

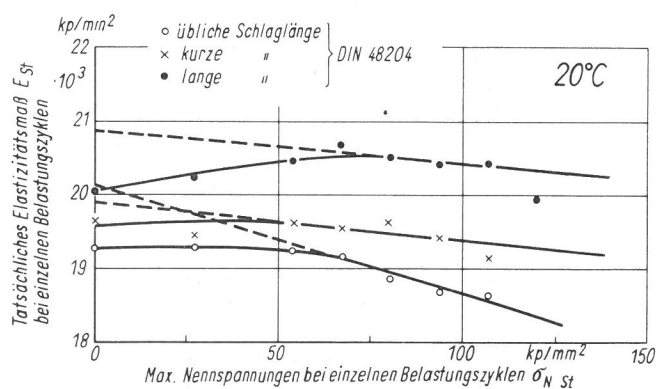


Bild 35  
Abhängigkeit der experimentell ermittelten Elastizitätsmaße hinsichtlich der max. Nennspannungen bei einzelnen Lastzyklen für die Stahlseelen von Al-St-Freileitungsseilen 240/40 mm<sup>2</sup> (6 : 1; DIN 48 204)

kommt, der durch restspannungsfreie und nach exakten Schraubenlinien vorgeformte Drähte gekennzeichnet ist.

Auch bei wiederholten Zyklen bis zu konstanten oberen Grenzen für die Zugkräfte ändert sich der Zusammenhang zwischen den elastischen

Zugkraft im Seil- verband	Prozent d. rechn. Bruchlast $F_{max}$ (n. DIN 48202, Bl. 1, Abschn. 3.4)	Nennspan- nung	Kraft d. anfängl. allein trag. St- Seele am Bela- stungsknickpunkt	gesamte Dehnung d. Ver- bundsseils	bleib. Dehnung d. Al-Mantels (gleichz. $\epsilon_K$ n. Entlastung)	bleib. Dehnung d. St-Kerns n. Entlastung	Elastizi- tätsmaß (Bela- stung)	Lastver- hältnis
FS	%	$\sigma_N$	$F_{StK}$	$\epsilon_{ges}$	$\epsilon_{blAl}$	$\epsilon_{blSt}$	$E_S$	$P_{St} =$ $F_{StK}/F_S$
kp		kp/mm <sup>2</sup>	kp	%	%	%	kp/mm <sup>2</sup>	-
Al-St-Freileitungsseil 95/55 mm <sup>2</sup> (1,7:1); DIN 48 204), 16 mm $\phi$								
1590	20	10,34		0,10	0,006	0,006	11100	
3170	40	20,62	230	0,22	0,04	0,02	10870	0,0725
3975	50	25,85	540	0,29	0,07	0,04	11160	0,1358
4770	60	31,02	840	0,37	0,12	0,06	11000	0,1761
5560	70	36,15	1300	0,46	0,20	0,09	10907	0,2338
6360	80	41,35	1860	0,61	0,31	0,15	10779	0,2924
7170	90	46,65	2600	0,87	0,58	0,33	10700	0,3626
7340	Bruch	47,75		0,97			10530	
St-Kern des Al-St-Freileitungsseiles 95/55 mm <sup>2</sup> (DIN 48 204, 16 mm $\phi$								
1500	20	26,24		0,15		0,006	18782	
3020	40	52,80		0,32		0,03	18784	
3780	50	66,10		0,43		0,06	18436	
4520	60	79,00		0,56		0,12	18209	
5340	70	93,35		0,84		0,30	18336	
6020	80	105,20		1,41		0,78	18300	
6780	90	118,60		3,44		2,60	18260	
7150	Bruch	125,00		6,00			18100	
Al-St-Freileitungsseil 230/30 mm <sup>2</sup> (7,7:1; DIN 48 204), 21 mm $\phi$								
1510	20	5,83		0,09	0,003	0,003	7232	
2960	40	11,43	200	0,18	0,04	0,01	7691	0,0675
3670	50	14,18	320	0,23	0,07	0,02	7776	0,0871
4430	60	17,12	500	0,30	0,11	0,03	7776	0,1128
5200	70	20,10	750	0,38	0,161	0,04	7860	0,1442
5900	80	22,80	1120	0,48	0,25	0,07	7860	0,1898
6600	90	25,50	1510	0,62	0,37	0,13	7760	0,2287
7540	Bruch	29,12		1,16			7670	
St-Kern des Al-St-Freileitungsseiles 230/30 mm <sup>2</sup> (DIN 48 204), 21 mm $\phi$								
810	20	27,23		0,15		0,007	19646	
1610	40	55,10		0,30		0,02	19739	
2000	50	68,50		0,38		0,03	19577	
2390	60	81,90		0,48		0,05	19563	
2850	70	97,60		0,61		0,10	19166	
3170	80	108,50		0,75		0,18	19152	
3600	90	123,30		1,23		0,55	18860	
4430	Bruch	151,80		6,60			18642	
Al-St-Freileitungsseil 240/40 mm <sup>2</sup> (6:1; DIN 48 204), 21,9 mm $\phi$ , mit üblicher Schlaglänge								
1728	20	6,14		0,085	0,004	0,0035	7836	
3460	40	12,30	290	0,18	0,03	0,0119	8010	0,0838
4325	50	15,37	470	0,24	0,067	0,017	7832	0,1086
5180	60	18,40	640	0,31	0,104	0,026	7840	0,1235
6070	70	21,55	1050	0,40	0,16	0,041	7992	0,1729
6860	80	24,35	1430	0,51	0,27	0,087	7861	0,2084
7750	90	27,53	2000	0,64	0,36	0,14	7754	0,2580
9000	Bruch	31,95		1,22			7740	
St-Kern des Al-St-Freileitungsseiles 240/40 mm <sup>2</sup> (DIN 48 204), 21,9 mm $\phi$ , mit üblicher Schlaglänge								
1070	20	27,15		0,14		0,005	19270	
2110	40	53,55		0,30		0,0151	19270	
2650	50	67,30		0,39		0,024	19220	
3175	60	80,60		0,48		0,05	19162	
3705	70	94,00		0,61		0,10	18851	
4235	80	107,50		0,79		0,20	18670	
4770	90	121,20		1,11		0,43	18614	
5840	Bruch	148,30		5,45			18320	
Al-St-Freileitungsseil 240/40 mm <sup>2</sup> (6:1; DIN 48 204), 21,9 mm $\phi$ , mit kurzer Schlaglänge								
1735	20	6,16		0,084	0,002	0,002	7578	
3490	40	12,40	280	0,18	0,038	0,016	7984	0,0802
4320	50	15,35	450	0,24	0,066	0,027	8020	0,1041
5230	60	18,58	520	0,31	0,10	0,04	8110	0,0994
6080	70	21,61	860	0,37	0,161	0,06	8110	0,1414
6880	80	24,45	1300	0,51	0,25	0,10	8096	0,1889
7800	90	27,70	1900	0,68	0,40	0,18	8021	0,2435
9060	Bruch	32,20		1,44			7928	
St-Kern des Al-St-Freileitungsseiles 240/40 mm <sup>2</sup> (DIN 48 204), 21,9 mm $\phi$ , mit kurzer Schlaglänge								
1070	20	27,15		0,14	0,004		19616	
2145	40	54,45		0,32	0,025		19452	
2655	50	67,40		0,40	0,046		19616	
3180	60	80,70		0,50	0,08		19538	
3705	70	94,10		0,63	0,14		19616	
4230	80	107,30		0,80	0,24		19410	
4770	90	121,10		1,12	0,46		19137	
5800	Bruch	147,20		6,78			18695	

Al-St-Freileitungsseil 240/40 mm <sup>2</sup> (6:1; DIN 48 204), 21,9 mm <sup>2</sup> ϕ, mit langer Schlaglänge								
1750	20	6,22		0,087		0,003	8025	
3470	40	12,33		0,17	0,038	0,010	8345	
4330	50	15,38	350	0,22	0,056	0,016	8433	0,0808
5200	60	18,47	570	0,29	0,09	0,030	8504	0,1096
6060	70	21,53	930	0,36	0,14	0,036	8496	0,1534
6880	80	24,45	1310	0,44	0,20	0,053	8475	0,1904
7800	90	27,70	1880	0,56	0,31	0,092	8426	0,2410
9380	Bruch	33,35		1,28			8399	
St-Kern des Al-St-Freileitungsseiles 240/40 (DIN 48 204), 21,9 mm ϕ, mit langer Schlaglänge								
1070	20	27,15		0,14	0,003		20055	
2135	40	54,20		0,28	0,012		20243	
2645	50	67,10		0,35	0,020		20477	
3190	60	81,00		0,43	0,034		20687	
3705	70	94,10		0,52	0,054		20510	
4230	80	107,40		0,64	0,10		20415	
4760	90	120,70		0,80	0,20		20438	
5800	Bruch	147,20		5,66			19918	
Al-St-Freileitungsseil 340/30 mm <sup>2</sup> (11,3:1; DIN 48 204), 25 mm ϕ								
1860	20	5,08		0,088		0,004	7097	
3710	40	10,12	210	0,17	0,031	0,010	7097	0,0566
4680	50	12,77	300	0,21	0,047	0,014	7097	0,0641
5580	60	15,23	360	0,28	0,07	0,02	7088	0,0645
6530	70	17,82	630	0,35	0,12	0,03	7110	0,0964
7450	80	20,32	960	0,44	0,18	0,04	7029	0,1288
8360	90	22,81	1370	0,56	0,28	0,08	7099	0,1638
9800	Bruch	26,73		1,13			7190	
St-Kern des Al-St-Freileitungsseiles 340/30 mm <sup>2</sup> (DIN 48 204), 25 mm ϕ								
810	20	27,55		0,16			19125	
1590	40	54,10		0,31		0,013	19350	
2000	50	68,00		0,39		0,026	19125	
2395	60	81,50		0,47		0,04	19275	
2800	70	95,30		0,57		0,07	19155	
3190	80	108,50		0,69		0,12	19000	
3600	90	122,40		0,89		0,24	19103	
4320	Bruch	146,90		6,00			18939	
Al-St-Freileitungsseil 380/50 mm <sup>2</sup> (7,7:1; DIN 48 204), 27 mm ϕ								
2480	20		280	0,08	0,013	0,003	7468	
4920	40		280	0,17	0,03	0,009	7651	0,0569
6155	50		380	0,22	0,04	0,012	7882	0,0617
7400	60		760	0,28	0,08	0,02	7855	0,1027
8640	70		1140	0,36	0,13	0,03	7882	0,1319
9870	80		1680	0,46	0,21	0,057	7751	0,1702
11090	90		2360	0,60	0,32	0,10	7633	0,2128
12600	Bruch			1,27			7613	
St-Kern des Al-St-Freileitungsseiles 380/50 mm <sup>2</sup> (DIN 48 204), 27 mm ϕ								
1330	20	26,65		0,15		0,002	1 136	
2670	40	53,50		0,29		0,01	19435	
3340	50	66,90		0,37		0,024	19638	
4010	60	80,40		0,46		0,05	19568	
4660	70	93,40		0,57		0,09	19566	
6370	80	107,60		0,72		0,16	19518	
6040	90	121,00		1,00		0,34	19425	
7230	Bruch	143,00		6,15			19130	
Al-Freileitungsseil 120 mm <sup>2</sup> DIN 48 201, 14 mm ϕ								
365	20	3,12		0,065	0,002		5980	
769	40	6,60		0,13	0,015		6240	
955	50	8,20		0,16	0,03		6380	
1147	60	9,8		0,20	0,04		6480	
1340	70	11,5		0,25	0,07		6480	
1532	80	13,1		0,31	0,11		6540	
1717	90	14,7		0,41	0,19		6450	
1950	Bruch	16,7		0,66			6560	
Al-Freileitungsseil 185 mm <sup>2</sup> DIN 48 201, 17,5 mm ϕ								
615	20	3,35		0,06	0,003		6080	
1257	40	6,98		0,13	0,02		6290	
1558	50	8,65		0,17	0,03		6290	
1871	60	10,39		0,22	0,05		6200	
2180	70	12,10		0,28	0,08		6250	
2500	80	13,88		0,37	0,15		6310	
2800	90	15,55		0,53	0,29		6340	
3030	Bruch	16,83		1,12			6250	

Tafel 8  
Mechanische Eigenschaften von nicht vorbelasteten Freileitungsseilen  
nach Tafel 3

Seilbezeichnung als Nennquerschnitt (Querschnittverhältniszahl) Al : St Al mm <sup>2</sup>	Seilnenn-durchm. D mm	Teil des Seils	Anzahl der Seil-drähte	Elastizitätsmaß (-modul) kp/mm <sup>2</sup>				Verseilverl. (Abweichung) des tatsächl. E-Maßes hinsichtlich ermittelt. Wertes n. Gl. (4) %	Abweichung des tatsächl. E-Maßes hinsichtlich des errechneten n. Gl. (22) %	Abweichung des tatsächl. E-Maßes hinsichtlich des errechneten n. Gl. (22) <sup>1)</sup> %
				tatsächl. E-Maß; verseilter Zustand	E-Maß n. Gl. (4); unverseilt, Einzeldraht	E-Maß n. Gl. (22); verseilter Zustand	E-Maß n. Gl. (22) <sup>1)</sup> ; verseilter Zustand			
95/55 (1,7:1)	16	St-Seele	7	18550	20000	18965	19136	7,2	+ 2,2	+ 3,0
		Al-Mantel	12	6640	6900	6404	6486	3,7	- 3,5	- 2,3
		Verbundseil	19	11077	11800	11078	11193	6,1	~ 0	+ 3,8
230/30 (7,7:1)	21	St-Seele	7	19630	19700	18845	18987	0,4	- 4,1	- 3,3
		Al-Mantel	24	6290	7060	6512	6639	10,9	+ 3,4	+ 5,2
		Verbundseil	31	7790	8490	7903	8032	8,3	+ 1,4	+ 2,7
240/40 (6:1) übl. Ausführung	21,9	St-Seele	7	19490	20530	19582	19739	5,1	+ 0,5	+ 1,3
		Al-Mantel	26	9950	6840	6269	6363	13,0	+ 5,1	+ 6,5
		Verbundseil	33	7880	8760	8133	8236	10,1	+ 3,1	+ 4,3
240/40 (6:1) Ausf. m. kurzer Schlagl.	21,9	St-Seele	7	19560	20350	19446	19596	3,9	- 0,6	+ 0,1
		Al-Mantel	26	6070	7070	6368	6483	14,1	+ 4,9	+ 6,3
		Verbundseil	33	7960	8930	8199	8319	10,9	+ 2,9	+ 4,3
240/40 (6:1) Ausf. m. langer Schlagl.	21,9	St-Seele	7	20400	20530	20346	20377	0,7	- 0,2	- 0,1
		Al-Mantel	26	6390	7010	6630	6693	8,9	+ 3,7	+ 4,5
		Verbundseil	33	8350	8900	8551	8609	6,1	+ 2,3	+ 3,0
340/30 (11,3:1)	25	St-Seele	7	19370	20100	19063	19234	3,6	- 1,6	- 0,7
		Al-Mantel	48	6023	6600	6011	6108	8,3	- 0,6	- 1,5
		Verbundseil	55	7100	7750	7059	7162	8,4	- 0,6	+ 0,9
380/50 (7,7:1)	27	St-Seele	7	19470	20300	19349	19506	4,0	- 0,7	+ 0,2
		Al-Mantel	54	6220	7150	6519	6622	13,0	+ 4,5	+ 6,1
		Verbundseil	61	7750	8810	8000	8110	12,0	+ 3,1	+ 4,4
120	14	Al-Seil	19	6310	6650	6242	6309	5,1	- 1,1	~ 0
185	17,5	Al-Seil	37	6220	6530	6002	6089	4,7	- 3,5	- 2,1

1) Sofern für  $\nu \cos^2 \alpha \approx \nu$  gesetzt wird

Formänderungen und den Nennspannungen (Bild 36). Das Elastizitätsmaß strebt dabei aber einem bestimmten oberen Endwert zu.

Die in Tafel 8 mitgeteilten Bruchdehnungswerte sind Kennwerte, die über das Formänderungsvermögen der Drähte im Seil bei Zugbeanspruchung aussagen und somit auch einen Anhalt über die Dehnungsreserven der Freileitungen in der Praxis geben. Bei vorbelasteten und nicht vorbelasteten Al-St-Verbundseilen bricht stets die Al-Komponente vorzeitig. Dabei beträgt die Bruchdehnung der nicht vorbelasteten Seile fast

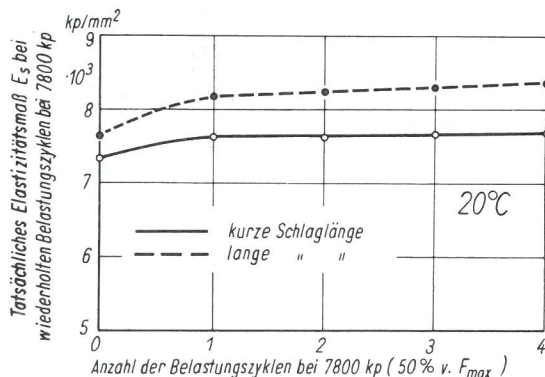


Bild 36  
Abhängigkeit des experimentell ermittelten Elastizitätsmaßes hinsichtlich der Anzahl wiederholter Belastungszyklen bei 7800 kp für nicht vorbelastete Al-St-Freileitungsseile 240/40 mm<sup>2</sup> (6:1; DIN 48 204)

Tafel 9

Vergleich von experimentell und theoretisch ermittelten mechanischen Eigenschaften für Al-St- und Al-Freileitungsseile nach Tafel 3

durchweg rd. 1 %, die der durch langzeitiges Kriechen vorbelasteten (Al-Mantel) rd. 0,6 % (Bild 37 bis 40). Die nach dem beschriebenen Verfahren bestimmte Bruchdehnung ist jedoch von der Lage des Bruches innerhalb der Meßlänge oder freien Versuchslänge abhängig. Die höchsten Bruchdehnungswerte erhält man, wenn die Probe in der Mitte der Meßlänge bricht.

Die Kraft-Verlängerungs- (Spannungs-Dehnungs-) Diagramme der Al-St-Verbundseile zeigen einen von den für die Al-Seile erhaltenen wesentlich abweichenden Charakter (Bild 22 bis 28 und 31). Bei mehrfacher zügiger Be- und Entlastung bis zu jeweils ansteigenden oberen Grenzen für die Zugkräfte bilden sich im Be- und Entlastungszyklus des Kraft-Verlängerungs-Diagrammes Knickpunkte aus, die durch die unterschiedlich hohe Fließgrenze der Al- und St-Komponente bedingt sind. Im Al-Mantel treten daher frühzeitig bleibende Dehnungen auf; als Folge davon muß die St-Seele bei nachfolgender Wiederbelastung zuerst die gesamte Seilbelastung aufnehmen, und zwar solange bis die gesamten Dehnungen von Al-Mantel und St-Kern übereinstimmen. Diese Zugkraftumlagerung ist nach erfolgter Vorbelastung



0,2-Fließ(-Dehn-)grenze kp/mm <sup>2</sup>			Verseilverlust (Abweichung) der ermittelt. Fließgr. hinsichtl. des rechn. Wertes n. Gl. (1) %	Verseilverlust (Abweichung) der ermittelt. Fließgr. hins. des rechn. Wertes n. Gl. (1) bei gleicher Gesamtdehnung %	Bruchkraft kp		Verseilverlust (Abweichung) der tats. Bruchkr. hins. des ermittelt. Wertes n. Gl. (1) (DIN 48202) %	Verstärkungsgrad $v_S = \sigma_N 0,2 / \sigma_{NA1} 0,2$
Fließgr.; verseilter Zustand	Fließgr. aus Fließgr. der Seilkomp. Gl. (1); Einzeldraht	Fließgr. n. Gl. (1) bei gl. Gesamtdehnung der Seilkomp.			tatsächl. Bruchkr. verseilt. Zustand	Bruchkraft n. (Gl. (1) bei 1% Gesamtdehn. der St-Komp.; Einzeldraht (DIN 48202)		
88,30 14,90 40,70	98,30 16,00 45,40	38,3	10,2 6,9 10,4	- 5,9	7150 7340	7380 7590	3,1 3,3	2,73
111,20 13,90 23,30	131,80 15,10 27,90	22,30	15,1 7,9 16,5	- 4,3	4430 7500	4548 7739	2,5 3,1	1,67
106,20 13,70 24,85	124,20 15,50 31,10	24,90	14,5 11,6 20,1	+ 0,1	5840 9000	5848 9284	0,3 3,1	1,81
102,60 14,30 24,45	116,60 16,90 30,70	25,20	11,5 15,4 20,4	+ 3	5800 9060	5823 9290	0,4 2,5	1,71
119,60 14,60 26,25	123,90 16,20 31,65	25,20	3,4 9,9 17,1	- 4,1	5800 9380	5874 9479	1,1 1,0	1,79
120,00 15,10 22,05	124,90 16,50 25,40	22,15	3,9 8,5 13,3	+ 0,4	4320 9800	4374 10345	5,3 1,3	1,46
108,80 14,70 24,30	119,40 16,20 28,15	23,65	9,5 9,3 13,7	- 2,7	7230 12600	7480 13387	3,3 5,8	1,65
14,70	16,43		10,5		1950	2129	8,4	
14,50	16,50		12,1		3030	3366	10,0	

und zunehmender Gesamtformänderung bedeutsam (Tafel 8, Bild 41).

Außerdem schließen die Spannungs-Dehnungs-Diagramme bei Entlastung und anschließender Wiederbelastung im gleichen Sinn der Anfangsbelastung auch in dem als "rein" elastisch anzusprechenden Gebiet stets Hysteresisschleifen ein (Bild 22 bis 31 und 37 bis 40). Die Breite

dieser Hysteresisschleifen ist erheblich und bei den mehrlagigen Seilen stärker ausgeprägt, was durch die hier intensivere Reibung zwischen den Schraubendrähten bedingt ist; denn mit abnehmender Spannung können sich die Drahtlagen infolge der geringer werdenden Flächenpressungen wenigstens teilweise voneinander abheben und die dabei einsetzenden Querfederungen sind ohne Relativverschiebung

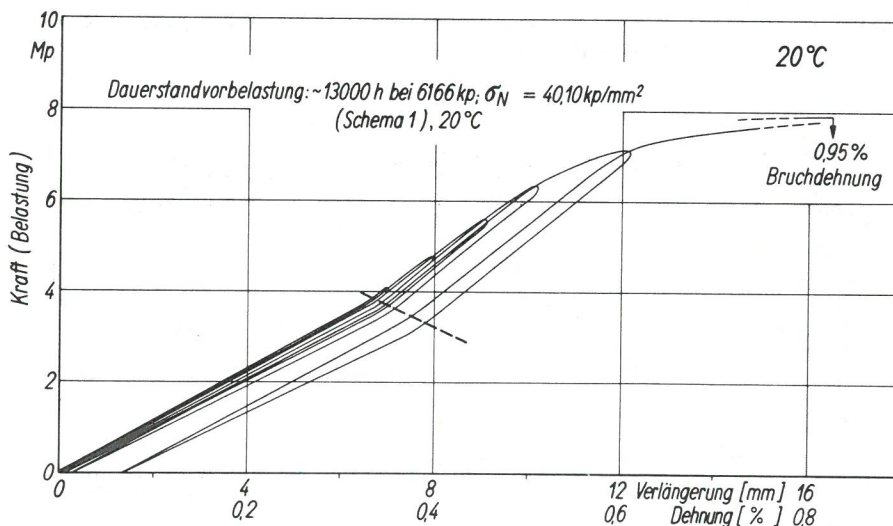


Bild 37

Experimentell ermitteltes Kraft-Verlängerungs-(Dehnungs-)Diagramm mit Hysteresisschleifen für ein vorbelastetes Al-St-Freileitungsseil 95/55 mm<sup>2</sup> (1,7 : 1; DIN 48 204); konst. Belastungsgeschwindigkeit 6 Mp/min

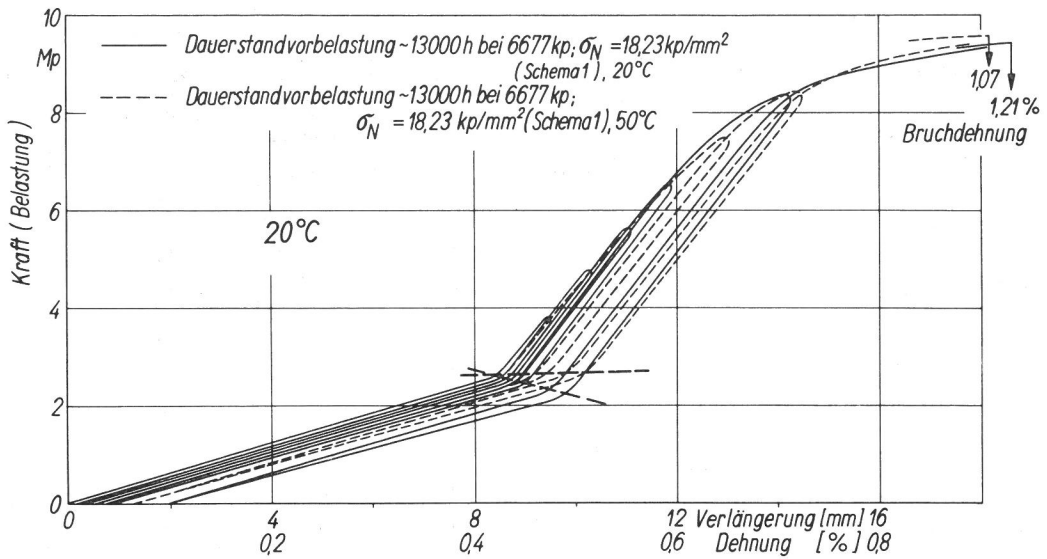


Bild 38

Experimentell ermittelte Kraft-Verlängerungs-(Dehnungs-)Diagramme mit Hysteresisschleifen für vorbelastete Al-St-Freileitungsseile 340/30 mm<sup>2</sup> (11,3 : 1; DIN 48 204); konst. Belastungsgeschwindigkeit 6 Mp/min

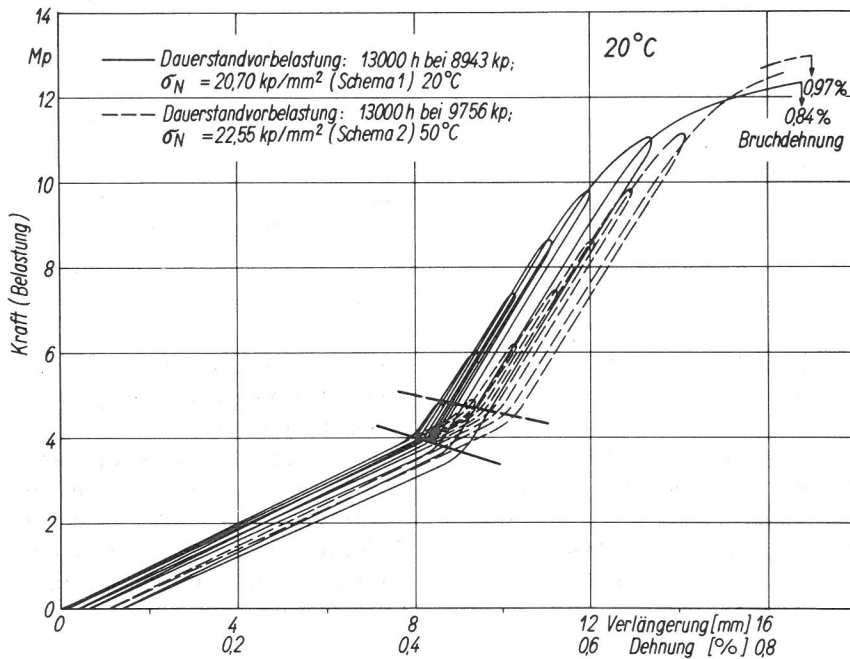


Bild 39

Experimentell ermittelte Kraft-Verlängerungs-(Dehnungs-)Diagramme mit Hysteresisschleifen für vorbelastete Al-St-Freileitungsseile 380/50 mm<sup>2</sup> (7,7 : 1; DIN 48 204); konst. Belastungsgeschwindigkeit 6 Mp/min

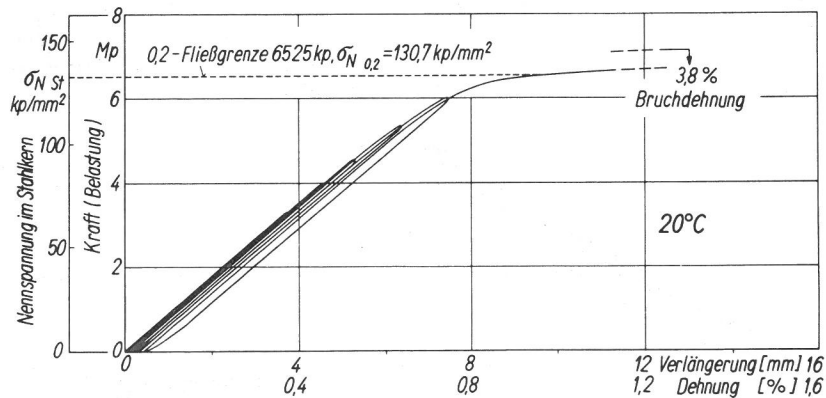


Bild 40

Experimentell ermitteltes Kraft-Verlängerungs-(Spannungs-Dehnungs-)Diagramm mit Hysteresisschleifen für die Stahlseele eines vorbelasteten (Dauerstandbelastung: 13000 h bei 9756 kp;  $\sigma_N = 22,5 \text{ kp/mm}^2$ , 20°C, Schema 2) Al-St-Freileitungsseiles 380/50 mm<sup>2</sup> (7,7 : 1; DIN 48 204); konst. Belastungsgeschwindigkeit 6 Mp/min



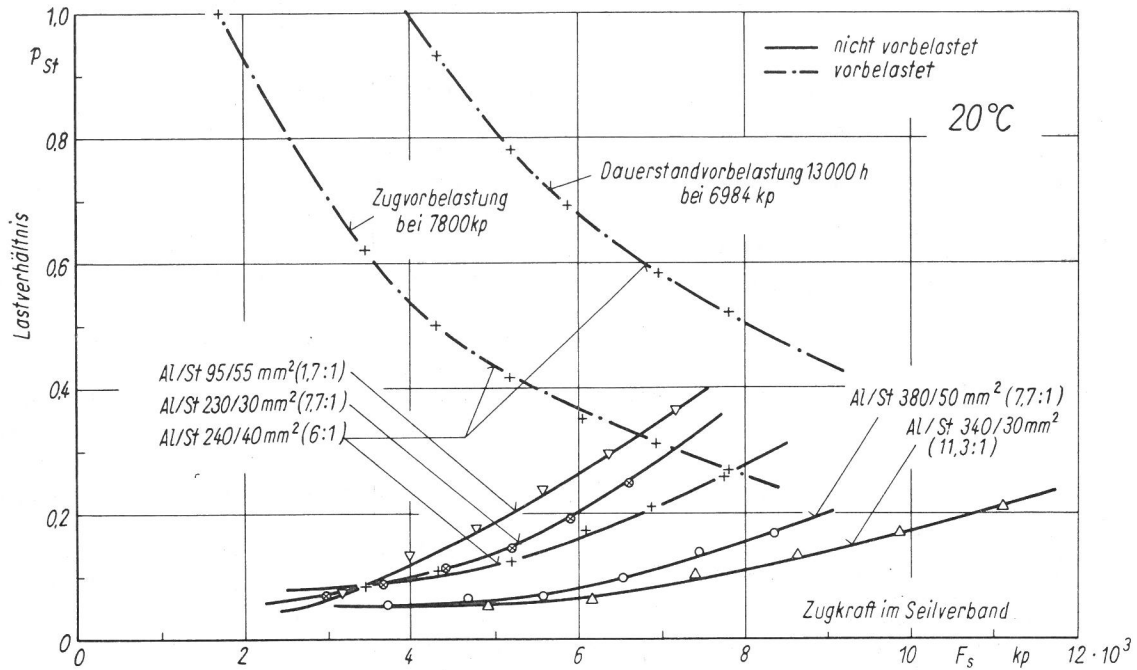


Bild 41  
Darstellung der Abhängigkeit des Lastverhältnisses  $p_{St} = F_{St} K / F_S$  von der Zugkraft  $F_S$  im Seilverband

schwindigkeit der Belastungsänderung und von Art und Dauer vorausgegangener Belastungen bzw. Verformungen ab.

gen zwischen den einzelnen Drahtlagen bzw. Drähten nicht möglich.

Das Durchlaufen des Belastungsweges PQP' ist mit einem Energieverlust  $\Delta U$  verbunden (schraffierte Fläche in Bild 42). Dabei wachsen Hysteresisfläche und mittlere Schleifenweite mit bleibender Formänderung. Auch bei wiederholtem Durchlaufen desselben Belastungszyklus tritt eine Änderung der Hysteresisfläche und damit eine Änderung der je Zyklus zu leistenden Arbeit ein (Bild 43). Die Gestalt der Hysteresisschleife hängt sodann von der Ge-

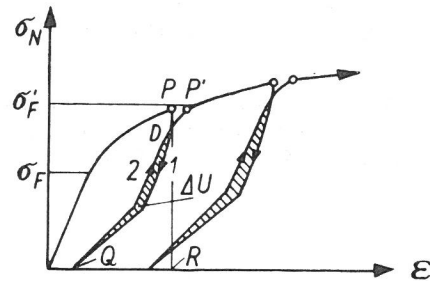


Bild 42  
Elastische Hysteresisschleifen (schraffierte Fläche: Energieverlust)

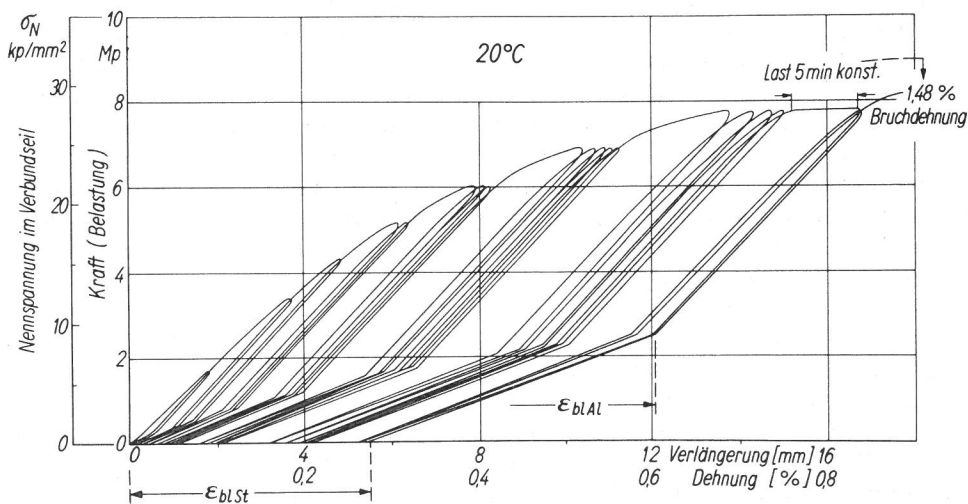


Bild 43  
Experimentell ermittelte Kraft-Verlängerungs-(Hysteresis-)schleifen bei wiederholter und stufenweise ansteigender Be- u. Entlastung für ein nicht vorbelastetes Al-St-Freileitungsseil 240/40 mm<sup>2</sup> (6 : 1; DIN 48 204) mit üblicher Schlaglänge; konst. Belastungsgeschwindigkeit 6 Mp/min

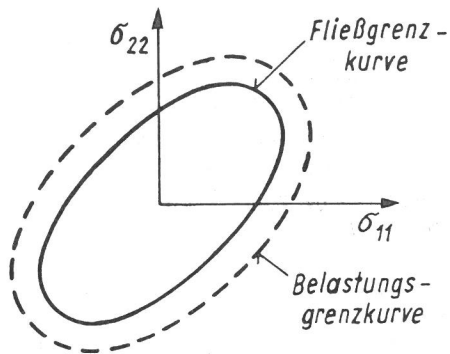


Bild 44  
Umrisse der Fließ- und Belastungsflächen für ebenen Spannungszustand

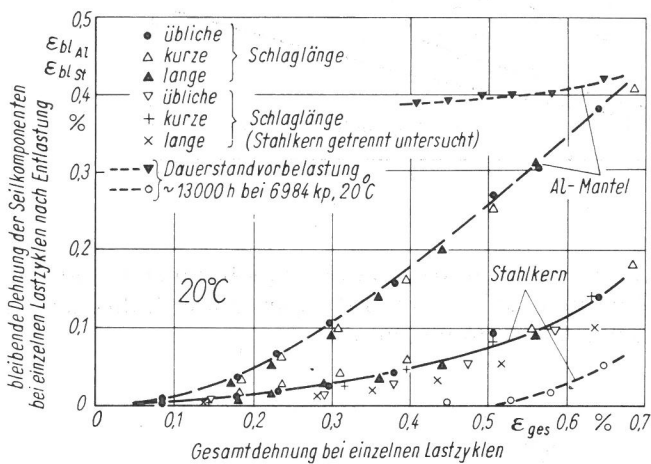


Bild 45  
Abhängigkeit der bleibenden Dehnung der Seilkomponenten hinsichtlich der Gesamtdehnung bei einzelnen Lastzyklen für ein nicht vorbelastetes und vorbelastetes Al-St-Freileitungsseil 240/40 mm<sup>2</sup> (6 : 1; DIN 48 204)

Bisherige Betrachtungen bezogen sich nur auf den Fließbeginn bei erstmaligem Belasten, der den elastischen Zustand derartiger vorliegender Freileitungsseile begrenzt. Bei vorhergegangenen Verformungen verfestigender Werkstoffe kommt jedoch der BAUSCHINGER-Effekt zur Wirkung [106, 107]. Das schematische Bild 42 und die Bilder 22 bis 31 lassen erkennen, daß Entlastungen abgesehen von einem anfänglichen gewissen "Überschießen" der Dehnungsbeträge nur elastische Dehnungen aufweisen, während wieder vorgenommene Belastungen oberhalb einer bestimmten Höhe (Punkt D in Bild 42) schon plastische Verformungen zeigen. Nun sind alle Spannungszustände, unter denen der Werkstoff erstmalig zu fließen bzw. sich zu verfestigen beginnt durch eine geschlossene Fließfläche gegeben. Eine Fließfläche begrenzt also den Spannungsraum, in dem Ent- und Wiederbelastung nur elastische Verzerrungen hervorruft. Nach A. PHILLIPS und R. L. SIERAKOWSKI [108] und J. W. JUSTUSSON und A. PHILLIPS [109] werden hier weiterhin Belastungsflächen eingeführt, die den Bereich des Spannungsraumes bedecken, in dem aber Wie-

derbelastung plastische, Entlastung dagegen nur elastische Verzerrungen erzeugt (Bild 44).

Werden neu hergestellte Freileitungsseile durch Zugspannungen gedehnt, so kann man bei der ersten Belastung einen gegenüber nachfolgenden Belastungen sehr viel größeren Anteil der anelastischen Dehnung an der gesamten Verlängerung beobachten (Tafel 8, Bild 45). Es handelt sich dabei um die als Seilreck von der Fertigung und vom Transport herrührenden bleibenden Dehnungen, deren Größe in einzelnen vom Flechtungs- und dem Seilgefüge und der inneren Seilreibung abhängt und somit schwer zu erfassen ist. Es sei in diesem Zusammenhang besonders erwähnt, daß die innere Reibung je nach Schmierung bei der Fertigung, dem Alter und der Temperatur der Freileitungsseile von sehr unterschiedlicher Größe sein kann. Zu dem vorstehend betrachteten Seilreck treten noch Anlaufeffekte herrührend von Abweichungen zwischen Fertigungs- und Prüfungstemperatur und eine bestimmte plastische Verformung aus der Abplattung der Runddrähte an den Kreuzungsstellen infolge der Wirkung der radialen Preßkräfte. Wird das Seilgefüge wieder aufgelockert, so daß sich die Abplattungsstellen relativ zu den Kreuzungspunkten verschieben, dann kann auch dieser Anteil an der bleibenden Dehnung wieder mehr oder weniger verschwinden. Er tritt dann in gleicher Höhe erst wieder auf, wenn die frühere Spannungshöhe erreicht ist.

#### 4.3.1.2 Elastizitäts- und Fließbereich der Al- und St-Drähte

Zur Charakterisierung der mechanischen Festigkeiten der Al- und St-Drähte für Freileitungsseile sind die Normen DIN 48200, Bl. 3 und DIN 48200, Bl. 5 maßgebend. Die üblicherweise im Zugversuch ermittelten elastischen und plastischen Eigenschaften sind für die verseilten und unverseilten Al- und St-Drähte in Tafel 10 zusammengestellt. Der Reißspannung  $\sigma_z$  soll dabei besondere Bedeutung beigemessen werden. Hier sind Unterschiede für die Bruchdehnung  $\delta_5$ ,  $\delta_{10}$ , für die Gleichmaßdehnung  $\delta_g$  und für das Fließ(Dehn-)grenzenverhältnis  $\sigma_{0,2}/\sigma_B$  auffällig. Mit zunehmender Ziehverformung nimmt die Gleichmaßdehnung und damit auch die Bruchdehnung ( $\delta_5$ ,  $\delta_{10}$ ) deutlich ab.

Ganz allgemein werden während der beim Ziehen eintretenden Kaltverformung die mechanischen Eigenschaften stark verändert. Für alle Größen, die den Widerstand gegen Formänderungen angeben, wie die Fließgrenze  $\sigma_{0,2}$  und auch die Zugfestigkeit  $\sigma_B$  erhöhen sich die Werte mit abnehmendem Drahtquerschnitt unter gleichzeitiger Abnahme der verbleibenden Verformungswerte (Bild 46 bis 48).

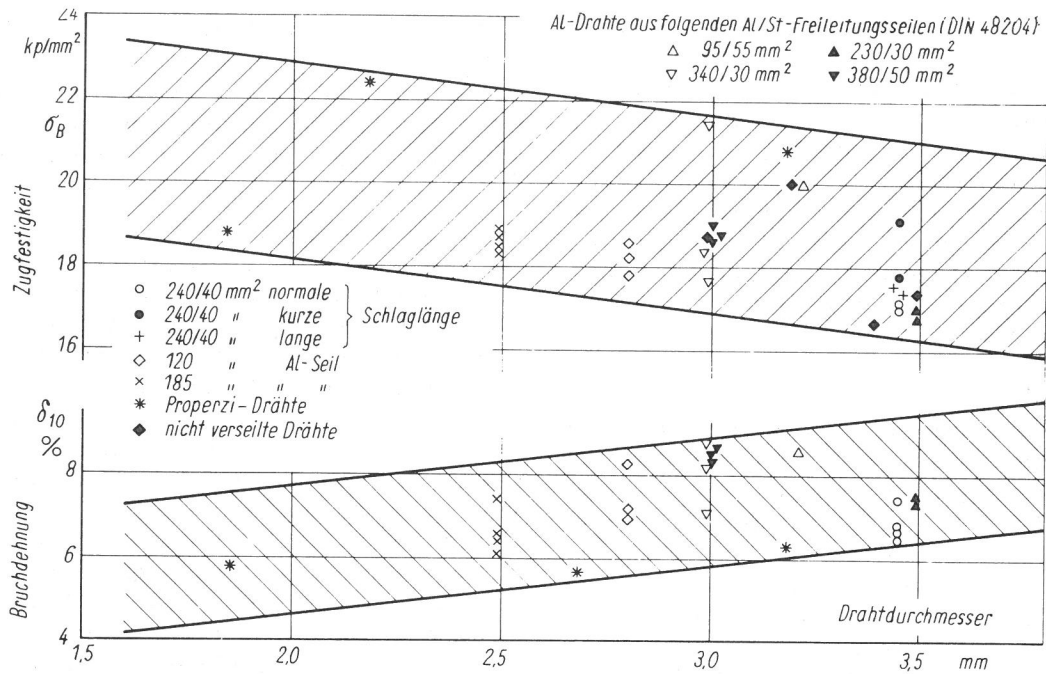


Bild 46  
Zusammenhang zwischen der Bruchdehnung  $\delta_{10}$  bzw. der Zugfestigkeit  $\sigma_B$  u. dem Drahtdurchmesser von verseilten und zur Prüfung von Hand gerichteten Al-Drahten aus Al-St-Freileitungsseilen (DIN 48 204)

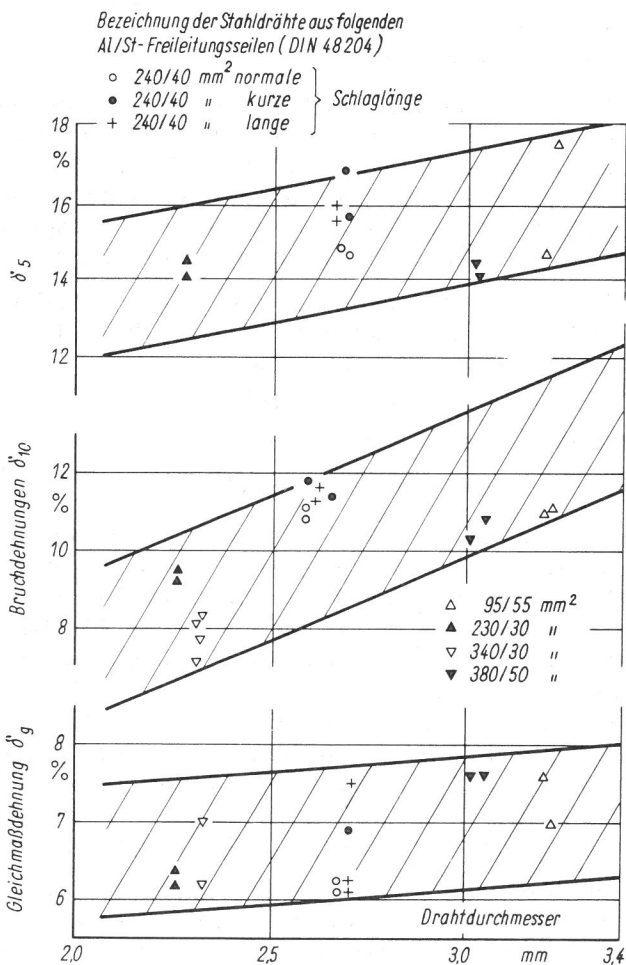


Bild 47  
Zusammenhang zwischen den Dehnungswerten und dem Drahtdurchmesser von verseilten und zur Prüfung von Hand gerichteten Stahldrahten aus Al-St-Freileitungsseilen (DIN 48 204)

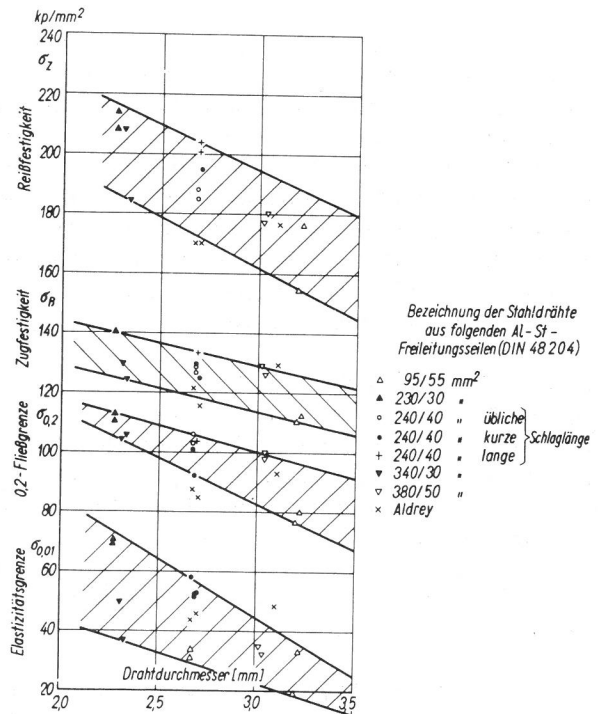


Bild 48  
Zusammenhang zwischen den Festigkeitseigenschaften u. dem Drahtdurchmesser von verseilten u. zur Prüfung von Hand gerichteten Stahldrahten aus Al-St-Freileitungsseilen (DIN 48 204)

Hieraus geht hervor, daß die Festigkeits- und Zähigkeitseigenschaften innerhalb eines recht großen Bereichs schwanken können. Bestimmend für die Eigenschaften des gezogenen Drahtes sind aber stets die Ausgangswerte des Walzdrahtes. Von diesen Festigkeitseigenschaften ausgehend werden die Fließkurven in Abhängigkeit von der Formänderung bzw. Querschnittsabnahme beim Drahtziehen entsprechend verlagert.



Bekannt ist auch, daß die Verhältnisse hinsichtlich der Festigkeitseigenschaften und des Gefüges über der Drahtlänge sehr unterschiedlich sein können, vorwiegend dann, wenn die Warmumformung ungleichmäßig war. Allgemein sind die Temperaturen und Formänderungen bei Walzdraht an verschiedenen Stellen voneinander abweichend. So ändern sich die Festigkeitseigenschaften über die Länge des Drahtes je nach Temperatur und Arbeitsgeschwindigkeit in verschiedener Weise und in verschiedenem Maße [35].

Hinsichtlich der von Hand verseilten und der nichtverseilten Al-Drähte geben die in Tafel 10 zusammengestellten Ergebnisse Hinweise, daß die Drähte beim Schlagen zum Seil plastische Formänderungen erleiden, die zum Erzielen der erforderlichen Krümmung nötig sind und eine feste Berührung der Drähte und Drahtlagen untereinander gewährleisten sollen. Die Verformungswerte vermindern sich hierbei aber deutlich.

Weiterhin ist zu berücksichtigen, daß die Drahtquerschnitte beim Ziehen nicht eben bleiben. Die Kernzone eilt vor, so daß sich die Randzonen in anderem Maße an der Umformung beteiligen als der Drahtkern und sich entsprechend anders verfestigen. Dadurch mitbedingt bildet sich nach hoher Kaltverformung im fertigen Draht ein Restspannungszustand (Eigen Spannungszustand) mit Zugspannungen am Rand und Druckspannungen im Kern aus [110].

Bei der Ermittlung der Fließgrenze  $\sigma_{0,2}$  bzw.  $\sigma_{0,01}$  im Zugversuch muß dann beachtet werden, daß von der Kaltumformung herrührende Restspannungen das Ergebnis verfälschen können [111]. Bei Zugbelastung wird in Zonen mit Restspannungen die Fließgrenze dort zuerst überschritten, wo die Summe von angelegten äußeren Spannungen und von Restspannungen die Fließgrenze erreicht.

#### 4.3.2 Vergleich der mechanischen Eigenschaften von Freileitungsseilen und von Einzeldrähten

Das mechanische Verhalten der Seile wurde soweit unabhängig vom Werkstoff und vom Verbundaufbau behandelt. Um aber Zusammenhänge klarer erkennen zu können, muß man einmal nach den stoffbedingten Beschreibungsgrößen des Verbundverhaltens und zum anderen nach dem Zusammenwirken der einzelnen Verbundkomponenten auf die Verbundeigenschaften fragen.

Für ein zusammenfassendes und vergleichendes Beurteilen der verschiedenen untersuchten Freileitungsseile und der daraus herausgelösten Einzeldrähte kann man zunächst die experimentell ermittelten Eigenschaften wie

Nennzugfestigkeit  $\sigma_{NB}$  (Bruchlast  $F_{max ex}$ ) Fließgrenze  $\sigma_{N0,2}$  und Elastizitätsmaß  $E_S$  nutzen und diese auf die in den Gl. (1), (4) und (22) abgeleiteten Größen beziehen; es stehen dann die sogenannten Verseilverluste ( - Abweichungen - ) zur Verfügung (Tafel 9).

Diese Ergebnisse bestätigen die Vermutung, daß für Verbundseile grundsätzlich mit höheren Verseilverlusten als für Einstoffseile zu rechnen ist. Hinsichtlich der Elastizitätsmaße hängen die Verseilverluste wesentlich vom Aufbau der Seile (Anzahl der Drahtlagen, Drahtanzahl, Schlagwinkel) und der Fertigungsart ab. Die zur Verseilung kommenden Drähte können dabei nicht immer so verseilt werden, daß sie sämtlich gleichmäßig beansprucht werden. Auf das in fast allen Fällen günstige Verhalten des aus nur wenigen Drähten geschlagenen St-Kerns soll auch hingewiesen werden; für ihn darf mit gleichmäßiger Lastverteilung auf alle Seildrähte und dadurch mit geringeren Verseilverlusten gerechnet werden.

Eine ausgeprägte Abhängigkeit der Verseilverluste hinsichtlich der Bruchlasten  $F_{max ex}$  und der 0,2-Fließgrenzen  $\sigma_{N0,2}$  von Drahtzahl und  $A_{Al} : A_{St}$  -Querschnittsverhältnis wird dagegen durch die vorliegenden Versuchsergebnisse nicht wiedergegeben.

Für Verbundseile, Tafel 9, können die experimentell ermittelten Elastizitätsmaße in guter Näherung durch die Gl. (22) und die 0,2-Fließgrenzen sowie die Nennzugfestigkeiten durch die Gl. (1) bei der den Al- und St-Drähten entsprechenden Gesamtdehnung dargestellt werden.

Wichtige Zusammenhänge über das Verhalten der Verbundseile können auch durch die Definitionen des Lastverhältnisses

$$p_{St} = F_{StK} / F_S \quad (91)$$

und des Verstärkungsgrades

$$v_S = \sigma_{N0,2} / \sigma_{NA10,2} \quad (92)$$

aufgezeigt werden ( $F_{StK}$  Belastung der anfänglich allein tragenden Stahlseele am Belastungsknickpunkt,  $\sigma_{N0,2}$  Fließgrenze des Verbundwerkstoffs,  $\sigma_{NA10,2}$  Fließgrenze des Al-Mantels). Wie Bild 41 und Tafel 8 erkennen lassen, kann durch das Lastverhältnis  $p_{St}$  der Einfluß einer aufgetragenen Vorbelastung erfaßt werden. Für den Verstärkungsgrad  $v_S$  sind hauptsächlich die Eigenschaften der St-Seele und ihr Flächenanteil  $A_{St}$  an der Gesamtfläche  $A_S$  des Verbundwerkstoffs maßgebend (Tafel 9).

Von Interesse dürften dabei jedoch Überlegungen zur Verstärkungswirkung sein, die sich aus Bild 49 ableiten lassen. Beansprucht man den

Tafel 10

Zusammenstellung der mechanischen Eigenschaften der verseilten und unverseilten Drähte von nicht vorbelasteten Freileitungsseilen nach Tafel 3

Probenlage	Werkstoff	Draht-Dmr. $d_o$	Elastizitäts-grenze 1)		0,2 - Fließ-grenze $\sigma_{0,2}$	Zugspannung bei 1% Gesamtdehnung 3) $\sigma_1$	Zugfestig-keit 4) $\sigma_B$	Reißspan-nung (ge-messen)5) $\sigma_z$	Verhält-nis $\sigma_{0,2}/\sigma_B$	Bruchdehnung 6)		Gleichmaß-dehnung $\delta_g$	Bruchein-schnürung 7) $\psi$	E-Modul E
			$\sigma_{0,01}$	$\sigma_{0,01}$						$\delta_5$	$\delta_{10}$			
-	-	mm	kp/mm <sup>2</sup>	kp/mm <sup>2</sup>	kp/mm <sup>2</sup>	kp/mm <sup>2</sup>	kp/mm <sup>2</sup>	kp/mm <sup>2</sup>	-	%	%	%	%	kp/mm <sup>2</sup>
Al-St-Freileitungsseil 95/55 mm <sup>2</sup> (1,7 : 1; DIN 48 204), 16 mm $\phi$														
Kerndraht	St III	3,22	53,5	100,2	106,8	132,7	196,4	0,76	17,5	11,1	7,0	52,5	20000	
1. Lage	St III	3,20	39,2	96,4	101,3	130,5	174,2	0,74	14,7	11,0	7,6	47,9	20140	
2. Lage	Al	3,21	7,4	16,0	-	18,9	54,0	0,85	16,6	8,6	0,75	86,0	6900	
Al-St-Freileitungsseil 230/30 mm <sup>2</sup> (7,7 : 1; DIN 48 204), 21 mm $\phi$														
Kerndraht	St III	2,27	89,9	130,6	134,5	160,0	234,0	0,82	14,1	9,4	6,4	50,3	19150	
1. Lage	St III	2,27	91,3	133,3	136,3	160,5	228,0	0,83	14,5	9,5	6,2	49,6	19700	
2. Lage	Al	3,49	9,2	15,6	-	17,0	33,7	0,92	13,8	7,4	0,79	82,0	7160	
3. Lage	Al	3,49	7,2	14,6	-	16,8	44,8	0,87	14,5	7,5	0,86	86,4	6960	
Al-St-Freileitungsseil 240/40 mm <sup>2</sup> (6 : 1; DIN 48 204), 21,9 mm $\phi$ , übliche Ausführung														
Kerndraht	St III	2,68	51,6	122,3	127,3	146,9	205,0	0,83	14,7	10,8	6,1	47,5	20150	
1. Lage	St III	2,68	54,1	126,1	129,8	148,8	208,0	0,85	14,2	11,2	6,2	50,7	20910	
2. Lage	Al	3,45	8,0	15,1	-	17,1	40,1	0,88	13,6	7,4	0,98	84,7	6740	
3. Lage	Al	3,45	12,4	15,9	-	17,2	41,9	0,92	13,9	7,4	1,06	84,9	6940	
Al-St-Freileitungsseil 240/40 mm <sup>2</sup> (6 : 1, DIN 48 204), 21,9 mm $\phi$ , mit kurzer Schlaglänge														
Kerndraht	St III	2,68	78,0	120,6	129,5	149,5	233,0	0,81	16,8	11,8	7,5	57,8	20300	
1. Lage	St III	2,70	72,7	112,6	119,3	144,8	214,5	0,78	15,6	11,4	6,9	53,1	20150	
2. Lage	Al	3,45	9,1	18,0	-	19,2	36,0	0,94	13,1	6,8	0,5	77,1	7050	
3. Lage	Al	3,45	8,6	15,9	-	17,9	32,0	0,89	12,8	6,7	0,65	76,5	7090	
Al-St-Freileitungsseil 240/40 mm <sup>2</sup> (6 : 1; DIN 48 204), 21,9 mm $\phi$ , mit langer Schlaglänge														
Kerndraht	St III	2,69	72,6	123,8	128,0	146,8	234,0	0,84	15,7	11,5	6,1	54,2	20530	
1. Lage	St III	2,69	71,4	124,0	130,8	150,5	221,0	0,82	15,5	11,4	6,2	53,7	20530	
2. Lage	Al	3,45	8,9	16,0	-	17,5	40,8	0,91	13,1	6,5	0,82	84,4	6890	
3. Lage	Al	3,45	9,4	16,4	-	17,8	39,2	0,92	12,4	6,5	0,82	79,8	7130	
Al-St-Freileitungsseil 340/30 mm <sup>2</sup> (11,3 : 1; DIN 48 204), 25 mm $\phi$														
Kerndraht	St III	2,33	56,3	125,6	128,9	143,7	204,5	0,87	8,3	7,7	7,1	49,3	20200	
1. Lage	St III	2,31	69,5	124,2	130,1	149,6	228,0	0,83	8,2	7,1	6,2	50,8	20000	
2. Lage	Al	2,99	8,3	15,8	-	17,8	63,7	0,89	16,5	8,5	0,51	89,0	6480	
3. Lage	Al	2,99	9,2	16,5	-	(21,5)	52,0	(0,77)	14,2	7,2	0,70	81,9	6500	
4. Lage	Al	2,99	10,4	17,4	-	18,5	44,2	0,94	16,1	8,2	0,46	83,9	6600	
Al-St-Freileitungsseil 380/50 mm <sup>2</sup> (7,7 : 1; DIN 48 204), 27 mm $\phi$														
Kerndraht	St III	3,04	52,8	118,8	122,4	146,2	200,0	0,81	14,0	10,8	7,6	46,6	20500	
1. Lage	St III	3,02	54,5	120,0	123,7	149,3	197,0	0,80	14,4	10,4	7,6	39,1	20100	
2. Lage	Al	3,01	8,2	15,9	-	18,7	53,9	0,85	15,4	8,3	0,67	87,5	7120	
3. Lage	Al	3,00	8,3	16,0	-	18,6	57,3	0,86	16,2	8,5	0,68	87,4	7200	
4. Lage	Al	3,00	8,9	16,6	-	19,0	48,2	0,87	15,7	8,5	0,89	84,7	7130	
Al-Freileitungsseil 120 mm <sup>2</sup> (DIN 48 201), 14 mm $\phi$														
Kerndraht	Al	2,80	10,2	16,2	-	18,8	37,8	0,86	15,7	8,3	0,60	78,7	6610	
1. Lage	Al	2,80	8,9	16,5	-	17,8	53,7	0,93	13,5	7,2	0,53	84,6	6470	
2. Lage	Al	2,80	9,6	16,4	-	18,4	50,0	0,89	14,1	7,0	0,51	86,0	6700	
Al-Freileitungsseil 185 mm <sup>2</sup> (DIN 48 201), 17,5 mm $\phi$														
Kern	Al	2,49	10,3	16,6	-	18,5	46,0	0,90	12,2	6,4	1,13	84,8	6580	
1. Lage	Al	2,49	9,8	15,8	-	18,3	47,3	0,86	13,2	6,5	0,84	84,8	6530	
2. Lage	Al	2,49	9,8	16,6	-	18,9	49,3	0,88	11,8	6,2	1,22	85,4	6400	
3. Lage	Al	2,49	10,1	16,6	-	18,7	39,8	0,89	14,6	7,4	1,02	83,0	6470	
Nicht verseilte Al-Properti-Drähte 8)														
	Al	1,84	9,0	17,3	-	18,8	30,1	0,92	12,1	5,8	0,55	64,7	6540	
	Al	2,68	11,4	19,5	-	22,5	26,3	0,87	10,6	5,7	0,99	55,8	6670	
	Al	3,18	8,4	17,3	-	20,8	35,9	0,83	12,5	6,3	0,88	72,4	6570	
Nicht verseilte Al-Drähte, Ausgangswerkstoff Walzdraht														
	Al	2,99	9,2	16,4	-	18,9	42,2	0,87	17,7	10,1	2,2	82,8	6860	
													6620	
													6580	
													6480	
	Al	3,19	10,3	16,4	-	19,0	38,01	0,86	16,5	9,8	2,7	80,2	6830	
													6770	
													6610	
													6680	
	Al	3,39	9,3	14,9	-	16,7	50,0	0,89	17,3	10,2	1,8	88,0	7030	
													6690	
													6710	
													6520	
	Al	3,49	9,3	15,6	-	17,5	52,9	0,89	17,6	10,9	2,7	87,6	7130	
													6970	
													6850	
													6730	
Von Hand verseilte Drähte und anschließend wieder gerichtete Drähte (Ausgangswerkstoff Walzdraht)														
	Al	2,99				18,9					1,0			
	Al	2,99				18,8					0,8			
	Al	3,19				18,8					0,8			
	Al	3,19				18,8					1,25			
	Al	3,39				16,5					1,0			
	Al	3,39				16,5					0,9			
	Al	3,48				17,2					1,1			
	Al	3,48				17,2					1,0			

1) DIN 50 143, 2) DIN 50 144, 3) DIN 48 200, Bl. 3, 4) DIN 50 145,  
5) Dem Endpunkt der wahren Spannungs-Dehnungs-Kurve zugeordnete Spannung, 6) DIN 50 145, 7) DIN 50 145,  
8) Die Al-Properti-Drähte wurden dankenswerterweise von Kaiser-Aluminium GmbH, Berlin, zur Verfügung gestellt.







### 5.1 Problemstellung

Für die Auswahl der zulässigen Belastung der unter statischer Dauerzugbelastung stehenden Freileitungsseile genügt es vor allem bei erhöhten Betriebstemperaturen nicht, lediglich die durch den zügigen (Kurzzeit-) Versuch erfaßten Dehngrenzenwerte in Rechnung zu ziehen; es müssen vielmehr auch die Dauerstandfestigkeitswerte bekannt sein. Die Festigkeitsanforderungen bei Langzeitbetrieb sucht man zumeist durch erfahrungsbedingte Sicherheitsfaktoren zu erfassen. Es zeigt sich aber, daß die genannte Berechnungsweise nicht immer zu befriedigenden Ergebnissen führt.

Bei langandauernder statischer Zugbelastung stellen sich nämlich folgende, nicht einfach abzuschätzende Erscheinungen ein:

- a) Es treten zeitabhängige bleibende Dehnungen (Kriechdehnungen) auf, deren Größe zumeist nicht spannungsproportional ist; sie sind außerdem stark temperaturabhängig.
- b) Bei Verbundkonstruktionen kann die Spannungsverteilung nach dem Kriechen vom Anfangszustand verschieden sein: Das ist durch unterschiedliches Kriechen der Verbundkomponenten bedingt.
- c) Bei genügend hoher, aber unterhalb der zügigen Bruchnennspannung liegender Beanspruchung kann schließlich ein zäher oder spröder Kriechbruch auftreten.

Da bei der Kriechverformung der Metalle bisher noch nicht quantitativ überschaubare komplizierte Elementarprozesse ablaufen, bei denen neben der Abgleitung innerhalb der Körner auch die Verschiebung einzelner Körner relativ zueinander und die Diffusion von Bedeutung sind und zudem im Seilverband stets inhomogene und instationäre Beanspruchungszustände vorliegen, sollen die Verhältnisse in der Praxis so weit wie möglich nachahmende Kriechversuche als phänomenologische Grundlage zu-

nächst die Voraussetzung für eine praktische und theoretische Lösung geben.

### 5.2 Versuchsanlage und Wahl der Versuchsbedingungen für Dauerstandversuche an Seil- und Drahtproben

#### 5.2.1 Seilproben

Prüfverfahren zum Untersuchen des Dauerstandverhaltens von Freileitungsseilen müssen eine konstante und stoßfrei aufgebrachte Belastung ausreichend langer Proben (hier  $L_V = 7,5$  m) während einer langandauernden Versuchszeit auch bei unterschiedlichen Temperaturen mit einer Abweichung kleiner  $\pm 1$  % ermöglichen. Als geeignet erwies sich hierfür eine hydraulisch-mechanische Prüfeinrichtung, bei der das stoßfreie und reproduzierbare Prüfkraftaufbringen sowie das anfängliche Konstanthalten im Primärbereich des Kriechvorganges hydraulisch durch einen Einzelprüfzylinder, die langandauernde Lastkonstanthaltung aber durch Federpakete mit sehr flacher Federkennlinie vorgenommen wird (Bild 50 u. 51). Ein reproduzierbares Einstellen und Konstanthalten wird dabei durch ein selbst nicht kriechendes Dynamometer ohne jede Nulldrift ermöglicht.

Für die Ermittlung der Kriechdehnungen bzw. der Kriechgeschwindigkeiten in Abhängigkeit von der Zeit wurden zwei einander gegenüberliegende Meßstangen (jeweils 2 m) aus Stahl und Meßuhren (1/100 mm Teilung) mittels geeigneter Klemmvorrichtungen angebracht. Auf einigen Seilproben waren zwei derartige voneinander unabhängige Einrichtungen vorhanden (Bild 52).

Die Einspannung der Seilproben erfolgte wieder durch Vergießen mit Kunstharz; alle Seildrähte sind daher auch hier gleichmäßig an der Lastaufnahme beteiligt und eine Verschiebung der Verbundkomponenten gegeneinander ist nicht möglich.

Ein Konstanthalten der Prüftemperatur innerhalb möglichst enger Grenzen ist für die Durch-

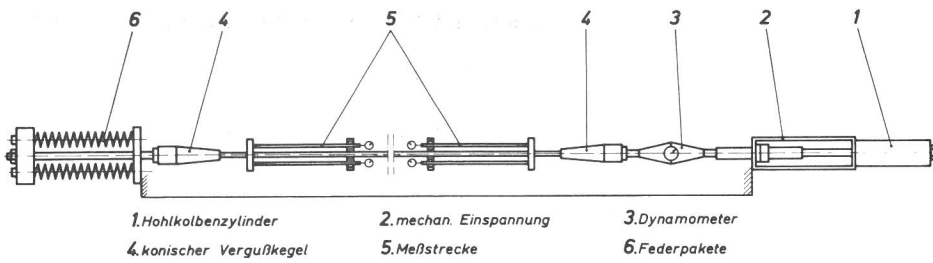


Bild 50  
Schema der Dauerstandprüfeinrichtung  
für Freileitungsseile

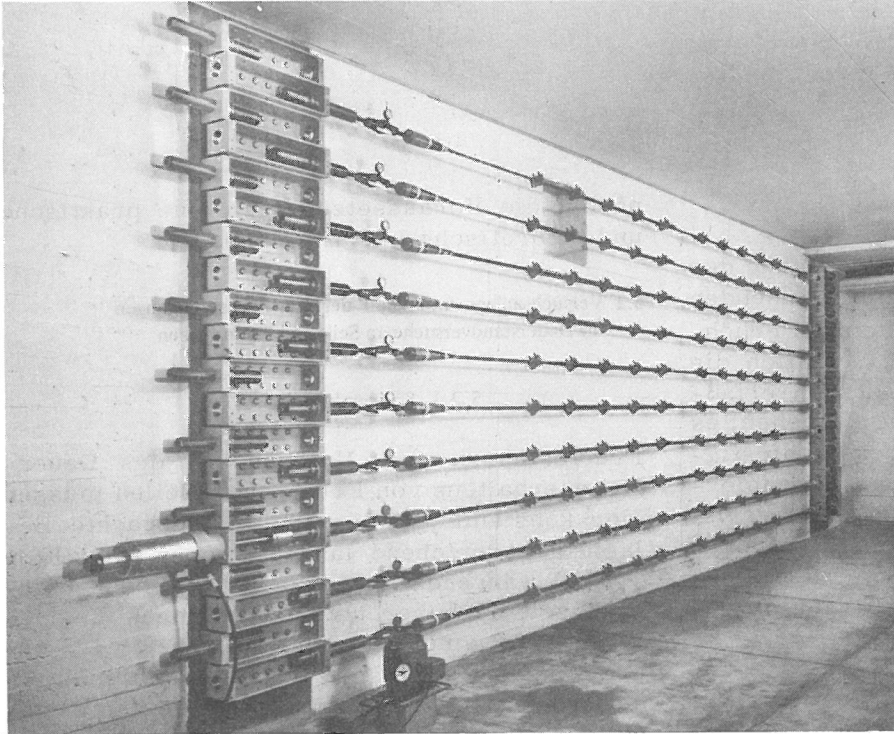


Bild 51  
Versuchsanlage zur Ausführung von  
Dauerstandversuchen an verseilten  
Werkstoffen, 20°C

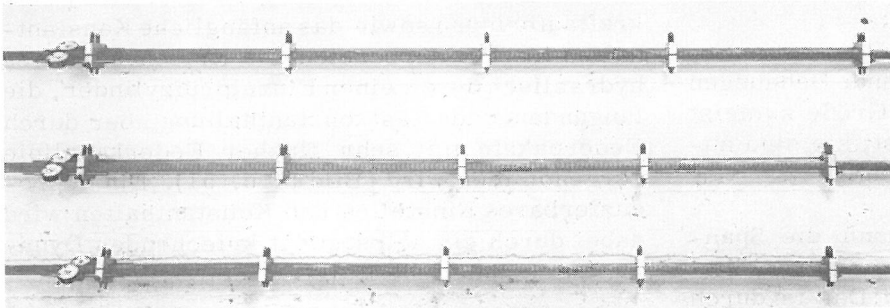


Bild 52  
Anordnung der Meßstrecken zur  
Aufnahme der Kriechdehnungen



Bild 53  
Versuchseinrichtung für Dauerstand-  
versuche an verseilten Werkstoffen  
bei erhöhten Temperaturen



führung von Dauerstandversuchen insbesondere für die Aufnahme zuverlässig auswertbarer Kriechkurven unerlässlich. Bei den hier beschriebenen Versuchen bei der Temperatur  $\theta = 20^{\circ}\text{C}$  wurde daher eine feinfühlig geregelte elektrische Raumheizung mit Ventilation eingesetzt. Die wirksame Prüftemperatur kann mit  $\theta = + 20^{\circ}\text{C} \pm 2$  grad. angegeben werden. Dauerstandversuche bei einer erhöhten Seiltemperatur von  $\theta = + 50^{\circ}\text{C}$  erfolgten mit ebenfalls 7,5 m langen Seilproben, die im mittleren Abschnitt über rd. 3,5 m Länge von einem Heizschrank umschlossen waren, wobei die Temperierung der Proben durch Umwälzen (starke Ventilation) von mit Kohlenfadenlampen elektrisch beheizter Luft erfolgte (Bild 53). Die Prüftemperaturkonstanz konnte mit Hilfe von Temperaturfühlern und Relais erreicht werden und betrug  $\theta = + 50^{\circ}\text{C} \pm 1$  grad. Die Messung der Temperatur erfolgte mit geeichten Feinmeßthermometern (1/10 grad. -Teilung). Zur Erzielung einer gleichmäßigen Verteilung der Temperatur über die Meßstrecke wurden die Seilproben außerhalb des Heizschrankes gesondert isoliert. Die Temperaturunterschiede innerhalb der Meßstrecke (2 m) betragen daher nur  $\pm 0,5$  grad.

Zur weitergehenden Annäherung an die Verhältnisse in einer ausgeführten Freileitung wurden die Versuchsproben ausreichend lang ( $L_V = 7,5$  m) gewählt. Die Probenahme von der abgelieferten Seiltrommel (Kerndurchmesser 1,5 m) erfolgte durch verdrehungsfreies Aufbringen auf eine hölzerne Richtschiene, die erst nach Einbau in die Prüfvorrichtung entfernt wurde. Die jeweilige Dauerlast wurde zur möglichst genauen Erfassung des Primärbereiches der Kriechkurve reproduzierbar schnell und stoßfrei aufgebraucht. So erfolgte die Einstellung der Versuchsbelastungen mittels des hydraulischen Einzelprüfzylinders stets innerhalb 40 bis 60 sec.

Wie stark bestimmte Abweichungen vom idealen Meßverfahren das Meßergebnis beeinträchtigen, hängt von der jeweiligen Größe der Versuchsparameter ab. Zahlenmäßige Hinweise über die Größe der zu erwartenden Meßfehler hinsichtlich der Probenabmessungen, der Belastungsschwankungen; der in der Einspannung bedingten ungleichförmigen Lastaufnahme der Drähte, der Inhomogenitäten der Verbundwerkstoffe wie der fertigungsbedingten "Gefügestörungen" des Seils und der langsamen und schnellen Temperaturvariation können dabei aber nicht immer angegeben werden.

Die Meßunsicherheit für die auf die Meßlängen bezogenen Längenänderungen nach vollständiger Belastung liegt bei höchstens  $\pm 0,01$  mm, was bei einer gemessenen bleibenden Kriechdehnung von 0,5 % einer Unsicherheit von  $\pm 1\%$  ent-

spricht. Daneben werden geringen Abweichungen der augenblicklichen Prüftemperatur  $\theta$  von der Temperatur zu Beginn des Versuches  $\theta_0$  wegen der unterschiedlichen thermischen Dehnungen von Seil und Meßstangen als Zusatzdehnungen  $\Delta\epsilon$  wirksam. Mit den Wärmeausdehnungskoeffizienten  $\alpha_S$  und  $\alpha_{St}$  des Seils und der Meßstange aus Stahl sowie mit  $\Delta\theta^* = \theta - \theta_0$  ergeben sich diese zu

$$\Delta\epsilon = (\alpha_S - \alpha_{St}) \Delta\theta^* \quad (95).$$

Damit wird die tatsächliche Kriechdehnung

$$\epsilon_{Kr} = \Delta l/l_0 - (\alpha_S - \alpha_{St}) \Delta\theta^* \quad (96).$$

Bei den zu beschreibenden Dauerstandversuchen werden Beziehungen zwischen verschiedenen Größen wie Nennzugspannung (Belastung), Kriechdehnung, Kriechgeschwindigkeit, Temperatur und Versuchszeit gesucht. Für die Versuche bei zeitlich konstanter Nennzugspannung und einer Temperatur von  $+ 20^{\circ}\text{C}$  wurden deshalb folgende Bezugswerte für die die wichtigste Einflußgröße darstellende Seilbelastung bei nicht vorbelasteten Proben aus den verschiedenen Seiltypen (DIN 48 204, DIN 48 201) gewählt:

Al:St 95/55 mm <sup>2</sup> ( 1, 7:1):1990 kp ( $\sigma_N = 12,92$ kp/mm <sup>2</sup> )	} :0,25 F <sub>max</sub>
Al:St 230/30 mm <sup>2</sup> ( 7, 7:1):1830 kp ( $\sigma_N = 7,04$ kp/mm <sup>2</sup> )	
Al:St 240/40 mm <sup>2</sup> ( 6 :1):2160 kp ( $\sigma_N = 7,71$ kp/mm <sup>2</sup> )	
Al:St 340/30 mm <sup>2</sup> (11, 3:1):2322 kp ( $\sigma_N = 6,28$ kp/mm <sup>2</sup> )	
Al:St 380/50 mm <sup>2</sup> ( 7, 7:1):3077 kp ( $\sigma_N = 7,16$ kp/mm <sup>2</sup> )	
Al:St 95/55 mm <sup>2</sup> ( 1, 7:1):3182 kp ( $\sigma_N = 21,20$ kp/mm <sup>2</sup> )	} :0,4 F <sub>max</sub>
Al:St 230/30 mm <sup>2</sup> ( 7, 7:1):2924 kp ( $\sigma_N = 11,25$ kp/mm <sup>2</sup> )	
Al:St 240/40 mm <sup>2</sup> ( 6 :1):3456 kp ( $\sigma_N = 12,34$ kp/mm <sup>2</sup> )	
Al:St 340/30 mm <sup>2</sup> (11, 3:1):3716 kp ( $\sigma_N = 10,03$ kp/mm <sup>2</sup> )	
Al:St 380/50 mm <sup>2</sup> ( 7, 7:1):4924 kp ( $\sigma_N = 11,45$ kp/mm <sup>2</sup> )	
Al:St 230/30 mm <sup>2</sup> ( 7, 7:1):3655 kp ( $\sigma_N = 14,06$ kp/mm <sup>2</sup> )	:0,5 F <sub>max</sub>
Al:St 230/30 mm <sup>2</sup> ( 7, 7:1):4386 kp ( $\sigma_N = 16,86$ kp/mm <sup>2</sup> )	} :0,6 F <sub>max</sub>
Al:St 340/30 mm <sup>2</sup> (11, 3:1):5574 kp ( $\sigma_N = 15,06$ kp/mm <sup>2</sup> )	
Al:St 380/50 mm <sup>2</sup> ( 7, 7:1):5850 kp ( $\sigma_N = 13,60$ kp/mm <sup>2</sup> )	
Al - 120 mm <sup>2</sup> : 287 kp ( $\sigma_N = 2,45$ kp/mm <sup>2</sup> )	:0,15
Al - 120 mm <sup>2</sup> : 477 kp ( $\sigma_N = 3,99$ kp/mm <sup>2</sup> )	} :0,25 F <sub>max</sub>
Al - 120 mm <sup>2</sup> : 764 kp ( $\sigma_N = 6,53$ kp/mm <sup>2</sup> )	

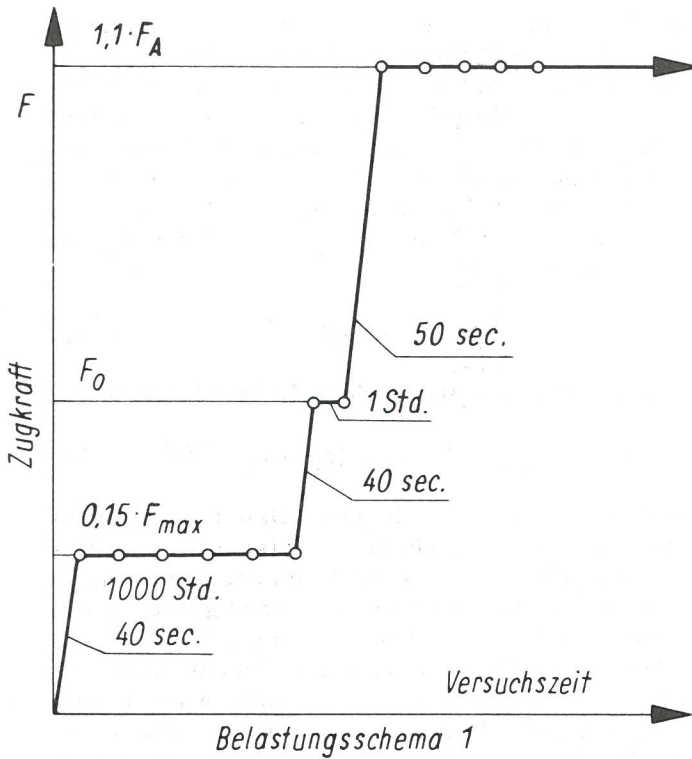
St-Kernv. Al:St 230/30mm <sup>2</sup> : 998 kp ( $\sigma_N = 3,34$ kp/mm <sup>2</sup> )	} :0,25 F <sub>max</sub>
St-Kernv. Al:St 230/30mm <sup>2</sup> :1597 kp ( $\sigma_N = 5,34$ kp/mm <sup>2</sup> )	
St-Kernv. Al:St 230/30mm <sup>2</sup> :1997 kp ( $\sigma_N = 6,68$ kp/mm <sup>2</sup> )	

Bei Versuchen mit konstanter, lediglich nach Belastungsschema 1 und 2 (Bild 54) stufenförmig geänderter Zugkraft wurde das Dauerstandverhalten ebenfalls bei  $+ 20^{\circ}$  und  $+ 50^{\circ}\text{C}$  an nicht vorbelasteten Proben der in Tafel 3 aufgeführten Al-St-Freileitungsseile (DIN 48 204) ermittelt.

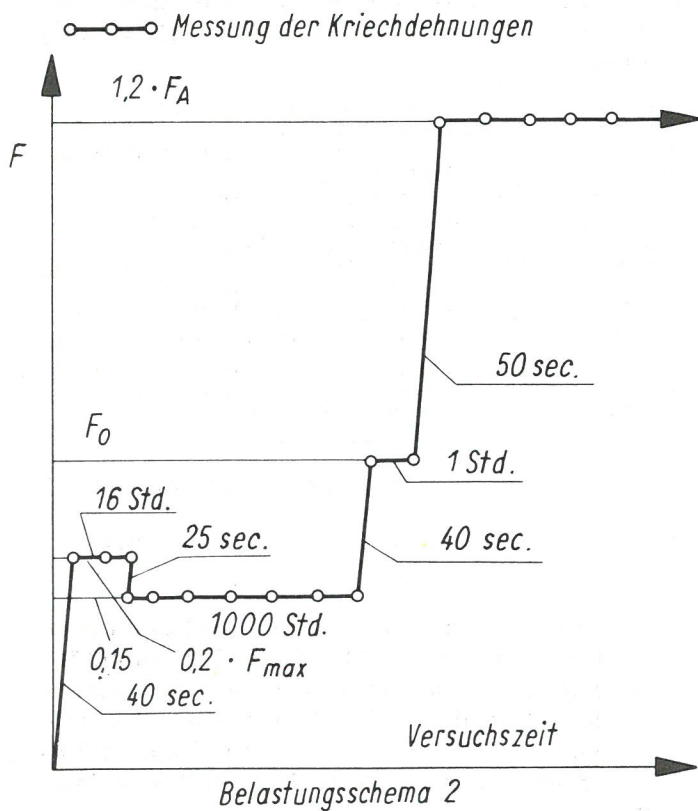
Mit vorgereckten Seilproben wurden Dauerstandversuche bei zeitlich konstanter Belastung und  $+ 20^{\circ}\text{C}$  mit nachstehenden Seilen vorgenommen:

Al:St 230/30 mm <sup>2</sup> ( 7, 7:1):1830 kp ( $\sigma_N = 7,04$ kp/mm <sup>2</sup> )	} :0,25 F <sub>max</sub>
Al:St 240/40 mm <sup>2</sup> ( 6 :1):2160 kp ( $\sigma_N = 7,71$ kp/mm <sup>2</sup> )	

Die Proben waren dabei 1 h lang bei 4386 kp ( $\sigma_N = 16,86$  kp/mm<sup>2</sup>) bzw. 5180 kp ( $\sigma_N = 18,50$  kp/mm<sup>2</sup>) entsprechend 0,6 F<sub>max</sub> vorbelastet.



Belastungsschema 1



Belastungsschema 2

Bild 54

Stufenförmiger Belastungsverlauf für Dauerstandversuche mit Aluminium-Stahl-Freileitungsseilen (DIN 48 204);  $F_0$ ,  $F_A$  u.  $F_{max}$  zulässige Höchst-, Dauerstand- und Bruchkraft nach VDE 0210 (5.62; vgl. DIN 48 202, Bl. 1, Abschn. 3.4)

### 5.2.2 Drahtproben

Das Dauerstandverhalten von verseilten und anschließend sorgfältig von Hand gerichteten Drähten sowie das von unverseilten Drähten

wurde in einer Vielproben-Dauerstandanlage durch unmittelbare Gewichtsbelastung senkrecht angeordneter Drahtproben ermittelt. Zwischen den oberen Spannvorrichtungen für die Drähte und den eigentlichen Aufhängungen wurden Schraubenfedern angeordnet, um einen von Erschütterungen nicht gestörten Versuchsablauf zu gewährleisten. Die Kriechdehnungen wurden ebenfalls über Meßstangen aus Aluminium bzw. Stahl bei Meßlängen von 1,7 m mit Meßuhren (1/100 mm Teilung) aufgenommen.

Aus der Notwendigkeit heraus, zum Zwecke des Vergleichs ebenfalls für Drähte entsprechende Zusammenhänge zwischen Zugspannung (Belastung), Kriechdehnung und Versuchszeit einzusetzen, wurden für die Dauerstandversuche mit Drahtproben  $0,15 \sigma_B$ ,  $0,40 \sigma_B$  und  $0,50 \sigma_B$  der Al-Drähte bzw.  $0,20 \sigma_B$ ,  $0,40 \sigma_B$  und  $0,60 \sigma_B$  der St-Drähte als zeitlich konstante Kriechlast gewählt.

### 5.3 Darstellung und Auswertung der Versuchsergebnisse

#### 5.3.1 Versuche mit Seilproben

##### 5.3.1.1 Zeitlich konstante Belastung

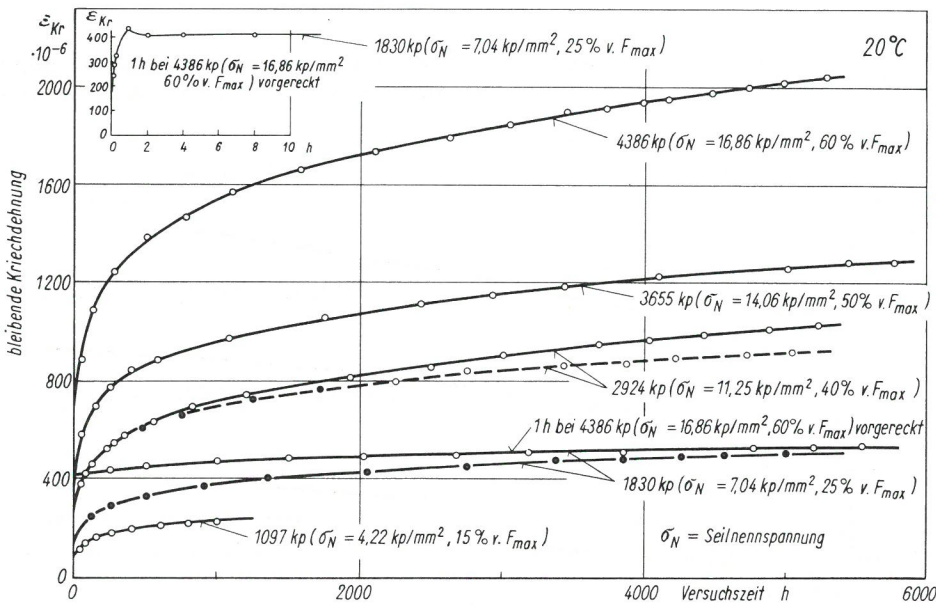
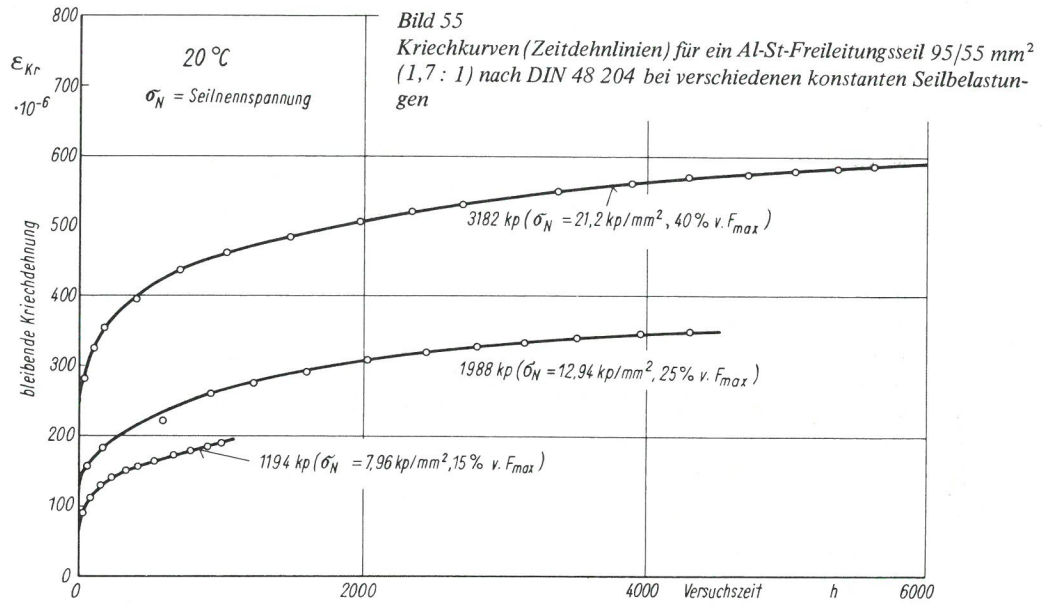
Die Bilder 55 bis 68 zeigen die bei einer Temperatur von  $+20^\circ\text{C}$  und den angegebenen Belastungen ermittelten Kriechkurven  $\epsilon_{Kr} = f(t)$  (Zeitdehnlinsen) von Proben aus den untersuchten Al-St-Freileitungsseilen, dem ebenfalls herangezogenen Al-Freileitungsseil  $120 \text{ mm}^2$  und der St-Seele des Al-St-Freileitungsseiles  $230/30 \text{ mm}^2$  in linearer sowie in doppeltlogarithmischer Auftragung. Für alle angegebenen Kriechbelastungen und für Versuchszeiten  $>10 \text{ h}$  lassen sich die Versuchsergebnisse im doppeltlogarithmischen Netz recht gut durch Geraden ausgleichen, die ein Dauerstandverhalten nach Potenzfunktionen kennzeichnen.

Die Zeitkriechgeschwindigkeitslinien  $\dot{\epsilon}_{Kr} = d\epsilon_{Kr}/dt = f(t)$  für die untersuchten Freileitungsseile werden durch Auswerten der Kriechkurven  $\epsilon_{Kr} = f(t)$  erhalten; die Neigung der Kriechkurven entspricht dabei den jeweiligen Kriechgeschwindigkeiten (Bild 67 bis 75).

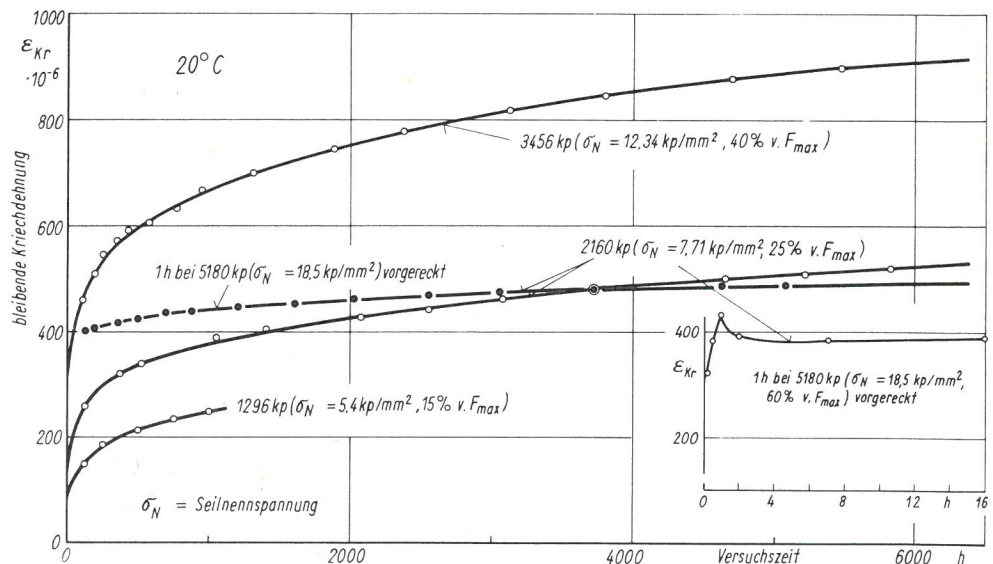
Zur Kennzeichnung des Dauerstandverhaltens werden diesen Diagrammen kennzeichnende Größen entnommen, die im folgenden näher betrachtet werden sollen. Von den gewählten Kenngrößen ist die minimale Kriechgeschwindigkeit nach 6000 h in Abhängigkeit von der Seilnennspannung  $\sigma_N$  in Bild 76 aufgetragen.

Die Kriechkurven  $\epsilon_{Kr} = f(t)$  (Bild 55 bis 68) zeigen über lange Zeiten einen allgemein gleichmäßigen Anstieg der Kriechdehnung, dem im





**Bild 57**  
Kriechkurven (Zeitdehnlinsen) für ein Al-St-Freileitungsseil 240/40 mm<sup>2</sup> (6 : 1) nach DIN 48 204 bei verschiedenen konstanten Seilbelastungen



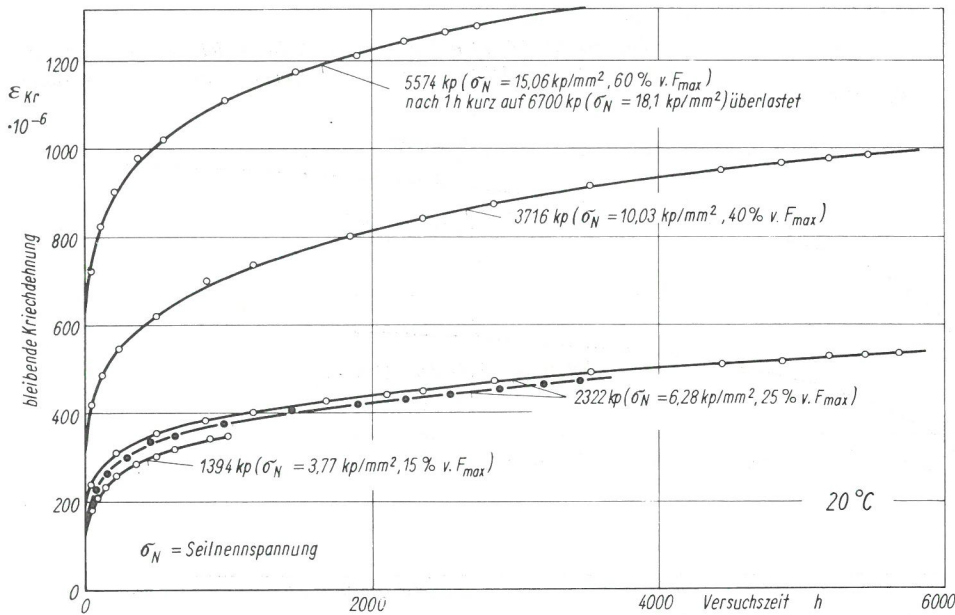


Bild 58  
Kriechkurven (Zeitdehnlinien) für ein Al-St-Freileitungsseil 340/30mm<sup>2</sup> (11,3:1) nach DIN 48 204 bei verschiedenen konstanten Seilbelastungen

Bild 59  
Kriechkurven (Zeitdehnlinien) für ein Al-St-Freileitungsseil 380/50mm<sup>2</sup> (7,7:1) nach DIN 48 204 bei verschiedenen konstanten Seilbelastungen

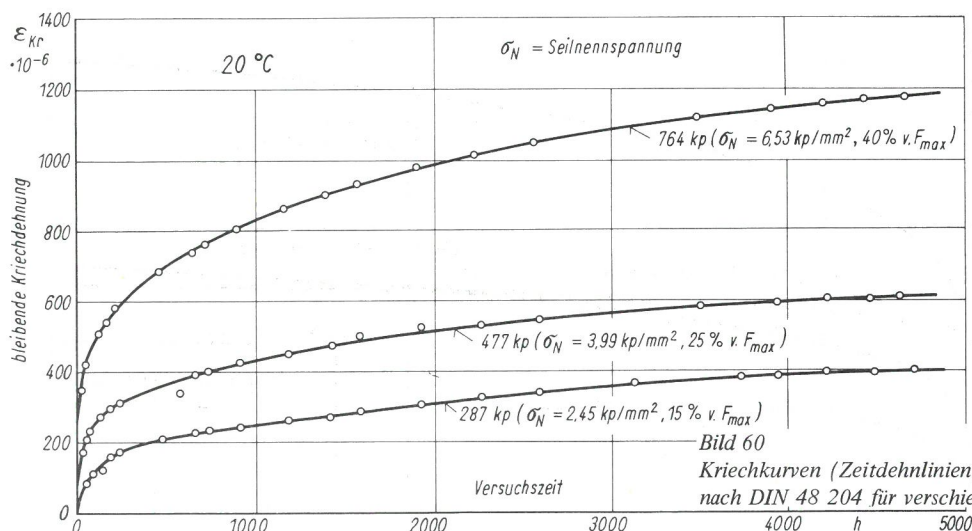
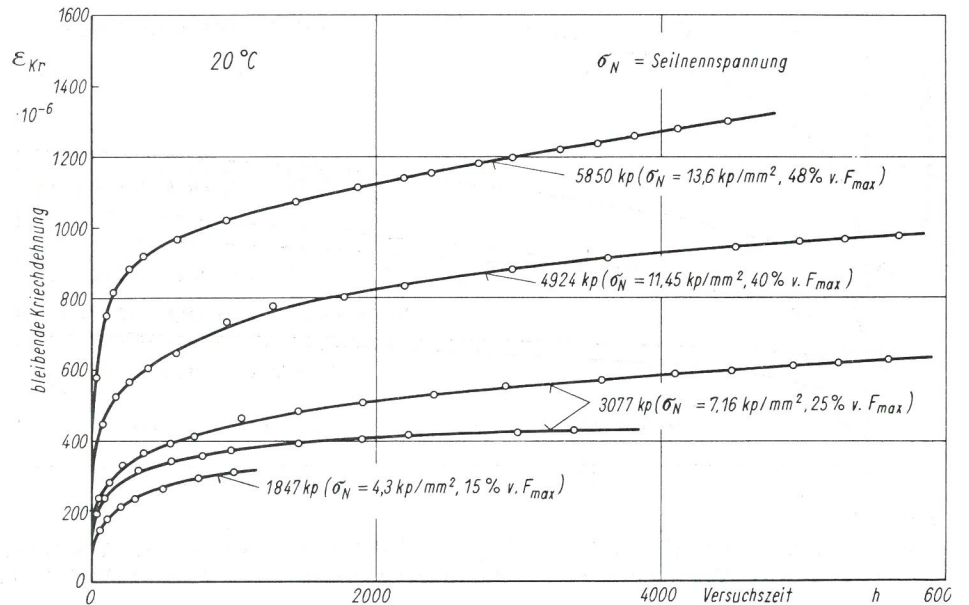


Bild 60  
Kriechkurven (Zeitdehnlinien) für ein Al-St-Freileitungsseil 120 mm<sup>2</sup> nach DIN 48 204 für verschiedene konstante Seilbelastungen



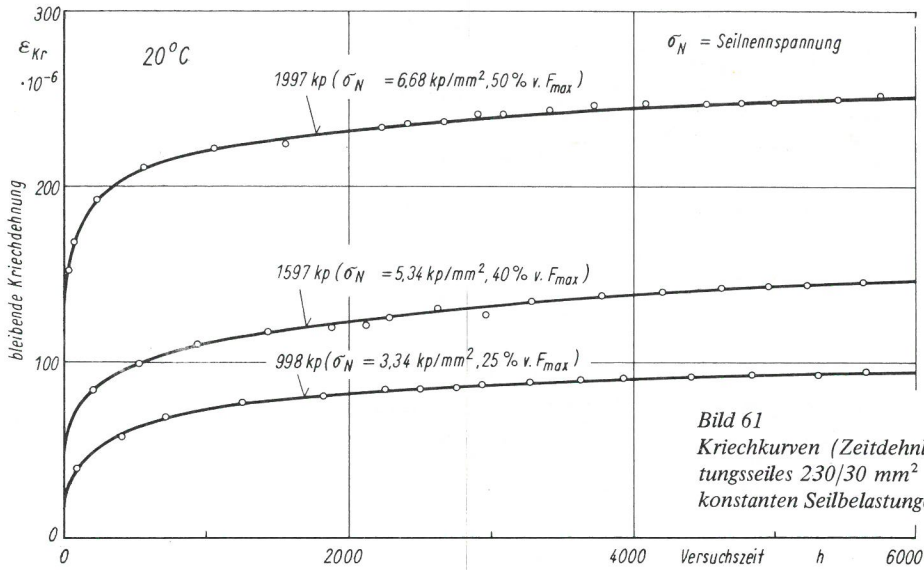


Bild 61  
Kriechkurven (Zeitdehnlagen) für die Stahlseele eines Al-St-Freileitungsseiles 230/30 mm<sup>2</sup> (7,7 : 1) nach DIN 48 204 bei verschiedenen konstanten Seilbelastungen

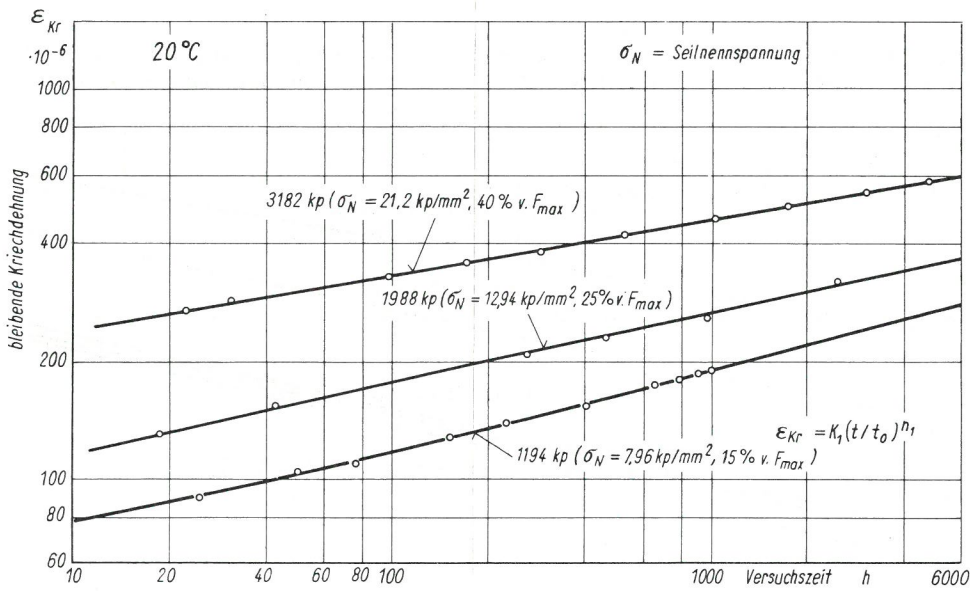
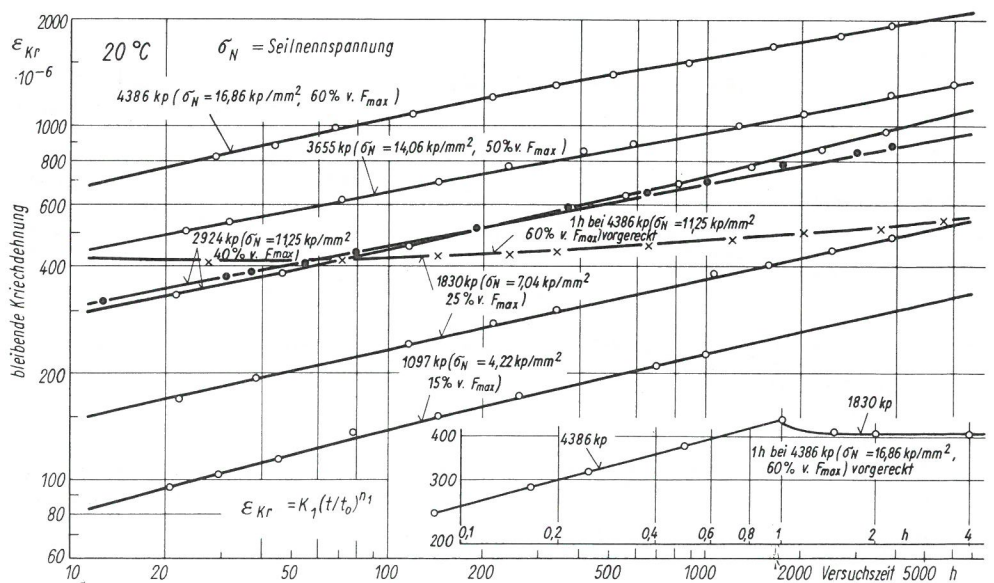


Bild 62  
Kriechkurven für ein Al-St-Freileitungsseil 95/55 mm<sup>2</sup> (1,7 : 1) nach DIN 48 204 für verschiedene konstante Seilbelastungen

Bild 63  
Kriechkurven für ein Al-St-Freileitungsseil 230/30 mm<sup>2</sup> (7,7 : 1) nach DIN 48 204 bei verschiedenen konstanten Seilbelastungen



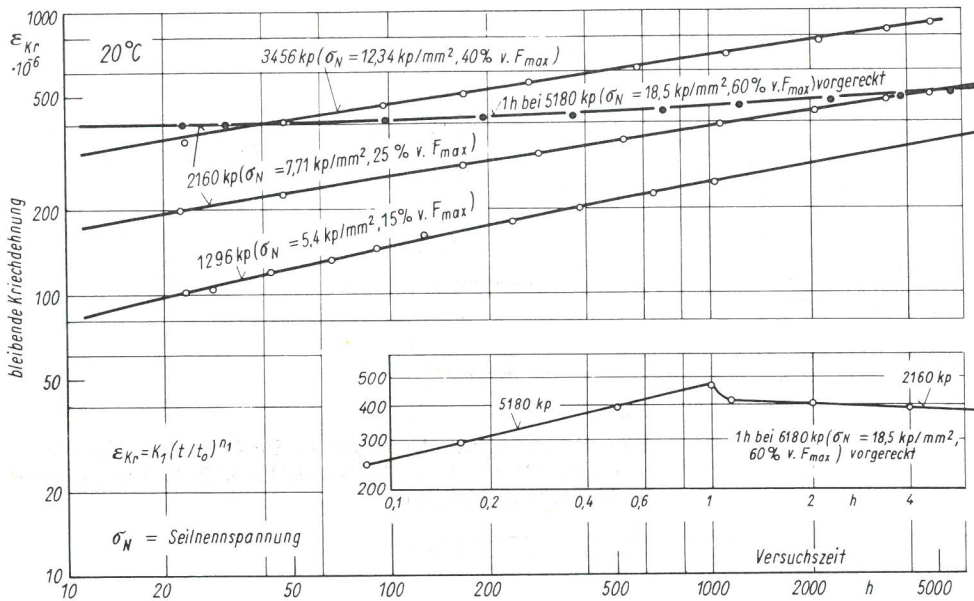


Bild 64  
Kriechkurven für ein Al-St-Freileitungsseil 240/40 mm<sup>2</sup> (6 : 1) nach  
DIN 48 204 bei verschiedenen konstanten Seilbelastungen

Bild 65  
Kriechkurven für ein Al-St-Freileitungsseil 340/30 mm<sup>2</sup> (11,3 : 1)  
nach DIN 48 204 bei verschiedenen konstanten Seilbelastungen

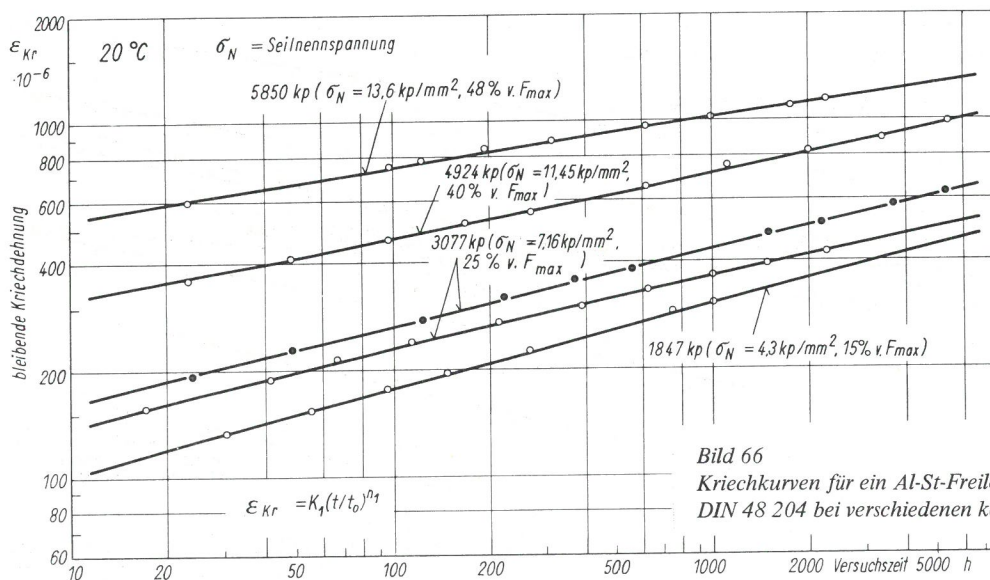
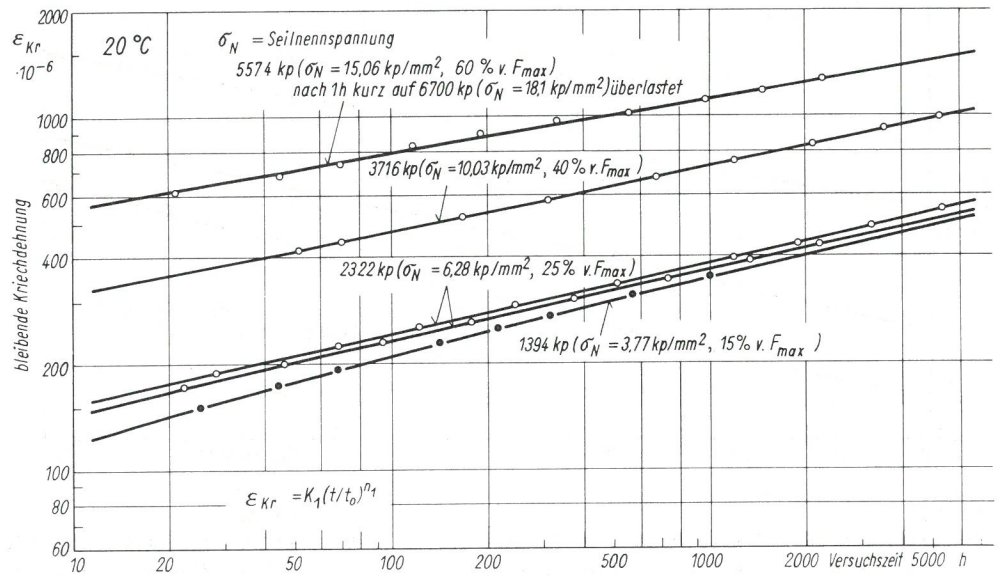


Bild 66  
Kriechkurven für ein Al-St-Freileitungsseil 380/50 mm<sup>2</sup> (7,7 : 1) nach  
DIN 48 204 bei verschiedenen konstanten Seilbelastungen

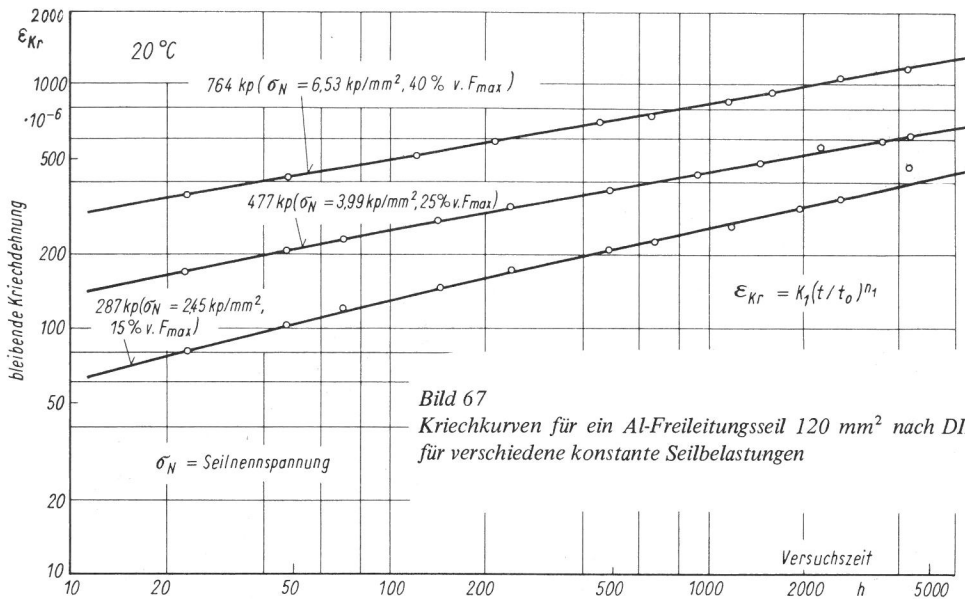


Bild 67  
Kriechkurven für ein Al-Freileitungsseil 120 mm<sup>2</sup> nach DIN 48 201 für verschiedene konstante Seilbelastungen

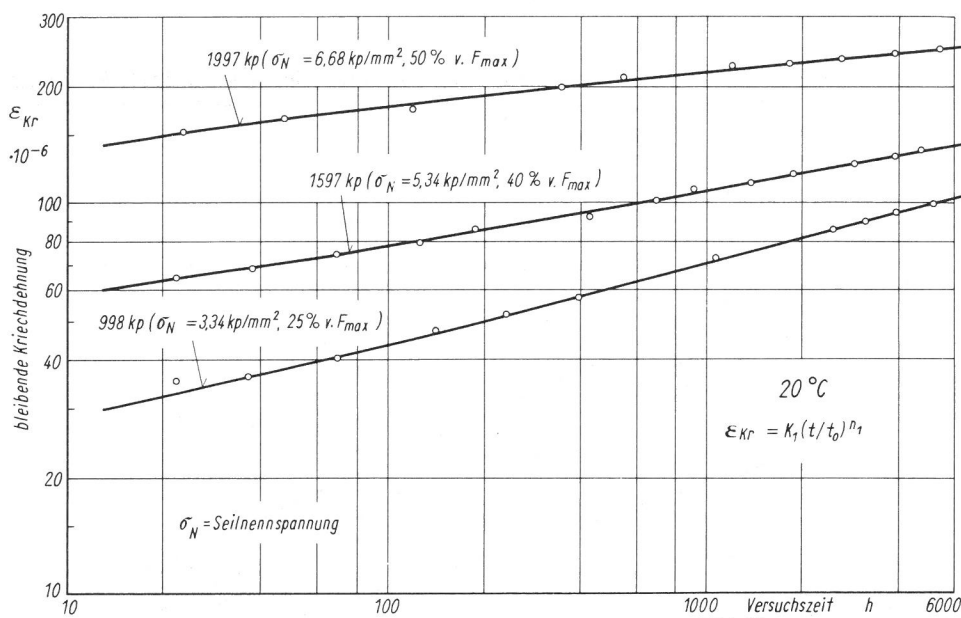
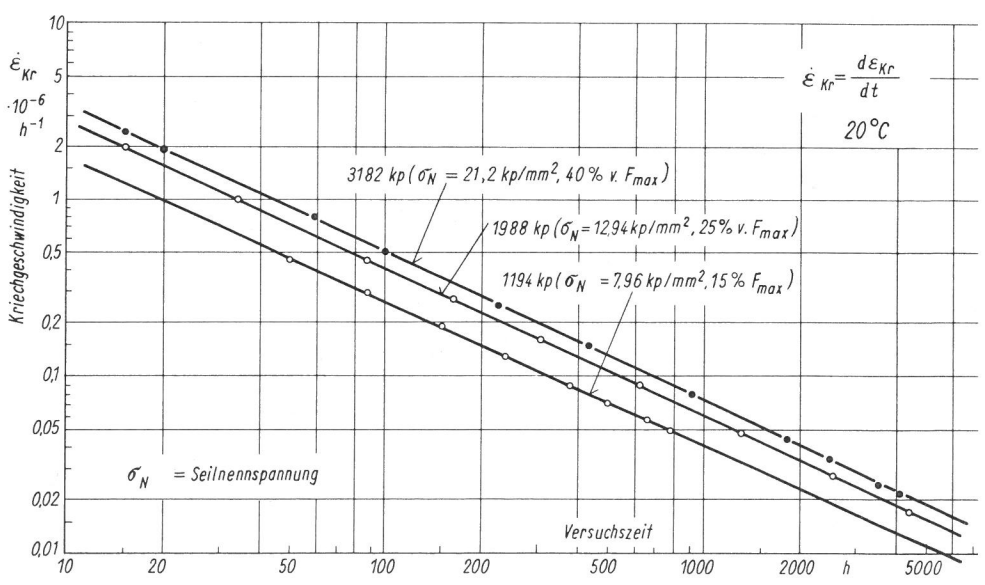
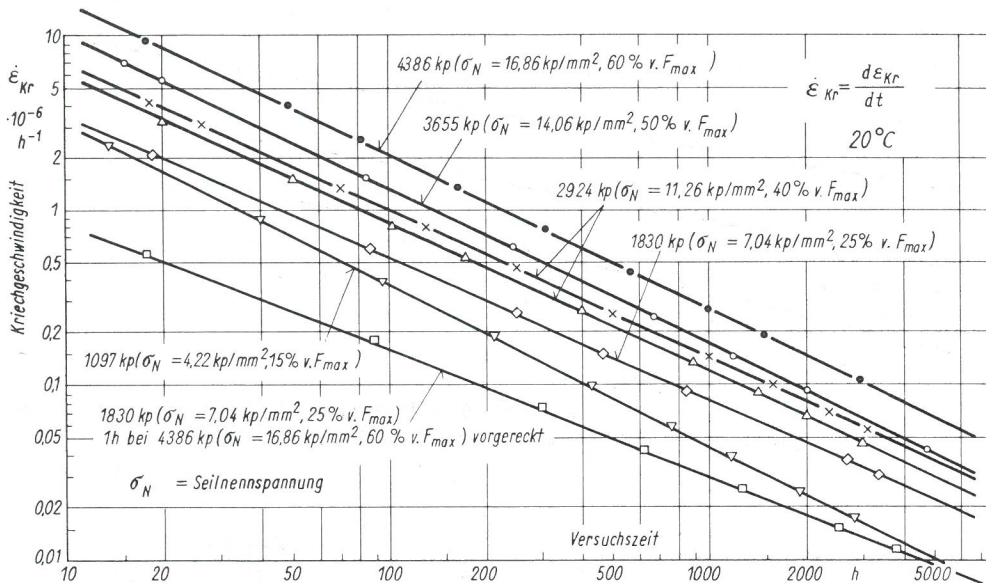


Bild 68  
Kriechkurven für eine Stahlseele eines Al-St-Seiles 230/30 mm<sup>2</sup> (7,7 : 1) nach DIN 48 204 bei verschiedenen konstanten Seilbelastungen

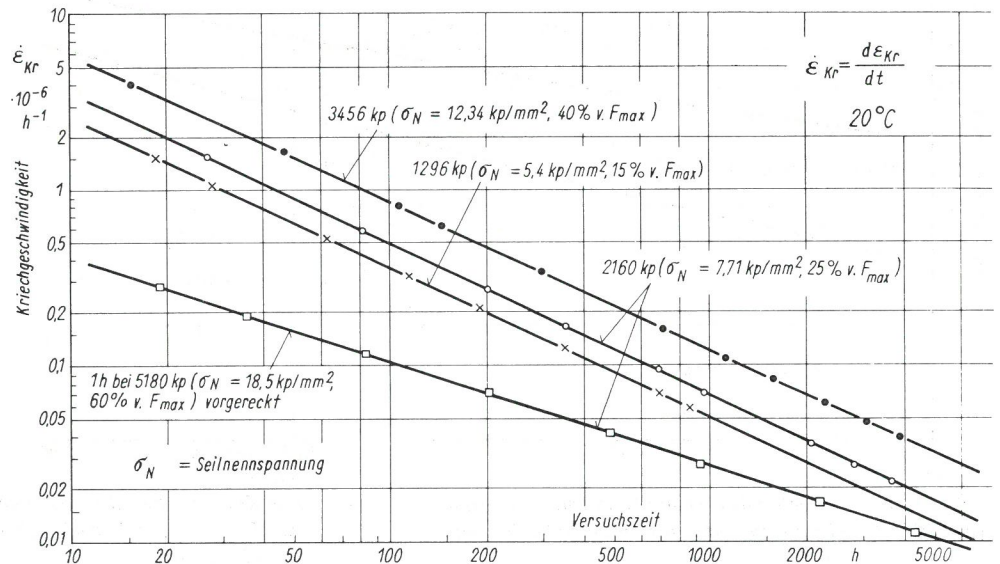
Bild 69  
Zeit-Kriechgeschwindigkeits-Linien für ein Al-St-Freileitungsseil 95/55 mm<sup>2</sup> (1,7 : 1) nach DIN 48 204 bei verschiedenen konstanten Seilbelastungen



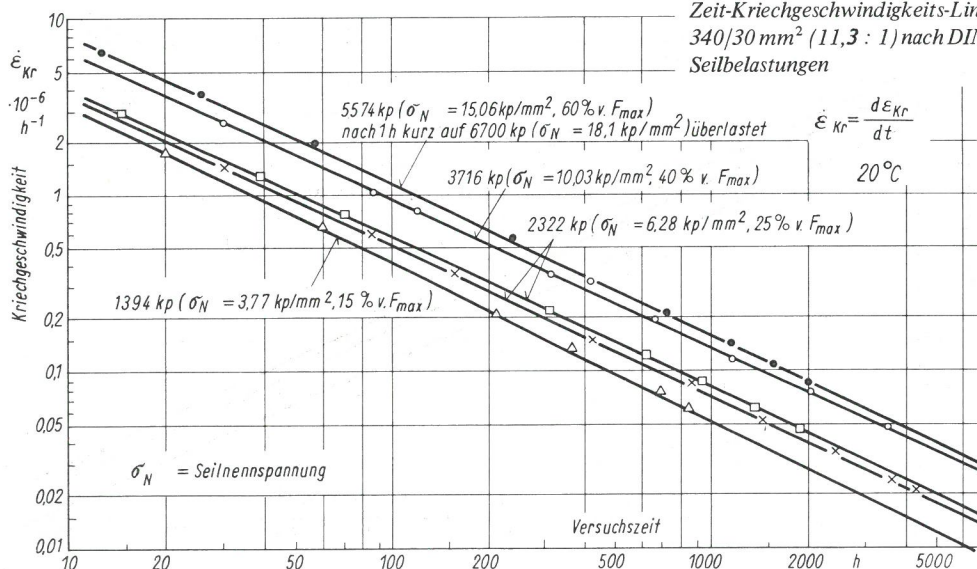


**Bild 70**  
 Zeit-Kriechgeschwindigkeits-Linien für ein Al-St-Freileitungsseil 230/30 mm<sup>2</sup> (7,7 : 1) nach DIN 48 204 bei verschiedenen konstanten Seilbelastungen

**Bild 71**  
 Zeit-Kriechgeschwindigkeits-Linien für ein Al-St-Freileitungsseil 240/40 mm<sup>2</sup> (6 : 1) nach DIN 48 204 bei verschiedenen konstanten Seilbelastungen



**Bild 72**  
 Zeit-Kriechgeschwindigkeits-Linien für ein Al-St-Freileitungsseil 340/30 mm<sup>2</sup> (11,3 : 1) nach DIN 48 204 bei verschiedenen konstanten Seilbelastungen





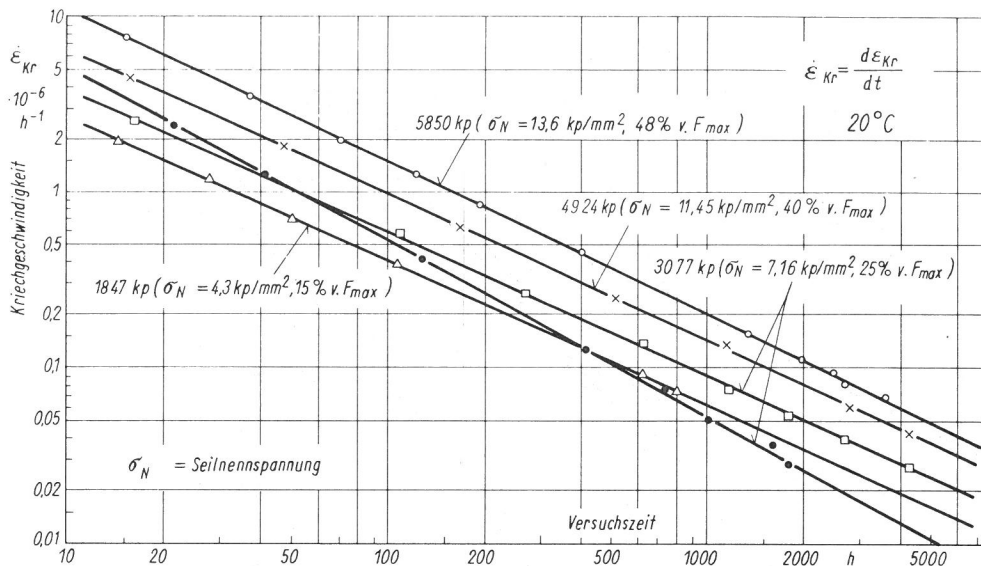


Bild 73  
Zeit-Kriechgeschwindigkeits-Linien für ein Al-St-Freileitungsseil 380/50 mm<sup>2</sup> (7,7 : 1) nach DIN 48 204 bei verschiedenen konstanten Seilbelastungen

Bild 74  
Zeit-Kriechgeschwindigkeits-Linien für ein Al-Freileitungsseil 120 mm<sup>2</sup> nach DIN 48 201 für verschiedene konstante Seilbelastungen

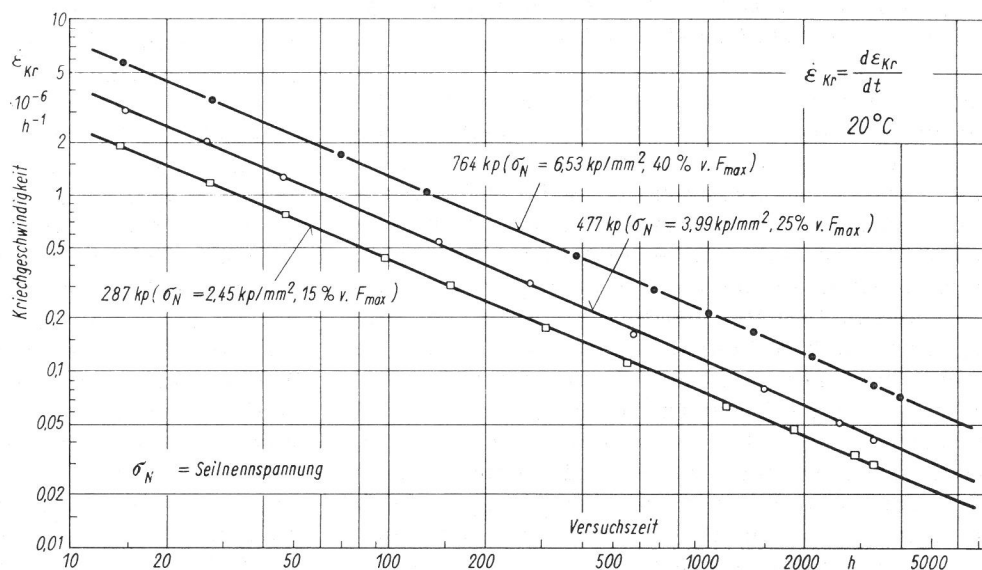
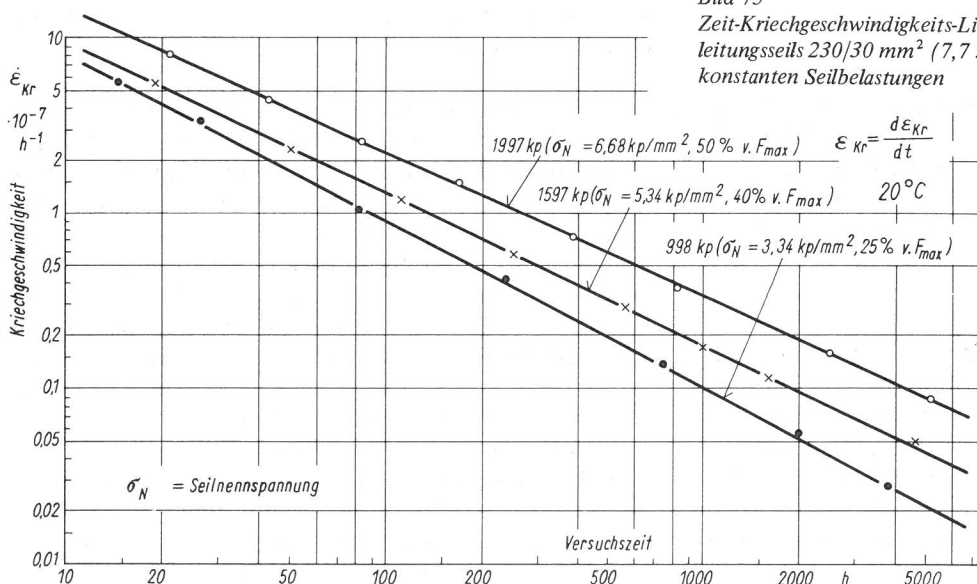


Bild 75  
Zeit-Kriechgeschwindigkeits-Linien für die Stahlseele eines Al-St-Freileitungsseils 230/30 mm<sup>2</sup> (7,7 : 1) nach DIN 48 204 bei verschiedenen konstanten Seilbelastungen





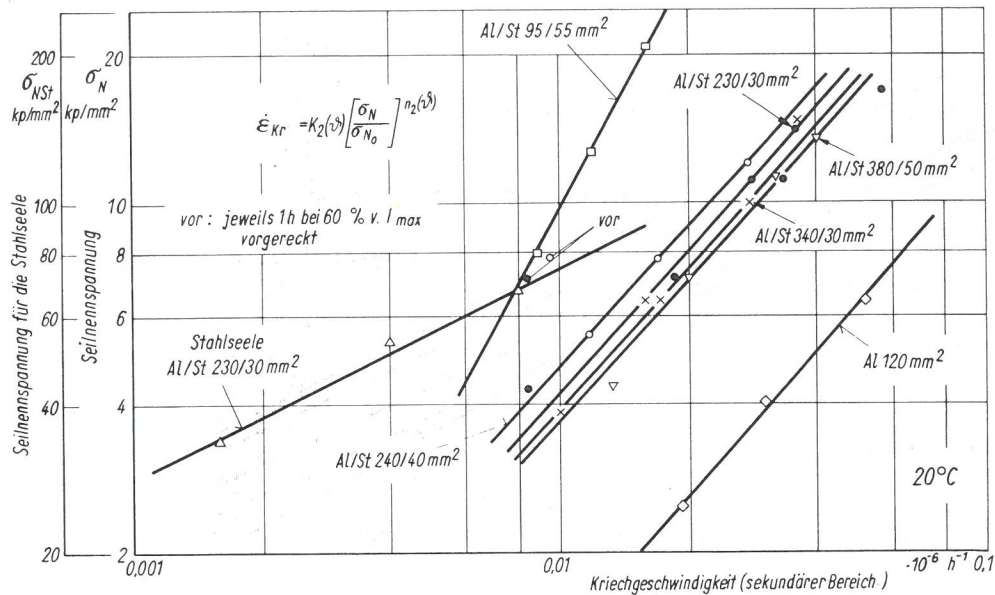


Bild 76  
Darstellung der linearen Abhängigkeit von  $\log \sigma_N$  über  $\log \dot{\epsilon}_{Kr}$  (sek. Bereich,  $\sim 6000$  h) für verschiedene Al-St-Freileitungsseile, ein Rein-Aluminiumseil u. eine Stahlseele des Al-St 230/30 mm<sup>2</sup>

Laufe der vorliegenden Versuchszeiten kein Bereich mit stark zunehmender Kriechdehnung folgt, der den nahen Zeitpunkt eines Kriechbruches der Probe ankündigt. Während aber bei den niedrigen Kriechbeanspruchungen die zunächst einsetzende Kriechdehnung nach mehr oder weniger kurzer Zeit auf dann nur noch kleine Zuwachsbeträge abklingt, beobachtet man bei sehr hohen Nennzugspannungen schneller fortschreitende Dehnungen, die dann bei ausreichend langer Versuchszeit sogar zum Bruch führen können. Es kann dabei generell eine sinnvolle Abstufung der Kriechdehnungen nach der Höhe der Seillast, dem  $A_{Al}:A_{St}$ -Querschnittsverhältnis der untersuchten Verbundfreileitungsseile sowie nach dem Werkstoff in der Reihenfolge Al-Seil, Verbundseile, St-Seil (Seele) festgestellt werden.

Auch bei der niedrigsten untersuchten Beanspruchung findet ein fortlaufendes Kriechen der Seilproben statt. Ein Stillstand der Kriechdehnung, der nach A. POMP und A. DAHMEN [112] und A. POMP und W. ENDERS [113] die Voraussetzung für die Bestimmung einer wahren Dauerstandfestigkeit wäre, ist bei diesen Beanspruchungen und +20°C nicht beobachtet worden.

Die Zeitkriechgeschwindigkeitslinien ergeben allgemein nur wahrnehmbar abnehmende Kriechgeschwindigkeiten  $\dot{\epsilon}_{Kr} = d\epsilon_{Kr}/dt$  in Abhängigkeit von der Versuchszeit (Bild 69 bis 75). Anzeichen dafür, daß die Kriechgeschwindigkeiten bei noch längeren Versuchszeiten konstante oder gar zunehmende Werte annehmen würden, sind nicht zu erkennen, so daß ange-

nommen werden kann, daß für die vorliegenden Versuchsproben noch eine außerordentlich lange Lebensdauer zu erwarten ist. Die Kriechgeschwindigkeiten stehen auch mit den Kriechdehnungen in Beziehung und sind daher ebenso wie diese sinnvoll nach den Versuchsparametern abgestuft. Bei den Verbundseilen zeigt das Al-St-Freileitungsseil 380/50 mm<sup>2</sup> jedoch im Vergleich zu den übrigen Al-St-Freileitungsseilen in Abhängigkeit von der Seillast sehr oft die größten Kriechdehnungen und -geschwindigkeiten (Bild 76). Dieses aus dem Rahmen herausfallende Verhalten deutet auf die hier erhöhte Wirksamkeit der im Seilverband infolge der großen Drahtanzahl (61 Drähte) vorhandenen Zusatzbeanspruchungen hin (Abschn. 3).

Aus Bild 76 ist weiterhin quantitativ zu entnehmen, wie die Kriechgeschwindigkeiten  $\dot{\epsilon}_{Kr}$  von den Seilnennspannungen  $\sigma_N$  abhängig sind. Diese wichtigen Abhängigkeiten können angegeben werden, da mehrere Kriechversuche mit verschiedenen Nennspannungen durchgeführt worden sind (Abschn. 5.4).

Eine zeitlich begrenzte Vorbelastung mit einer höheren Zugspannung wirkt sich bei +20°C in einer anschließend stark verminderten Kriechgeschwindigkeit aus, wobei sich im weiteren Verlauf des Versuches die Kriechkurven wieder denen der unvorbelasteten Proben annähern (Bild 70 u. 71). Beurteilt man den Nutzen einer Vorbelastung allein nach dem Einfluß auf das anfängliche Kriechverhalten, so lassen sich die Seile durch eine derartige Maßnahme beträchtlich verbessern. Dabei müssen Lastumlageeffekte wie auch eine Verminderung der Bruchdehnungswerte in Kauf genommen werden; denn neben dem Verlauf der Kriechdehnung nach einer Vorbelastung ist hauptsächlich die Abhängigkeit der Bruchkenngrößen von einer Vor-

bzw. Überbelastung interessant, da hier am augenfälligsten das Ausmaß einer möglichen Schädigung erkannt werden könnte. Es dürfte hierbei jedoch allgemein schwierig sein, die Temperatur, bis zu der eine Vorbelastung Vorteile bietet, und das Ausmaß der dabei erreichten Verbesserung des Kriechverhaltens vorauszusagen.

### 5.3.1.2 Belastung nach Schema 1 und 2

Die nach den Belastungsschemata 1 und 2 (Bild 54) und für die Temperaturen  $+20^{\circ}$  und  $+50^{\circ}\text{C}$  ermittelten Kriechdehnungen sind in den Bildern 77 bis 81 in Form von Zeitdehnlinien  $\epsilon_{Kr} = f(t)$  aufgetragen.

Für die bezogen auf praktische Verhältnisse extrem hohen Belastungen  $F_S = 1,1 F_A$  und  $1,2 F_A$  im jeweils letzten Teil der Versuchsläufe lassen sich die Ergebnisse ähnlich wie bei den geringeren Beanspruchungen im doppelt-

logarithmischen Netz angenähert durch Geraden darstellen (Bild 82, 83). Damit kennzeichnen sie auch in diesem Belastungsbereich ein Dauerstandverhalten nach Potenzfunktionen (Darstellung für  $t > 20$  h). Ein ähnliches Verhalten geben auch die Zeitkriechgeschwindigkeitslinien wieder (Bild 84 u. 85).

Bei den hohen Belastungen  $1,1 F_A$  und  $1,2 F_A$  sind die Kriechdehnungen allgemein um den Faktor rd.  $10^2$  größer als bei Belastungen  $0,15 F_{max}$ . Jedoch auch hier erkennt man eine im großen und ganzen sinnvolle Abstufung der Kriechdehnungen nach Temperatur und  $A_{Al}:A_{St}$ -Querschnittsverhältnis. Nach längerer Versuchszeit ergeben sich für Proben aus dem Al-St-Freileitungsseil  $340/30 \text{ mm}^2$  ( $11,3 : 1$ ) die größten Kriechdehnungen. Aus einem Vergleich der Ergebnisse von Versuchen bei  $+20^{\circ}$  und  $+50^{\circ}\text{C}$  geht ferner anschaulich hervor, daß das Kriechen nicht nur ein zeit- und spannungsabhängiger, sondern ähnlich wie das der betei-

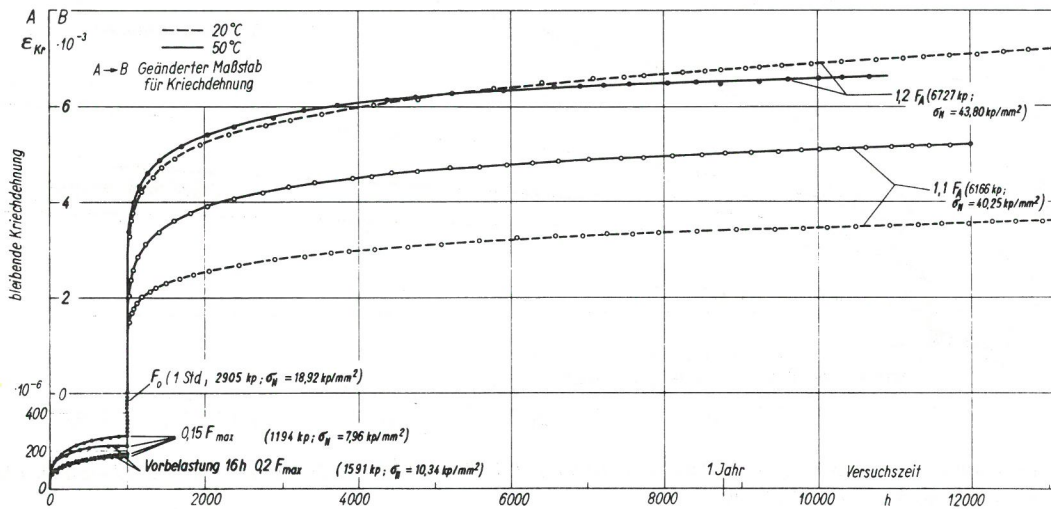


Bild 77 Kriechkurven (Zeitdehnlinien) für ein Freileitungsseil Al-St 95/55 mm<sup>2</sup> (1,7 : 1) nach DIN 48 204 bei verschiedenen konstanten Seilbelastungen und Temperaturen. Darstellung im linearen Maßstab

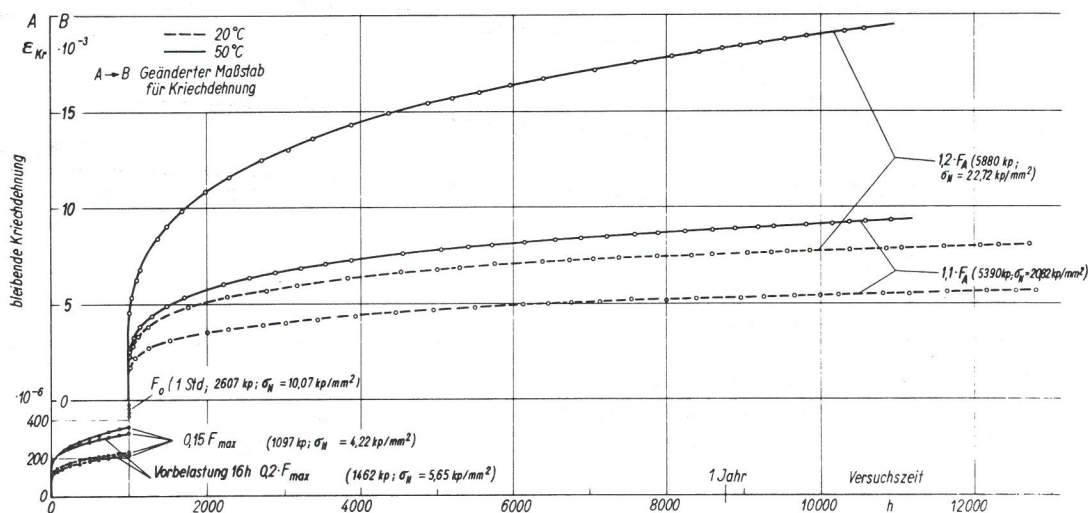


Bild 78 Kriechkurven (Zeitdehnlinien) für ein Freileitungsseil Al-St 230/30 mm<sup>2</sup> (7,7 : 1) nach DIN 48 204 bei verschiedenen konstanten Seilbelastungen und Temperaturen. Darstellung im linearen Maßstab



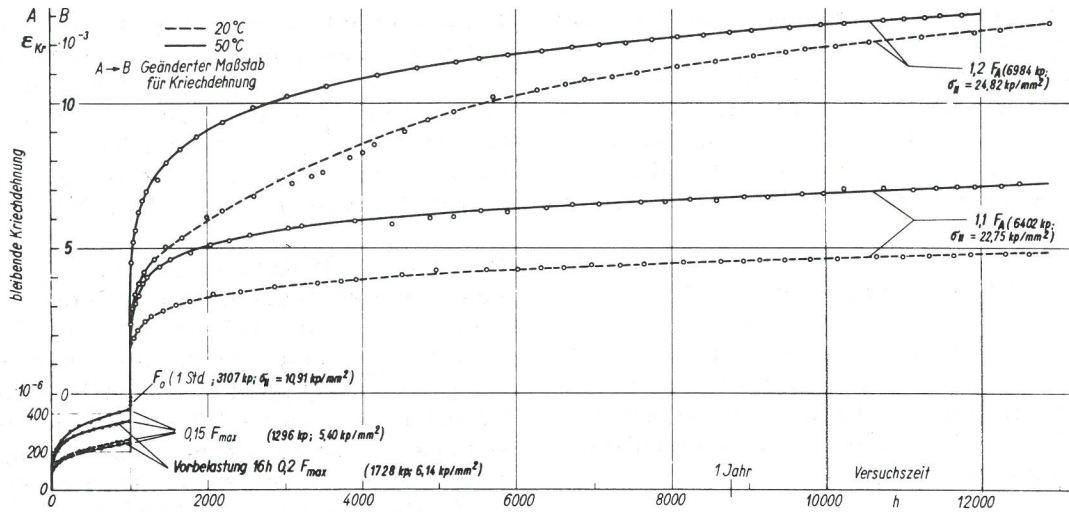


Bild 79  
Kriechkurven (Zeitdehnlinsen) für ein Freileitungsseil Al-St 240/40 mm<sup>2</sup> (6 : 1) nach DIN 48 204 bei verschiedenen konstanten Seilbelastungen und Temperaturen. Darstellung im linearen Maßstab

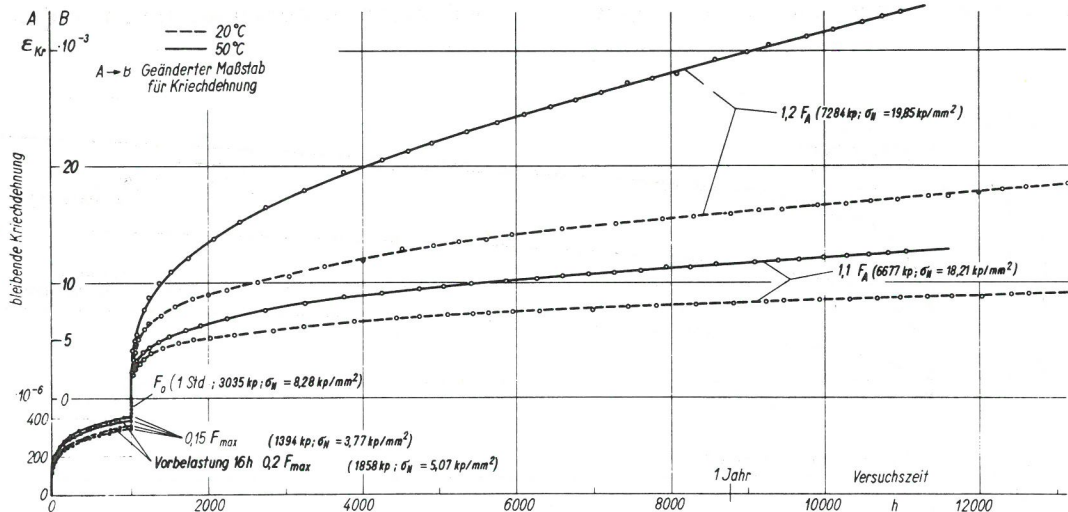


Bild 80  
Kriechkurven (Zeitdehnlinsen) für ein Freileitungsseil Al-St 340/30 mm<sup>2</sup> (11,3 : 1) nach DIN 48 204 bei verschiedenen konstanten Seilbelastungen und Temperaturen. Darstellung im linearen Maßstab

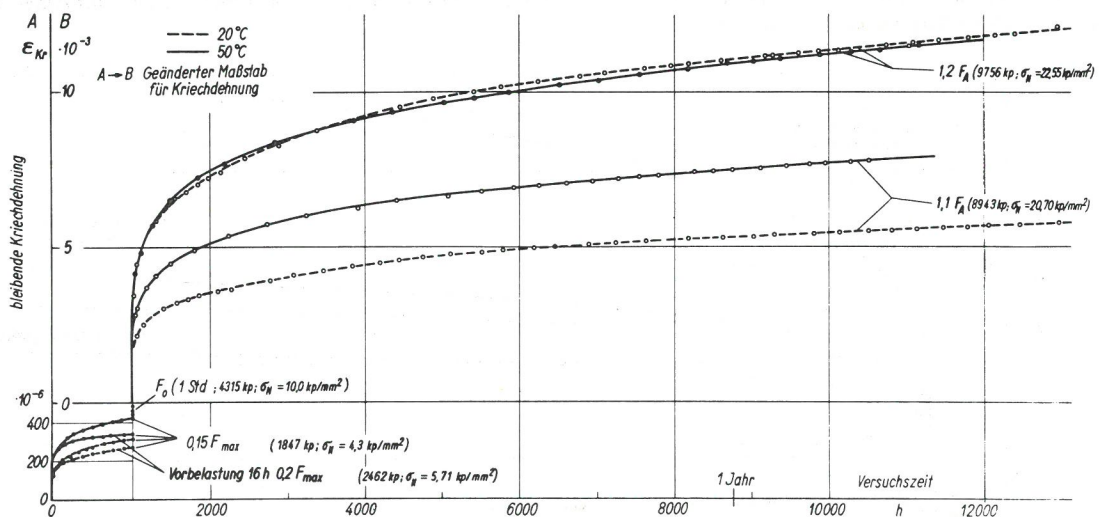


Bild 81  
Kriechkurven (Zeitdehnlinsen) für ein Freileitungsseil Al-St 380/50 mm<sup>2</sup> (7,7 : 1) nach DIN 48 204 bei verschiedenen konstanten Seilbelastungen und Temperaturen. Darstellung im linearen Maßstab

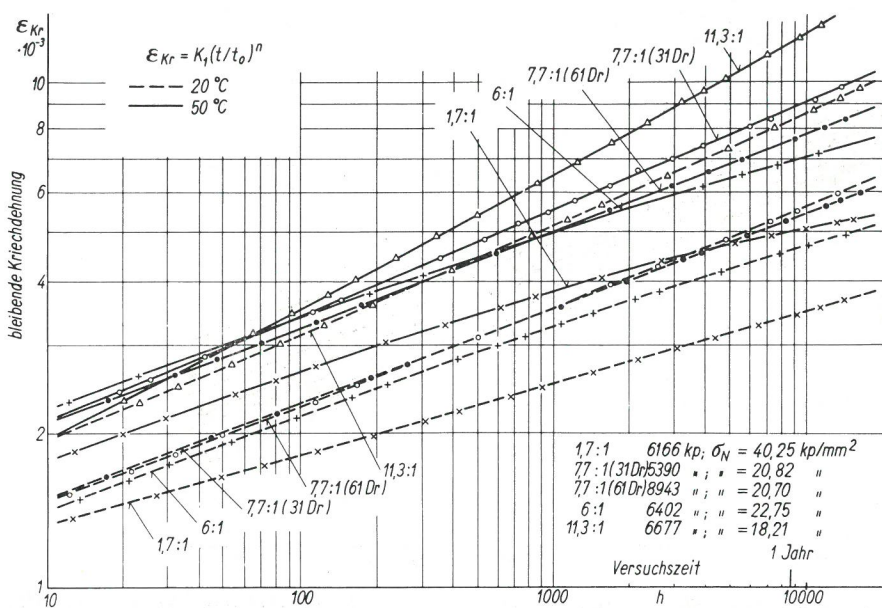


Bild 82  
Kriechkurven verschiedener Al-St-Freileitungsseile nach DIN 48 204 bei  $F = 1,1 F_A$  (Vorbelastung nach Schema 1) und  $20^\circ\text{C}$ ,  $50^\circ\text{C}$ . Darstellung im doppel-logarith. Netz

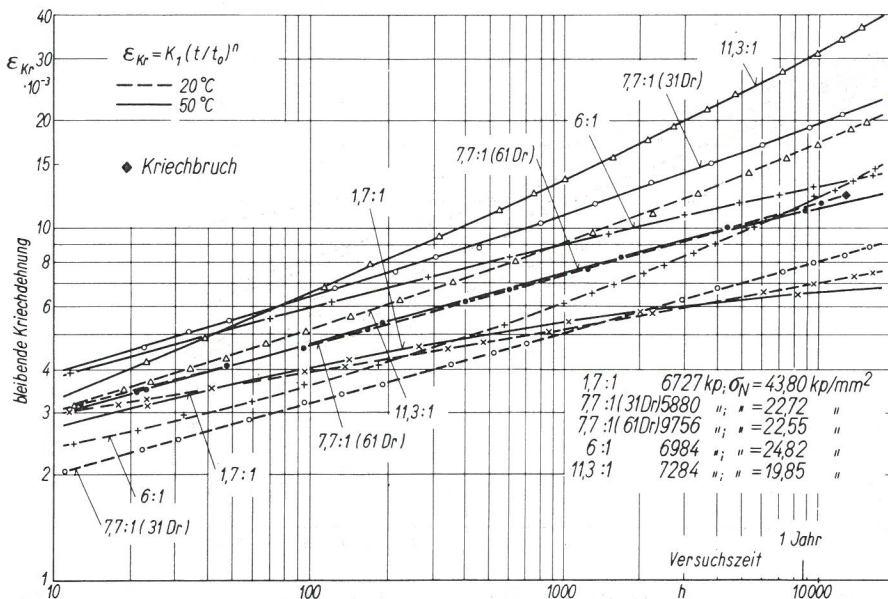


Bild 83  
Kriechkurven verschiedener Al-St-Freileitungsseile nach DIN 48 204 bei  $F = 1,2 F_A$  (Vorbelastung nach Schema 2) und  $20^\circ\text{C}$ ,  $50^\circ\text{C}$ . Darstellung im doppel-logarith. Netz

lichten Werkstoffe auch ein stark temperaturabhängiger Vorgang ist.

Der bisher einzige Kriechbruch einer Probe aus einem Al-St-Freileitungsseil  $380/50 \text{ mm}^2$  (7,7 : 1) erfolgte bei  $+ 20^\circ\text{C}$  und einer Belastung  $F_S = 1,2 F_A$  (Schema 2, Bild 54) nach ca. 13.000 Std. Dabei betrug die Bruchkriechdehnung  $\epsilon_{KrBr} = 1,3 \%$  und fiel somit nicht aus dem üblichen, dem Rahmen der Kriechdehnungswerte entsprechenden Verlauf heraus.

### 5.3.2 Versuche mit Drahtproben

Von Interesse war auch hier die gemeinsame Erfassung der experimentellen Befunde durch eine möglichst einfache beschreibende Gesetzmäßigkeit für die Beanspruchungsabhängigkeit

der Kriecherscheinungen. Die graphischen Darstellungen der experimentell erhaltenen Werte, nämlich die der Kriechdehnung über der Versuchszeit im linearen Maßstab, die der Kriechgeschwindigkeit über der Versuchszeit im doppellogarithmischen Maßstab und schließlich die der Drahtzugspannung über der Kriechgeschwindigkeit im doppellogarithmischen Netz sind in den Bildern 86 bis 90 zusammengestellt.

Im Vergleich zu den St-Drähten weisen die Al-Drähte bei entsprechenden Zugspannungen um den Faktor rd.  $10^2$  und die Aldrey-Drähte um den Faktor rd.  $10^1$  größere Kriechgeschwindigkeiten auf. Die Kriechgeschwindigkeiten wie auch die Kriechdehnungen unverseilter Drähte sind bei vergleichbaren Spannungen immer geringer als die verseilt gewesener. Die infolge

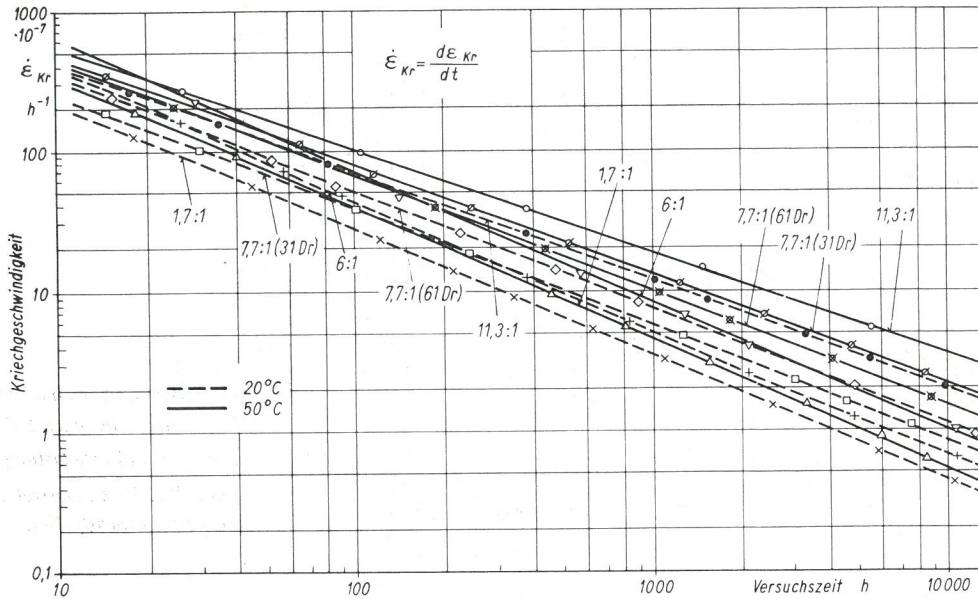


Bild 84  
Zeit-Kriechgeschwindigkeits-Linien verschiedener Al-St-Freileitungsseile nach DIN 48 204 bei  $F_S = 1,1 \cdot F_A$  (Vorbelastung Schema 1) u.  $20^\circ C$ ,  $50^\circ C$

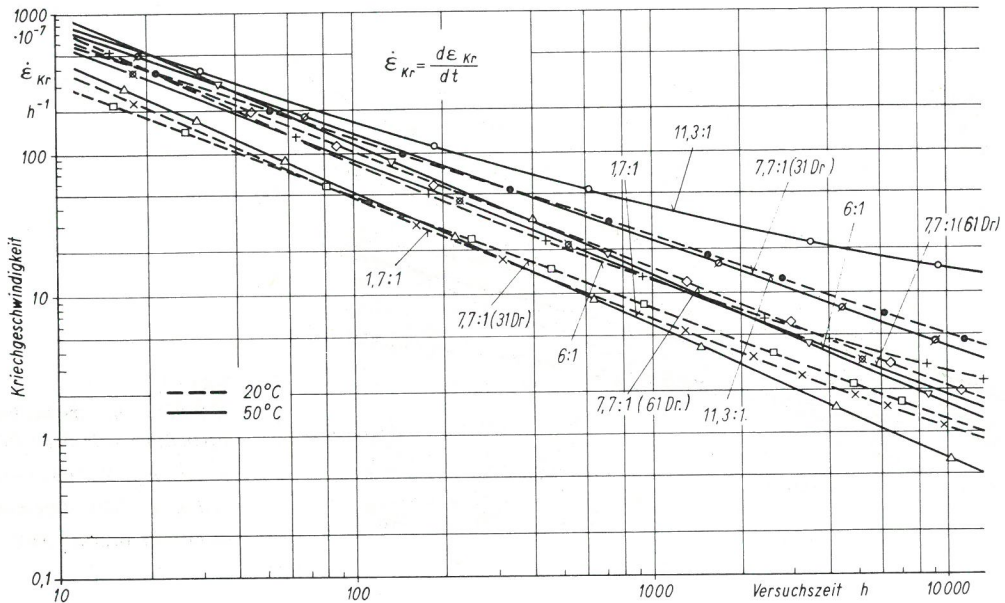


Bild 85  
Zeit-Kriechgeschwindigkeits-Linien verschiedener Al-St-Freileitungsseile nach DIN 48 204 bei  $F_S = 1,2 \cdot F_A$  (Vorbelastung Schema 2) u.  $20^\circ C$ ,  $50^\circ C$

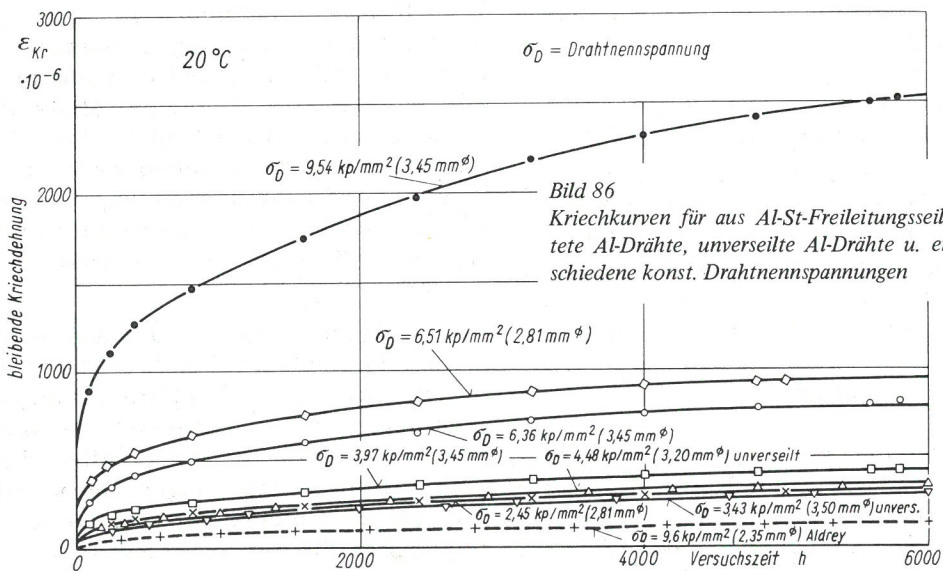


Bild 86  
Kriechkurven für aus Al-St-Freileitungsseilen herausgelöste u. gerichtete Al-Drähte, unverseilte Al-Drähte u. einen Aldrey-Draht für verschiedene konst. Drahtnennspannungen



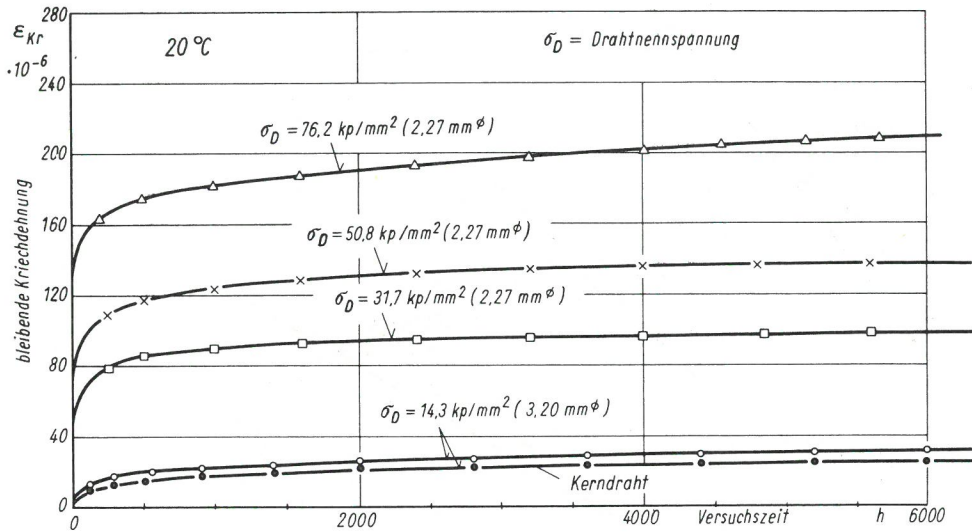


Bild 87  
Kriechkurven (Zeitdehnlinien) für aus Al-St-Freileitungsseilen herausgelöste und gerichtete Stahldrähte bei verschiedenen konstanten Drahtnennspannungen

Bild 88  
Zeit-Kriechgeschwindigkeits-Linien für aus Al-St-Freileitungsseilen herausgelöste und gerichtete Al-Drähte, unverseilte Al-Drähte u. einen Aldrey-Draht für verschiedene konstante Drahtnennspannungen

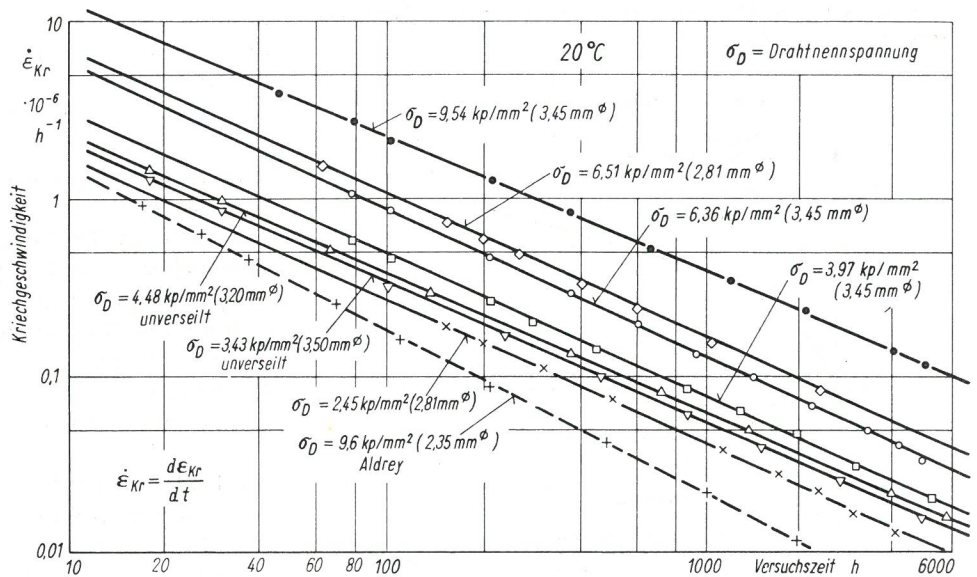
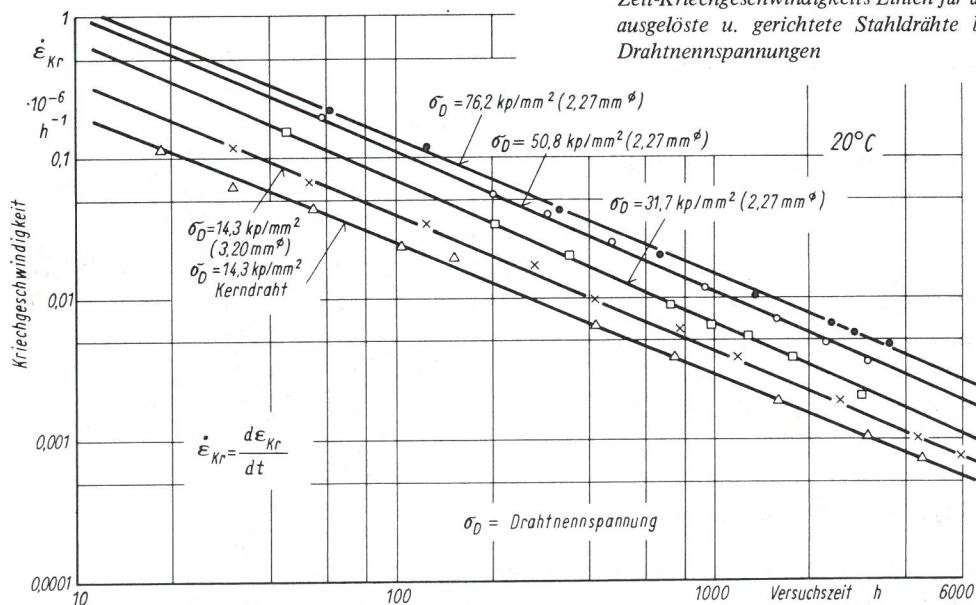
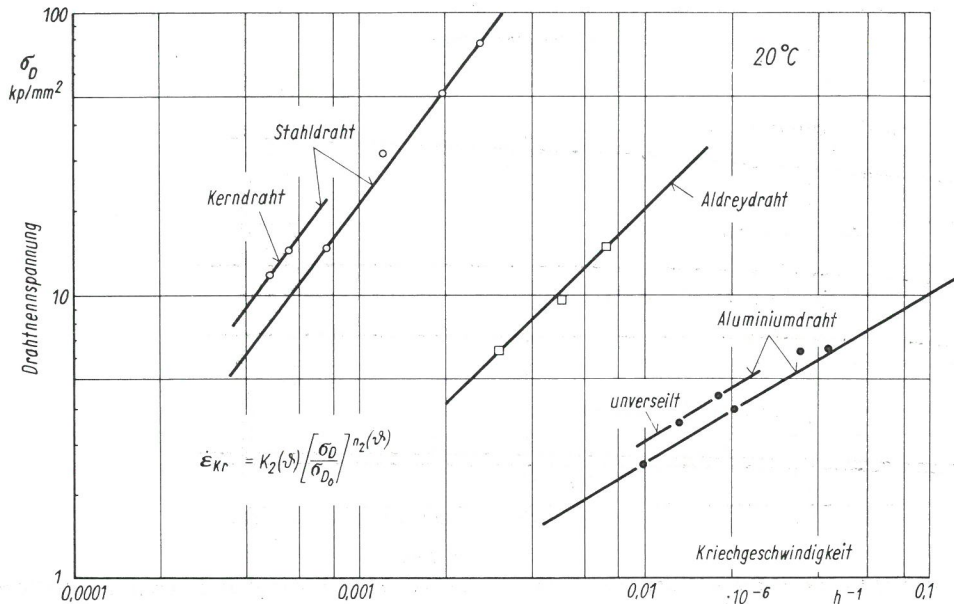


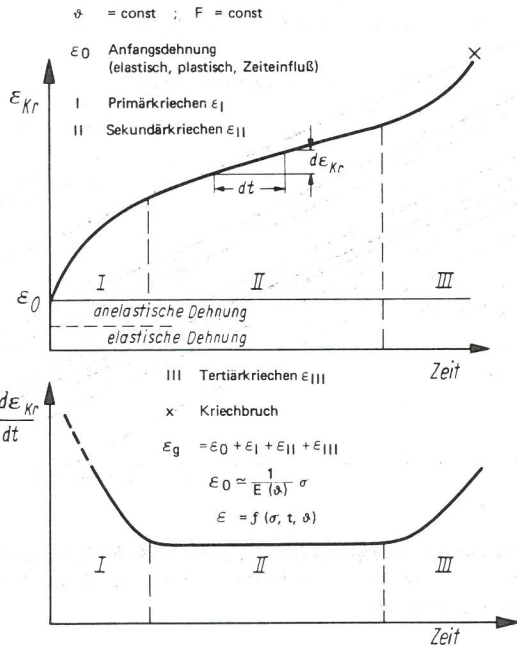
Bild 89  
Zeit-Kriechgeschwindigkeits-Linien für aus Al-St-Freileitungsseilen herausgelöste u. gerichtete Stahldrähte bei verschiedenen konstanten Drahtnennspannungen





**Bild 90**  
Darstellung der linearen Abhängigkeit von  $\log \sigma_D$  über  $\log \dot{\epsilon}_{Kr}$  (sekundärer Bereich  $\sim 6000$  h) für verseilte und unverseilte Aluminium-, Stahl- u. Aldrey-Drähte

üblicher Betrachtungsweise drei Bereiche erkennen (Bild 91), und zwar solche mit fallender, nahezu konstanter (stationärer Zustand) und steigender Kriechgeschwindigkeit; sie werden Primär-(I)-, Sekundär-(II)- und Tertiär-(III)-bereich genannt. Der Sekundär-(II)-bereich umfaßt bei bestimmten Werkstoffen innerhalb gewisser Temperatur- und Spannungsbereiche den größten Teil der Lebensdauer. Bei anderen Werkstoffen und Kombinationen von Werkstoffen, Temperaturen und Spannungen kann der Sekundär-(II)-bereich viel kürzer sein; es gibt sogar Fälle, wo der Sekundär-(II)-bereich überhaupt nicht vorkommt. Der Tertiärbereich endet stets mit dem Bruch.



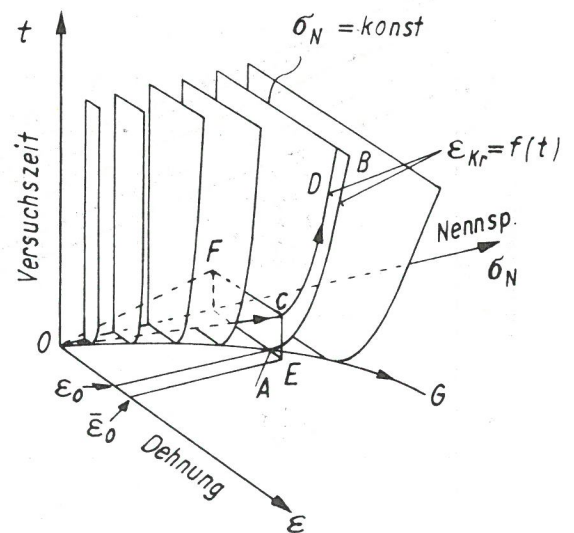
**Bild 91**  
Schematische Darstellung der Kriechdehnung  $\epsilon_{Kr}$  u. der Kriechgeschwindigkeit  $\dot{\epsilon}_{Kr} = \frac{d\epsilon_{Kr}}{dt}$  über der Versuchszeit bei konstanter Last und Temperatur

größerer Formänderungen beim Verseilen und Richten möglichen Änderungen von Verfestigungen und Eigenspannungen sowie zusätzliche Biegespannungen durch nicht völlig beseitigte geringe Drahtkrümmungen können dafür als Ursache vermutet werden.

#### 5.4 Phänomenologische Darstellung von Kriecherscheinungen

Kriechkurven  $\epsilon_{Kr} = f(t)$  aus Versuchen bei konstanter Zugkraft und Temperatur lassen nach

Bild 92 stellt schematisch das dreidimensionale Kriechdiagramm für die Nennspannung  $\sigma_N$ , für die Versuchszeit  $t$  und für die Dehnung  $\epsilon$  dar; es zeigt die Darstellung der zeitabhängigen Dehnung während des Lastaufbringens und des



**Bild 92**  
Kriechkurven im Spannungs-Dehnungs-Zeitraum [114]



Kriechens. Wird die Nennspannung  $\sigma_N = \text{konst.}$  augenblicklich aufgelegt, so erhält man die nur durch die Nennspannung verursachte Anfangsdehnung  $\epsilon_0$  entsprechend der Kurve OA und anschließend die Kriechkurve AB in der Ebene  $\sigma_N = \text{konst.}$  Die Anfangsdehnung  $\epsilon_0$  ist hierbei definiert. In der Praxis benötigt das Lastaufbringen jedoch eine bestimmte endliche Zeitspanne, so daß sich die Anfangsdehnung  $\epsilon_0$  entsprechend der Raumkurve OC und die Kriechkurve in Anlehnung an die Kurve CD in der Ebene  $\sigma_N = \text{konst.}$  entwickelt. Der Unterschied der Kriechkurven  $\epsilon_{Kr} = f(t)$  entlang AB und CD bei  $\sigma_N = \text{konst.}$  ist dabei nicht nur von der Belastungszeit CE, sondern auch vom Verlauf der Belastungskurve OF abhängig. Man strebt daher für mehr grundlegende Untersuchungen an, mit der Belastungszeit zu Beginn der Versuche der Versuchszeit  $t = 0$  möglichst nahe zu kommen.

Die zeitabhängige Dehnung  $\epsilon_{Kr}$  während des Kriechens und die Anfangsdehnung  $\epsilon_0$  können zur gesamten Dehnung

$$\epsilon_g = \epsilon_0 + \epsilon_{Kr}, \quad \epsilon_g = \epsilon_0 + \epsilon_I + \epsilon_{II} + \epsilon_{III} \quad (97)$$

mit  $\epsilon_I$ ,  $\epsilon_{II}$  und  $\epsilon_{III}$  den Kriechdehnungen im Primär-(I)-, Sekundär-(II)- und Tertiär-(III)-bereich zusammengesetzt werden. Die Anfangsdehnung  $\epsilon_0$  setzt sich dabei wieder aus einem elastischen und einem anelastischen Anteil zusammen.

Die Kriechkurven  $\epsilon_{Kr} = f(t)$  stellen sich im doppeltlogarithmischen Netz als Geraden dar (Bild 62 bis 68; Abschn. 5.3.1.1). Für die Kriechdehnungen  $\epsilon_{Kr}$  können somit Potenzfunktionen der Form

$$\epsilon_{Kr} = K_1 (t/t_0)^{n_1} \quad (98)^1)$$

mit  $0 < n_1 < 1$  angesetzt werden. Dabei bedeuten  $t_0 = 1 \text{ h}$  (Zeiteinheit) und  $K_1$ ,  $n_1$  dimensionslose Konstanten.

Die in Gl. (98) beschriebene Funktion gibt die ermittelten Kriechkurven im Primär-I-bereich und für Versuchszeiten  $> 10$  Std. zufriedenstellend wieder. Bei den dem Sekundär-(II)-bereich (nahezu konstante Kriechgeschwindigkeit) zugehörigen Versuchszeiten müssen jedoch im doppeltlogarithmischen Netz Abweichungen von der Linearität erwartet werden. Diese resultieren dann aus der Definition des Primär-(I)- und Sekundär-(II)-bereiches beim Kriechen und können als Hinweis für den Beginn des Sekundärbereiches angesehen werden. In den Bildern 62 bis 68 u. 82, 83 ist ein Abweichen der

Kriechkurven zu höheren Kriechdehnungen jedoch nur in den ersten Anfangsstadien angedeutet.

Aus Gl. (98) erhält man die Kriechgeschwindigkeit durch Differenzieren nach der Zeit  $t$

$$\dot{\epsilon}_{Kr} = K_1 (n_1 / t_0) (t / t_0)^{n_1 - 1} \quad (99).$$

Gl. (98) und (99) stellen reine Zeitfunktionen dar, aus denen die Kriechdehnungen bzw. Kriechgeschwindigkeiten bei vorgegebener konstanter Kriechlast und Temperatur als Parameter in Abhängigkeit von der Versuchszeit  $t$  ermittelt werden können.

Nach den Bildern 76 und 90 kann man jedem zulässigen Wert der Nennspannung  $\log \sigma_N$  bzw.  $\log \sigma_D$  einen Wert der anderen Veränderlichen  $\log \dot{\epsilon}_{KrII}$  linear zuordnen. Damit läßt sich dieser wichtige Zusammenhang mit hinreichender Genauigkeit ebenfalls als Potenzfunktion (NORTON [116], BAILEY [117])

$$\begin{aligned} \dot{\epsilon}_{KrII} &= K_2(\theta) (\sigma_N / \sigma_{NO}^*)^{n_2(\theta)} \\ &= \frac{1}{t^*} \left( \frac{\sigma_N}{\sigma_{NO}^*(\theta)} \right)^{n_2(\theta)} \end{aligned} \quad (100)$$

mit  $n_2 > 1$  darstellen. In Gl. (100) bedeuten weiterhin  $\sigma_{NO} = 1 \text{ kp/mm}^2$  und  $n_2(\theta)$ ,  $K_2(\theta)$  in  $\text{h}^{-1}$  sowie  $\sigma_{NO}^*(\theta)$  temperaturabhängige Konstanten. Dabei definiert  $\sigma_{NO}^*(\theta)$  die Referenzspannung, bei der sich eine nahezu konstante Kriechgeschwindigkeit vom Wert  $\dot{\epsilon}_{Kr} = 1/t^*$  ergibt. Es muß hierbei noch beachtet werden, daß die Größe  $\sigma_{NO}^*(\theta)$  von dem für die Zeit  $t$  gewählten Wert abhängig ist.

Damit sind die Beziehungen für die beschreibende Zuordnung der drei Hauptgrößen beim sekundären Kriechen, nämlich Nennspannung, Kriechdehnung und Zeit vorgestellt, mit deren Hilfe eine phänomenologische Darstellung von Problemen der technischen Kriechmechanik versucht werden kann.

Gl. (100) behält nur im Definitionsbereich des sekundären Kriechens ihre Gültigkeit. Nach Bild 93 kann der Primär-(I)-bereich des Kriechens aber dadurch berücksichtigt werden, daß man die Kriechkurve AB durch die gerade Linie HB ersetzt und die Dehnung  $\epsilon_i$  als augenblicklich sich einstellende Anfangsdehnung auffaßt. Der hierdurch eingeführte Fehler verschwindet dann vollständig nach beendetem Primärkriechen; es wird eine asymptotisch richtiger werdende Darstellung der Kriechkurve erhalten. Führt man sodann für die augenblicklich sich einstellende Dehnung  $\epsilon_i$  wieder folgenden Potenzansatz

1) Eine graphische und analytische Auswertung ist in [115] beschrieben.

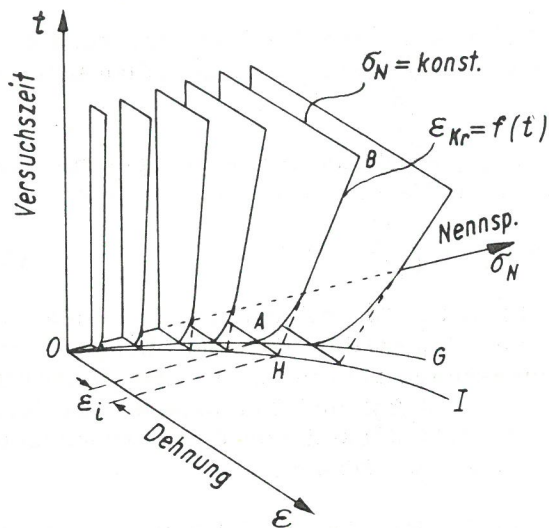


Bild 93  
Zur Berücksichtigung des Primär-(I)-bereiches

$$\epsilon_i = C (\sigma_N / \sigma_{NO})^{c_k} \quad (101)$$

mit  $c_k > 1$  und  $C$  einer Konstanten ein, so erhält man für die gesamte bleibende Kriechdehnung bei zeitlich konstant gehaltener Spannung und Temperatur

$$\epsilon_{Kr} = C (\sigma_N / \sigma_{NO})^{c_k} + K_2 (\sigma_N / \sigma_{NO})^{n_2} t \quad (102)$$

Die den Zusammenhang Zeit-Kriechgeschwindigkeit bzw. Zeit-Kriechdehnung näherungsweise darstellenden Potenzfunktionen sind sodann aus den vorliegenden Versuchsergebnissen für die Freileitungsseile und für die Al- und die St-Drähte ermittelt und in Tafel 11 zusammengestellt worden.

Für ein genaueres Erfassen des Primär-(I)-bereiches wird allgemein die sogenannte Dehnungsverfestigungstheorie angesetzt [118]; mit dem Verfestigen des Werkstoffes nimmt die Kriechgeschwindigkeit ab. Dabei geht man von einem Ansatz der Form

$$\epsilon_{Kr} = K_3 \sigma_N^e t^g \quad (103)$$

aus, wobei  $g < 1$  und  $K_3$ ,  $e$  und  $g$  temperaturabhängige Konstanten sind. Durch Differentiation nach der Zeit erhält man daraus die Kriechgeschwindigkeit bei konstanter Nennspannung und Temperatur zu

$$\dot{\epsilon}_{Kr} = K_3 \sigma_N^e g t^{g-1} \quad (104)$$

Die Auflösung von Gl. (103) und Gl. (104) nach der Zeit  $t$  liefert das Kriechgesetz nach der Dehnungsverfestigungstheorie

$$\dot{\epsilon}_{Kr} = K_3^{1/g} \sigma_N^{e/g} (\epsilon_{Kr})^{-(1-g)/g} \quad (105.1),$$

das umschrieben

$$\frac{d}{dt} (\epsilon_{Kr})^{1/g} = K_3^{1/g} \sigma_N^{e/g} \quad (105.2)$$

lautet.

In Anlehnung an die bisher angeführten Potenzgesetze wird Gl. (105) durch die Ausdrücke

$$\epsilon_{Kr} = \frac{1}{t^*} \left( \frac{\sigma_N}{\sigma_{NOq}} \right)^q \epsilon_{Kr}^{-\mu} \quad (106.1)$$

oder

$$\frac{d}{dt} (\epsilon_{Kr})^{1+\mu} = \frac{1+\mu}{t^*} \left( \frac{\sigma_N}{\sigma_{NOq}^*} \right)^q \quad (106.2)$$

wiedergegeben. Dabei sind  $\mu$ ,  $q$  und  $\sigma_{NOq}^*$  Konstanten.

Für  $\mu = 0$  erhält man aus Gl. (106) das bekannte NORTONSche Kriechgesetz.

Die Kriechdehnung  $\epsilon_{Kr}$  im Primär-(I)-bereich bei konstanter Spannung folgt nunmehr aus Gl. (106.2) zu

$$\epsilon_{KrI} = \left( \frac{1+\mu}{t^*} \right)^{1/(1+\mu)} \left( \frac{\sigma_N}{\sigma_{NOq}^*} \right)^{q/(1+\mu)} t^{1/(1+\mu)} \quad (107)$$

Gl. (107) kann für die vorliegenden Ergebnisse von Freileitungsseilen nicht hinreichend tiefend ausgewertet werden.

In Anlehnung an die Formulierung der mechanischen Zustandsgleichung von P. LUDWIK [119] lautet die allgemeinste Form einer Zustandsgleichung für das einachsige Kriechen

$$\dot{\epsilon}_{Kr} = f(\sigma_N \epsilon_{Kr}, \theta) \quad (108)$$

Die Anwendung einer derartigen Beziehung ist zunächst auch für zeitlich veränderliche Spannungen  $\sigma_N$  oder Temperaturen  $\theta$  nicht eingeschränkt. Für derartige Zustandsgleichungen wird aber vorausgesetzt, daß keine metallurgischen Veränderungen während des Kriechens auftreten, was sicherlich nicht der Fall ist und deshalb diese Zustandsgleichung nur in speziellen Fällen Gültigkeit erlangt. Da Gl. (108) eine eindeutige Beziehung zwischen den Parametern  $\sigma_N$ ,  $\epsilon$ ,  $\epsilon_{Kr}$  und  $\theta$  aufstellt, erfaßt sie somit auch den üblichen Zugversuch. So müßten sich eigentlich aus einer Reihe von Zugversuchen mit konstanten Dehnungsgeschwindigkeiten und Temperaturen auch die Kriecherigenschaften der Werkstoffe herleiten lassen [120]. Die Erfahrung zeigt aber, daß man nur durch langandauernde Kriechversuche feststellen kann, inwieweit die betrachteten Werkstoffe im Verlauf der Versuchszeit metallurgischen Vorgängen unterworfen sind.



Seilbezeichnung als Nennquerschnitt Al:St; Al; Drahtwerkstoff mm <sup>2</sup>	Nennspannung $\sigma_N$ kp/mm <sup>2</sup>	Temperatur $\theta$ °C	Angaben für die Kriechfunktionen						
			$n_1$ -	$K_1$ 10 <sup>-4</sup> -	$n_2$ -	$K_2$ 10 <sup>-9</sup> h <sup>-1</sup>	$\sigma_{NO 0,2}^*$ <sup>5)</sup> kp/mm <sup>2</sup>	$c_k$ -	$C$ 10 <sup>-5</sup> -
95/55 (1,7:1)	7,96 12,94 21,20 40,25 <sup>1)</sup> 43,80 <sup>2)</sup> 40,25 <sup>1)</sup> 43,80 <sup>2)</sup>	} 20 } 50	0,208	0,49	} 0,64	2,33	28,70	1,0	2,5
			0,179 0,145 0,143 0,120 <sup>4)</sup> 0,175 <sup>4)</sup> 0,160	0,79 1,70 9,32 <sup>4)</sup> 22,45 <sup>4)</sup> 11,84 <sup>4)</sup> 14,37					
230/30 (7,7:1)	4,22 7,04 11,25 14,06 16,86 <sup>1)</sup> 20,82 <sup>2)</sup> 22,72 <sup>2)</sup> 20,82 <sup>1)</sup> 22,72 <sup>2)</sup>	} 20 } 50	0,207 0,190 0,171	0,53 0,97 2,07 2,95 4,78 9,73 12,63 12,75 23,08	} 1,07	2,17	8,00	1,35	3,0
			0,185 0,200 0,213 0,220						
240/40 (6:1) mit üb- licher Ausführung	5,4 7,71 12,34 <sup>1)</sup> 22,75 <sup>2)</sup> 24,82 <sup>1)</sup> 22,75 <sup>1)</sup> 24,82 <sup>2)</sup>	} 20 } 50	0,220 0,172 0,172 0,185 0,200 <sup>4)</sup> 0,175 0,180	0,53 1,15 2,08 9,26 <sup>4)</sup> 14,30 <sup>4)</sup> 15,19 26,00	} 1,07	1,87	9,16	1,31	3,0
340/30 (11,3:1)	3,77 6,28 10,03 <sup>3)</sup> 15,06 <sup>1)</sup> 18,21 <sup>2)</sup> 19,85 <sup>2)</sup> 18,21 <sup>1)</sup> 19,85 <sup>2)</sup>	} 20 } 50	0,216 0,198 0,186 0,153 0,215 0,242 <sup>4)</sup> 0,268 0,300	0,78 0,96 1,97 3,86 11,67 <sup>4)</sup> 16,90 <sup>4)</sup> 10,23 16,32	} 1,07	2,37	7,34	1,45	3,0
380/50 (7,7:1)	4,30 7,16 11,45 13,60 20,70 <sup>2)</sup> 22,55 <sup>1)</sup> 20,70 <sup>1)</sup> 22,55 <sup>2)</sup>	} 20 } 50	0,22 0,22 0,186 0,135 0,185 0,194 0,185 0,200	0,65 0,97 1,97 4,03 9,73 19,24 13,74 18,71	} 1,07	2,47	7,06	1,1	6,0
120	2,45 3,99 6,53	} 20	0,320 0,240 0,240	0,29 0,83 1,60	} 1,05	7,30	2,61	1,21	10,0
St-Kern des Al/St- Seils 230/30 (7,7:1)	3,34 5,34 6,68	} 20	0,200 0,138 0,100	0,17 0,41 1,12	} 2,37	0,000365	100,00	1,52	1,25
Al-Draht (gerichtet)	2,45 3,97 6,63 6,51 9,54	} 20	0,260	0,31 0,45 0,80 1,02 2,60	} 1,67	2,03	3,1	2,08	1,80
St-Draht (gerichtet)	14,30 31,70 50,80 76,20	} 20	0,190 0,065	0,058 0,556 0,750 1,180	} 0,74	0,10	57,3	0,78	0,64

1) Vorbelastung nach Schema 1, Bild 53. 2) Vorbelastung nach Schema 2, Bild 53.

3) Nach 1 h kurz auf 6700 kp ( $\sigma_N = 18,10$  kp/mm<sup>2</sup>) überlastet.

4) Angaben nur bis zu einer Versuchszeit v. 100 h gültig. 5)  $\sigma_{NO 0,2}^*$  d. h. bei einer Gesamtdehnung von 0,2% in 12 Jahren.

Tafel 11

Angaben zur Darstellung der Kriechfunktionen

### 5.5 Kriechgeschwindigkeit und Belastungsdauer bis zum Kriechbruch

Aus dem Rahmen der vorstehenden Betrachtungen hinsichtlich des Kriechverhaltens sollen zwei Größen als von bedeutendem Interesse nochmals herausgegriffen werden.

Nimmt im Langzeitversuch die Dehngeschwindigkeit stetig ab, und besteht die Tendenz, daß die Kriechkurve sich einer zur Zeitachse parallelen Geraden asymptotisch annähert, dann

ist anzunehmen, daß die Seilbeanspruchung nicht über einer für das Eintreten eines Kriechbruches kritischen Grenze liegt, sofern dabei auch die bleibende Gesamtdehnung nicht zu groß ausfällt. So kann auch die Kriechgeschwindigkeit als ein Kriterium für das Kriechbruchverhalten herangezogen werden, wobei dann für die Vermeidung des Bruches eine bestimmte Kriechgeschwindigkeit im sekundären Kriechbereich bis zum Ablauf einer bestimmten Zeit (z. B. 12 Jahre entsprechend rd.  $10^5$  h) nicht überschritten werden sollte.

Einer Gesamtdehnung von 0,2 % nach 12 Jahren entspricht angenähert einer durchschnittlichen Dehngeschwindigkeit  $\dot{\epsilon}_{Kr} = 2 \cdot 10^{-8} \text{h}^{-1}$ . Die dazu gehörige Referenzspannung  $\sigma_{N0,2}^*$  kann als Dauerstandkriechgrenze der Freileitungsseile angesehen werden und Gl. (100) lautet dann bei konstanter Temperatur

$$\dot{\epsilon}_{KrII} = 2 \cdot 10^{-8} \left( \frac{\sigma_N}{\sigma_{N0,2}^*} \right)^{n_2} \quad (109).$$

In Tafel 11 sind Werte  $\sigma_{N0,2}^*$  für die Freileitungsseile und für die Al- und St-Drähte zusammengestellt. Dabei muß bemerkt werden, daß diese Werte durch graphische Extrapolation aus Kriechversuchen kürzerer Dauer bestimmt worden sind.

Außer mit dem stetig fortschreitenden Kriechen kann nur bei sehr hohen, in der Praxis des Leitungsbaus wohl nur ganz selten zu erwartenden Belastungen (extrem hohe Zusatzlasten durch Eis etc. während längerer Zeit) mit dem Kriechbruch als Endpunkt des Tertiärbereichs der Kriechkurve gerechnet werden. Dabei wird im Augenblick des Bruches eine unendliche Dehngeschwindigkeit  $\dot{\epsilon}_{Br}$  bei endlicher Kraft  $F_S$  erreicht (Instabilitätsbedingung  $\epsilon_{Br} = \infty$ ).

Die zeitabhängige Kriechdehnung kann sich bei niedriger Beanspruchung über Jahre erstrecken, bis der Bruch eintritt; die Dehngeschwindigkeiten sind dabei sehr gering. Die bei den Zeitstandversuchen erreichte Zeitbruchdehnung erweist sich je nach Werkstoff und Temperatur in ganz verschiedener Weise von der Beanspruchung abhängig; sie kann der im zügigen Versuch gemessenen Bruchdehnung annähernd gleich sein, aber auch von dieser erheblich nach unten abweichen. Für dieses verschiedene Verhalten der Zeitbruchdehnung gibt es heute noch

keine umfassenden Erklärungen, sondern es sind bisher nur Versuchsergebnisse gesammelt worden. Es ist daher nicht möglich, die Bruchzeit sicher vorauszusagen, und es hat sich als notwendig erwiesen, die Zeitbruch- und Zeitstandlinien für jeden interessanten Werkstoff durch den Versuch zu ermitteln [121].

## 5.6 Vergleich des Kriechverhaltens von Einzeldrähten und Verbundseilen

Die Bilder 76 und 90 und die dargestellten Eigenschaften der Seile und Drähte können bei der vergleichenden Wertung der Ergebnisse von Draht- und Seilproben diese Aussagen zulassen. Während Einstoffseile (Al-Seile) bei der der Spannung im Einzeldraht äquivalenten Beanspruchung schon merklich größere Kriechdehnungen als die entsprechenden Drähte aufweisen und damit entsprechende Angaben im Schrifttum [89] annähernd bestätigt werden, kann aus dem Vergleich der Kriecherscheinungen der Verbundseile mit den entsprechenden Werten verseilt gewesener und wieder von Hand gerichteter Drähte bzw. unverseilter Drähte bei äquivalenten Anfangsbeanspruchungen zusammenfassend festgestellt werden, daß sich stets große Unterschiede zwischen Draht und Verbundseilkriechen ergeben (Bild 76 und 90). Auch die Kenntnis der an den verschiedenen Stellen im Verbundseil vorhandenen Gesamtbeanspruchung vermag keinen Aufschluß über das bei einer bestimmten Nennspannung zu erwartende Kriechverhalten zu geben. Bei Verbundseilen muß durch das unterschiedliche Kriechverhalten der Seilkomponenten im Zusammenwirken mit der unterschiedlichen Größe der Zusatzbeanspruchungen mit einer erheblichen Änderung der Zugkraftverteilung im Seilverband gerechnet werden. Die Spannungen in den Komponenten eines Verbundseiles sind dadurch zeitlich nicht mehr konstant. Das Kriechen eines Verbundseils läßt sich daher nicht aus dem Kriechen der unverseilten Drahtkomponenten in einfacher Art und Weise an Hand der idealisierten Verhältnisse der bei konstanter Belastung durchgeführten Drahtkriechversuche ableiten. Die Kenntnis über das Ausmaß der Änderung der Zugkraftverteilung im Verbundseilverband wird damit zum entscheidenden Problem.



### 6.1 Angestrebte Untersuchungen

Der zeitabhängige Deformationszustand beim Kriechen von Verbundseilen wurde bisher nur unter der Voraussetzung behandelt, daß die Nennspannungen entsprechend den tatsächlichen Elastizitätsmaßen der Komponenten in jedem Punkt des Verbundkörpers einen zeitlich konstanten Wert annehmen, der eindeutig von den äußeren zeitlichen konstanten Kräften bestimmt wird. Im Abschnitt 5 wurde jedoch aufgrund der gewonnenen Ergebnisse bereits angedeutet, daß infolge des unterschiedlichen Kriechens der Verbundkomponenten Zugkraftumlagerungen auftreten müssen. Neben der Kriechdehnung (Deformationszustand) wird damit auch der im Verbundseil vorliegende Nennspannungszustand zeitabhängig.

Diese Erscheinung bedarf gerade für die Belange der technischen Praxis einer Klärung, da die Beanspruchung des Al-Mantels entscheidend für die Lebensdauer dieser Seilkomponente und somit des Seils z. B. bei Schwingbeanspruchungen und unter extremen Bedingungen auch für einen eventuellen Kriechbruch ist. Die Höhe der Belastung in der am stärksten gefährdeten Al-Komponente eines Al-St-Verbundseils sollte daher für alle Sicherheitsbetrachtungen in erweitertem Umfang zugrunde gelegt werden. Die orientierende Ermittlung der Zugkraftverteilung nach unterschiedlich langer Dauerstandbelastung mit Hilfe geeigneter Versuchsmethoden ist dabei die Voraussetzung für eine phänomenologische Darstellung.

### 6.2 Versuchsprinzip und Versuchsbedingungen

Das Versuchsprinzip beruht ganz allgemein auf der Registrierung der infolge des unterschiedlichen Kriechens der Seilkomponenten bei konstanter Prüfkraft wandernden Knickpunkte in Zugkraft-Verlängerungs-Diagrammen von mehreren kurzzeitigen Ent- und Wiederbelastungsvorgängen im Verlauf der Dauerstandbelastung. Die Entstehung dieser Knickpunkte beruht dabei auf ähnlichen Erscheinungen, wie sie bereits

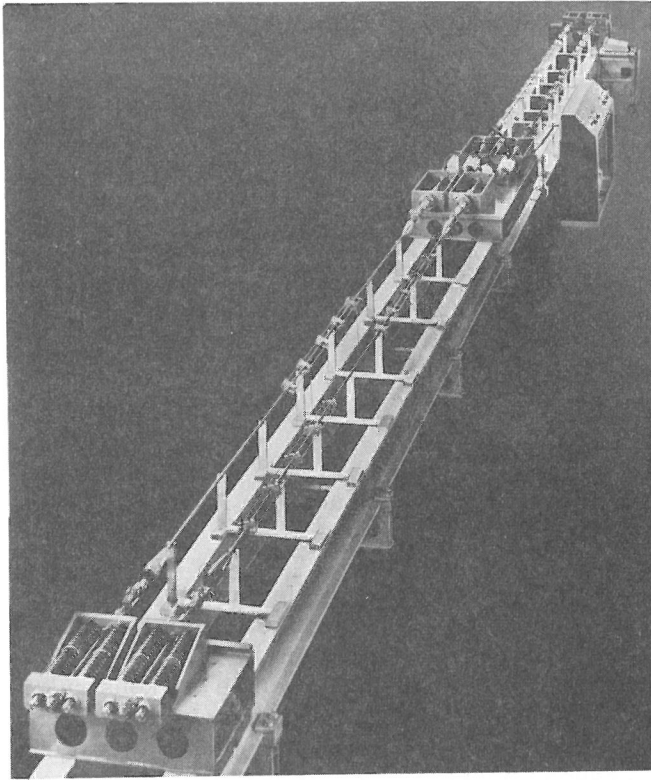
für die zügigen Versuche in Abschnitt 4 beschrieben sind.

Die Versuchsanlage zur gleichzeitigen Ermittlung der durch das Kriechen bedingten Änderung der Zugkraftverteilung in vier Proben aus Al-St-Freileitungsseilen wurde in konstruktiver Anlehnung an die Versuchseinrichtung für die in Abschnitt 5 beschriebenen Dauerstandversuche ausgeführt (Bild 94). Die zu messenden Prüfkraft wurden dabei mit zwei an den Enden der Proben angeordneten Dynamometern erfaßt. Die elastische Verformung des einen Dynamometers - nach Einmessen ein Maß für die einwirkende Kraft - konnte wieder mit Hilfe eines Weggebers linear und praktisch unendlich auflösend in eine elektrische Spannung umgewandelt werden; das zweite Dynamometer mit Meßuhr (Teilung 1/100 mm) diente der Prüfkrafteinstellung und Konstanthaltung.

Die jeweilige Prüfkraft ließ sich dabei mit Hilfe eines Einzelprüfzylinders mittels magnetisch betätigter Druckbegrenzungsventile in Verbindung mit einem hydraulischen Antriebsaggregat nach der Anzeige des Dynamometers mit reproduzierbarer Geschwindigkeit ansteuern und zeitlich konstant halten.

Für die Dehnungsmessung waren zwei voneinander unabhängige Einrichtungen vorgesehen. Für die Messung der Kriechdehnungen in Abhängigkeit von der Versuchszeit dienten zwei einander gegenüber angeordnete Meßstangen aus Stahl (Meßlänge 2 m). Außerdem konnten die Deformationen der Proben innerhalb einer weiteren Meßstrecke (Meßlänge 2 m) mittels elektrischer Weggeber aufgenommen und so bei den eingeschobenen Be- und Entlastungsvorgängen die zuordnende Aufzeichnung von Kraft und Verlängerung auf einem X-Y-Schreiber ermöglicht werden (Bild 95).

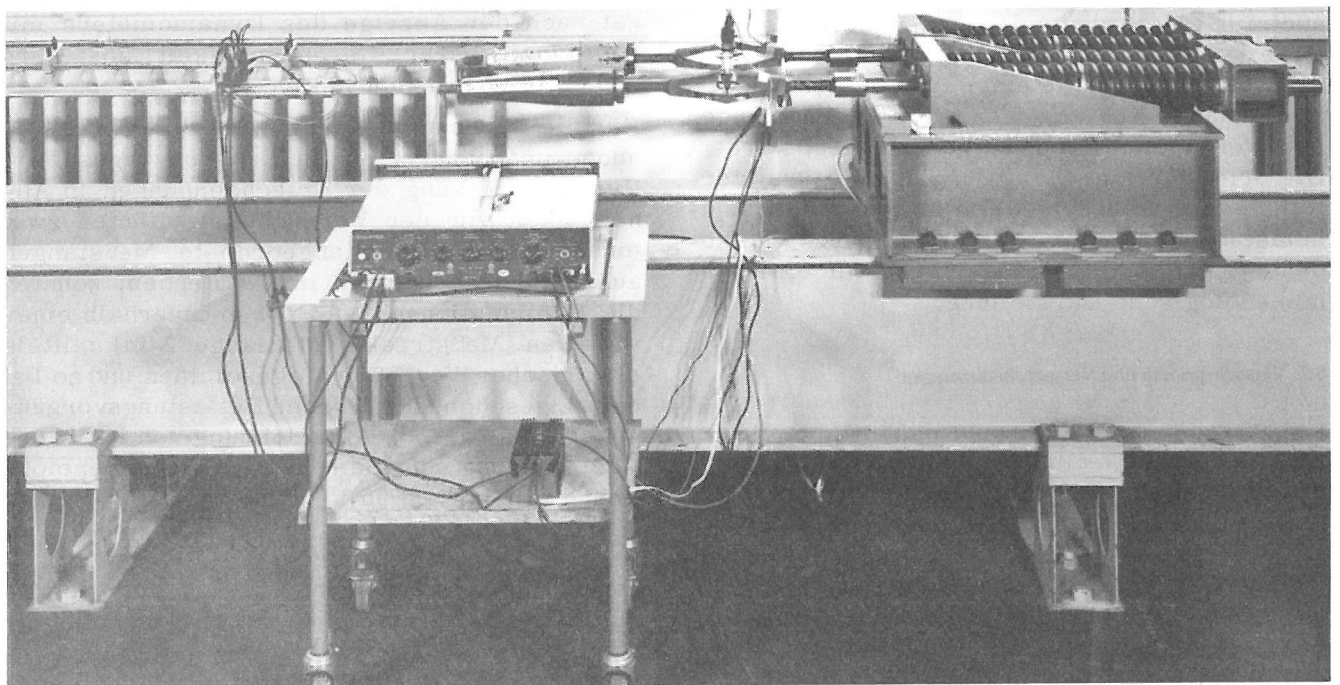
Bei den Versuchen wurden die Proben in passenden Zeitabständen kurzzeitig, d. h. innerhalb von rd. 60 sec. ent- und wieder belastet. Die Zeitabstände zwischen der jeweiligen Ermittlung von zwei Prüfkraft-Verlängerungs-



**Bild 94**  
Versuchsanlage zum Ermitteln der durch das Kriechen bedingten zeitabhängigen Änderung der Zugkraftverteilung in Al-St-Verbundseilen

Diagrammen und somit der die Zugkraftumlagerung kennzeichnenden Knickpunkte richteten sich nach der Dauer des Versuches und der Höhe der Dauerstandbelastung der verschiedenen Seilproben. Die Höhe der Dauerstandbelastung wurde dabei ganz allgemein zu  $0,25 F_{\max}$  und

**Bild 95**  
Zuordnende Aufzeichnung von Kraft und Verlängerung auf einem X-Y-Schreiber zum Ermitteln der zeitabhängigen Zugkraftverteilung im Seilverband



$0,60 F_{\max}$  bei einigen Seilen auch zusätzlich zu  $0,40 F_{\max}$  gewählt.

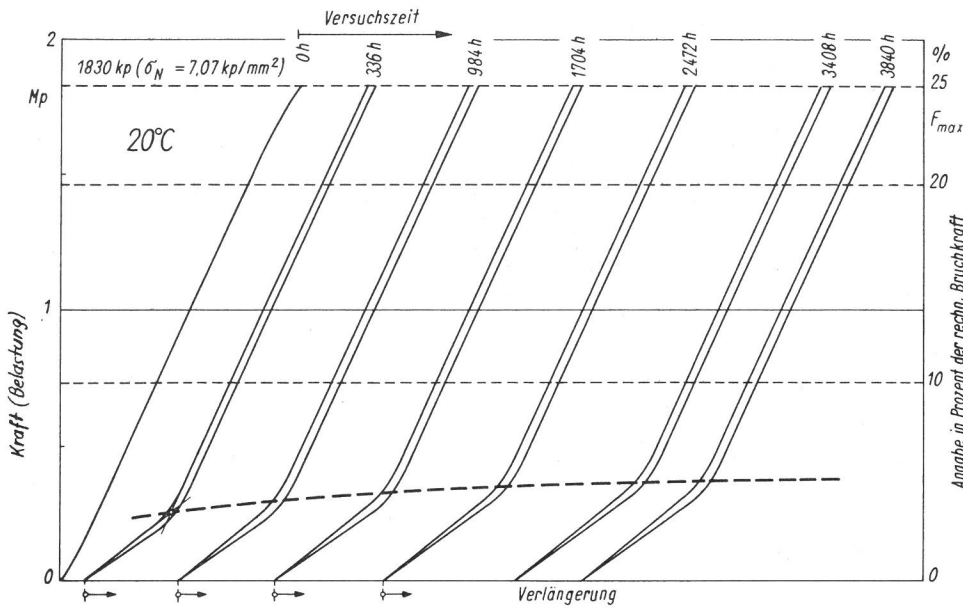
Zur Abschätzung des Einflusses einer kurzzeitigen (60 sec.) Zwischenentlastung auf das Kriechverhalten von Seilproben wurden gesonderte vergleichende Dauerstandversuche mit und ohne Zwischenentlastung durchgeführt. Dabei ergab sich, daß in einem bestimmten, relativ langen Abstand eingeschobene kurzzeitige (60 sec.) Zwischenentlastungen das Dauerstandverhalten nicht merkbar beeinflussen. Die Anwendung des angeführten Versuchsprinzips gestattet daneben die ausreichend sichere Untersuchung der Zugkraftverteilung ohne jeglichen, das mechanische Verhalten möglicherweise erheblich beeinflussenden Eingriff in den Seilverband.

### 6.3 Versuchsergebnisse

In den Bildern 96 bis 100 ist die zeitabhängige Änderung der Zugkraftverteilung anhand des Zusammenhanges Prüfkraft-Verlängerung als Beispiel für einige Al-St-Freileitungsseile dargestellt, aus denen die Verlagerungen der ausgeprägten Knickpunkte im Diagrammverlauf entnommen werden können. Die sich ausbildenden Knickpunkte verschieben sich dabei unter der Einwirkung konstanter Kriechlast zeitabhängig zu höheren Zugkräften. Bezogen auf die hier untersuchte Werkstoffkombination Al-St entspricht das einem zeitabhängigen Abbau der Zugspannungen im Al-Mantel und gleichzeitiger Erhöhung der Beanspruchung im Stahl.

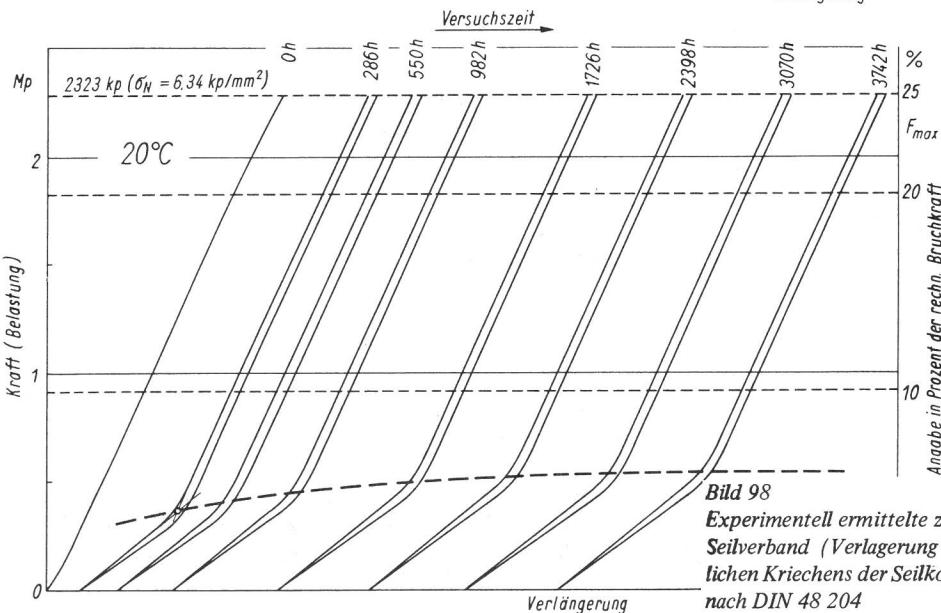
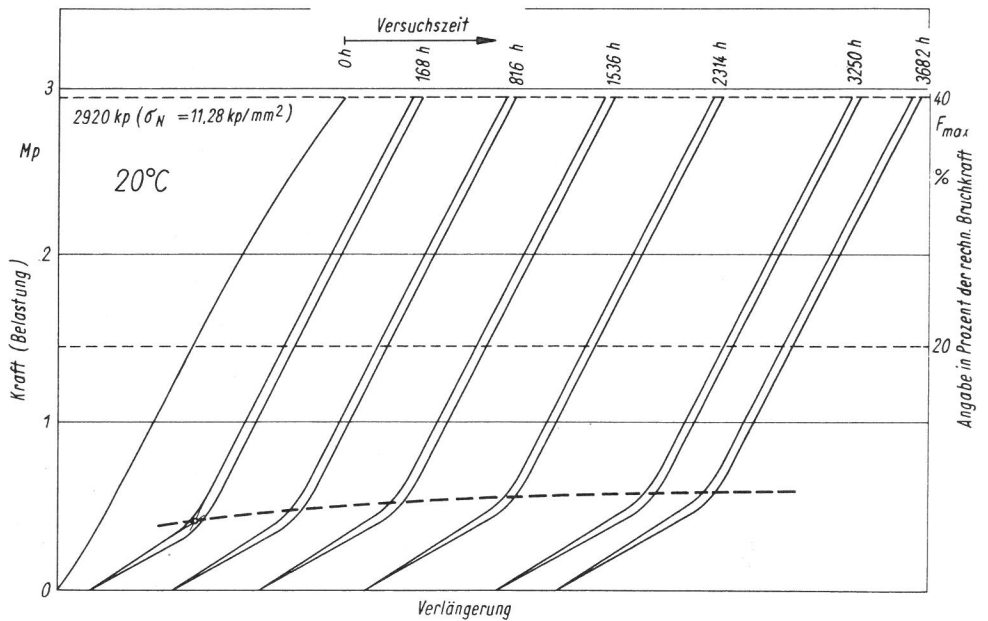
Die absoluten Werte der zeitabhängigen Nennspannungsänderungen in den verschiedenen Al-St-Verbundseilen bei unterschiedlichen Kriech-



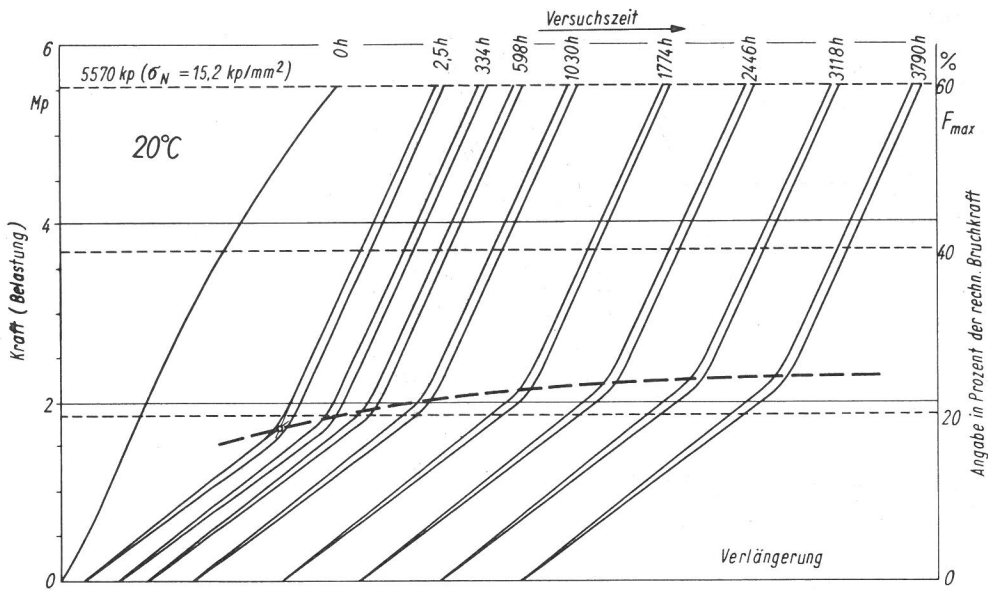


**Bild 96**  
 Experimentell ermittelte zeitliche Änderung der Zugkraftverteilung im Seilverband (Verlagerung der Knickpunkte) infolge des unterschiedlichen Kriechens der Seilkomponenten; Al-St-Seil 230/30 mm<sup>2</sup> (7,7:1) nach DIN 48 204

**Bild 97**  
 Experimentell ermittelte zeitliche Änderung der Zugkraftverteilung im Seilverband (Verlagerung der Knickpunkte) infolge des unterschiedlichen Kriechens der Seilkomponenten; Al-St-Seil 230/30 mm<sup>2</sup> (7,7:1) nach DIN 48 204

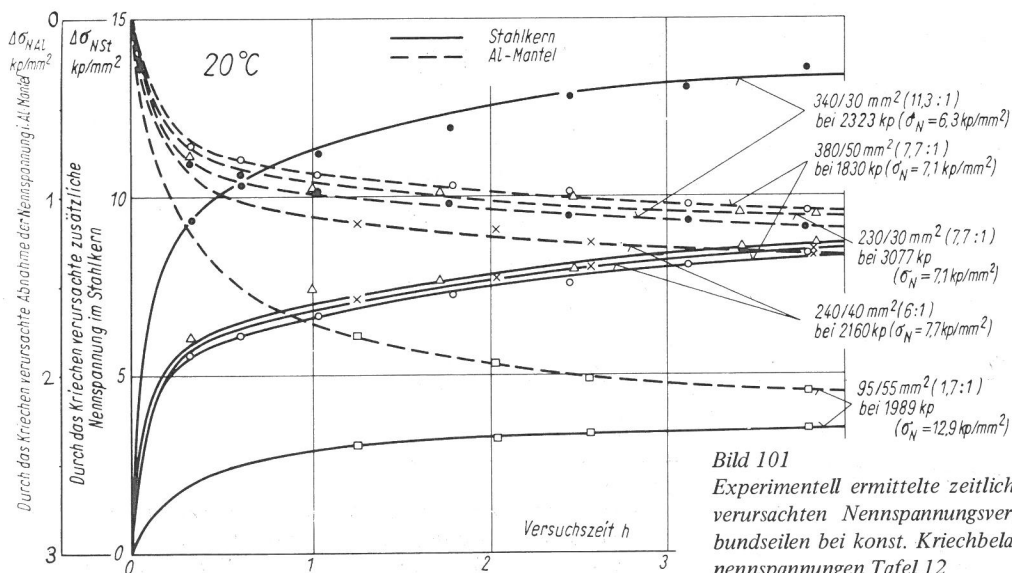
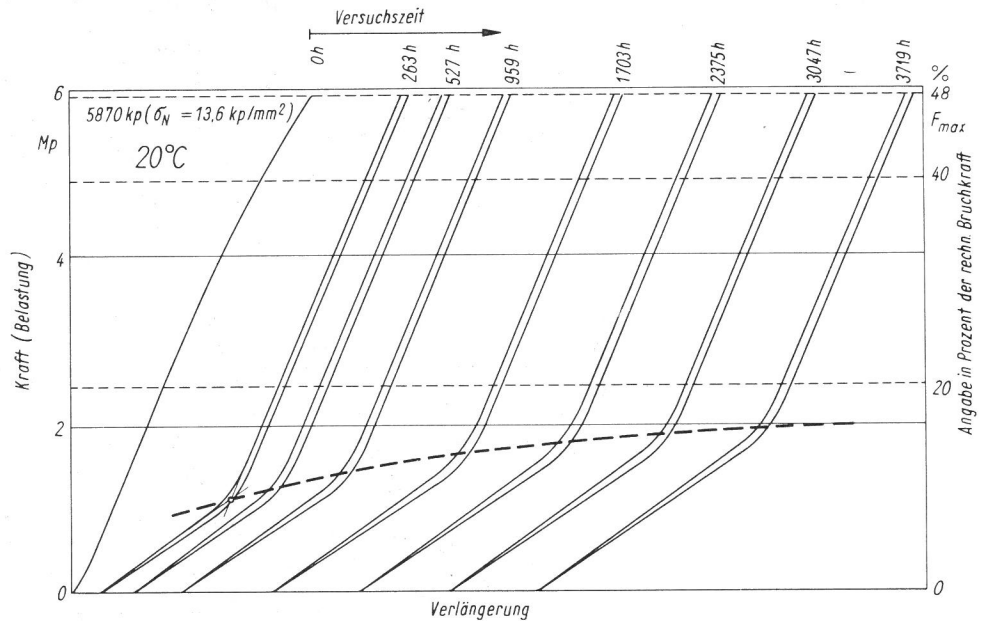


**Bild 98**  
 Experimentell ermittelte zeitliche Änderung der Zugkraftverteilung im Seilverband (Verlagerung der Knickpunkte) infolge des unterschiedlichen Kriechens der Seilkomponenten; Al-St-Seil 340/30 mm<sup>2</sup> (11,3:1) nach DIN 48 204



**Bild 99**  
 Experimentell ermittelte zeitliche Änderung der Zugkraftverteilung im Seilverband (Verlagerung der Knickpunkte) infolge des unterschiedlichen Kriechens der Seilkomponenten; Al-St-Seil 340/30mm<sup>2</sup> (11,3 : 1) nach DIN 48 204; Seil nach 1 h kurz auf 6,7 Mp überlastet

**Bild 100**  
 Experimentell ermittelte zeitliche Änderung der Zugkraftverteilung im Seilverband (Verlagerung der Knickpunkte) infolge des unterschiedlichen Kriechens der Seilkomponenten; Al-St-Seil 380/50 mm<sup>2</sup> (7,7 : 1) nach DIN 48 204



**Bild 101**  
 Experimentell ermittelte zeitliche Änderung der durch das Kriechen verursachten Nennspannungsverteilung in verschiedenen Al-St-Verbundseilen bei konst. Kriechbelastung von 25 % von  $F_{max}$ ; Anfangsnennspannungen Tafel 12

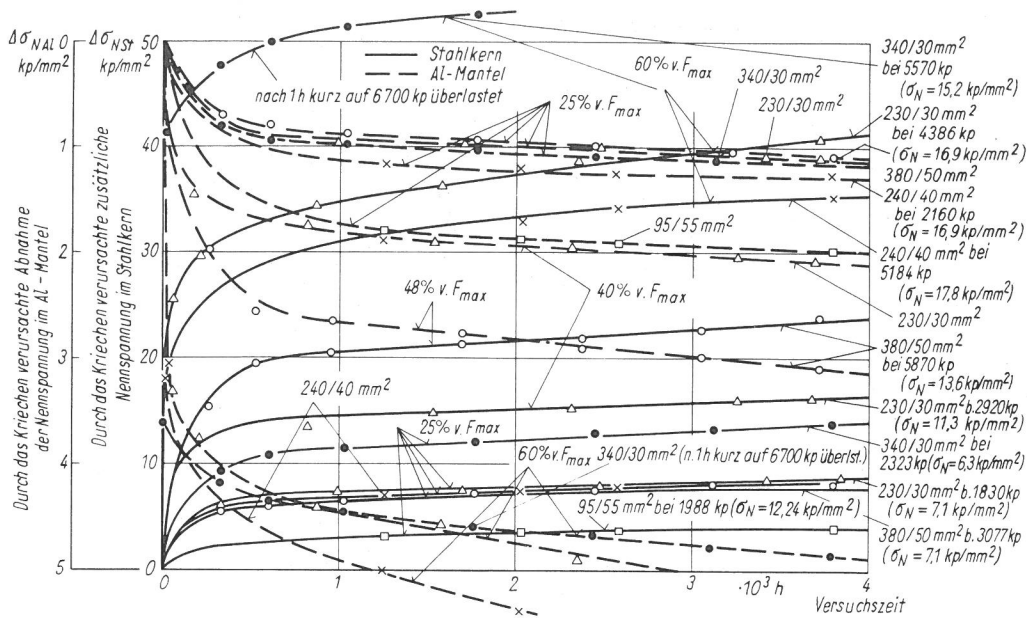


Bild 102

Experimentell ermittelte zeitliche Änderung der durch das Kriechen verursachten Nennspannungsverteilung in verschiedenen Al-St-Verbundseilen bei unterschiedlichen Kriechbelastungen; Anfangsnennspannungen bei den entsprechenden Kriechbelastungen Tafel 12

Seilbezeichnung als Nennquerschnitt Al:St mm <sup>2</sup>	Dauerstandbelastung F <sub>S</sub> kp	Rechnerische Anfangsnennspannung kp/mm <sup>2</sup>	
		σ <sub>NSt</sub>	σ <sub>NAl</sub>
95/55 ( 1,7:1)	1989 (0,25 F <sub>max</sub> )	21,89	7,63
230/30 ( 7,7:1)	1830 (0,25 F <sub>max</sub> )	19,02	5,55 <sup>1)</sup>
	2920 (0,40 F <sub>max</sub> )	28,81	9,05
	4386 (0,60 F <sub>max</sub> )	43,01	13,63
240/40 ( 6 :1)	2160 (0,25 F <sub>max</sub> )	18,72	5,87
	5184 (0,60 F <sub>max</sub> )	45,30	14,04
340/30 (11,3:1)	2323 (0,25 F <sub>max</sub> )	17,08	5,40
	5570 (0,60 F <sub>max</sub> )	41,38	12,92
380/50 ( 7,7:1)	3077 (0,25 F <sub>max</sub> )	18,16	5,67 <sup>1)</sup>
	5870 (0,48 F <sub>max</sub> )	33,47	10,98

1) Bei gleichem Querschnittsverhältnis geringfügige Unterschiede durch kleine Unterschiede für die E-Maße bei abweichendem Seilaufbau.

Tafel 12

Mit den tatsächlichen Elastizitätsmaßen errechnete Anfangsnennspannungen bei unterschiedlichen Kriechbelastungen für verschiedene Al-St-Freileitungsseile

belastungen sind in den Bildern 101 u. 102 aufgetragen. Die zugrunde gelegten rechnerischen Anfangsnennspannungen (Tafel 12) und die jeweiligen in den Seilkomponenten der Verbundseile nach einer Dauerstandsbeanspruchung unterschiedlich langer Zeit sich einstellenden Nennspannungen sind dabei aus Gl. (3) mit den in Tafel 8 zusammengestellten tatsächlichen Elastizitätsmaßen ermittelt worden.

Für ein zusammenfassendes Beurteilen der Zugkraftumlagerungen können dann folgende Aussagen gemacht werden. Es liegt auch hier eine sinnvolle Abstufung der zeitabhängigen Zugkraftumlagerung nach dem A<sub>Al</sub>:A<sub>St</sub>-Quer-

schnittsverhältnis und der Höhe der Dauerstandbelastung vor. Erkennbar ist dabei die stärker ausgeprägte zeitabhängige Zunahme der Zugspannungen im St-Kern Δσ<sub>NSt</sub> mit wachsendem Querschnittsverhältnis A<sub>Al</sub>:A<sub>St</sub>. Der Einfluß des Querschnittsverhältnisses auf

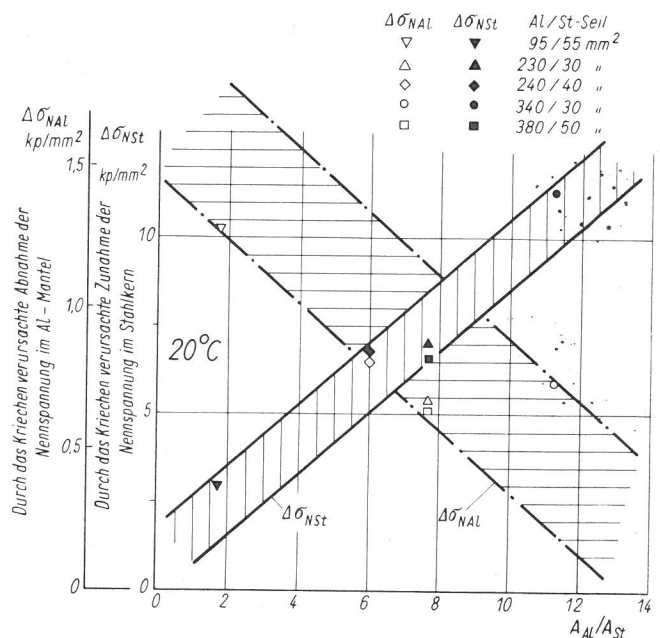


Bild 103

Einfluß des Querschnittsverhältnisses A<sub>Al</sub>/A<sub>St</sub> auf die durch unterschiedliches Kriechen der Komponenten bedingten Änderungen der Nennspannungen. Als Beispiel für t = 1000 Std und einer Kriechbelastung 25 % von F<sub>max</sub> dargestellt

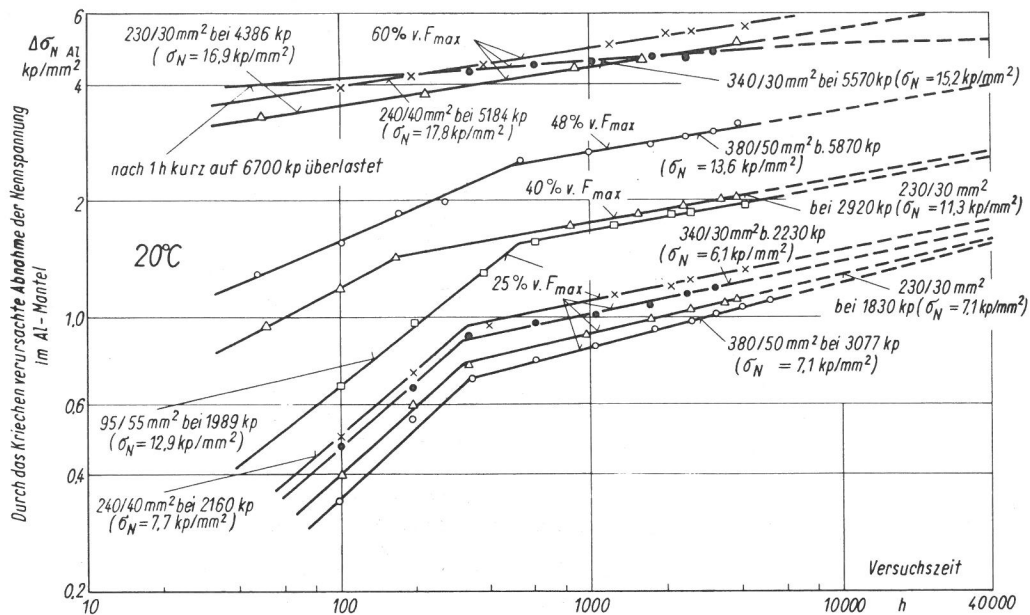
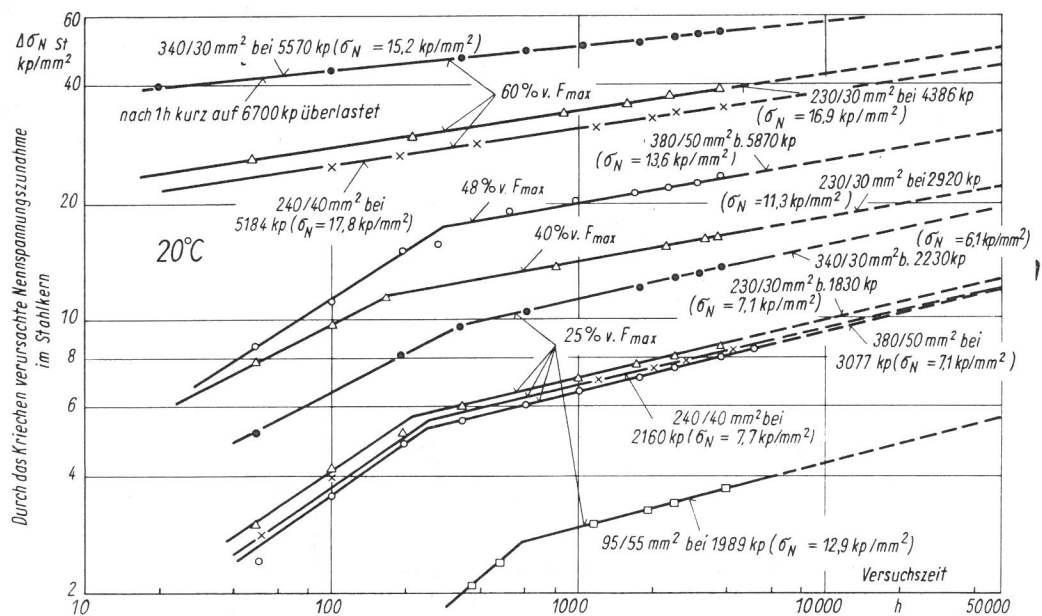


Bild 104  
Experimentell ermittelte zeitliche Änderung der durch das Kriechen verursachten Abnahme der Nennspannung im Al-Mantel bei verschiedenen Al-St-Verbundseilen; Anfangsnennspannung bei den Kriechbelastungen Tafel 12

Bild 105  
Experimentell ermittelte zeitliche Änderung der durch das Kriechen verursachten Nennspannungszunahme im Stahlkern bei verschiedenen Al-St-Verbundseilen; Anfangsnennspannungen bei den Kriechbelastungen Tafel 12



die entsprechende zeitabhängige Abnahme der Zugspannungen  $\Delta \sigma_{N, Al}$  im Al-Anteil ist ebenso im erwarteten mit  $A_{Al}:A_{St}$  abnehmenden Sinne erfaßt (Bild 103).

Die besprochenen Diagramme lassen sich im doppeltlogarithmischen Netz näherungsweise durch Geraden ausgleichen, womit eine zeitabhängige Änderung der Zugkraftverteilung nach Potenzfunktionen angedeutet wird (Bild 104 u. 105). Auffällig ist, daß die Nennspannungsänderungen bei kleinen und mittleren Kriechbelastungen ( $0,25 \dots 0,48 F_{max}$ ) zu Beginn der Versuche ( $t < 300 h$ ) und innerhalb des sich anschließenden Zeitraumes durch Geraden

mit unterschiedlicher Neigung repräsentiert werden; es liegt demnach ein ausgeprägter Anlaufvorgang vor. Bei höheren Kriechbelastungen konnte ein derartiger Anlaufvorgang experimentell nicht erfaßt werden.

Aus der Darstellung der zeitabhängigen Änderungen der Zugkraftverteilung im Seilverband (Bild 104 u. 105) können die effektiven Nennspannungsänderungen im Al-Mantel und im St-Kern bei bestimmten durch Zugbelastung, Beanspruchungsdauer und Temperatur gekennzeichneten konstanten Betriebsbedingungen abgegriffen werden. Durch graphische oder numerische Extrapolation der Diagramme können



auch Werte außerhalb des experimentell erfaßten Bereiches bestimmt werden; allgemein läßt eine Extrapolation über eine begrenzte Versuchsdauer hinaus jedoch sichere Aussagen allenfalls für Beanspruchungszeiten innerhalb einer Größenordnung erwarten. Darüber hinaus kommt den Diagrammen lediglich orientierende Bedeutung zu.

#### 6.4 Modell für die Beschreibung von Kriecherscheinungen in Verbundseilen

Die vorstehend beschriebenen Ergebnisse können auf der Grundlage einer einfachen Modellvorstellung (Bild 106) eine anschauliche Erklärung finden. Dazu wird das Kriechen des Al-Mantels und des St-Kerns zunächst getrennt betrachtet und danach unter Beachtung der Voraussetzung "ebener" Querschnitte zusammengefaßt.

Es wird davon ausgegangen, daß  $[\epsilon_{Kr}]_t$  der Gesamtkriechdehnung des Verbundseils bei konstanter Dauerbelastung und Temperatur nach einer bestimmten Zeit  $t$  entspricht; daran anschließend wird ein kleines Zeitintervall  $\delta t$  betrachtet. Die Kriechdehnungszunahme des Al-Mantels bei konstant angenommener Nennspannung  $[\sigma_{NA1}]_t$  beträgt für das betrachtete Zeitintervall  $\delta t$  mit der Kriechgeschwindigkeit zur Zeit  $t$   $[d\epsilon_{KrAl}/dt]_t$

$$\delta \epsilon_{KrAl} = \left[ \frac{d\epsilon_{KrAl}}{dt} \right]_t \delta t \quad (110).$$

In ähnlicher Weise ergibt sich die Kriechdehnungszunahme des St-Kerns zu

$$\delta \epsilon_{KrSt} = \left[ \frac{d\epsilon_{KrSt}}{dt} \right]_t \delta t \quad (111),$$

wobei  $[d\epsilon_{KrSt}/dt]_t$  die Kriechgeschwindigkeit bei konstanter Anfangsnennspannung  $[\sigma_{NSt}]_t$  bedeutet.

Da voraussetzungsgemäß als Verträglichkeitsbedingungen "ebene" Querschnitte angenommen werden, würde sich die Kriechdehnung der Verbundseilprobe z. B. vom zwischenstehenden Betrag  $Y_1$  einstellen (Bild 106). Damit erfährt der Al-Mantel einen zeitlichen Abbau der ihm entsprechenden Nennspannung  $[\sigma_{NA1}]_t$  und der Stahlkern eine dadurch bedingte Zunahme seiner Nennspannung  $[\sigma_{NSt}]_t$ . Weiterhin wird sich durch die Zugkraftumlagerung eine zusätzliche elastische Dehnung (Gl. (1)) ergeben, wodurch sich die Gesamtdehnung des Seils (Kriechdehnung und elastische Dehnung infolge der Zugkraftumlagerung) z. B. auf den Betrag  $Y_2$  stellt.

Für die Abnahme der Nennspannung im Al-Mantel gilt dann für das betrachtete Zeitintervall

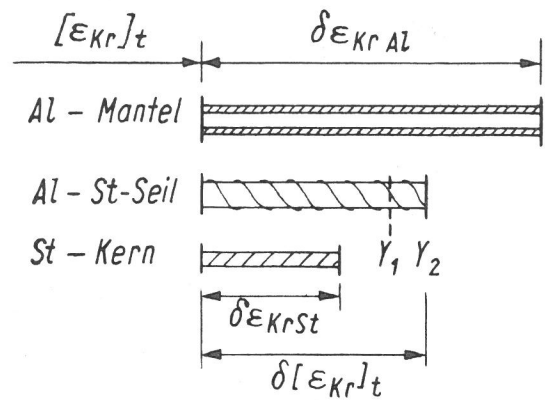


Bild 106

Schematische Darstellung der Vorgänge beim Kriechen von Verbundseilen

$$\Delta \sigma_{NA1} = E_{AlS} (\delta \epsilon_{KrAl} - \delta [\epsilon_{Kr}]_t) \quad (112)$$

und für die entsprechende Zunahme der Nennspannung im St-Kern

$$\Delta \sigma_{NSt} = E_{StS} (\delta [\epsilon_{Kr}]_t - Y_1 Y_2) - E_{StS} \delta \epsilon_{KrSt} - \frac{A_{Al}}{A_{St}} \int_{Y_1}^{Y_2} \left( \frac{d\sigma_{NA1}}{d\epsilon_S} \right) d\epsilon_S \quad (113).$$

Dabei bedeutet  $\epsilon_S$  die elastische Seildehnung infolge der Zugkraftumlagerung. Aus der Bedingung der konstanten Dauerstandbelastung des Verbundseils folgt weiterhin

$$\begin{aligned} E_{AlS} A_{Al} (\delta \epsilon_{KrAl} - \delta [\epsilon_{Kr}]_t) &= \\ = E_{StS} A_{St} (\delta [\epsilon_{Kr}]_t - Y_1 Y_2) - E_{StS} A_{St} \delta \epsilon_{KrSt} &- \\ - A_{Al} \int_{Y_1}^{Y_2} \left( \frac{d\sigma_{NA1}}{d\epsilon_S} \right) d\epsilon_S & \quad (114). \end{aligned}$$

Aus Gl. (114) ersieht man, daß die Spannungsrelaxation des Al-Mantels innerhalb des einer bestimmten Beanspruchungszeit  $t$  folgenden Zeitintervalls  $\delta t$  mit einer Vorbeanspruchung von  $E_{AlS} \delta [\epsilon_{Kr}]_t$  erfolgt und der St-Kern somit bei zunehmender Nennspannung kriecht. Der zeitliche Abbau der Nennspannung im Al-Mantel ergibt sich somit nicht zu  $E_{AlS} \delta \epsilon_{KrAl}$ , der damit dem Abbau der Spannung von der der bestimmten Zeit  $t$  zugehörigen Nennspannung entsprechen würde. Es laufen vielmehr zwei Vorgänge gleichzeitig ab, nämlich der zeitliche Abbau der Nennspannung und eine Verlängerung des Al-Mantels infolge der kontinuierlichen Vorbeanspruchung. So beginnt der zeitliche Abbau der Nennspannung zwar bei der dem tatsächlichen Elastizitätsmaß des Al-Mantels entsprechenden anfänglichen Dauerstandbeanspruchung  $\sigma_{NA1} = \text{konst.}$ , folgt aber nicht der Bildkurve I (Bild 107), sondern infolge der kon-

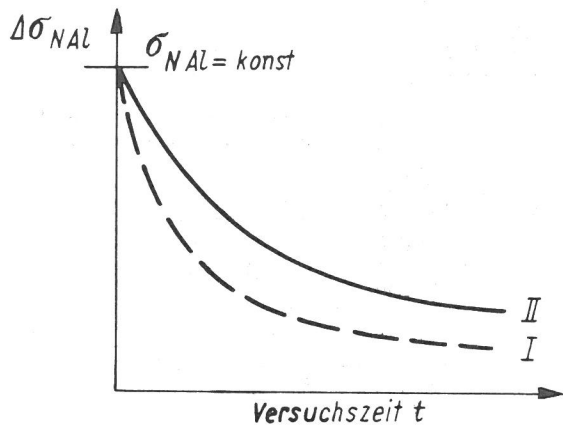


Bild 107  
Schematische Darstellung der Abnahme der Nennspannung im Al-Mantel eines Al-St-Verbundseils

tinuierlichen Vorspannung der Bildkurve II, die anfänglich einen geringeren Abfall aufweisen könnte.

### 6.5 Quantitatives Erfassen der Zugkraftumlagerungen

In Anlehnung an Gl. (1) und die vordem entwickelte Modellvorstellung kann die Dauerstandbelastung eines Verbundseiles wie folgt wiedergegeben werden:

$$\sigma_N = (\sigma_{NA1} + \Delta\sigma_{NA1}) A_{A1}/A_S + (\sigma_{NST} - \Delta\sigma_{NST}) A_{St}/A_S \quad (115)$$

In Gl. (115) bedeuten  $\Delta\sigma_{NST}$ ,  $\Delta\sigma_{NA1}$  die tatsächliche Zu- bzw. Abnahme der Nennspannung im St-Kern bzw. Al-Mantel und  $\sigma_{NA1}$ ,  $\sigma_{NST}$  die Nennspannungen der Verbundkomponenten zu Beginn des Kriechens ( $t = 0$ ).

Da die von außen aufgebrachten Nennspannungen in jedem Augenblick konstant bleiben, erhält man aus Gl. (115) schließlich die Bestimmungsgleichung

$$\Delta\sigma_{NA1} A_{A1}/A_S - \Delta\sigma_{NST} A_{St}/A_S = 0 \quad (116)$$

und weiterhin

$$\Delta\sigma_{NST} = \Delta\sigma_{NA1} \frac{A_{A1}}{A_{St}} \quad (117)$$

Nach Gl. (117) wird demnach die zeitabhängige Zunahme der Nennspannung im St-Kern  $\Delta\sigma_{NST}$  bei konstant vorgegebener Abnahme der Nennspannung im Al-Mantel  $\Delta\sigma_{NA1}$  mit zunehmendem Querschnittsverhältnis  $A_{A1}:A_{St}$  erwartungsgemäß größer, während die entsprechende zeitabhängige Abnahme der Nennspannungen im Al-Anteil mit steigendem Querschnittsverhältnis  $A_{A1}:A_{St}$  im abnehmenden Sinne angedeutet ist.

Als zusätzlicher Einfluß müssen aber bei konstantem Bezug auf die rechn. Bruchkraft  $F^{\max}$  die zunehmenden Nennspannungen im Al-Mantel  $\sigma_{NA1}$  und St-Kern  $\sigma_{NST}$  bei abnehmendem Verhältnis  $A_{A1}:A_{St}$  berücksichtigt werden (Gl. (1)), die dann den Spannungsabbau im Al-Mantel mit abnehmendem  $A_{A1}:A_{St}$ -Querschnittsverhältnis in zunehmendem Maße zur Geltung kommen lassen. So erhält man schon aus diesem Grunde infolge des mehr ausgeprägten zeitlichen Abbaus der Nennspannung im Al-Mantel bei kleinem Querschnittsverhältnis  $A_{A1}:A_{St}$  geringere Kriechdehnungen in den Verbundseilen.

Qualitativ stimmen die bisher abgeleiteten Beziehungen recht gut mit den in den Bildern 101 u. 102 erhaltenen Versuchsergebnissen überein. Die Zugkraftumlagerung im Sekundär-II-bereich-stationären Zustand- (der Anlaufvorgang bleibe unberücksichtigt) kann jedoch auch näherungsweise quantitativ beschrieben werden. Voraussetzung ist das vergleichbare Kriechverhalten- von Al-Seil und von getrennt untersuchter St-Seile einerseits mit dem des Al-Mantels und der St-Seele im Verbundseil andererseits.

Für den Sekundär-II-bereich-stationären Zustand- und konstante Temperatur lauten die phänomenologischen Kriechgesetze (Gl. (100)) für den Al-Mantel und den St-Kern im Verbundseil dann

$$\dot{\epsilon}_{KrIIAl} = K_{A1} (\sigma_{NA1}/\sigma_{NO})^{n_{A1}} \quad (118)$$

und

$$\dot{\epsilon}_{KrIIST} = K_{St} (\sigma_{NST}/\sigma_{NO})^{n_{St}} \quad (119)$$

Unter der Voraussetzung "ebener" Querschnitte folgt unmittelbar

$$\dot{\epsilon}_{KrIIAl} = \dot{\epsilon}_{KrIIST} \quad (120)$$

und weiterhin gemäß Gl. (118) und (119)

$$K_{A1} (\sigma_{NA1}/\sigma_{NO})^{n_{A1}} = K_{St} (\sigma_{NST}/\sigma_{NO})^{n_{St}} \quad (121)$$

Aus Gl. (121) ergibt sich nunmehr z. B. die Nennspannung im Al-Anteil

$$\sigma_{NA1} = K_4 (\sigma_{NST})^{n_{St}/n_{A1}} \quad (122)$$

die mit Gl. (1) schließlich die Beziehung

$$A_{A1} K_4 (\sigma_{NST})^{n_{St}/n_{A1}} + A_{St} \sigma_{NST} - F_S = 0 \quad (123)$$

liefert, wobei  $K_4$  eine Konstante bedeutet.

Gl. (123) läßt sich auf einem Rechner durch wiederholte Approximation lösen. Für die Ab- bzw. Zunahme der Nennspannungen im Al-Mantel bzw. St-Kern  $\Delta\sigma_{NA1}$  bzw.  $\Delta\sigma_{NST}$  (Tafel 13) erhält man bei einer Dauerstandbelastung von

0,25  $F_{\max}$  um den Faktor rd. 4 und bei einer Dauerstandbelastung von 0,60  $F_{\max}$  um den Faktor rd. 2 größere Nennspannungsänderungen als die für die Versuchszeit  $t = 4000$  h experimentell ermittelten.

Die hier mit Hilfe der NORTONSchen Beziehung (Gl. (100)) abgeleiteten Ausdrücke betreffen stets den nach langzeitigem Kriechen sich einstellenden stationären Zustand mit dann zeitlich konstanten Komponentennennspannungen  $\sigma_{NA1} = \sigma_{NA1}^{\infty}$ ,  $\sigma_{NSt} = \sigma_{NSt}^{\infty}$ , der für die experimentell ermittelten Nennspannungsänderungen zur Zeit  $t = 4000$  h noch nicht erreicht ist. Bei höheren Seilzugkräften stellt sich offenbar der stationäre Zustand schneller ein, so daß die Abweichungen nach dem angeführten Ansatz vom experimentellen Befund kleiner sind.

Aus Gl. (123) folgt weiterhin unmittelbar, daß die Nennspannungen der Verbundkomponenten im Anfangszustand (Gl. (1)) und nach langzeitigem Kriechen (stationärer Zustand, Gl. (123))

Seilbezeichnung als Nennquerschnitt Al:St mm <sup>2</sup>	Dauerstandbelastung $F_S$ kp	Durch das Kriechen verursachte Ab- bzw. Zunahme der Nennspannung im Al-Mantel bzw. St-Kern nach Gl. (123): kp/mm <sup>2</sup>	
		+ $\sigma_{NSt}$	- $\sigma_{NA1}$
95/55 ( 1,7:1)	1989 (0,25 $F_{\max}$ )	12,46	7,39
230/30 ( 7,7:1)	1830 (0,25 $F_{\max}$ )	37,90	4,82
	2920 (0,40 $F_{\max}$ )	56,69	7,20
	4386 (0,60 $F_{\max}$ )	76,44	9,72
240/40 ( 6 :1)	2160 (0,25 $F_{\max}$ )	32,68	5,29
	5184 (0,60 $F_{\max}$ )	66,05	10,70
340/30 (11,3:1)	2323 (0,25 $F_{\max}$ )	49,90	4,34
	5570 (0,60 $F_{\max}$ )	91,27	7,97
380/50 ( 7,7:1)	3077 (0,25 $F_{\max}$ )	38,04	4,96
	5870 (0,48 $F_{\max}$ )	64,87	8,46

Tafel 13

Mit Gl. (123) errechnete Nennspannungsänderungen nach langandauerndem Kriechen (Sekundär-II-Bereich, stationärer Zustand) für verschiedene Al-St-Freileitungsseile

unterschiedlich sind; es tritt demnach, wie auch experimentell festgestellt, ein Anlaufvorgang auf.

Das elastische Verhalten von Al-St-Freileitungsseilen kann in befriedigender Weise aus dem der Drahtkomponenten hergeleitet werden. Bei voraussetzungsgemäß gleichen Drahtwerkstoffen ändert sich das elastische Verhalten von Verbundseilen innerhalb weiter Grenzen mit dem Seilaufbau (Flechtformel, Schlagwinkel, Zahl der Drahtlagen und Drahtdurchmesser).

Das mit gesteigerter Aussagesicherheit benötigte tatsächliche mechanische Verhalten der Seile als Grundlage für die Durchführung von Entwurf und Betrieb kann andererseits nur experimentell ermittelt werden und hängt wesentlich von der Gesamtbeanspruchung der Drähte im Seilverband, vom konstruktiven Aufbau, dem Drahtmaterial, den Ungleichmäßigkeiten des Seilaufbaus (Flechtzustand) und dem Zusammenwirken im Seilverband ab.

Von den einzelnen Beanspruchungen bei zügiger Belastung des Seilkörpers - der Zugbeanspruchung, der Flächenpressung, der zusätzlichen sekundären Biegebeanspruchung und den sonstigen Beanspruchungen - kann die Flächenpressung als die tatsächlich kritische Spannung im Seilverband angesehen werden. Mit dem gleichzeitig wirkenden Einfluß einer reibenden Beanspruchung auf die Berührungsstellen der sich kreuzenden Drähte kann hier die mögliche Fehlerursache vermutet werden.

Bei Verbundseilen sind das elastische und plastische Werkstoffverhalten und das Zusammenwirken der verwendeten Komponenten sowie auch sinngemäß das der Verstärkungswirkung unter der Einwirkung von Kräften zu verstehen. Es mußten hauptsächlich Grundvorstellungen über das plastische Verbundverhalten gewonnen werden, die in Ansätzen zur Beschreibung der Formänderungsvorgänge genutzt werden konnten. Neben diesen grundsätzlichen Überlegungen konnten auch Fragen der Verstärkungswirkung durch hochfeste Stahldrähte angeschnitten werden.

Für den bei den Dauerstanduntersuchungen empirisch gewonnenen Zusammenhang zwischen Nennspannungen und Kriechgeschwindigkeiten (- Kriechdehnungen -) ergaben sich einfache Beziehungen (- Potenzfunktionen -), die sich in der Praxis verwenden lassen. Schon aus den verschiedenen Gesamtbeanspruchungen der Drähte im Seilverband und dem unterschiedlichen Kriechverhalten der Verbundkomponenten konnte vermutet werden, daß sich das Dauerstandverhalten des Gesamtseils nicht in einfacher Art und Weise aus den üblichen Dauerstandversuchen von Drähten ableiten läßt.

Das unterschiedliche Kriechverhalten der Verbundkomponenten bedingt zeitliche Veränderungen der Komponentennennspannungen im Verbundbauteil. Mit geeigneten Untersuchungsmethoden wurde die Höhe der zeitabhängigen Belastung in der am stärksten gefährdeten Al-Komponente eines Al-St-Verbundseils, die gleichzeitig als Kenngröße für die Lebensdauer dieser Seilkomponente dienen kann, quantitativ geklärt.

Es vermögen aber weder die Kenntnis der tatsächlichen Gesamtbeanspruchung der Seildrähte noch die der Zugkraftumlagerung im Verbundseil Aufschluß über die in einem bestimmten Fall zu erwartende Lebensdauer einer Freileitung zu geben. Vielmehr ist wesentlich, in welchem Verhältnis die Teilbeanspruchungen bei dem betrachteten Fall zueinander stehen und wie die sonstigen Betriebsbedingungen beschaffen sind. So wäre schließlich zu erwarten, daß sich zukünftige Bemühungen mehr darauf richten, Erfahrungen, die in der Praxis und in systematischen Versuchen gewonnen sind, und sorgfältig fundierte Überlegungen so miteinander zu verknüpfen, daß sich daraus einfach zu handhabende Unterlagen für die optimale technische Durchführung des konstruktiven Aufbaus einer Freileitung ergeben und gleichzeitig auch einer wissenschaftlichen Weiterarbeit dienen.



- 1 Zaduk, H.: Freileitungen. Elektrotechn. Z.A 79 (1958) H. 19, S. 706/07.
- 2 Roser, H.: Energieübertragung mit Drehstrom höchster Spannung. Elektrotechn. Z.A 79 (1958) H. 22, S. 837/51.
- 3 Kind, D.: Wirtschaftliche und technische Fragen der Höchstspannungs-Energieübertragung. Elektro-Anz. Jubiläumsausgabe 13. Okt. 1965, S. 35/38.
- 4 Schäfer, W.: Stand und Probleme der elektrischen Energieübertragung. Umschau (1965) H. 9, S. 273/76.
- 5 Jancke, G.: Grundsätzliche Gesichtspunkte bei der Projektierung von Höchstspannungsübertragungen. Bull. SEV 55 (1964) Nr. 9, S. 420/24.
- 6 Martini, L.: Wirtschaftliche Spannweiten von Höchstspannungsfreileitungen. Energietechn. 15 (1965) H. 10, S. 461/65.
- 7 Großpetzsch, G.: Starkstromfreileitungen, Leipzig: VEB Deutscher für Grundstoffindustrie 1965; insbes. S. 151/55.
- 8 Fritz, E.: The effect of tighter conductor tensions on transmission line costs. Trans. Amer. Inst. Electr. Engrs. (Trans. AIEE) 79 (1960) part III, S. 513/23.
- 9 Berndt, H.: Auswahl der Leiterquerschnitte. Elektrizitätswirtschaft. 63 (1964) H. 25, S. 894/98.
- 10 Behrens, P., J. Nefzger u. W. Philipps: Aluminium-Freileitungen. 8. Aufl. Düsseldorf: Aluminium-Verlag GmbH 1965; insbes. S. 27/28 u. 43/47.
- 11 Girkmann, K., E. Königshofer: Die Hochspannungsfreileitungen. 2. Aufl. Wien: Springer Verlag 1952; insbes. S. 51/72.
- 12 Diehl, E.: Die Seilspannung - ihre Wahl und Bedeutung bei Freileitungen. Elektrizitätswirtschaft. 63 (1964) H. 25, S. 899/903.
- 13 Leibfried, W.: Verhalten der Freileitungen bei Wind und Eislast. Elektrizitätswirtschaft. 63 (1964) H. 25, S. 908/12.
- 14 Möcks, L.: Every day stress und die mechanische Sicherheit der Freileitungsseile. Elektrizitätswirtschaft. 64 (1965) H. 3, S. 67/75.
- 15 Bückner, W.: Die Betriebssicherheit der Freileitungsseile. Elektrizitätswirtschaft. 65 (1966) H. 26, S. 797/803.
- 16 Mors, H.: Die Beanspruchung der Freileitungsseile. Vortrag anlässlich des Freileitungsseminars am 15./16. Februar 1968 in Berlin. KAISER-Aluminium Kabelwerk GmbH Berlin 1968, S. 5/12.
- 17 VDE 0210/ ... 67: Bestimmungen für den Bau von Starkstrom-Freileitungen über 1 kV. Entwurf 1; Ausg. 67 Berlin: VDE-Verlag GmbH.
- 18 Pfender, M.: Über Seilanschwingungen an Freileitungen. Techn. Ber. Nr. 150 Studiengesellschaft für Höchstspannungsanlagen. Berlin 1950.
- 19 Helms, R.: Zur Sicherheit der Hochspannungsfreileitungen bei hoher mechanischer Beanspruchung. VDI-Forschungsheft 506. Düsseldorf: VDI-Verlag 1964; insbes. S. 24/50.
- 20 Bückner, W.: Quantitative Angaben über die Beanspruchung schwingender Freileitungsseile. Vortrag anlässlich des Freileitungsseminars am 15./16. Februar 1968 in Berlin. KAISER-Aluminium Kabelwerk GmbH, Berlin 1968, S. 20/25.

- 21 Altenpohl, D.: Aluminium und Aluminiumlegierungen. Berlin / Göttingen / Heidelberg: Springer Verlag 1965; insbes. S. 547/602.
- 22 Aluminium-Zentrale e.V., Düsseldorf: Aluminium-Taschenbuch 12. Aufl., Düsseldorf: Aluminium-Verlag GmbH 1963; insbes. S. 79/127, 347/48 u. 723/79.
- 23 v. Zeerleder, A.: Technologie des Aluminiums und seiner Leichtlegierungen. 5. Aufl. Leipzig: Akademische Verlagsgesellschaft Geest & Portig KG 1947; insbes. S. 81/107 u. 330/39.
- 24 Melchior, P.: Aluminium. - Die Leichtmetalle und ihre Legierungen - Berlin: VDI-Verlag GmbH 1929; insbes. S. 85/117.
- 25 Feldmann, H.: Eigenschaften und Herstellung von Aluminiumdraht. Aluminium 34 (1958) H. 9, S. 530/37 u. 35 (1959) H. 1, S. 13/20.
- 26 Sachs, G. u. J. Weerts: Technologie und Festigkeitseigenschaften von Reinaluminium. Hauszeitschrift Aluminium 3 (1931) H. 5/6, S. 183/236.
- 27 Herrmann, E.: Aluminiumdraht nach dem Properzi-Gießverfahren. Aluminium 36 (1960) H. 10, S. 568/79.
- 28 Pomp, A.: Stahldraht. 2. Aufl. Düsseldorf: Verlag Stahleisen mbH 1952; insbes. S. 94/113, 227/50 u. 303/07.
- 29 Verein Deutscher Eisenhüttenleute (VDEh): Werkstoffhandbuch Stahl und Eisen. 4. Aufl. Düsseldorf: Verlag Stahleisen mbH 1965; insbes. Q 21/4-6, T 31 1-10.
- 30 Horstmann, D.: Der Einfluß der Arbeitsbedingungen beim Feuerverzinken von Draht auf die Dicke und den Gefügebau des Zinküberzuges. Stahl u. Eisen 86 (1966) H. 26, S. 1732/42.
- 31 Funke, P. jun., M. Heinritz, H. Böckenhoff, F. Schwier, G. Rockrohr u. E. Vielbahn: Herstellung und Verarbeitung von gesteuert abgekühltem Walzdraht, Teil I-III. Stahl u. Eisen 87 (1967) S. 293/318.
- 32 Nünninghoff, R.: Einfluß der Herstellungsbedingungen auf die Verwendbarkeit verzinkter Stahldrähte. Stahl u. Eisen 86 (1966) S. 1300/13.
- 33 Mahrenholtz, O.: Zur Theorie des Drahtziehens. I Draht-Welt 47 (1961) Nr. 4, S. 318/24. II Draht-Welt 47 (1961) Nr. 5, S. 413/18.
- 34 Wistreich, J.G.: The fundamentals of wire drawing. Metall. Rev. 3 (1958) S. 97/141.
- 35 Verein Deutscher Eisenhüttenleute (VDEh): Herstellung von Stahldraht. Teil 1. Düsseldorf: Verlag Stahleisen mbH 1969, insbes. S. 175/218 u. S. 219/64.
- 36 Peiter, A.: Seildrähte mit verbesserten technologischen Eigenschaften durch gelenkte Eigenspannungserzeugung. Draht-Welt 47 (1961) Nr. 3, S. 209/15.
- 37 Fischer, P.: Einfluß von Probenlänge, Dehngeschwindigkeit und Drahtdurchmesser auf die Bruchlast und Bruchdehnung beim Zugversuch an Drähten. Draht-Welt 52 (1966) H. 2, S. 61/66.
- 38 Godecki, L.: Fehleranalyse für die Ermittlung der Zugfestigkeit bei Stahldrähten. Draht 18 (1967) Nr. 8, S. 45/47.
- 39 Bürklin, A.: Stahlaluminiumseile. Elektrotechn. Z. 45 (1924) S. 1143/46.
- 40 Wyss, Th.: Die Stahldrahtseile der Transport und Förderanlagen, insbes. der Standseil- und Schwebbahnen. Zürich: Schweizer Druck- und Verlagshaus A.G. 1956; insbes. S. 109, 117, 118.
- 41 Suslov, B.M.: On the Modulus of Elasticity of Wire Ropes. Wire 11 (1936) S. 176/82.
- 42 Stickley, G.W.: Stress-Strain Studies of Transmission Line Conductors. Transactions AIEE 51 (1932) S. 1052/58.
- 43 Shitkow, D.G. u. I.T. Pospechow: Drahtseile. Berlin: VEB Verlag Technik 1957; insbes. S. 41.
- 44 Strand, O.: Über die Berechnung von Stahl-Aluminium-Leitungen. ETZ 45 (1924) S. 654/57.
- 45 Berling, G. u. W. Rössler: Festigkeitsuntersuchungen zur Normung der Stahl-Aluminiumseile. H. 293. Berlin: VDI-Verlag GmbH 1927.
- 46 Schleicher, F.: Über die Dehnung von Drahtseilen für Hängebrücken. Bauingenieur 24 (1949) H. 2, S. 52/57, 24 (1949) H. 3, S. 81/85.
- 47 Kohler, K.: Das allgemeine Verbundseil für Freileitungen. Z. Metallkunde 42 (1951) S. 213/16.
- 48 Bohner, R. u. L. Möcks: Die Spannungsverteilung im Verbundseil. Elektrizitätswirtsch. 64 (1965) S. 230/35.

- 49 Hofer, K.: Der Verseilverlust von Stahl-  
drahtseilen. VDI-Z. 83 (1939) S. 775/80.
- 50 19 S. 12.
- 51 43 S. 27, 113
- 52 Siebel, E.; Herausg.: Handbuch der Werk-  
stoffprüfung. Bd. II: Metallische Werkstof-  
fe. 2. Aufl. Berlin/Heidelberg: Springer-  
Verlag 1955; insbes. S. 516.
- 53 19 S. 8.
- 54 Hudler, S.: Der Elastizitätsmodul des  
Drahtseiles. Wasserwirtsch. u. Techn.  
(1937) Nr. 28/30, S. 271/79.
- 55 v. Karman, Th.: Enzyklopädie der mathe-  
matischen Wissenschaften. Bd. IV/27.  
Leipzig: B.G. Teubner Verlag 1927, ins-  
bes. S. 346.
- 56 Bechtloff, G.: Längsdehnung und Quer-  
kontraktion eines sechslitzigen Drahtseiles  
unter Zug. Draht-Welt 49 (1963) H. 7, S.  
251/56.
- 57 Benndorf, H.: Beiträge zur Theorie der  
Drahtseile. Z. Öster. Ing. u. Archt.-Ver.  
LVI (1904) S. 433/53.
- 58 Kraut, H.: Stahlaluminiumseile für Hoch-  
spannungsfreileitungen. Elektrotechn. u.  
Masch.-Bau 41 (1923) H. 7, S. 113/20.
- 59 Hruska, H.: 1) Calculation of stresses in  
wire ropes. Wire and Wire Prod. 26 (1951)  
S. 766/67 u. 799/801. 2) Radial forces in  
wire ropes. Wire and Wire Prod. 27 (1952)  
S. 459/63. 3) Tangential forces in wire  
ropes. Wire and Wire Prod. 28 (1953) S.  
455/60.
- 60 Starkey, W.L. u. H.A. Cress: An analysis  
of critical stresses and mode of failure of  
a wire rope. Trans. ASME 81 B (1959) S.  
307/16.
- 61 Leissa, A.: Contact stresses in wire ropes.  
Wire and Wire Prod. 34 (1959) S. 307/14  
u. 372/73.
- 62 Bert, W. u. A. Stein: Stress analysis of  
wire rope in tension and torsion. Wire and  
Wire Prod. 37 (1962) S. 261/24, S. 769/  
72 u. 816.
- 63 Czitary, E.: Seilschwebbahnen. 2. Aufl.  
Wien: Springer Verlag 1962; insbes. S.  
67/86.
- 64 40 S. 156/209.
- 65 Löttsch, K.: Die Prüfung der Flechtung von  
Drahtseilen. Materialprüf. 9 (1967) Nr.  
12, S. 451/60.
- 66 Hudler, S.: Die Belastungsverteilung im  
Verbundseil. Elektrotechn. u. Masch.-Bau  
69 (1952) H. 4, S. 85/87.
- 67 Montague, P.: Load distribution in over-  
head stranded conductors. Int. J. Mech.  
Sci. 2 (1961) S. 277/93.
- 68 Janischewskyj, W. u. A.E. Livingston:  
Distribution of mechanical stress in alu-  
minium conductors steel reinforced  
(ACSR). CIGRE<sup>1)</sup> 6-1960-3.
- 69 Dassetto, G.: Die Fließgrenze der Alumi-  
niumleiter für Freileitungen. Schweiz.  
Aluminium Rundschau 16 (1966) S. 100/04.
- 70 48
- 71 Haro Lauri u. Pentti Haapanen: The Creep  
of the ACSR and Practical Stringing Accu-  
rancy. CIGRE 6-58-8.
- 72 Konarzewski, Z. u. B. Mayzel: Creep  
Tests of ACSR conductors on a Newly  
Erected Overhead Line, Carried out in  
Poland in 1960-61. CIGRE 6-62-10.
- 73 Haro Lauri: Creep Tests on Aluminium  
Wires and All-Aluminium- and ACSR-Con-  
ductors. CIGRE 6-61-11.
- 74 Phillips, G.H.: Effects of Creep on Sags  
and Tensions of Overhead Conductors.  
CIGRE 6-61-24.
- 75 Sandell, D.H.: Sags and Tensions of Over-  
head Conductors. CIGRE 6-61-25.
- 76 Paris, L.: Mesures de fluage conduites sur  
le conducteur alu-Ac de diamètre 34, 6 mm,  
formation 54 + 19. CIGRE 6-61-27.
- 77 Winkelmann, P.F.: Report on Creep of  
Overhead Conductors. CIGRE 6-62-11.
- 78 Malburg, P.G.: Interner Alcan-Bericht.
- 79 Odqvist, F. K. G. u. J. Hult: Kriechfe-  
stigkeit metallischer Werkstoffe. Berlin/  
Göttingen/Heidelberg: Springer-Verlag  
1962; insbes. S. 56.
- 80 Winkelmann, P.F.: Conductor Creep and  
Transmission Line. CIGRE 6-61-15.
- 81 19 S. 21/22.

1) Conférence Internationale des Grands Réseaux Électriques

- 82 Wellinger, K., E. Keil u. G. Maier: Über das Festigkeitsverhalten von Aluminium und Aluminiumlegierungen bei Temperaturen bis 300°C. Aluminium 34 (1958) S. 458/63.
- 83 Van Horn, K.R., Herausg.: Aluminium Verl. II: Design and Application Metals Park, Ohio: American Society for Metals 1967, S. 86/89.
- 84 Schaar, K.: Formelmäßige Erfassung des Kriechvorganges am Beispiel von Zeitstandversuchen am Reinaluminium. Materialprüf. 6 (1964) Nr. 4, S. 130/36.
- 85 Pfützenreuter, A.: Kriechen und Spannungsrelaxation kaltverformter Stahldrähte mit unterschiedlicher Vorbehandlung. Stahl u. Eisen 80 (1960) S. 1321/36.
- 86 Schaar, K.: Betrachtungen zu Kriech- und Relaxationsversuchen an Stahldrähten. Draht-Welt 47 (1961) Nr. 6, S. 494/97.
- 87 -: Dauerzugfestigkeit von Freileitungsbau- stoffen. Z. Metallkunde 28 (1936) Nr. 1, S. 23/24.
- 88 Irman, Dr. u. W. Müller: Bestimmung der Dauerstandfestigkeit von Aldrey und Rein- aluminium. Aluminium 17 (1935) Nr. 1, S. 7/10.
- 89 Wintergerst, H.S. u. M. Aepfelbacher: Das Kriechverhalten von Aluminiumdrähten und -seilen. Aluminium 33 (1957) S. 16/23.
- 90 Bückner, W.: Beanspruchung der Freilei- tungsseile; Einfluß des Kriechens der Aluminiumdrähte. ISA-20, 1964 und CIGRE 6-64-2.
- 91 -: Spannungsverteilung in Verbundseilen. Mosdorfer Nachrichten Nr. 8, C 2361 (interner Bericht).
- 92 Bronstein J.N. u. K.A. Semendjajew: Taschenbuch der Mathematik. 2. Aufl. Leipzig: B. G. Teubner Verlagsgesell- schaft 1959, S. 217/218.
- 93 40 S. 181
- 94 Seely, F.B. u. J.O. Smith: Advanced Mechanics of Materials. New York: John Wiley Sons 1952; insbes. S. 342/78.
- 95 Thomas, H.R. u. V.A. Hoersch: Stresses due to the pressure of one elastic solid on another. Urbana: Bulletin 212, En- gineering Experiment Station, University of Illinois 1930.
- 96 Jahnke-Emde-Lösch: Tafeln höherer Funktionen. 6. Aufl. Stuttgart: B.G. Teubner Verlagsgesellsch. 1960; insbes. S. 43/70.
- 97 Smith, J.O. u. Chang Ken Liu: Stresses due to tangential and normal loads on an elastic solid with application to some con- tact stress problems. J. Appl. Mech. (1953) S. 157/66.
- 98 40 S. 238/48.
- 99 19 S. 16.
- 100 18 S. 21.
- 101 19 S. 17.
- 102 Bühler, H. u. H. Buchholtz: Einfluß der Querschnittsverminderung beim Kaltzie- hen auf die Spannungen in Rundstangen. Arch. Eisenhüttenwesen 7 (1934) S. 427/30.
- 103 Bühler, H. u. P.-J. Kreher: Beitrag zur Frage der Eigenspannungen in gezogenen Stahldrähten. Draht 19 (1968) S. 531/537.
- 104 Bühler, H. u. P.-J. Kreher: Einfaches Verfahren zur Ermittlung von Eigenspan- nungen in Drähten. Arch. Eisenhüttenwe- sen 39 (1968), S. 545/551.
- 105 Lueg, K.: Beitrag zur Berechnung der Eigenspannungen in kaltgezogenen Drähten und Rohren mittels Funktionen dimen- sionsloser Kennzahlen. Dr.-Ing. Dissert. Techn. Universität Hannover 1968.
- 106 Lubahn, J.D.: Bauschinger Effect in Creep and Tensile Tests on Copper. J. Metals N.Y. 7 (1955) S. 1031/1033.
- 107 Panknin, W. u. H. Fritz: Der Einfluß ei- ner Umkehr der Verformungsrichtung auf die Formänderungsfestigkeit von metal- lischen Werkstoffen. Draht 18 (1967) S. 1/6.
- 108 Phillips, A. u. R.L. Sierakowski: On the concept of the yield surface. Acta Mecha- nica 1 (1965) S. 29/35.
- 109 Justusson, J.W. u. A. Phillips: Stability and convexity in plasticity. Acta Mecha- nica 2 (1966) S. 251/267.
- 110 Sachs, G.: Der Nachweis innerer Span- nungen in Stangen und Rohren. Z. Metall- kunde 19 (1927) S. 352/357.



- 111 Kienzle, O. Herausg.: Mechanische Umformtechnik. Berlin / Heidelberg / New York: Springer Verlag 1968; insbes. S. 176/178.
- 112 Pomp, A. u. A. Dahmen: Entwicklung eines abgekürzten Prüfverfahrens zur Ermittlung der Dauerstandfestigkeit von Stahl bei erhöhten Temperaturen. Mitt. K.-Wilh.-Inst. Eisenforsch. 9 (1927) S. 33/52.
- 113 Pomp, A. u. W. Enders: Zur Bestimmung der Dauerstandfestigkeit in Abkürzungsverfahren. Mitt. K.-Wilh.-Inst. Eisenforsch. 12 (1930) S. 127/147.
- 114 Hult, J.: Creep in Engineering Structures. Toronto / London: Blaisdell Publishing Company 1966, S. 16/17.
- 115 Conway, J.B.: Numerical Methods for Creep and Rupture analysis. New York: Grodon Breach 1967, S. 21/34.
- 116 Norton, F. H.: Creep of Steel at High Temperatures. New York: McGraw-Hill, 1929.
- 117 Bailey, R. W.: Creep of Steel under simple and compound stresses and the use of high initial temperature in Steam Power Plant. Tokyo: Trans. World Power Conference 1929, Bd. 3, S. 1089.
- 118 79 S. 162/167.
- 119 Ludwik, P.: Elemente der technologischen Mechanik. Berlin: Springer Verlag 1909, S. 50/57.
- 120 Lubahn, J.D. u. R.P. Felgar: Plasticity and Creep of Metals. New York: John Wiley and Sons, Inc. 1961, S. 227/276.
- 121 Krisch, A.: Über die Extrapolation von Zeitstandversuchen. - Forschungsber. d. Landes Nordrhein-Westfalen - Köln & Opladen: Westdeutsch. Verlag 1963 S. 1/9.

