

Über die Scherfestigkeit und den Lochleibungsdruck von Nieten und Nietverbindungen¹

Von Dr.-Ing. e. h. Stefan Gállik, Budapest

I. Die Scherfestigkeit der Niete

1. Die reine Scherfestigkeit

Nach der theoretischen Elastizitätslehre besteht zwischen der Scher- und Zugfestigkeit der Zusammenhang

$$\tau = \frac{m}{m+1} \cdot \sigma;$$

dem entspricht für $m \sim 3-4$ der Wert $\frac{\tau}{\sigma} = 0,70$ bis $0,80$.

Die auf die innere Reibung aufgebaute DUGUET-MOHRsche Theorie gibt $\tau = \frac{1}{2} \operatorname{tg} \alpha \cdot \sigma$ an, wonach mit dem Wirkungswinkel $\alpha = 53$ bis 58° , ist: $\frac{\tau}{\sigma} = 0,66$ bis $0,80$.

TETMAJER fand nach seinen Versuchen mit Schweißeisen (Mitteilungen III. Bd.) den Wert $\frac{\tau}{\sigma}$ mit $0,75$ bis $0,80$.

BAUSCHINGERS Versuche ergaben für Flußeisen und weichen Stahl den Wert von $0,71$ bis $0,78$.

Nach den unten genannten neuesten Versuchen von Dr. GEHLER ist dieses Verhältnis für Siliziumstahl von 4900 bis 5800 kg Festigkeit $0,74$.

Verfasser fand nach den neueren, in Diósgyőr durchgeführten Versuchen diese Verhältniszahl

für Flußeisen und Kohlenstoffstahl	0,74
für Siliziumstahl	0,78

Die für die reine Scherfestigkeit gefundenen Werte stimmen also sehr gut miteinander überein.

2. Die Scherfestigkeit der Niete in Verbindungen

Die Scherfestigkeit der geschlagenen Niete, d. h. die Festigkeit der Nietverbindungen (τ_v) ist nicht identisch mit der Scherfestigkeit des Nietmaterials, sondern

¹ Im Auftrag des vom kön. ung. Handelsministeriums entsandten Baustahl-Ausschusses vom Verfasser erstatteter Bericht.

übersteigt diese wesentlich, und zwar nicht nur wegen der auftretenden Reibung, da diese in der letzten Phase des Zerreißen — wo die Nietlöcher sich bereits dehnen und die Bleche sich schon strecken — nur einen kleinen Wert besitzen dürfte, sondern hauptsächlich wegen der Verfestigung, welche die Niete beim Pressen des Setzkopfes erfahren, und noch im höheren Maße wegen der Stauchung beim Schlagen.

Die Feststellung der tatsächlichen Scherfestigkeit erfolgt durch Zerreißversuche mit genieteten Laschenverbindungen. Einige diesbezügliche Versuchsreihen teilen wir im nachstehenden mit.

3. Versuche mit Nietverbindungen

a) Versuche von F. ENGESSER.

„Versuche über die Festigkeit von Nietverbindungen“ (Zeitschr. d. Ver. Deutsch. Ing. 1889, S. 324).

Die Zugfestigkeit des bei den Versuchen verwendeten Materials war bei den Blechen 3430, bei den Nieten $\sigma_n = 3820$ kg/qcm. Die Scherfestigkeit der zweischnittigen Nietverbindung, ob warm oder kalt eingezogen, betrug:

	$\tau_v = 3550$ kg/qcm = $0,93 \cdot \sigma_n$
dieselbe ohne Reibung	3320 kg/qcm = $0,87 \cdot \sigma_n$
die Reibung beim Reißen also.....	200 kg/qcm
die Reibung beim Beginn des Gleitens.....	890 kg/qcm

b) Versuche von L. TETMAJER.

a) „Angewandte Elast.- und Festigkeitslehre“, Wien 1906, S. 296 bis 310.
Die Festigkeit der Nietverbindung bei Flußeisen war nach TETMAJER:

$$\tau_v = 0,86 \cdot \sigma_n.$$

Die durch die Nietung erzeugte Reibung: 800 bis 1000 kg/qcm.

β) Mitteilungen d. E. M. P. A. (Zürich, III. Bd. 1886).

Das Verhältnis zwischen der Scherfestigkeit der Nietverbindung und der des Nietmaterials $\left(\frac{\tau_v}{\sigma_n}\right) = 1,19$ bis $1,24$, durchschnittlich $1,21$.

c) Die Versuche in Diósgyőr vom Jahre 1898.

Nach den ersten Versuchen des Verfassers im Jahre 1898 war die Verhältniszahl $\left(\frac{\tau_v}{\sigma_n}\right)$:

bei Nieten mit 4000 kg Zugfestigkeit	$\frac{\tau_v}{\sigma_n} = 0,83$
bei Nickelstahlnieten mit 6000 kg Zugfestigkeit	$\frac{\tau_v}{\sigma_n} = 0,87$

d) Österreichische Versuche vom Jahre 1914.

Nach den Endergebnissen der durch K. HABERKALT veröffentlichten österreichischen Versuche (Österr. Wochenschrift f. öff. Baudienst, 1914, S. 832) war das Verhältnis zwischen der Scherfestigkeit der Nietverbindungen (bezogen auf den Lochdurchmesser) und der Zugfestigkeit des Nietmaterials das folgende:

I. Nickelstahl, mit Zugf. $\sigma_n = 5350$ bis 6080 kg/qcm	$\left(\frac{\tau_v}{\sigma_n}\right) = 1,04$	} für Stahl durchschn. 0,94
II. Karbonstahl, $\sigma_n = 6600$ bis 7000 kg/qcm	$\left(\frac{\tau_v}{\sigma_n}\right) = (0,73)$	
III. Karbonstahl, $\sigma_n = 5500$ bis 6500 kg/qcm	$\left(\frac{\tau_v}{\sigma_n}\right) = 0,94$	
IV. Flußeisen, $\sigma_n = 3900$ bis 4000 kg/qcm	$\left(\frac{\tau_v}{\sigma_n}\right) = 0,83$	

Bemerkungen: 1. Auffallend ist die hohe Verhältniszahl bei den Ni-Stahlnieten. Von 16 Versuchen war in 4 Fällen die Verhältniszahl zwischen 1,30 bis 1,50, was nur durch die Annahme zu erklären ist, daß zwischen den Nieten zufälligerweise einige von höherer Festigkeit waren, oder daß die Nietung derart ausnahmsweise fest war, daß ein beträchtlicher Teil der Reibung auch beim Reißen noch wirksam war. Welche außergewöhnlich hohe Werte die Reibung erreichen kann, zeigen die Angaben von CONSIDÈRE, nach welchen bei Durchschnittswerten von 800 bis 1500 kg/qcm in einigen Fällen Werte von 2200 und 3400 vorkommen.

Wir haben den Durchschnittswert unter I durch Weglassung der vier extremen Werte gebildet.

2. Desgleichen ist der niedrige Wert des Verhältnisses bei Kohlenstoffstahl II auffallend. Auch HABERKALT bemerkt, daß hier bei den meisten Versuchen die Nietköpfe abgesprungen sind oder die Nietschäfte in mehrere Stücke zerbrachen; dieses Material war also zu spröde. HABERKALT meint, daß ein Material mit so hoher Festigkeit wohl durch die Nietung ein Härten erfahren kann, und empfiehlt aus diesem Grunde die Anwendung eines weicheren Nietmaterials.

Die für Flußeisen und weichen Stahl gefundenen Verhältniszahlen entsprechen den von anderen Forschern gefundenen Werten.

e) *Die Versuche der Gute-Hoffnungs-Hütte.*

Nach der Veröffentlichung von Dr. BOHNY (siehe „OTTO MOHR zum achtzigsten Geburtstag“, Berlin 1916) ist für Nickelstahlniete von 5500 bis 6500 kg/qcm Festigkeit $\tau_v = 1,11 \cdot \sigma_n$
 für Kohlenstoffstahlniete von 5500 bis 6500 kg/qcm Festigkeit $\tau_v = 0,85 \cdot \sigma_n$

f) *Die Dresdener Versuche.*

In der neuesten Zeit führte Dr. GEHLER in Dresden ähnliche Versuche aus (siehe SCHAPER, Bautechnik 1926, H. 17) mit Silicium-Stahlnieten und Nietverbindungen von 5000 bis 5700 kg/qcm Festigkeit und fand

die Scherfestigkeit der Niete $\tau = 0,74 \cdot \sigma_n$
 „ „ der Nietverbindungen $\tau_v = 1,19 \cdot \tau = 0,88 \cdot \sigma_n$

g) *Versuche des Deutschen Eisenbauverbandes.*

I. Berichte des Ausschusses für Versuche im Eisenbau. H. 1, B. Bericht-erstatte: Dr. KÖGLER. Berlin 1915. J. Springer.

Tafel 1

Die Art der Nietung	Bruchbeanspruchung beim Beginn des Gleitens		Bruchbeanspruchung		Verhältnis $\left(\frac{\tau_v}{\sigma_B}\right)^1$
	τ_{vs} kg/qcm	0/0	in den Nieten τ_v	im Bleche σ_B	
1. Zweiseitige Stoßverbindungen mit 3—3 Nieten					
Handnietung	686	100	2920	3910	0,75 ¹
Pneumatische Nietung ...	694	101	2880	3880	0,74
Kniehebelnietung	980	143	2970	4000	0,74

¹ Die hier mitgeteilten Werte $\left(\frac{\tau_v}{\sigma}\right)$ sind nicht gleichwertig mit den oben angeführten anderen Daten, da hier σ nicht die Zugfestigkeit des Nietmaterials, sondern die des Bleches bedeutet. Die Zugfestigkeit des Nietmaterials wurde — wie auch Dr. KÖGLER erwähnt — nicht festgestellt,

Die Art der Nietung	Bruchbeanspruchung beim Beginn des Gleitens		Bruchbeanspruchung		Verhältnis $\left(\frac{\tau_v}{\sigma_B}\right)$
	τ_{vS} kg/qcm	‰	in den Nieten	im Bleche	
			τ_v	σ_B	
2. Stoßverbindungen mit verschiedenen Nietdurchmessern					
⊙ 21 mm			3045	—	—
⊙ 23 mm			2933	3955	0,74
⊙ 25 mm			2874	3744	0,77
⊙ 27 mm			2900	4003	0,73

II. „Versuche mit Nietverbindungen.“ Berichterstatler. Prof. RUDELOFF. Berlin 1912.

Tafel 2

Die Art der Nietung	Schersbeanspruchung beim Beginn des Gleitens		Bruchbeanspruchung		Verhältnis $\left(\frac{\tau_v}{\sigma_B}\right)$
	τ_{vS} kg/qcm	‰	in den Nieten	im Bleche	
			τ_v	σ_B	
1. Zweiseitiger Stoß mit 3—3 Nieten					
Handnietung	610	100	2970	3940	0,75 ²
Pneumatische Nietung ...	650	106	2980	3930	0,76
Kniehebelnietung	924	151	3010	3990	0,75
2. Zweiseitiger Stoß mit 2—2 Nieten					
Handnietung	254 ³		2890	3880	0,75
Pneumatische Nietung ...	420 ³		2780	3740	0,74
Kniehebelnietung	806		2900	3900	0,74

h) Die neueren Versuche in Diósgyőr von 1927—1928.

Im Auftrag des ungarischen Stahlausschusses hat der Verfasser in der neuesten Zeit Versuche durchgeführt, welche Niete und Nietverbindungen aus Flußeisen, Kohlenstoff-Manganstahl und Siliziumstahl betrafen.

sondern nur gesagt, daß es ein normales Flußeisenmaterial war. Wenn folglich das Nietmaterial nicht dasselbe (3900 bis 4000 kg) an Festigkeit hatte wie die Bleche, sondern z. B. eine Festigkeit von 3500 kg, so erhöht sich die Verhältniszahl von 0,75 auf 0,84, entspricht also sofort den für Flußeisenniete gefundenen anderen Werten.

² Für die Verhältniszahl $\frac{\tau_v}{\sigma}$ gilt dieselbe Bemerkung wie oben, d. h. daß sie wahrscheinlich kleiner ist als in der Wirklichkeit, nachdem nur die Festigkeit des Bleches, nicht aber die des Nietmaterials angegeben ist.

³ Die gefundenen Werte der Reibung bei Stoßverbindungen mit 2—2 Nieten sind abnormal niedrig. Auf diese Erscheinung weist bereits KÖGLER hin, wofür er die Erklärung gibt, daß die leichten Laboratoriumsversuchsstücke sowohl bei der Handnietung wie bei der pneumatischen Nietung derartigen Erschütterungen ausgesetzt sind, die bei Bauwerken mit ihren viel größeren Maßen und fest aneinander geschraubten Bestandteilen nicht vorkommen können.

Wir können noch hinzufügen, daß beim zweiseitigen Stoß das erste Niet, mangels der nötigen Aneinanderpressung noch nicht vollkommen schließt, hingegen findet der zweite Niet schon besser zusammengepreßte Bleche usw. Deshalb schreibt auch die Baupraxis vor, daß in Fällen, wo nach der Berechnung nur ein oder zwei Niete notwendig sind, die Zahl der Niete um eins zu erhöhen ist.

Die Hauptresultate sind in Tafel 3—8 zusammengestellt:

Tafel 3
Zerreißversuche mit Nietmaterial

Material	ϕ mm	Anzahl der Versuche	Zug- festigkeit σ	Fließ- grenze σ_s	Dehnung %/	Kon- traktion %/	$\left(\frac{\sigma_s}{\sigma}\right)$ %/
Flußeisen	20	3	4010	2450	30,0	56	61
Kohlenstoffstahl	20	3	5310	3350	25,0	49	63
Siliziumstahl	20	2	4700	3310	29,5	63	70
„	22	2	4850	3360	29,5	55	69

Tafel 4
Die Scherfestigkeit der Niete
(Ergebnisse von 66 Versuchen)

		Flußeisen	Kohlenstoffstahl	Siliziumstahl
Fließgrenze	τ_s Mittelwert kg/qcm	1170 bis 1800 1440	1650 bis 2090 1910	1500 bis 2180 1920
Scher- festigkeit	τ Mittelwert kg/qcm	2810 bis 3280 3010	3680 bis 4260 3890	3540 bis 3860 3715
Verhältnis- zahlen	$\left(\frac{\tau_s}{\tau}\right)$	48 %	49 %	52 %
	$\left(\frac{\tau}{\sigma}\right)$	75 %	73 %	78 %

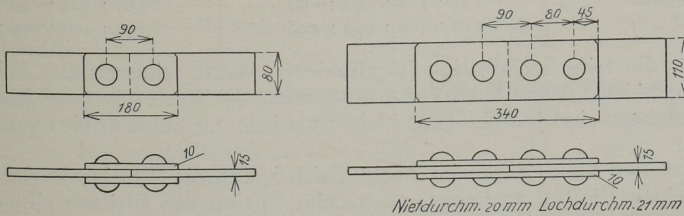


Abb. 11 a—b. Die Scherversuche mit Nietverbindungen

Tafel 5 Die Scherfestigkeit der Nietverbindungen

Art der Nietung: *H* = Handnietung; *P* = pneumatischer Hammer; *M* = Maschinennietung, Druckdauer 5 sek;
MM = Maschinennietung, Druckdauer 10 sek

Figur	Anzahl der Versuche	Art der Nietung	Material der Niete								
			Flußeisen			Kohlenstoffstahl			Siliziumstahl		
			τ_{vs}	τ_v	$\left(\frac{\tau_v}{\sigma}\right)$	τ_{vs}	τ_v	$\left(\frac{\tau_v}{\sigma}\right)$	τ_{vs}	τ_v	$\left(\frac{\tau_v}{\sigma}\right)$
I	17	MM	2010	3460		2290	5120		2050	4800	
II	6	MM	1905	3260	0/0	—	4660	0/0	—	—	0/0
Mittel			1970	3390	84,6	2290	4950	93,2	2050	4800	102
I	17	M	1680	3370		1590	4680		1600	4780	
II	8	M	1820	3370		1910	4650		1590	4650	
Mittel			1710	3370	84	1720	4670	88	1595	4720	100
I	7	P	1950	3470		1910	4860		1750	4510	
II	6	P	1230	3300		1470	4340		1710	4300	
Mittel			1560	3385	84,5	1690	4600	86,6	1740	4430	94
I	20	H	1640	3300		1890	4710		1910	4490	
II	8	H	1200	3290		1230	4220		1260	4420	
Mittel			1510	3280	82	1670	4550	85,7	1750	4470	95
Hauptmittelwerte											
Berechnet nach dem			τ_{vs}	τ_v	$\left(\frac{\tau_v}{\sigma}\right)$	τ_{vs}	τ_v	$\left(\frac{\tau_v}{\sigma}\right)$	τ_{vs}	τ_v	$\left(\frac{\tau_v}{\sigma}\right)$
Nietdurchm.			1690	3370	84 ^{0/0}	1840	4690	88,5 ^{0/0}	1780	4600	98 ^{0/0}
Lochdurchm.			1530	3060	76,5	1670	4250	80	1590	4170	88,4

Tafel 6
Einfluß der Art der Nietung

	Fließgrenze (τ_{vs})				Scherfestigkeit (τ_v)			
	MM	M	P	H	MM	M	P	H
Flußeisen	115	100	91	88	101	100	100	97
Kohlenstoffstahl	133	100	98	97	106	100	99	97
Siliziumstahl	128	100	109	109	102	100	94	95

Die für die reine Scherfestigkeit gefundenen Werte stimmen also vollkommen mit den Ergebnissen der anderen Versuche überein, die Werte für die Scherfestigkeit der Verbindungen sind jedoch etwas kleiner als jene der unter a) bis e) angeführten Versuche.

Die Art der Nietung scheint nach Tafel 6 auf die Festigkeit der Nietverbindung keinen Einfluß zu haben, auch beim Beginn des Gleitens gibt es keinen nennenswerten Unterschied zwischen der Hand- und Maschinennietung. Hingegen erhöht sich bei der Maschinennietung mit größerer Druckdauer (Spalte MM) die Streckgrenze bedeutend.

Es fällt auf, daß die perzentuelle Höhe der Scherfestigkeit bei Siliziumstahl merklich größer ist als bei Kohlenstoffstahl. Trotzdem können wir nicht anraten, die Scherbeanspruchung des Si-Stahles entsprechend zu erhöhen, weil der Beginn des Gleitens beim Si-Stahl nicht höher, sondern sogar ein wenig tiefer ist.

Außer den Versuchen mit Stoßverbindungen wurden, zwar in kleinerem Maße, auch Versuche mit einfachen Überlappungen durchgeführt. Die Ergebnisse waren folgende:

Tafel 7
Versuche mit einfachen Überlappungen

Material der Niete	Anzahl d. Versuche	Nietung	Mit 1 Niet			Mit 2 Nieten			Mit 3 Nieten		
			τ_{vs}	τ_v	$\left(\frac{\tau_v}{\sigma}\right)$	τ_{vs}	τ_v	$\left(\frac{\tau_v}{\sigma}\right)$	τ_{vs}	τ_v	$\left(\frac{\tau_v}{\sigma}\right)$
Flußeisen	12	M	—	—	0/0	1400	3310	82,6	1300	3060	76,5
	6	H		3180	79,5	1590	3250	81	1540	3380	84,5
Kohlenstoffstahl	6	M	—	—		1700	4520	85	1250	4620	87
	6	H		4280	80,5	2170	4700	88,5	1440	4140	78
Siliziumstahl . . .	6	M		4050	86	1950	3970	84	2000	3900	83

Tafel 8
Hauptmittelwerte der Ergebnisse mit Überlappungen

Berechnet nach	Flußeisen			Kohlenstoffstahl			Siliziumstahl		
	τ_{vs}	τ_v	$\left(\frac{\tau_v}{\sigma}\right) 0/0$	τ_{vs}	τ_v	$\left(\frac{\tau_v}{\sigma}\right) 0/0$	τ_{vs}	τ_v	$\left(\frac{\tau_v}{\sigma}\right) 0/0$
Lochdurchm.	1460	3240	81	1640	4450	84	1970	3970	84

Nach den Hauptmittelwerten in Tafel 5 und 8 zeigt sich also zwischen Scherfestigkeiten von zweischnittigen und einschnittigen Verbindungen kein bestimmter Unterschied.

4. Ergebnisse

Den angeführten Versuchsergebnissen gemäß ist das Verhältnis zwischen der Scherfestigkeit der Nietverbindung und der Zugfestigkeit des Nietmaterials $\left(\frac{\tau_v}{\sigma_n}\right)$

	für Flußeisen	Kohlenstoffstahl	Si-Stahl
nach den älteren Versuchen	0,83	0,87	—
nach den neueren Diósgyőrer Versuchen	0,77	0,80	0,88
nach Dr. GEHLER	—	—	0,88

Demgemäß können wir vorläufig mit folgenden Werten rechnen:

Flußeisen	0,80
Kohlenstoffstahl	0,84
Si- und Ni-Stahl	0,88

Es ist zu bemerken, daß bei Nickelstahl dieses Verhältnis auch noch höher sein kann, der sehr verschiedenen Versuchsergebnisse wegen ist jedoch zu empfehlen, dieses Verhältnis fallweise durch Versuche festzustellen.

Es ist noch zu bemerken, daß bei der Berechnung obiger Werte die Scherfestigkeiten auf den Nietlochdurchmesser bezogen sind. Wenn man also auch bei der statischen Berechnung mit dem Lochdurchmesser rechnet — wie z. B. in Deutschland —, so ist der berechnete Widerstand der Verbindung tatsächlich nur dann vorhanden, wenn die Niete die Löcher voll ausfüllen.

In Ungarn rechnen wir mit dem wirklichen Nietschaftdurchmesser; in diesem Falle wäre also der berechnete Scherwiderstand auch dann vorhanden, wenn die Nietschäfte gar keine Stauchung erlitten hätten. In der Wirklichkeit aber füllen die Nietschäfte die Löcher im allgemeinen doch gut aus; bei unserer Rechnungsweise gibt es also eine um 8 bis 10% höhere Sicherheit.

II. Welche Umstände beeinflussen die Güte der Nietung?

5. Die durch die Nietung erzeugte Reibung

Zur Feststellung des Reibungswiderstandes haben ENGESSER und CONSIDÈRE besondere Versuche durchgeführt, und zwar in der Weise, daß sie die Lochung des mittleren Bleches länglich oder mit größerem Durchmesser herstellen ließen. Sie haben auf diese Weise den Reibungswiderstand mit 800 bis 1000 kg/qcm gefunden, bezogen auf die Scherfläche (bei zweiseitigen Nietungen daher auf die zweifache Fläche).

Etwas kleinere Werte ergeben die Versuche des Deutschen Eisenbauverbandes, nach welchen der Reibungswiderstand bei Hand- und Druckluftnietung zwischen 600 bis 700 kg, bei Maschinennietung zwischen 900 bis 1000 kg sich änderte.

Die Verhältniszahlen der durch die Hand-, Druckluft- und Maschinennietung erzeugten Reibung können nach den deutschen Versuchen mit 100 : 105 : 145 und nach den österreichischen Versuchen mit 100 : 105 : 114 angenommen werden.

Nach den Diósgyőrer Versuchen waren bei Flußeisen die Verhältniszahlen 88 : 91 : 100, bei Stahlmaterial hingegen konnte kein wahrnehmbarer Unterschied festgestellt werden. Ein großer Unterschied zeigte sich jedoch bei der Maschinennietung, wenn die übliche Druckdauer von 4 bis 5 Sec. auf 8 bis 10 Sec. erhöht wurde. Es erfolgte nämlich eine Zunahme des Beginns der Gleitung bei Flußeisen um 15%, bei Stahl um rund 30%.

Allgemein wird von Forschern festgestellt, daß die Reibung auf die Scherfestigkeit der Nietverbindungen keinen oder einen sehr geringen Einfluß hat, demnach übt auch die Art der Nietung (Hand-, Druckluft- oder Maschinennietung) auf die Scherfestigkeit keinen merkbaren Einfluß aus.

Dieser Umstand ist auch erklärlich, nachdem beim Eintritt der starken Verschiebungen die Reibung bereits überwunden ist, die Dehnung der Bleche beginnt, ihre Dicke abnimmt und so die zusammenpressende Wirkung der Nietköpfe auch aufgehoben ist.

6. Einfluß der Temperatur

Diesbezüglich hat CONSIDÈRE eingehende Versuche gemacht (Anwendung von Eisen und Stahl, Wien 1888, 272 bis 279), wobei er feststellte, daß für die Reibung eine Nietung bei 600 bis 700° (Dunkelrotglut), für die Scherfestigkeit aber eine Temperatur von 550 bis 600° (Verschwinden der Dunkelrotglut) die günstigste ist.

Bei zu großer Hitze, z. B. bei Hellrotglut (900 bis 1000°) oder bei einer noch höheren Temperatur, wird das Niet zu weich und unfähig zur Aufnahme der Stauchungsarbeit, gradeso, wie ein bei zu hoher Temperatur gewalztes Eisen eine niedrigere Festigkeit und Streckgrenze aufweisen wird, als ein solches, welches bei einer richtigen Temperatur gewalzt wurde.

Ein bei zu niedriger Temperatur eingezogenes Niet wird hingegen das Loch nicht ausfüllen, bei Bildung des Schließkopfes sinkt die Temperatur bis zur Schwarz- oder Blauwärme und der Kopf kann Risse bekommen. Bei zu niedriger Temperatur wird ferner auch die Reibung kleiner sein, nachdem die bei der Auskühlung erfolgende Zusammenziehung des Nietschaftes ausbleibt.

Es wird also die alte praktische Regel bestätigt, daß bei richtig erfolgter Nietung der Nietkopf nach Beendigung des Schließens noch einen rotglühenden Kern zeigen muß.

Diese Feststellungen beziehen sich auf jenen Fall, wo bei der Maschinennietung eine entsprechende Druckkraft vorhanden ist, oder bei der Handnietung die Abmessungen der Niete nicht zu groß sind. Liegen diese Bedingungen nicht vor, so muß man die Nietung — wenn auch etwa auf Kosten der Festigkeit —, bei einer höheren Temperatur durchführen.

Die angeführten Erfahrungen beziehen sich besonders auf Flußeisenniete, für das Erhitzen und Einziehen der Stahlniete stehen uns noch keine ähnlichen Studien zur Verfügung.

7. Die Größe des für die Nietung erforderlichen Druckes

Für die Stauchung der Nietschäfte zwecks guter Ausfüllung des Nietloches ist ein gewisser Druck notwendig, welcher mit dem Querschnitt der Niete und deren Festigkeit im geraden Verhältnis steht.

Nach den Versuchen von *CONSIDÈRE* ist bei einem Nietmaterial mit 4000 kg/qcm Festigkeit ein Druck von 7 t/qcm nicht genügend, sondern es ist ein solcher von 9 bis 10,5 t/qcm notwendig. Eine andere Quelle (*Génie Civil* 1908, Nov. 28) gibt ebenfalls 10 t/qcm an.

Bei den außerordentlich großen Nietten der Hell-Gate-Brücke war bei einem Material von 3500 bis 4000 kg/qcm Festigkeit und 33 mm Durchmesser der größte Druck der Nietmaschine 100 Tonnen, demgemäß betrug hier der spezifische Druck 11,5 t/qcm.

Nehmen wir daher für Flußeisenniete 9 bis 10 t/qcm Druck an, so wäre bei Stahlnieten von 4500 bis 5000 kg Festigkeit der notwendige Druck
 11 bis 12 t/qcm
 bei Stahlnieten von 5000 bis 5500 kg Festigkeit der notwendige Druck
 12 bis 14 t/qcm

8. Die Untersuchungen von Bach und Baumann

(*Zeitschr. d. Ver. deutsch. Ing.*, 1912, Nr. 47)

BACH und BAUMANN erwogen die Frage aus anderen Gesichtspunkten, und zwar:

a) Sie stellten diejenige Kraft fest, mit der die zwei Nietköpfe die Bleche zusammenpressen, und zwar in der Weise, daß die mit verschiedenem Schließdruck eingetriebenen Niete wieder freigelegt und die erfolgte Längenänderung genau gemessen wurde.

Auf diese Weise haben sie festgestellt, daß im Falle eines entsprechend großen Druckes oder bei vollkommenem Ebensein der Bleche die Kraft, mit welcher die Nietköpfe die Bleche im kalten Zustande zusammenpressen, vom Schließdruck unabhängig ist und lediglich eine Folge der Zusammenziehung des Nietschaftes infolge der Abkühlung ist, und daß weiters diese Kraft im allgemeinen der Fließgrenze des Materials nahekommt.

b) Bei ebenen und gut aufeinander liegenden Blechen ist die Druckdauer ebenfalls ohne Einfluß.

Sind hingegen die Bleche nicht vollkommen eben, dann zeigen die Bleche das Bestreben, die noch warmen Nietköpfe auseinander zu drücken; der Schließdruck soll daher solange wirken, bis die Nietschäfte sich derart abkühlen, daß sie den elastischen Federungen der Bleche widerstehen können.

Für diese Zeitdauer geben BACH sowie SPIELMANN bei Nieten von 28 m/m Durchmesser eine Minute an. Für schwächere Niete kann die Druckdauer, entsprechend der schnelleren Abkühlung, auch kürzer sein.

c) Für die vollkommene Bildung der Schließköpfe war ein Druck von 7 bis 8 t/qcm notwendig. Die Erhöhung dieses Druckes ist nach ihrer Meinung nicht statthaft, da schon bei einem Druck von 7 bis 8 t/qcm sich die Fließfiguren bei den an den Nieten angrenzenden Teilen des Bleches zeigten, nachdem die glühend-weiche Masse des Nietschaftes den Druck wie eine Flüssigkeit auf die Seitenflächen des Nietloches übertrug und dort schädliche Spannungen erzeugte.

Die bei Kesselblechen vorkommenden radialen Risse sind nach BACH in vielen Fällen auf einen zu großen Schließdruck zurückzuführen, wenigstens aber haben die zu großen Drücke die Bildung der Risse befördert.

BACH hat bei diesen Versuchen Niete von 4450 kg/qcm und Bleche von 3780 kg/qcm Festigkeit verwendet.

d) Die Kraft, mit welcher die Nietköpfe die Bleche zusammenpressen, ist bei kürzeren Nieten kleiner, 1600 bis 2400 kg/qcm, bei längeren Nieten größer, oberhalb des Längenmaßes $3 \cdot d$ bereits konstant und erreicht die Streckgrenze des Materials, in diesem Falle den Wert von 3100 kg/qcm. Diese Erscheinung rührt davon her, daß bei kürzeren Nieten die Formänderung der Köpfe einen namhaften Teil der Gesamtformänderung bildet und daher diesem zu Hilfe kommt.

BACH empfiehlt daher einen kleineren Schließdruck, 7 bis 8 t/qcm, hingegen CONSIDÈRE und andere Quellen für diesen 9 bis 10 t/qcm Druck angeben.

Beziehen wir diese Angaben auf die Festigkeit des verwendeten Materials, so finden wir für den richtigen Schließdruck (S_d) eine Doppelregel, und zwar:

nach CONSIDÈRE $S_d \geq 2,25 \times$ Nietfestigkeit
 nach BACH $S_d \leq 2 \sim 2,1 \times$ Blechfestigkeit

Jedenfalls mahnen die angeführten Forschungen, daß man mit dem Schließdruck nicht höher gehen soll, als es die gute Nietungsarbeit erfordert.

Wir können der Beobachtung, daß bei 8 t/qcm Druck schon Fließerscheinungen in der Nähe des Lochrandes auftreten, kein entscheidendes Gewicht anerkennen, da in verschiedenen Bestandteilen der Bauwerke bei der ersten Belastung örtliche, bis zur Streckgrenze gehende Inanspruchnahmen und kleine Deformationen auftreten — so z. B. bei Nietgruppen der ungleichmäßigen Kraftverteilung wegen, in den Fasern neben den Nietlöchern, in den Köpfen der Kettenglieder usw., ohne jedoch, daß diese Erscheinungen auf die Güte und Haltbarkeit der Bauwerke ungünstigen Einfluß hätten, da wir wissen, daß die bei der ersten Belastung auftretenden und sich nicht mehr wiederholenden bleibenden Deformationen die Sicherheit der Bauwerke nicht schädlich beeinflussen.

9. Über die Nietmaschinen

Die gute Nietarbeit ist, wie wir sehen, durch einen gewissen Schließdruck und eine entsprechende Druckdauer bedingt, die Druckkraft soll ferner mit dem Nietdurchmesser veränderlich sein.

Die Kniehebel-Nietmaschine entspricht diesen Forderungen nicht, nachdem bei dieser die Größe des Schließdruckes von der Endlage des Hebels abhängt, diese Lage jedoch sich ändert, sobald die Maschine nicht genau nach der Stärke der

Stücke eingestellt ist oder wenn der Nietschaft etwas länger als die theoretische Länge ist.

Den verschiedenen Forderungen entspricht am besten die Druckwasser-Nietmaschine, dessen Pumpe durch einen Elektromotor angetrieben wird. Diese Maschine kann auch am Bauplatz verwendet werden, da die elektrische Leitung billig und leicht versetzbar ist, die hydraulische oder pneumatische Leitung hingegen teuer und der Frostgefahr ausgesetzt ist. Die hydraulische Presse selbst kann mit einer schwer frierenden Flüssigkeit, z. B. Glycerin-Wasser-Lösung, gefüllt werden.

Eine solche elektro-hydraulische Nietmaschine ist von SPIELMANN in der Z. V. D. I. 1914, S. 95, und die Maschine „System Oerlikon“ in Le Génie Civil, 1908, Nov. 28, beschrieben.

Heutzutage werden bereits vollkommene automatische Nietmaschinen erzeugt (siehe: Eisenbau 1913, S. 130, und Z. V. D. I. 1913, S. 1261), die man von vornherein auf einen bestimmten Maximaldruck einstellen kann. Bei Erreichung des Maximaldruckes wird ein Uhrwerk in Gang gesetzt, welches die Anzahl der verflossenen Sekunden anzeigt.

Bei solchen Maschinen sind also die Größe und die Dauer des Schließdruckes nicht der Schätzung des Arbeiters überlassen und für ihre Beurteilung wird nicht die Aufmerksamkeit des letzteren beansprucht, der hingegen sein ganzes Augenmerk auf die richtige Durchführung der Nietung richten kann.

III. Der Lochleibungsdruck der Niete

10. Theoretische Erklärung der Frage

Der Abstand der äußersten Niete in der Krafrichtung vom Blechrande wurde früher allgemein mit $e = 1,5 D$ angenommen. (S. Abb. 12.)

Diesen Wert fand z. B. auch MEHRTENS (Eisenbrückenbau I, 132), wobei er annahm, daß gegen Ausreißen die Scherfestigkeit einer Fläche von $2 \cdot y \cdot \delta$ widersteht.

Mit der Annahme eines Leibungsdruckes $\sigma_l = 2 \cdot \sigma$ wird also $P = D \cdot \delta \cdot \sigma_l = 2 \cdot D \cdot \delta \cdot \sigma = 2 \cdot y \cdot \delta \cdot \sigma_l$ und mit $\sigma_l = \sigma$ bekommt man $y = D$, also $e = y + \frac{D}{2} = 1,5 D$.

Dieser Wert ist jedoch zu klein, nachdem die Scherfestigkeit des Bleches mit Sicherheit nicht höher als $0,75 \sigma$ anzunehmen ist, was bereits eine Randentfernung $e = 1,83 D$ gibt.

Beim Reißen der Verbindung wird aber der Querschnitt „y“ nicht nur auf Abscherung, sondern auch auf Zug und Biegung beansprucht, und die Versuche haben tatsächlich auch gezeigt, daß für einen Leibungsdruck $\sigma_l = 2 \cdot \sigma$ eine Randentfernung $e = 2 \cdot D$ notwendig ist.

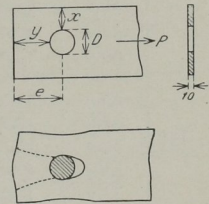


Abb. 12

Allgemein ist daher das Verhältnis $\left(\frac{e}{D}\right)$ eine Funktion des Lochleibungsdruckes

$$\frac{e}{D} = f\left(\frac{\sigma_l}{\sigma}\right).$$

Je größer also diese Verhältniszahl $\left(\frac{\sigma_l}{\sigma}\right)$ durch eine Vorschrift festgelegt ist, mit desto größerem Wert von $\frac{e}{D}$ muß beim Entwerfen gerechnet werden.

Auf Grund der unten angeführten Versuchsergebnisse werden wir in der Lage sein, obige Funktion festzustellen.

II. Versuche über die Lochleibungsfestigkeit

a) Diósgyőrer Versuche vom Jahre 1896 bis 1898.

Aus Anlaß des Baues der Budapester Erzsébet-Brücke wurden in Diósgyőr durch den Verfasser eingehende Versuche zur Festlegung der Abmessungen der

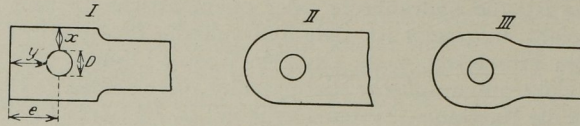


Abb. 13

Kettenglieder und besonders der Kettenköpfe nach drei verschiedenen Formen ausgeführt. Siehe Abb. 13.

Von diesen Versuchsergebnissen haben wir jene zusammengefaßt, bei denen der Riß in der Richtung „y“ erfolgte, welche also für die Festlegung der Abmessungen „y“ und „e“ maßgebend sind.

Tafel 9

Form	Abmessungen mm				Zugfest. d. Bleches σ	Belastung P Tonne	Leibungs- druck σ_l	Ergebnis	
	x	y	D	δ				$\frac{\sigma_l}{\sigma}$	$\frac{e}{D}$
I	33,8	25,2	40	10,5	4990	24,5	5850	1,17	1,13
	34,0	29,8	40	10,35	4990	26,8	6480	1,30	1,25
	34,0	35,3	40	10,1	4990	30,0	7440	1,49	1,38
	34,0	37,2	40	10,6	4990	31,5	7440	1,49	1,43
II	36,4	29,9	36	9,9	5200	25,0	7020	1,35	1,33
	36,8	35,2	36	9,9	5200	26,7	7480	1,44	1,48
	37,0	40,0	36	10,0	5200	30,8	8570	1,65	1,61
	29,6	29,6	36	10,0	5200	24,5	6800	1,31	1,33
III	35,9	35,7	40,1	10,54	5060	30,7	7280	1,44	1,39
	37,9	37,7	40,1	10,45	5060	31,1	7280	1,44	1,44
	37,8	39,7	40,1	10,45	5060	31,3	7340	1,45	1,49
	31,0	40,0	40,3	10,15	5060	29,9	7320	1,45	1,50
	31,9	41,2	40,3	10,50	5060	29,1	6860	1,36	1,52

b) Versuche mit Nietverbindungen in Diósgyőr 1909.

Bei diesen schon unter 3. c) erwähnten Versuchen erfolgte der Bruch nach der Richtung „y“ in vier Fällen, und zwar:

Tafel 10

Material	Zugfest. d. Bleches σ	Dicke δ mm	Bruch- kraft P_t	Leibungs- druck σ_l	Verhältniszahlen	
					$\left(\frac{\sigma_l}{\sigma}\right)$	$\left(\frac{e}{D}\right)$
Fluß Eisen	4200	10,0	18,8	8 950	2,13	2,14
	4200	10,0	18,6	8 860	2,11	
Nickelstahl	5600	10,4	31,0	14 200	2,54	2,14
	5600	10,4	31,0	14 200	2,54	

c) *Versuche von F. ENGESSER (Z. V. D. I. 1889).*

Aus den schon oben erwähnten Versuchen von F. ENGESSER teilen wir einige Versuchsergebnisse bezüglich des Lochleibungsdruckes mit, und zwar:

a) *Verbindungen mit Schrauben*

- bei $\sigma_l = 7500 \text{ kg/qcm} = 2,2 \cdot \sigma \dots$ Schraube beginnt ins Blech einzudringen
- „ $\sigma_l = 9000 \text{ kg/qcm} = 2,6 \cdot \sigma \dots$ Beginn der Stauchung des Bleches
- „ $\sigma_l = 10500 \text{ kg/qcm} = 3,1 \cdot \sigma \dots$
 - { Blechdicke ist gestaucht von 5 auf 7,5 mm
 - { das Loch hat sich von 20 auf 30 mm gedehnt

β) *Verbindungen mit Stahlnieten*

- bei $\sigma_l = 15250 \text{ kg/qcm} = 4,4 \cdot \sigma \dots$ Dehnung des Loches um 60%
- „ $\sigma_l = 16400 \text{ kg/qcm} = 4,8 \cdot \sigma \dots$
 - { Starke Stauchung des Bleches
 - { Nietköpfe springen ab

Auf Grund dieser Versuche stellt ENGESSER fest, daß mit σ_l eine gewisse Grenze nicht zu überschreiten ist und gibt als obere Grenze im Einvernehmen mit GERBER $\sigma_l = 2 \sigma$ an.

d) *Die Versuche von Dr. A. DÖRNEN.*

„Die bisherigen Anschlüsse steifer Fachwerkstäbe und ihre Verbesserung“, Berlin, W. Ernst & Sohn. 1924.

Tafel II
Versuche mit zweischnittigen Nietverbindungen

	Rand- entfernung $\left(\frac{c}{D}\right)$	Leibungs- druck $\left(\frac{\sigma_l}{\sigma}\right)$	Art des Reißens	Anmerkungen
—	2,22	2,00	y	Die Abmessung „e“ ist gerade an der Grenze
1	2,35	1,60	x	Die Abmessung „e“ ist zu stark
2	3,16	3,20	x	Die Abmessung „e“ ist gerade an der Grenze
3	3,16	—	y	Nietloch dehnte sich um 100%
3a	3,00	3,50	y	Nietloch dehnte sich um 150% Grenzwert, berechnet aus der unter 3 ermittelten Bruchkraft

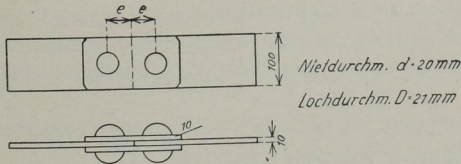


Abb. 14

Auf Grund dieser Versuche empfiehlt DÖRNEN:

- bei einem Leibungsdruck $\sigma_l = 2 \sigma$ eine Randentfernung $e = 2,5 D$,
- „ „ „ $\sigma_l = 3 \sigma$ „ „ $e = 3,33 D$.

e) Die Versuche der deutschen Reichsbahngesellschaft.

Die Hauptverwaltung der deutschen Reichsbahnen hat in der allerneuesten Zeit ebenfalls Versuche zur Feststellung des Lochleibungsdruckes durchführen lassen, deren Ergebnisse durch WEIDMANN in der „Bautechnik“ 1927, Heft 46, veröffentlicht wurden.

Die Versuche wurden mit zweischnittigen Überlaschungen aus St. 48 und St. 37 durchgeführt.

Von diesen Ergebnissen haben wir in Tafel 12 diejenigen Gruppen-Mittelwerte zusammengefaßt, welche für die verschiedenen $\left(\frac{e}{D}\right)$ -Verhältniszahlen die entsprechenden $\left(\frac{\sigma_l}{\sigma}\right)$ -Werte liefern; wir haben bei der Bildung der Mittelwerte ausgeschlossen die Versuche der Gruppe „g“, welche nicht durch Aufschlitzen, sondern durch Querbruch des Bleches gerissen sind.

Tafel 12

Material	$\left(\frac{e}{D}\right)$	Leibungsdruck kg/qcm		Zugfestigkeit des Bleches	Zul. Inanspruchnahme im Blech	$\left(\frac{\sigma_{ls}}{\sigma_0}\right) = a$	$\left(\frac{\sigma_l}{\sigma_B}\right)$
		beim Fließen	beim Bruch				
		σ_{ls}	σ_l				
Stahl 48	1,75	5700	9 760	5340	1820	3,13	1,83
	2,0	6180	11 750				
	2,50	7640	13 200				
Stahl 37	2,50	6200	9 930	3760	1400	4,40	2,64

WEIDMANN befaßte sich besonders mit der Feststellung des Leibungsdruckes, welcher beim Beginn des Fließens entsteht und fand dessen Verhältnis zur zulässigen Zuginanspruchnahme $a = \frac{\sigma_{ls}}{\sigma_{zul}}$ zwischen 3 ~ 4.

Ferner wurde durch mikrometrische Messungen der erste Knickpunkt des Diagramms, welcher also der Elastizitätsgrenze entspricht, bei $a = 1,5 \sim 2$ gefunden, welcher Wert in den Nietten einer Scherbeanspruchung von 900 bis 1200 kg/qcm entspricht.

Auf Grund dieser Ergebnisse fand WEIDMANN die Angabe der deutschen Vorschrift von $\sigma_l = 2,5 \cdot \sigma$ als gerechtfertigt.

Die Werte von Tafel 12 sind in Abb. 16 aufgetragen. Es zeigt sich, daß diese mit den Ergebnissen der Diósgyörer Versuche vollkommen in Einklang sind.

f) Die neueren Diósgyörer Versuche (1927/28).

Im Auftrage des Stahlausschusses hat Verfasser neuere Versuche ausgeführt, bei denen auch die Lochleibungsfestigkeit von zweiseitigen Laschenverbindungen untersucht wurde, und zwar aus Blechen von Flußeisen, Kohlenstoffstahl und Siliziumstahl. Die Endergebnisse sind in Tafel 13 und 14 zusammengefaßt (siehe auch Abb. 14).

Tafel 13
Versuche mit Flußeisenblechen

Anzahl der Versuche	e mm	$\left(\frac{e}{D}\right)$	Leibungsdruck		Zugfestigkeit des Bleches	$\left(\frac{\sigma_l}{\sigma}\right)$
			beim Fließen	beim Bruch		
			σ_{ls}	σ_l	σ kg/qcm	
2	20,5	0,97		4050	} 3840	1,05
3	30	1,43		6670		1,74
1	38	1,81		7300		1,90
4	40	1,90		8450		2,20
8	45	2,14	4530	9360		2,44
2	50	2,38		9950		2,59

Tafel 14
Versuche mit Stahlblechen

Material	Anzahl der Versuchen	e mm	$\left(\frac{e}{D}\right)$	Leibungsdruck		Zugfest. des Bleches	$\left(\frac{\sigma_l}{\sigma}\right)$
				beim Fließen	beim Bruch		
				σ_{ls}	σ_l kg/qcm	σ	
Karbonstahl	2	20	0,95		5 455	5120	1,06
	8	30	1,43		8 580	5160	1,66
	2	30	1,43		9 025	5450	1,66
	2	38	1,81		9 870	5160	1,91
	4	40	1,90		10 930	5200	2,10
	2	40	1,90		11 750	5450	2,16
	8	45	2,14	4910	11 730	5200	2,26
	2	50	2,38		12 750	5200	2,45
Si-Stahl	4	30	1,43		9 050	5270	1,72
	4	40	1,90		11 600	5270	2,20
	2	45	2,14		12 200	5270	2,32

Die Ergebnisse sind in Abb. 16 aufgetragen.

12. Zusammenhang zwischen dem Lochleibungsdruck und der Randentfernung der Niete

Auf Grund der im Punkt 9 unter a) bis d) und e) bis f) angeführten Versuchsergebnisse haben wir in Abb. 15 und 16 die dem Leibungsdruck entsprechenden Werte von $\frac{\sigma_l}{\sigma}$ als Funktion des Verhältnisses $\frac{e}{D}$ aufgetragen.

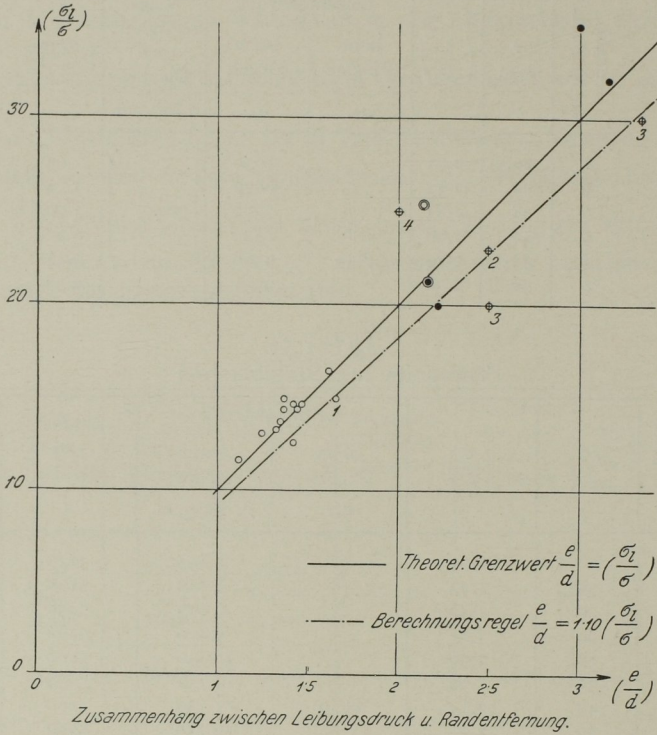
Nach dieser Darstellung bildet diese Funktion für die Werte von $\frac{e}{D} > 1$ eine Gerade, und zwar

nach Abb. 15 ist $\frac{e}{D} = \frac{\sigma_l}{\sigma}$

nach Abb. 16 ist $\frac{e}{D} = 0,93 \left(\frac{\sigma_l}{\sigma}\right)$

bzw. im ungünstigsten Falle..... $0,97 \left(\frac{\sigma_l}{\sigma}\right)$

Die Ergebnisse der älteren und neueren Versuche stimmen also sehr gut überein, und wenn wir uns noch versichern wollen, daß der Bruch nie durch Aufschlitzten,



- | | | | |
|--------------|---|----------------|--|
| Versuche | { | ○ | Versuche in Diósgyőr mit Kettengliedern. |
| | | ● | " " " Nietverbindungen, Flusseisen. |
| | | ◐ | " " " " Ni-Stahl |
| | | ○ | " v. Dr. Dörnen |
| Vorschriften | { | ⊛ ₁ | Nach d. tatsächlichen Abmessungen d. Ketten-Köpfe. |
| | | ⊛ ₂ | Nach d. ungarischen vorläufigen Vorschriften. |
| | | ⊛ ₃ | Nach d. Vorschriften v. Dörnen. |
| | | ⊛ ₄ | Nach d. deutschen Vorschriften von 1925. |

Abb. 15

sondern immer senkrecht zur Stabachse (Querbruch) entstehe, so können wir den Zusammenhang

$$\frac{e}{D} = 1,10 \left(\frac{\sigma_l}{\sigma} \right)$$

als Berechnungsgrundlage annehmen.

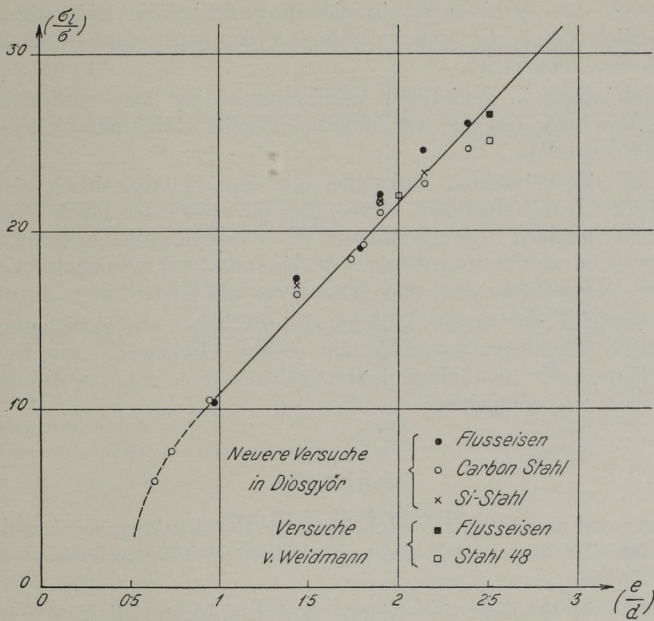


Abb. 16

13. Der obere Grenzwert des Lochleibungsdruckes

Alle vorgeführten Versuche — abgesehen von ein bis zwei Ausreißerwerten — bestätigten den Zusammenhang:

$$\frac{\sigma_l}{\sigma} = \frac{e}{D}$$

Theoretisch könnte daher der Leibungsdruck σ_l beliebig groß gewählt werden, wenn nur die Randentfernung „ e “ genug groß ist. (S. Abb. 17.)

In der Wirklichkeit hat jedoch der Leibungsdruck eine obere Grenze, nämlich dort, wo im Blech unter dem Flächen- druck eine starke Stauchung auftritt. Wird der Druck weiter gesteigert, so findet ein Schrumpfen des Bleches und endlich ein Einreißen desselben statt. Wird jedoch die Stauchung behindert, dann — wie es die Versuche von ENGESSER zeigten — springen die Nietköpfe ab.

Nach ENGESSERS Versuchen mit verschraubten Verbindungen beginnt eine wahrnehmbare Stauchung des Bleches bereits bei einem Leibungsdruck $\sigma_l = 2,6 \cdot \sigma$, und bei $\sigma_l = 3,1 \sigma$ erreicht die Stauchung bereits 50% der Blechstärke, und gleichzeitig dehnen sich auch die Löcher um 50%, bei $\sigma_l = 4,8 \sigma$ endlich springen die Nietköpfe ab.

Nach einer Bemerkung von Dr. BOHNY ist die Dehnung der Nietlöcher eine Folge der Stauchung der Bleche. Diese Erklärung ist aber nur teilweise stichhaltig. So z. B. dehnen sich bei Zerreißproben mit Kettengliedern auch die Löcher um 30 bis 40% bereits bei einem sehr niedrigen $\sigma_l = (1,1 \sim 1,6) \cdot \sigma$ Leibungsdruck. Bei Zugversuchen mit gelochten Flacheisenproben sogar, wo ja überhaupt kein Leibungsdruck vorhanden ist, dehnen sich

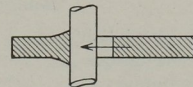
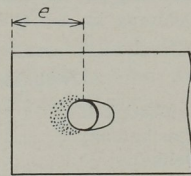


Abb. 17

die Löcher auch um 30 bis 40%, in diesem Falle ist die Dehnung des Loches also ausschließlich durch die örtliche Dehnung der neben dem Loch befindlichen gezogenen Fasern verursacht.

Die Lochdehnung in genieteten Verbindungen hat also zweierlei Ursachen, nämlich die Stauchung des Bleches und die örtliche Dehnung der Fasern im geschwächten Querschnitt.

Dr. DÖRNEN ist bei seinen Versuchen mit dem Leibungsdruck bis zur 3- bis 3,5fachen Blechfestigkeit gegangen, er hat aber die erwähnten Begleiterscheinungen nicht untersucht, sondern begnügt sich mit der Festlegung der notwendigen Randentfernung „ e “ und stellte als zulässiges Maximum des Leibungsdruckes $\sigma_l = 3 \cdot \sigma$ fest. Hingegen geben ENGESSER und WEIDMANN als Grenze $\sigma_l = 2,5 \sigma$ an.

Solange bezüglich wir großer Leibungsdrücke keine ausführlicheren Versuche vorliegen, halten auch wir $2,5 \cdot \sigma$ für den oberen Grenzwert. Als Berechnungsgrundlage schlagen wir vor einen Leibungsdruck $\sigma_l = 2,3 \sigma$, wobei eine Randentfernung $e = 2,5 D$ entspricht.

Anhang

Auszug aus den vorläufigen Vorschriften für Brückenkonstruktionen aus Eisen und Stahl, nach den Vorschlägen des ungarischen Stahl-Ausschusses.

A) Qualität der Eisen- und Stahlmaterialien

Tafel 15

	Flußeisen	Kohlenstoffstahl	Siliziumstahl
Konstruktions-Material			
Zugfestigkeit kg/qcm	3600 bis 4500	4900 bis 5800	4900 bis 5800
Streckgrenze kg/qcm	2400	2900	3400
Dehnung in der Längsrichtung . . .	27 bis 22 ⁰ / ₀	20 bis 18 ⁰ / ₀	21 bis 18 ⁰ / ₀
Dehnung in der Querrichtung . . .	25 bis 20 ⁰ / ₀	18 bis 16 ⁰ / ₀	19 bis 16 ⁰ / ₀
Nietmaterial			
Zugfestigkeit	3500 bis 4000	4500 bis 5300	4500 bis 5300
Streckgrenze	2300	2700	3100
Dehnung	32 bis 26 ⁰ / ₀	25 bis 21 ⁰ / ₀	25 bis 21 ⁰ / ₀
Scherfestigkeit	2500 bis 3300	3300 bis 4300	3300 bis 4300
Stahlguß			
Zugfestigkeit	5200		
Streckgrenze	2700		
Dehnung	12 ⁰ / ₀		
Gußeisen			
Zugfestigkeit	1200		
Druckfestigkeit	6000		

Meßlänge $l = 10 \cdot \sqrt{F}$

B) Zulässige Inanspruchnahme

In gewalzten oder genieteten Konstruktionen

Tafel 16

		Inanspruchnahme kg/qcm		
		Flußeisen	Kohlenstoffstahl	Siliziumstahl
1.	Auf Zug oder Biegung.....	1400	1700	1900
2.	Auf Druck, wenn der	$1400 - 0,07 \lambda^2$ $1400 - 7 \lambda$ $\frac{7000000}{\lambda^2}$	$1700 - 0,10 \lambda^2$ $1700 - 10 \lambda$ $\frac{7000000}{\lambda^2}$	$1900 - 0,12 \lambda^2$ $1900 - 12 \lambda$ $\frac{7000000}{\lambda^2}$
3.	Schlankheitsgrad $\left(\lambda = \frac{l}{i} \right) \left\{ \begin{array}{l} \lambda < 100 \\ \text{oder} \\ \lambda > 100 \end{array} \right.$			
4.	In Nieten auf Abscheren	1000	1300	1300
5.	In Nieten auf Leibungsdruck	3200	3900	3900

In Lagerkonstruktionen

- 6. In geschmiedetem Stahl..... 1700 kg/qcm
- 7. In Stahlguß
- 8. In Gußeisen, auf Druck..... 1000 kg/qcm
- 9. „ „ „ auf Zug durch Biegung..... 300 kg/qcm

Anmerkungen

1. Die angeführten Inanspruchnahmen beziehen sich auf die Hauptkräfte (ständige Last, die mit der Stoßzahl vermehrte Verkehrslast und Temperaturschwankung). Werden nebst den Hauptkräften der Winddruck und eventuell andere Zusatzkräfte (z. B. Bremskraft) berücksichtigt, so kann die Stoßzahl $\mu = 1$ gesetzt werden.

2. Die in einem Bestandteil durch den Winddruck allein hervorgerufenen Inanspruchnahmen können nicht mehr als 80% der oben angeführten Inanspruchnahmen betragen.

3. Bei der Berechnung der Anschlußniete der Längsträger müssen, falls die Berechnung mit Vernachlässigung der Einspannung erfolgte, die entsprechenden zulässigen Inanspruchnahmen bei Straßenbrücken um 20%, bei Eisenbahnbrücken um 40% verringert werden.

4. Die Werte der Stoßzahl bei Eisenbahnbrücken:

$$\text{gegenwärtig } \begin{cases} L < 20 \text{ m, } \mu = 1,5 + \frac{(20-L)^2}{1000} \\ L > 20 \text{ m, } \mu = 1,5 \end{cases}$$

$$\text{der neue Vorschlag } \mu = 1,24 + \frac{9}{16 + L}$$

bei Straßenbrücken:

$$\text{gegenwärtig } \mu = 1,4$$

$$\text{vorgeschlagen } \mu = 1,20 + \frac{10}{30 + L}$$

5. Für die Druckbeanspruchung im unelastischen Bereich ($\lambda < 100$) hat die Kommission ursprünglich die parabolische Formel angenommen. Dagegen ließ sich

aber einwenden, daß nach der neueren Theorie ENGESSER-KÁRMÁN, und auch nach den neuesten Züricher Versuchen, die Knickfestigkeit bei einem Schlankheitsgrad $\lambda = 40$ die Streckgrenze erreicht, so daß bei größeren Gurtquerschnitten am häufigsten vorkommenden Schlankheitsgraden $\lambda = 45 - 50$ gegen Bruch nur eine Sicherheit $n = 1,90$ bestände, welche allmählich wachsend nur bei $\lambda = 100$ den Wert $n = 3,0$ erreicht.

Es ist also wünschenswert, daß bei dem erwähnten, praktisch wichtigsten Schlankheitsgrad gegen Bruch eine 2,5fache, mindestens aber eine 2,3- bis 2,4fache Sicherheit vorhanden sein soll. Dies läßt sich nur erreichen, wenn wir von der parabolischen Formel zur älteren, von TETMAJER herrührenden Geradelinienformel zurückkehren.

Aus diesem Grunde wird jetzt von der Kommission die Rückkehr zu dieser Formel erwogen.

Diskussion

Dr.-Ing. A. DÖRNER, Derne:

Herr Dr. FINDEISEN wertet in seinem Referate „Versuche über Lochleibungsdruck“ die Versuche aus, welche die Deutsche Reichsbahn-Gesellschaft in den Jahren 1926 und 1927 hat durchführen lassen, um festzustellen, ob das Verhältnis a des zulässigen Lochleibungsdruckes zur zulässigen Normalspannung mit $a = 2,5$ zu hoch wäre.

Der von Herrn Geheimrat SCHAPER unter dem Vorsitze von Herrn Oberbaurat WEIDMANN berufene und mit der Durchführung der Versuche betraute Ausschuß ist bezüglich der Versuche aus dem Jahre 1926 mit St. 37 und St. 48 einmütig zu dem Ergebnis gekommen, daß gegen $a = 2,5$ Bedenken nicht erhoben werden können. Im Jahre 1927 wurden die Versuche des Jahres 1926 ergänzt und auf St. Si ausgedehnt. Auch hier ist der Versuchsausschuß bezüglich St. 37 und St. 48 zum gleichen Ergebnis gekommen; bezüglich St. Si hat indessen Übereinstimmung nicht erzielt werden können.

FINDEISEN folgert in seinem Referate: „Im allgemeinen konnte festgestellt werden, daß die Verschiebungen bei $a = 2,5$ bedenklich zu werden beginnen“ und schreibt weiter: „Das kritische a wurde in der Regel an den Knickpunkten der Schaulinien abgelesen“. Ich darf wohl annehmen, daß er damit in erster Linie die Schaulinien seiner Abb. 9 meint, die die Verschiebungen zwischen den verbundenen Teilen in den untersuchten Versuchsstücken bei den verschiedenen Werten für a darstellen. Meines Erachtens ist der Verlauf dieser Kurven durchweg mindestens bis $a = 3,5$ so, daß von einem Knick, der auf bedenkliche Verschiebungen schließen läßt, nicht gesprochen werden kann, um so weniger als auch für noch höhere Werte von a die Schaulinien stetig und ziemlich steil verlaufen und damit auf große Reserve schließen lassen.

Bei der Beurteilung der Verschiebungen in Nietverbindungen ist zu unterscheiden, ob es sich um den Anschluß von Wechselstäben handelt oder um Stäbe, die nur aus einer Richtung beansprucht werden. Bei letzteren sind gewisse Verschiebungen ohne Bedeutung. Sie sind Voraussetzung dafür, daß sich die Nietschäfte satt gegen die Lochleibungen legen und sind umso größer, je weniger sorgfältig die Nietarbeit ist und je größere Kräfte von dem einzelnen Niet aufgenommen werden. Wir können noch so sorgfältig nieten, es wird kaum möglich sein, das Nietloch vollkommen mit ungeschwächtem Nietmaterial zu füllen. Schon durch den Temperaturunterschied zwischen Niet und Konstruktion bei Beendigung der Staucharbeit

entsteht infolge der anschließenden stärkeren Abkühlung des Nietschaftes ein Zwischenraum zwischen ihm und der Lochleibung. Auch ist der äußerste Mantel des Nietschaftes rau und nie mehr ganz vollwertig, wenn man auch noch so sorgfältig allen Zunder entfernt. Bis zur satten Anlage sind also gewisse Verschiebungen unvermeidlich. Anschließend wird an bestimmten Stellen der Nietlöcher nach Überwindung des Reibungswiderstandes schon bei niedrigen Beanspruchungen die Fließgrenze überschritten. Diese Überschreitungen treten aber nur örtlich auf und wirken sich hier anders aus wie beispielsweise dann, wenn sie sich schwächend über einen ganzen Stabquerschnitt erstrecken. Alle diese Verschiebungen tragen dagegen zu einer ausgleichenden Verteilung der Kraftanteile auf die einzelnen Niete bei und sind in gewissen Grenzen ohne Bedenken bei nur aus einer Richtung beanspruchten Stäben. Dies gilt auch für Wechselstäbe, bei denen das Verhältnis der Größtkräfte aus Haupt- und Gegenrichtung zahlenmäßig so ist, daß letztere die Reibung im Anschluß nicht überwindet. Bei Wechselstäben besteht sonst die Gefahr, daß sie sich loshämmern; sie ist umso größer, je mehr die Haupt- und Gegenkräfte einander gleich werden. Wechselstäbe müssen daher so angeschlossen werden, daß Gleitbewegungen in ihnen nur in einem Sinne, in der Hauptrichtung, eintreten und daß die Kraft aus der Gegenrichtung den verbleibenden Gleitwiderstand nicht zurücküberwindet. Dem ungünstig wirkenden Richtungswechsel der Stabkräfte etc. wird meistens dadurch Rechnung getragen, daß man von der Kraft aus der Gegenrichtung einen gewissen Prozentsatz der Hauptkraft zuschlägt; in den Vorschriften der Deutschen Reichsbahn-Gesellschaft 30%. Dieser Zuschlag setzt den Wert α im ungünstigsten und kaum vorkommenden Fall, daß nämlich die Größtkräfte aus beiden Richtungen gleich sind, auf $\left(\frac{2,5}{1,3} = \right) \sim 1,9$, in dem Fall, daß sie sich wie 2 : 1 verhalten, für die Gegenkraft auf $\left(\frac{2,5}{1,15} \cdot 0,5 = \right) \sim 1,1$ herab. Es bleibt zu erwägen, ob die Form eines festen prozentualen Zuschlages richtig ist. Zur Erläuterung ein Beispiel. Wechselstab: Größtkraft aus der Hauptrichtung = 1000 t und aus der Gegenrichtung = 100 t. Diese 100 t sind nicht in der Lage, die verbleibende Reibung im Nietanschluß zu überwinden. Es dürfte sich in diesem Falle erübrigen, den Anschluß für 1000 + 100 · 0,3 = 1030 t zu bemessen.

Die meisten Bauvorschriften für Brücken berücksichtigen die dynamischen Wirkungen der Betriebslasten durch Einführung einer Stoßziffer ρ . Stoßwirkungen verlieren sich aber um so mehr, je mehr elastische Konstruktionselemente sie durchlaufen müssen. Ich halte es für unwahrscheinlich, daß sie sich bis zur Beanspruchung der Lochwandungen in den Nietverbindungen durchfinden, weil ihnen hier der Reibungswiderstand als wirksamer Stoßdämpfer vorgeschaltet ist. Ist dem so, dann erhöht der Faktor ρ die rechnungsmäßige Sicherheit dieser Nietverbindungen mit seinem vollen Wert. Für den Wert α ergibt dies bei einer mittleren Stoßziffer von 1,4 eine Verminderung auf $\left(\frac{2,5}{1,4} = \right) \sim 1,8$. Für den behandelten ungünstigsten Fall der Wechselstäbe bedeutet es eine weitere Herabsetzung auf $\left(\frac{2,5}{1,3 \cdot 1,4} = \right) \sim 1,4$; für den Fall, daß sich die Kräfte aus Haupt- und Gegenrichtung wie 2 : 1 verhalten, auf $\left(\frac{2,5}{1,15 \cdot 1,4} \cdot 0,5 = \right) \sim 0,8$.

GERBER und ENGESSER haben jahrzehntelang mit $\alpha = 2,5$ gerechnet; die sich dabei ergebenden örtlichen Überschreitungen der Streckgrenzen sind ihnen kaum unbekannt geblieben. Sie haben aber die Selbsthilfe des Materials, die wir heute erkennen, intuitiv geahnt und in Ansatz gebracht. Die Darlegungen, die hier Professor MEIER-Leibnitz gebracht hat, zeigen, wie wunderbar weit diese Selbsthilfe gehen kann. Vorgänge wie in dem von ihm behandelten Balken auf 3 Stützen

gehen analog in jedem Nietloch nach örtlicher Überschreitung der Fließgrenze vor sich.

Nach diesen Erwägungen können meines Erachtens Bedenken gegen einen Wert $a = 2,5$ nicht erhoben werden; die Sicherheit, die er läßt, genügt auch weitgehenden Ansprüchen. Es ist selbstverständlich, daß der höheren Beanspruchung eine gesteigert sorgfältige Arbeit am Zeichentisch, in der Werkstatt und auf der Baustelle entsprechen muß und daß die Ansprüche, die an diese Arbeit gestellt werden, recht hoch geschraubt werden müssen.

H. FRÖLICH, Ingenieur der SBB. in Bern:

Der nachfolgende Bericht behandelt Zugversuche mit Nietverbindungen aus gewöhnlichem Flußeisen und aus Siliziumstahl, Versuche, welche in den Jahren 1927 und 1928 an der Eidg. Materialprüfungsanstalt in Zürich auf Veranlassung der Schweiz. Bundesbahnen und mit Unterstützung des Verbandes Schweiz. Brückenbauanstalten durchgeführt worden sind. Beim Siliziumstahl handelt es sich um Material aus dem Bosshardt-Ofen, das von der Aktiengesellschaft J. C. FREUND in Charlottenburg zur Verfügung gestellt wurde; es ist in den Tafeln und Zusammenstellungen als St. F. bezeichnet. Das Flußeisen war von der Qualität St. 37.

1. Probestäbe und Versuchsanordnung

Abbildung 18

Es sind zwei Reihen doppelseitiger Stoßverbindungen untersucht worden.

In Reihe I *verhältnismäßig dünne Breiteisenstäbe*, Stäbe und Laschen gleich stark und je 10 mm dick; Zugbelastung erfolgte auf einer Werderschen Zerreißmaschine (100 t Höchstbelastung).

In Reihe II *verhältnismäßig dicke Flacheisenstäbe* mit ebenfalls gleich starken Laschen, Dicke je 16 mm bei St. 37 bzw. 16,5 mm bei St. F., Belastung mit einer Zerreißmaschine Amsler-Laffon.

Von beiden Materialsorten sind die auf der Tafel aufgezeichneten Nietverbindungen in je zwei Probestäben angefertigt worden; im ganzen waren also je 12 Stäbe aus St. 37 und aus St. F. vorhanden. Die Nietung erfolgte mit Lufthammer bei St. 37 und von Hand bei St. F. Der Durchmesser der Rohnieten war 17, bzw. 22 mm und 1 mm kleiner als der Lochdurchmesser; die Bezugsquerschnitte sind auf den Durchmesser des Nietloches bezogen. Das Material hatte die auf der Tafel angegebenen Zugfestigkeiten.

An diesen Probestäben wurde nun mit in Stufen von 1 bis 5 t steigender Belastung die *Ausweitung der Stoßfuge* gemessen mit einem MARTENSSchen Spiegelmeßgerät an jeder Stabkante, das auf 5 cm Meßlänge eingestellt war. Vom Beginn der größeren Bewegungen ab erfolgte die Messung mit Zirkel zwischen Körnern. Für eine Anzahl Laststufen ist durch Entlasten auch die *bleibende Fugenausweitung* bestimmt worden. Die Wiederbelastung und Entlastung ist auch mehrmals wiederholt worden, wobei meistens schon die erste Wiederholung nur noch eine vergleichsweise sehr geringe weitere Zunahme der bleibenden Ausweitung ergeben hat.

Zu dem Verfahren, das Verhalten der Nietverbindung aus der verhältnismäßig sehr einfach auszuführenden Beobachtung der Fugenausweitung festzustellen, sind noch einige Bemerkungen und Begründungen vorzuschicken. In Anlehnung an den Längenausdehnungskoeffizienten des einachsigen Spannungszustandes

$a = \frac{1}{E} = \frac{\epsilon}{\sigma} = \text{Dehnung auf } 1 \text{ t/qcm, bzw. } 1000 \text{ kg/qcm}$ wird der *Fugenausweitungskoeffizient* $2a$ eingeführt als Fugenausweitung, gemessen in Millimetern, für 1000 kg/qcm Nietscherbeanspruchung. Genauer gesprochen ist $2a$ zu vergleichen

mit einer Längenänderung, d. h. mit dem Produkt $L \cdot a = \Delta L =$ Längenänderung eines Zugstabes für 1000 kg/qcm Beanspruchung.

Der Faktor 2 wird allen Auswertungen der Fugenausweitung beigelegt, um zum Ausdruck zu bringen, daß die relativen Verschiebungen des links- und rechtsseitigen Nietanschlusses zusammen in der Beobachtungsgröße und den daraus abgeleiteten Zahlenwerten enthalten sind. Es ist nun von Interesse, die Stab-längen L von Zugstäben festzustellen, welche beispielsweise bei 1000 kg/qcm Zugbeanspruchung eine Längenänderung erfahren, welche äquivalent ist der Fugen-

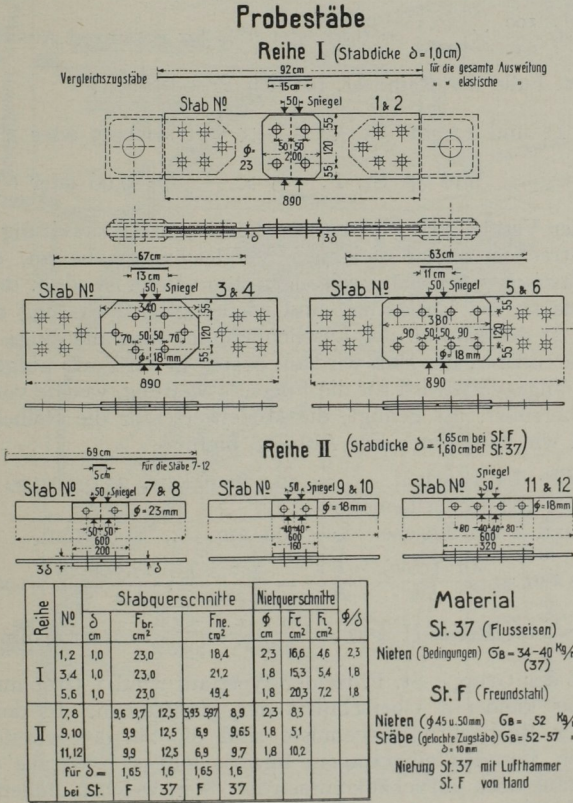


Abb. 18

ausweitung unserer Nietverbindungen bei 1000 kg/qcm Nietscherbeanspruchung; es wird also eine Beziehung aufgestellt auf der Basis gleicher Zug- und Nietscherbeanspruchung. Wir gehen aus von den Koeffizienten $2a$ der gesamten Fugenausweitung und entnehmen den Tafeln der Versuchsergebnisse folgende Werte, welchen die Länge L der Vergleichszugstäbe beigelegt wird.

Mittel der Probestäbe Nr. 1 und 2	$2a = 44/100$ mm	hiesu $L = 920$ mm
„ „ „ „ 3 „ 4	$= 32/100$ mm	„ „ $L = 670$ mm
„ „ „ „ 5 „ 6	$= 30/100$ mm	„ „ $L = 630$ mm
„ „ „ „ 7 bis 12	$= 33/100$ mm	„ „ $L = 690$ mm.

Diese Stablängen sind auf der Abb. 18 über den Nietbildern eingetragen und erreichen recht erhebliche Längenmaße. Dem gegenüber ist das mittlere Laschenstück, dessen Längenänderung zwischen den inneren Nietreihen in der Fugenausweitung fälschlicherweise mitgemessen wird, nur von geringer Ausdehnung. Um den Fehler der Messung bei angespannter Lasche infolge dieser Ursache festzustellen, ist das Produkt aus dem Verhältnis dieser beiden Längen noch multipliziert mit dem umgekehrten Verhältnis der maßgebenden Querschnitte, nämlich Nietscherquerschnitt dividiert durch Bruttoquerschnitt der Laschen, zu bilden. Dies ergibt nun die folgenden Beiträge aus der Laschendehnung allein: Im ungünstigsten Falle der Reihe I, bei den Probestäben:

$$\text{Nr. 5 und 6 } \frac{100}{63,0} \times \frac{20,3}{46,0} = 0,07 \text{ oder } 7\% \text{ der gesamten Ausweitung.}$$

Im ungünstigsten Falle der Reihe II, bei den Probestäben:

$$\begin{aligned} \text{Nr. 11 und 12, für St. 37 } & \frac{80}{690} \times \frac{10,2}{25,0} = 0,05 \text{ oder } 5\% \\ \text{und „ St. F. } & \frac{80}{690} \times \frac{10,2}{19,8} = 0,06 \text{ oder } 6\%. \end{aligned}$$

Die unterhalb den Vergleichszugstäben für die gesamte Ausweitung eingetragenen viel kürzeren Strecken zeigen diejenigen Vergleichszugstäbe an, deren Längenänderung den *elastischen* Fugenausweitungen äquivalent ist, d. h. den Änderungen der Stoßfuge, wie sie bei Entlastung und wiederholter Belastung der Probestäbe auftraten. Hier ist der Einfluß der Laschendehnung nun allerdings ein verhältnismäßig viel bedeutenderer. Ein Maß wird am besten in der Form aufgestellt, daß der Koeffizient $2 a_L$ angegeben wird für die Fugenausweitung, welche von der Laschendehnung allein herrührt. Es genügt, die Mittelwerte für die Reihen I und II zu bestimmen, und wir entnehmen der Abb. 18 hierfür

$$\begin{aligned} F^{\text{br.}} \text{ der Laschen} &= 46,0 \text{ qcm bzw. } 25,0 \text{ qcm} \\ F \tau \text{ (Nietscherfläche)} &= 17,5 \text{ „ „ } 7,5 \text{ „} \\ \text{und } \lambda \text{ der Lasche} &= 100 \text{ mm „ } 80 \text{ mm.} \end{aligned}$$

$$\text{Hieraus } 2 a_L = \frac{\lambda \sigma \cdot (1000)}{E} \cdot \frac{F \tau}{F^{\text{br.}}} = \frac{100 \times 1}{2100} \cdot \frac{17,5}{46,0} = 1,8/100 \text{ mm} \quad (I)$$

$$\text{bzw. für Reihe II } 2 a_L = \frac{80 \times 1}{2100} \cdot \frac{7,5}{25,0} = 1,2/100 \text{ mm.}$$

Für die Reihe II der Gruppe St. F. ist der Wert auf rund $1,5/100$ mm zu erhöhen, zufolge des etwas kleineren Querschnitts der Stoßlaschen. In den graphischen Auftragungen der Beobachtungsergebnisse sind die zu den vorstehenden $2 a_L$ -Werten gehörigen Geraden eingetragen, und es läßt sich daraus ohne weiteres erkennen — worauf noch zurückzukommen ist — in welchen Fällen allenfalls die Korrektur der Laschendehnung in Betracht kommen könnte. Wir haben von dieser Korrektur der Meßwerte jedoch grundsätzlich Umgang genommen, da von vorneherein an das Fugenausweitungsmeßverfahren nicht der Anspruch gestellt werden sollte, daraus die absolut genauen Werte der relativen Verschiebungen in den Nietverbindungen zu gewinnen. Der Zweck unserer Versuche lag vielmehr darin, mit verhältnismäßig einfachen Mitteln die charakteristischen Vorgänge im Verlaufe der Belastung einer Nietverbindung zum Ausdruck zu bringen und zeichnerisch zu veranschaulichen. Ein Umstand ist allerdings noch von wesentlicher Bedeutung. Die Laschen sollten verhältnismäßig sehr kräftig gewählt werden, nämlich so stark, daß ihre Materialstreckgrenze, oder besser noch die E -Grenze desselben nicht erreicht wird, damit der Störungseinfluß der Laschendehnung nicht aus dem Proportionalitätsbereich heraustritt.

2. Schaulinien der Fugenausweitung

Abbildungen 19 bis 21

Für die Probestäbe aus St. 37 sind die Ergebnisse der Reihe I und II in zwei Tafeln getrennt aufgetragen.

a) Abb. 19 für Reihe I aus St. 37.

Auf der Abszissenachse sind die Fugenausweitungen 2Δ in Millimetern aufgetragen und als zugehörige Ordinaten die Nietscherspannungen τ gemäß dem

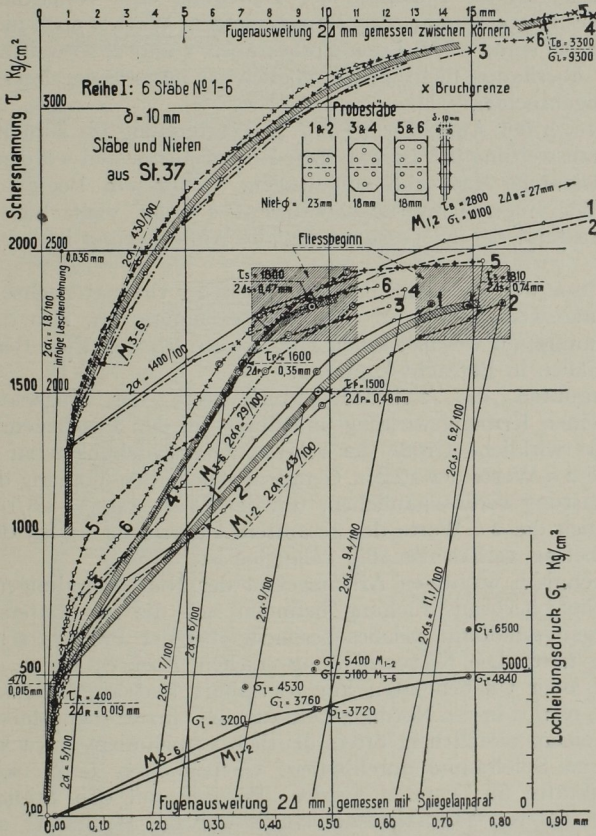


Abb. 19

großen Maßstab links, und in einer Nebenfigur unten der Lochleibungsdruck σ_t in zehnmal kleinerem Ordinatenmaßstab. Der Verlauf der Schaulinien läßt deutlich vier Bereiche erkennen.

1. Einen kurzen, geradlinigen und sehr steilen Anfangsast, welcher dem Bereiche des reinen Reibungswiderstandes entspricht; wir haben die obere Grenze desselben, im Mittel für die sechs Probestäbe, bei etwa 400 kg/qcm Nietscherspannung aufgefunden.

2. Einen sehr ausgedehnten mittleren Bereich, welcher schematisiert durch die ausgemittelten Geraden M_1 und 2 und M_3 bis 6 gekennzeichnet ist; also auch hier

noch im wesentlichen mit der Belastung proportional wachsende Fugenausweitung mit den Fugenausweitungskoeffizienten $2a = 43/100$ bzw. $29/100$. Die Kraftübertragung erfolgt durch das Anliegen des Nietschaftes an den Lochwandungen, die Nietverbindung ist in den Normalarbeitszustand eingetreten.

3. Von einer gewissen *Proportionalitätsgrenze* ab, welche im Mittel bei etwa 1500 bis 1600 kg/qcm gefunden worden ist, nimmt die Fugenausweitung wachsend rascher zu, die Spiegel des Meßgerätes stehen mit dem Erreichen einer Laststufe öfters noch nicht ganz still. An der Grenze, welche bei 1800 kg/qcm mit *Fließbeginn* bezeichnet wurde, ist die Zunahme der Bewegung eine verhältnismäßig außerordentliche. Die Spiegel kommen auch nach einigem Warten noch nicht vollständig zur Ruhe, oder sie sind, wie bei den Probestäben 1 und 2, so weit abgerückt, daß eine Ablesung überhaupt nicht mehr möglich ist. Die Spiegelmessung wird auf dieser Stufe abgebrochen.

4. Der Bereich der Auflockerung der Nietverbindung bis zum Bruch.

Die Fugenausweitung 2Δ ist zwischen Körnern gemessen worden und in einem zwanzigmal kleinerem Maßstabe aufgetragen. Schon am Beginn dieses letzten Bereiches ist der Fugenausweitungskoeffizient $2a$ ein Vielfaches desjenigen im Normalarbeitszustand der Nietverbindung, die Auflockerung ist unverkennbar im Gange.

Die steile, nur wenig geneigte Gerade neben der Ordinatenachse gibt den Verlauf der Fugenausweitung infolge der Laschendehnung an, also den Fehler der Versuchsanordnung, auf welchen schon hingewiesen wurde. Eine Berücksichtigung kann in zwei Fällen in Betracht kommen:

Erstens müßten die 2Δ -Beobachtungswerte der Fugenausweitung im Bereiche der reinen Reibungswirkung unbedingt um den Lascheneinfluß korrigiert werden, um die wirkliche Größe der relativen Verschiebungen zu erhalten, und sodann sind die $2a$ -Werte der steilen Geraden, welche den Vorgang der Entlastung und Wiederbelastung veranschaulichen, um den Wert $2a_L = 1,8/100$ zu groß — wie übrigens auch die $2a$ -Werte der gesamten Ausweitung — bei denen aber der Abminderungsbetrag verhältnismäßig belanglos ist.

In dem technisch wichtigen Arbeitsgebiet der Nietverbindungen von 500 bis 1000 kg/qcm Nietscherbeanspruchung befinden sich die hier untersuchten Stäbe in einem Übergangsstadium, welches besonders bei der Probe 5 sehr ausgeht in Erscheinung tritt. Die Nietverbindung erscheint, sei es durch nachwirkende Reibungskräfte oder Unebenheiten am Nietschaft und an den Lochwandungen, noch gehindert, restlos in den Normalarbeitszustand einzutreten. Meistens geschieht dies dann mit einem plötzlichen, öfters deutlich vernehmbaren Ruck, indem etwa noch vorhandene Spielräume durchlaufen, Unebenheiten zerquetscht und wohl auch Reibungskräfte überwunden werden. Bezogen auf den Stand der Fugenausweitung im späteren Normalarbeitsbereich war die Hemmung ohne Gewinn; die Nietverbindung hätte ebenso gut an der Reibungsgrenze unvermittelt in den Normalarbeitszustand treten können, welcher durch die nach unten verlängerten Geraden schematisiert wird.

Für die Erkenntnis der Natur der Formänderungen sehr wesentlich ist der Vorgang der Entlastung und Wiederholung der Belastung. Die Fugenausweitung verläuft dabei, wenig von Zwischenlaststufen Umgang genommen wird, nach den steil gestellten Geraden, welche wir als Ausdruck der elastischen Arbeitsweise der Nietverbindung unterhalb einer einmal erreichten Höchstbelastung zu betrachten haben. Beiläufig sei bemerkt, daß die Neigung dieser Geraden, besonders anfangs, fast vollständig mit den geradlinigen Anfangsstäten im Reibungsbereich übereinstimmt. Ist diese Auffassung von der elastischen Arbeitsweise aber richtig, so bedeutet dies, daß eine im Normalarbeitsbereich mit den Fugenausweitungs-

koeffizienten $2\alpha p = 29/100$ bzw. $43/100$ erstmals ansteigende Belastung im überwiegenden Maße bleibende relative Verschiebungen zur Folge hat, welche bis auf 80% zu bewerten sind. Die absolute Größe ist allerdings kaum bedenklich, handelt es sich doch, beispielsweise bei 1500 kg/qcm Nietscherbeanspruchung der ungünstigen Probestäbe 1 und 2, um höchstens $1/5$ mm, auf eine Anschlußseite bezogen. Die bleibenden Deformationen sind örtlicher Natur, insbesondere dürfte es sich um Quetschung der Lochränder infolge der Biegungsbeanspruchung der Nietschäfte handeln. Diese bleibenden relativen Verschiebungen dürften aber auch der Grund

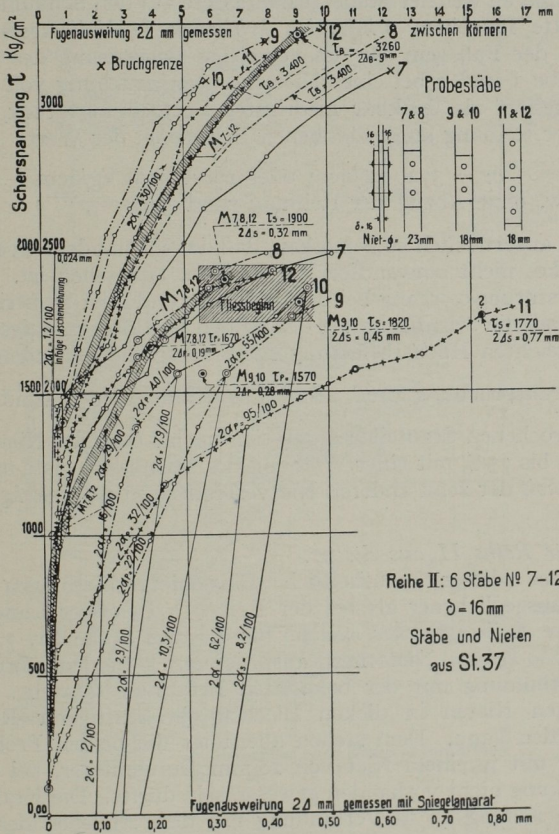


Abb. 20

für die sehr wertvolle Ausgleichsmöglichkeit der Beanspruchung auf die einzelnen Nieten sein, bevor die Nietverbindung als Ganzes in ein kritisches Stadium tritt.

Um nun noch kurz auf die Frage nach dem Einfluß des Lochleibungsdruckes einzugehen, ist in erster Linie auf das unterschiedliche Verhalten der Probestäbe 1 und 2 mit Nieten von 23 mm Durchmesser gegenüber den vier anderen Proben Nr. 3 bis 6 mit Nieten von 18 mm hinzuweisen. Die Proben Nr. 1 und 2 haben um rund 50% größere Fugenausweitungskoeffizienten sowohl für die gesamte als auch für die elastische Ausweitung. Daß die relativen Verschiebungen in sehr erheblichem,

wahrscheinlich sogar überwiegendem Maße vom Lochleibungsdruck abhängig sind, geht nun besonders aus den unteren Schaulinien M_1 und 2 und M_3 bis 6 hervor. Hier sind die *Lochleibungsdrücke* als Ordinaten aufgetragen, und diese Linien sind einander viel näher gerückt, auch verhältnismäßig, als es oben mit den Nietscher-*spannungen* als Ordinaten der Fall ist. Beiläufig sei noch bemerkt, daß für die Auftragung der beiden Schaulinien M_1 und 2 und M_3 bis 6 im Lochleibungsmaßstab die Belastung bis zur Reibungsgrenze in Abzug gebracht worden ist; die Lochleibungsdrücke ohne diesen Abzug sind an den höherliegenden Einzelpunkten für einige charakteristische Laststufen angeschrieben. Es kann nun die Frage gestellt werden, ob und an welcher Stelle, insbesondere auf den Schaulinien M_1 und 2, sich Anhaltspunkte für einen *minimalen kritischen Lochleibungsdruck* vorfinden. Dies könnte nun der Fall sein für die vorzeitige Begrenzung des Normalarbeitsbereiches der Stäbe 1 und 2 bei einer Nietscherbeanspruchung von nur rund 1500 kg/qcm. Hiezu gehört als denkbar niedrigster Lochleibungsdruck, nämlich nach Abzug der von der Reibung aufgenommenen Belastung, der Wert

$$\sigma_1 = 3720 \text{ kg/qcm oder rund } 3700 \text{ kg/qcm} \\ \text{bzw. ohne Abzug der Reibung rund } 5400 \text{ ,,}$$

Hiezu ist indessen ausdrücklich zu bemerken, daß das Vorhandensein eines kritischen Lochleibungsdruckes nicht einwandfrei als erwiesen anzusehen ist.

Über den Zerstörungsvorgang bei den Stäben 1 und 2 ist zu berichten, daß am gebrochenen Stabteil die Stirnfläche vor den beiden Nietlöchern aufgespalten wurde. Der im Mittel erreichten Höchstbelastung entsprechen die folgenden Spannungen:

Nietscherbeanspruchung rund 2800; Lochleibungsdruck rund 10100.

An den nicht gebrochenen Stabteilen ergab sich nach Lösen der Nieten eine größte Lochverlängerung bis 75% mit einer Wölbung der Stirnkante bis 9 mm. Als Mittel der *Nietscherfestigkeit* der zehn anderen Nietverbindungen ist 3280 kg/qcm gefunden worden.

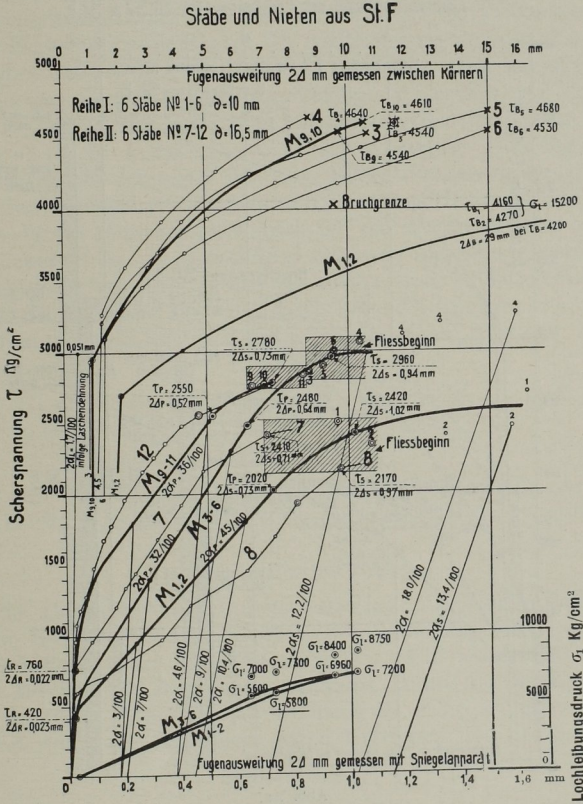
b) *Abb. 20 für Reihe II aus St. 37.*

Die Ergebnisse dieser mehrheitlich Einzelnietverbindungen umfallenden Reihe II sind unausgeglichener als bei der Reihe I. In erster Linie fällt auf die beträchtlich höhere *Reibungsgrenze*, welche für die drei Stäbe Nr. 7, 8 und 12 im Mittel bei rund 700 kg/qcm Nietscherbeanspruchung gefunden worden ist. Dies steht in Übereinstimmung mit der bekannten Erfahrungstatsache, daß mit verhältnismäßig langen Nieten in dicken Blechen ein kräftigerer Reibungsschluß hervorgerufen werden kann. Dem stehen allerdings die beiden Probestäbe Nr. 9 und 10 gegenüber mit je einem Niet von 18 mm Durchmesser, bei welchem eine reine Reibungswirkung nicht vorhanden gewesen sein dürfte. Die Kraftübertragung scheint schon von Anfang an in Verbindung mit dem Anliegen des Nietschaftes an die Lochwandungen erfolgt zu sein. Auch unter diesen, im einzelnen sehr ungleichen Bedingungen ist kein wesentlicher Unterschied für den *Fließbeginn* festgestellt worden, welcher im Mittel bei rund 1850 kg/qcm Nietscherbeanspruchung liegt. Eine ausgesprochene Ausreißerprobe liegt mit Nr. 11 vor, trotzdem steht ihre *Bruchgrenze* mit 3400 kg/qcm Nietscherspannung an höchster Stelle, indem das Mittel aus allen sechs Proben nur 3260 beträgt.

c) *Abb. 21 für Reihe I und II aus St. F. zusammen.*

Die Reibungsgrenzen stimmen praktisch überein mit den bei St. 37 gefundenen Werten, rund 400 kg/qcm für die Reihe I und 700 bis 800 für die Reihe II. Wie zu erwarten war, reicht der Normalarbeitszustand der Nietverbindung zu bedeutend höheren Laststufen als bei St. 37, zu rund 2500 kg/qcm Nietscherbeanspruchung,

soweit allerdings keine außerordentlichen Verhältnisse vorliegen. Letzteres ist der Fall bei den Stäben Nr. 1 und 2 mit Nieten von 23 mm Durchmesser in 10 mm dicken Blechen und bei den beiden Proben Nr. 7 und 8 ebenfalls mit 23 mm-Nieten, jedoch in 16,5 mm starken Stäben. Gegenüber dem *Fließbeginn* der anderen Stäbe, welcher als Mittel von acht Proben bei 2870 kg/qcm gefunden wurde, beträgt er als Mittel der Stäbe Nr. 1 und 2 nur 2420 kg/qcm. Der Stab Nr. 8 mit einem noch tieferen Werte ist eine ausgesprochene Ausreißerprobe; hingegen ist unerklärlich, warum beim Stab Nr. 7 die Auflockerung der Nietverbindung verhältnismäßig früh



und plötzlich eingetreten ist. Für das abweichende Verhalten der Stäbe Nr. 1 und 2 gilt zunächst das schon früher bei St. 37 über den Lochleibungsdruck Gesagte und auch zu den Lochleibungsdiagrammen am Fuße der Tafel ist nichts weiteres beizufügen. Als neue Erscheinung kommt nun aber in Betracht, daß der frühere Fließbeginn und die auf einer etwas tieferen Laststufe beginnende Einleitung in ausgesprochenerem Maße, als es bei St. 37 der Fall ist, auf einen kritischen Lochleibungsdruck zurückzuführen sind. Es darf deshalb auch mit mehr Bestimmtheit angenommen werden, daß mit der Einleitung zum Übergang in den Fließbeginn der *kleinste kritische Lochleibungsdruck* erreicht worden ist. Hierzu gehört ein Wert $\sigma_l = 5800$ kg/qcm mit Abzug des Lastanteils der Reibung, bzw. $\sigma_l = 7300$ kg/qcm

ohne Abzug desselben, womit wiederum nur Grenzwerte genannt werden können, da bestimmte Angaben über die Größe der noch vorhandenen Reibung fehlen.

Der weitere Verlauf der Fugenausweitung bis zur Bruchgrenze ist im oberen Teil der Tafel in einem zehnmal kleineren Abszissenmaßstab aufgetragen. Als Mittel von sechs Probestäben, welche durch Abscheren der Nieten zerstört worden sind, ist eine *Bruchgrenze* von rund 4600 kg/qcm gefunden worden. Hier muß beigefügt werden, daß vier Probestäbe der Reihe II, Nr. 7, 8, 11 und 12, an Stabbruch zugrunde gegangen sind. Auch bei den Stäben Nr. 1 und 2 ist das Lösen der Ver-

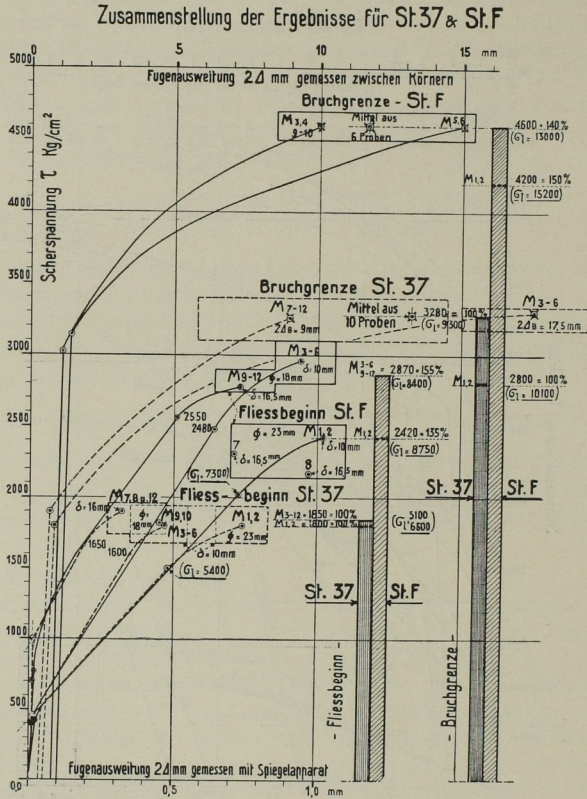


Abb. 22

bindung durch das Abscheren je eines Nietes herbeigeführt worden. Der im Mittel erreichten Höchstbelastung entsprechen die folgenden Spannungen:

Nietscherbeanspruchung rund 4200 kg/qcm
 Lochleibungsdruck „ 15200 „

Die Verlängerung des Nietloches betrug bis 50% mit einer Wölbung der Stirnkante des mittleren Bleches von 5 mm.

3. Zusammenfassung der Ergebnisse

Abbildung 22

Die Probestäbe gleicher Bauart zeigen für St. 37 und St. F. in bemerkenswertem Maße gleiche Eigenschaften, sowohl in bezug auf den anfänglichen Reibungsschluß,

als auch in bezug auf bleibende relative Verschiebungen und elastische relative Verschiebungen im Innern der Nietverbindung. Die Höherwertigkeit des St. F. gegenüber St. 37 kommt zum Ausdruck in einer Hebung des Fließbeginns und der Bruchgrenze um rund 50, bzw. 40%. Auch die Laststufe, welche als die obere Begrenzung des Normalarbeitszustandes der Nietverbindung bezeichnet wurde, ist bei St. F. um mindestens 50% höher gefunden worden. Die Nietverbindungen aus St. F. besitzen also gerade auch in dem Bereiche, wo sich die praktischen Arbeitsvorgänge abspielen, eine der Hochwertigkeit des Materials entsprechendermaßen gesteigerte Aufnahmefähigkeit. Eine Ausnahme ist indessen in dem Falle festzustellen, wo der Lochleibungsdruck — wir bezeichnen ihn als den kritischen Lochleibungsdruck — für die Einleitung zum Beginn der Auflockerung entscheidend wird. Soweit die wenigen Probestäbe (es sind die Nummern 1 und 2 jeder Materialsorte), welche uns an Verbindungen solcher Bauart zur Verfügung standen, ein Urteil gestatten, ergibt sich das Verhältnis des kritischen Lochleibungsdruckes σ_l zur Materialfestigkeit des Bleches σ_B für St. F. zu $\sigma_l/\sigma_B = 1,0$ mit Abzug der Reibung, bzw. 1,3 ohne Abzug derselben, wobei letzteres für den Berechnungsvorgang maßgebend ist. Für St. 37 würden die Verhältniszahlen nicht wesentlich verschieden lauten, doch kann, wie schon darauf hingewiesen worden ist, das Vorhandensein eines kritischen Lochleibungsdruckes nicht als einwandfrei erwiesen angesehen werden.

Die charakteristischen Laststufen, als solche sind zu bezeichnen: Einleitung zum Beginn der Auflockerung (τ_p), der eigentliche Fließbeginn (τ_s) und die Bruchgrenze (τ_B), stehen in einem ziemlich festen Verhältnis zu einander. Die Verhältniszahlen betragen:

$$\begin{aligned} \tau_p : \tau_s &= 0,85 \text{ bis } 0,90 \text{ für St. 37 und St. F., und} \\ \tau_s : \tau_B &= 0,55 \text{ ,, } 0,58 \text{ ,, St. 37, bzw.} \\ &= 0,60 \text{ ,, } 0,64 \text{ ,, St. F.} \end{aligned}$$

Das Verhältnis der Nietscherfestigkeit der Nietverbindung zur Materialzugfestigkeit der Nieten beträgt 0,85 bis 0,90 (kleinere Ziffer eher für St. 37, größere für St. F.).

4. Schlußfolgerungen

Nach Art der Durchführung handelt es sich im vorliegenden Falle um Versuche statischer Natur. Es gestattet dies eine Anwendung der Ergebnisse auf die *normalerweise im Hochbau bestehenden Verhältnisse*, soweit nicht ausnahmsweise ein stärkerer und rascher Wechsel der Belastung vorkommt. Heute dürfte allgemein im Hochbau eine etwa dreifache Sicherheit gegen Bruch als Regel zu betrachten sein. Dies ergibt eine rund zweifache Sicherheit gegen Erreichen der Streckgrenze. Mit der Beziehung

$$\tau_{zul} = 0,8 \sigma_{zul}$$

erreicht man für die Nietverbindung eine 1,8- bis 1,9fache Sicherheit gegen den Fließbeginn, wobei die untere Grenze eher für St. 37 und die obere für St. F. gültig ist. Diese geringe Abminderung gegenüber der Sicherheit im Stab gegen das Erreichen der Streckgrenze ist begründet, indem die Zusatzkräfte, welche bei der Bemessung des Stabquerschnittes von dem Rechnungsvorgang nicht erfaßt werden, für die Nietanschlüsse von geringerer Bedeutung sind. Auch ist das Konstruktionsmaterial durch die Bearbeitung in der Werkstätte einer gewissen Härtung unterworfen.

Bezogen auf die Laststufe, welche den Normalarbeitszustand nach oben begrenzt, d. h. als *Einleitung zum Beginn der Auflockerung* anzusehen ist, beträgt der Sicherheitsgrad rund 1,6. Es wird nun der Vorschlag gemacht, daß *derselbe Sicherheitsgrad* auch gegen das *Erreichen des kritischen Lochleibungsdruckes* vorhanden sein soll. Die Größe des zu wählenden zulässigen Lochleibungsdruckes σ_l hängt nunmehr ab:

1. von dem Verhältnis des kritischen Lochleibungsdruckes σ_l zur Materialfestigkeit σ_B ;
vorläufige Feststellung $\sigma_l = 1,3 \sigma_B$;
2. von der Sicherheit n'' gegen das Erreichen des kritischen Lochleibungsdruckes, Festsetzung $n'' = 1,6$;
3. von dem Verhältnis n der Materialzugfestigkeit σ_B zur zulässigen Anstrengung σ_{zul} , $n = \sigma_B : \sigma_{zul}$;
für St. 37 mit $\sigma_{zul} = 1300$ $n \geq 3$;
„ St. F „ $\sigma_{zul} = 1950$ $n = 2,8$.

Der zulässige Lochleibungsdruck σ_l berechnet sich demnach

$$\text{zul } \sigma_l = \frac{1,3 \times \sigma_B}{1,6} = \frac{1,3}{1,6} \times n \times \sigma_{zul} = 0,81 n \times \sigma_{zul}$$

für St. 37 $\text{zul } \sigma_l \geq 2,44 \sigma_{zul} \approx 2,5 \sigma_{zul}$

für St. F. $\text{zul } \sigma_l = 2,3 \sigma_{zul}$.

Zu demselben Ergebnis für $\text{zul } \sigma_l$ bei St. 37 gelangt man aus dem Mittelwert der Lochleibungsfestigkeit für die Versuchsgruppe $e = 2,5 d$ der Deutschen Reichsbahn unter den folgenden Annahmen:

1. Verhältnis der Lochleibungsfestigkeit σ_l zur Materialfestigkeit σ_B , $\sigma_l = 1,6 \times \sigma_B$ ($\sigma_l \approx 6200$).
2. Sicherheit n' gegen das Erreichen der Lochleibungsfestigkeit $n' = 1,9$.
3. $\sigma_B : \sigma_{zul} = n = 3$.

Hieraus

$$\text{zul } \sigma_l = \frac{1,6 \times \sigma_B}{1,9} = 0,84 \times n \times \sigma_{zul} = \underline{2,5 \sigma_{zul}}$$

Derselbe Rechnungsgang, angewendet auf den Mittelwert der Lochleibungsfestigkeit der Nietverbindungen aus St. 48 der Deutschen Reichsbahn mit $\sigma_l = 1,4 \times \sigma_B$ ($\sigma_l \approx 7600$), $n' = 1,9$ und $n = 3$, ergibt:

$$\text{zul } \sigma_l = \frac{1,4 \times \sigma_B}{1,9} = 0,74 \times n \times \sigma_{zul} = \underline{2,2 \sigma_{zul}}$$

Wird auch für unsere Siliziumstahlversuche als maßgebende Größe die Lochleibungsfestigkeit (Fließbeginn) an Stelle des kritischen Lochleibungsdruckes in die Rechnung eingeführt, so ergibt sich, mit $\sigma_l = 1,6 \times \sigma_B$ ($\sigma_l = 8750$), $n' = 1,9$ und $n = 2,8$

$$\text{zul } \sigma_l = \frac{1,6 \times \sigma_B}{1,9} = 0,84 \times n \times \sigma_{zul} = \underline{2,35 \sigma_{zul}}$$

Der Beiwert 0,84 zum Faktor $n \times \sigma_{zul}$ ist für St. 37 und St. F. derselbe, der Lochleibungsdruck darf also im gleichen Verhältnis wie die Materialzugfestigkeit erhöht werden. Dies ist indessen für Nietverbindungen aus St. 48 nicht der Fall, die Lochleibungsfestigkeit nimmt in geringerem Maße zu als die Materialzugfestigkeit.

Sowohl die Nietscherspannung als auch der Lochleibungsdruck sind übernommene Spannungsbegriffe, welche den wirklichen Spannungszustand der belasteten Nietverbindung, der in sehr starkem Maße noch von Biegungsvorgängen abhängig ist, nur sehr unvollkommen erfassen. Immerhin ist der Abschervorgang die äußerlich sichtbare Begrenzung der Tragfähigkeit für die Mehrzahl der praktisch vorkommenden Nietverbindungen. Für dieselben ist auch der Fließbeginn, d. h. der Beginn der Auflockerung der Nietverbindung, wie die bisherigen Versuche erwiesen haben, eine verhältnismäßig sehr stabile Grenze, ausgedrückt als Nietscherspannung. Zu dieser Grenze, welche unmittelbar festzustellen ist, steht die technisch wichtige Laststufe der *Einleitung zum Beginn der Auflockerung* in einem festen

Verhältnis, das zu 0,85 bis 0,90 gefunden worden ist. Diesen Nietverbindungen, für welche der Nietscherspannungsbegriff allein als maßgebend in Betracht kommt, sind die Nietverbindungen gegenüberzustellen, welche durch den Begriff des Lochleibungsdruckes maßgebend beeinflußt werden. Der Fließbeginn (Lochleibungsfestigkeit in den Versuchsergebnissen der Deutschen Reichsbahn) ist veränderlich und insbesondere abhängig vom Randabstand der Nieten. Bei unseren Versuchen ist auch die Einleitung zum Beginn der Auflockerung festgestellt worden, und diese Laststufe wird als der *kritische Lochleibungsdruck* bezeichnet.

Die bisherigen Ergebnisse haben zu einer Festlegung der Festigkeitszahlen und insbesondere auch des Fließbeginns im *statischen Versuch* geführt, woraus für die normalen Verhältnisse im Hochbau Rückschlüsse in bezug auf Sicherheit und zulässige Beanspruchungen gefolgert werden dürfen. Noch unabgeklärt ist das Verhalten der Nietverbindungen gegenüber oftmals wechselnder Belastung, sowie dynamischen Einflüssen. Damit sei das weitere Versuchsprogramm nur angedeutet, welches noch seiner Durchführung harrt, bevor die Frage der Sicherheit und der zulässigen Beanspruchung auf breiter Grundlage zur Diskussion herangezogen werden kann.

Reichsbahnoberrat G. WEIDMANN, München:

Zu den Ausführungen des Herrn Dr. FINDEISEN ist zu bemerken:

Die von den drei Hochschulen München, Dresden und Karlsruhe ausgeführten Versuche über die Größe des zulässigen Lochleibungsdruckes von einnietigen Laschenverbindungen umfassen in ihrer zeichnerischen Darstellung die bei den einzelnen Laststufen gemessenen *Gesamtverschiebungen* des Mittelstabes gegenüber den Laschen. Diese Gesamtverschiebung setzt sich aber aus der elastischen und bleibenden Formänderung zusammen. Die bleibende Formänderung ist allein bei dem Lochleibungsproblem von Wichtigkeit. Bei den Münchner Versuchen betrug sie bei $a = 1,5$, $a = 2,0$ und $a = 2,5$ rd. $\frac{3}{4}$ der gemessenen und in den Diagrammen zusammengestellten *Gesamtverschiebung*. Die letztere bewegte sich bei 35 Probestäben bei $a = 2,5$ zwischen 0,10 und 0,56 mm und betrug im *Mittel* 0,29 mm.

Die größte Gesamtverschiebung tritt aber schon ein bei $a = 0,5$ bis $a = 1,5$, und zwar lediglich durch die *Überwindung des Gleitwiderstandes* zwischen den Blechen (BACHScher Gleitwiderstand) und beträgt hier 0,1 bis 0,2 mm.

Die Zunahme der Verschiebung nach 12maliger Belastung bei $a = 2,5$ beträgt 0,0 bis 0,05 mm, im *Mittel* 0,025 mm bei 35 *Versuchsstäben*. Dieser Wert ist gegenüber der ersten Verschiebung mit 0,1 bis 0,2 mm und gegenüber der Gesamtverschiebung mit 0,29 mm verschwindend klein. Es kann nicht als sicher angenommen werden, daß diese geringe Zunahme der Verschiebung um wenige Hundertstel Millimeter auf eine bleibende Verdrückung des Materials zurückzuführen ist. Es ist viel eher anzunehmen, daß diese Verschiebungen die letzten Ausklänge der Überwindung des Gleitwiderstandes sind (z. B. infolge Verdrückens des Zunders am Nietbolzen), denn die Kurve der Verschiebungen läuft fast steiler wie vor der Belastung mit $a = 2,5$ weiter und biegt erst bei Werten von $a = 3,1$ (bei Si Stahl) bis $a = 4,0$ (bei St. 37) stark um. Erst diese starke Umbiegung wird durch das starke Fließen hervorgerufen und ist für die Beurteilung des zulässigen Lochleibungsdruckes maßgebend.

Der von Herrn Dr. FINDEISEN angeführte Fall mit einem Versuchsstab aus Siliciumstahl (Si Ma), der eine besonders große Verschiebung aufweist, ist unter 36 Stäben der einzige geblieben. Die Gesamtverschiebung beträgt hier bei $a = 2,5$ etwa 1,5 mm. Schon bei der Besprechung über die Auswertung der Versuche ist er als Fehlversuch — sei es infolge mangelhafter Ausführung des Versuchsstabes oder Versagens der Meßinstrumente — erkannt und bezeichnet worden. Keinesfalls kann er zur Auswertung herangezogen werden.

Nach dem Kurvenverlauf können die bis $a = 2,5$ eingetretenen Verschiebungen in der Hauptsache auf die Überwindung des Gleitwiderstandes zurückgeführt werden. Die Verschiebungen infolge des Lochleibungsdruckes sind gegenüber ersteren nur sehr gering. Von einer Locherweiterung kann also kaum die Rede sein und eine vielleicht stattgehabte kleine örtliche Verdrückung würde bei dem Baustahl auch sofort eine Verfestigung des Materials hervorrufen, also für die folgenden Belastungen nur günstig wirken.

Die in der Abhandlung von Herrn Dr. FINDEISEN aufgetragenen Lastdehnungskurven (Abb. 8) beruhen ebenfalls lediglich auf der Überwindung des Gleitwiderstandes, da der horizontale Verlauf schon bei $a = 0,6$ bis $a = 1,0$ einsetzt. Herr Dr. FINDEISEN hat zur Aufzeichnung der Diagramme einen sehr großen Maßstab angewendet und die Messungen nach Überwindung des Gleitwiderstandes nicht mehr weiter fortgeführt. In München und Karlsruhe wurden diese Kurven bis zu hohen Laststufen ermittelt ($a = 3,5$) und zeigen infolge eines kleineren Maßstabes für die Dehnungen einen ganz anderen Verlauf. Der horizontale Verlauf der Dresdener Kurven zeigt bei München und Karlsruhe bei $a = 0,6$ bis $a = 1,5$ eine Unstetigkeit der Kurve.

Bezüglich der Versuche mit zylindrischen Bolzen ist zu bemerken, daß die Ergebnisse nur rein theoretische Bedeutung hatten, da die Bolzen nur lose, d. h. ohne Verschraubungen oder sonstige Befestigungen in die Versuchsstäbe eingesteckt waren. Die Versuchsergebnisse mit den konischen Bolzen verhielten sich besser, blieben aber auch nicht unwesentlich hinter den Nietverbindungen zurück.

Bei den von GERBER ausgeführten, im bayerischen Netz der Deutschen Reichsbahn-Gesellschaft noch in größerer Anzahl im Betriebe befindlichen Brücken ergibt die rechnerische Nachprüfung bei einzelnen Brücken sowohl in den Gelenkbolzen als auch bei den zum Anschluß in den Knotenpunkten dienenden, beiderseits mit Muttern versehenen Stahlbolzen Lochleibungsdrücke bis $a = 3,25$, ohne daß dies im Verlaufe von mehr als 50 Jahren zu Lockerungen der Konstruktionen geführt hätte.

Erst vom Jahre 1881 ab hat GERBER seinen Berechnungen den Lochleibungsdruck sowohl bei Nietungen als Bolzenverschraubungen mit $a = 2,5$ zugrunde gelegt und es sind von da ab im bayerischen Netze ausnahmslos alle Brücken so berechnet und ausgeführt worden.

Auf Grund der in München, Dresden und Karlsruhe durchgeführten Versuche und des einwandfreien Verhaltens aller mit dem Lochleibungsdruck von $a = 2,5$ im Betriebe befindlichen Brücken des bayerischen Netzes ist die Aufrechterhaltung eines zulässigen Lochleibungsdruckes von $a = 2,5$ bei Nietverbindungen vollaufberechtigt. Auch bei den mit Muttern befestigten konischen Bolzenverbindungen könnte auf Grund der praktischen Bewährung $a = 2,5$ unbedenklich zugelassen werden. Bei den Nietverbindungen aus Si-Stahl geht der Sicherheitsgrad in der Lochleibung gegenüber dem von St. 37 um etwa 20% zurück. Der Sicherheitsgrad spielt aber hier nicht dieselbe wichtige Rolle wie im freien Stabe, da es sich hier nur um kleine örtliche *Verdrückungen* des äußeren Lochrandes handelt, die sich nur im geringen Maße in das Innere des Materials erstrecken und sich dort rasch verlieren. Der Sicherheitsgrad ist immer nach der Beanspruchungsart der einzelnen Konstruktionsglieder zu bewerten. (Wie dies im übrigen im Maschinenbau schon längst eingeführt ist, wo z. B. bei einem Lasthaken eines Hebezuges für den Querschnitt in der Krümmung eine wesentlich geringere Beanspruchung als im geraden Schaft zugelassen wird.)

Nur auf diese Weise ist eine gute wirtschaftliche Ausnutzung der Materialeigenschaften eines Baustoffes gewährleistet.

Es wäre ein unverständlicher Krebsgang, wenn man nach den im fortschritt-

lichen Geiste erfolgten Erhöhungen der zulässigen Beanspruchungen des Baustoffes eine Änderung in dem Werte des zulässigen Lochleibungsdruckes vornähme.

Gegen die im praktischen Gebrauche des Gesamtnetzes der vormaligen bayrischen Staatseisenbahnen in mehr als fünf Jahrzehnten bestens bewährte Erfahrung $\sigma_e = 2,5 \cdot \sigma_{zul}$ müssen auch auf breiter Basis angelegte Laboratoriumsversuche zurückstehen.

Professor Dr.-Ing. W. GEHLER, Dresden:

Da ich 1925 die Anregung zu den von Herrn FINDEISEN erörterten Versuchen gegeben habe, fühle ich mich hier verpflichtet, die Grundgedanken darzulegen, die mich hierzu veranlaßt haben.

1. Die Nietverbindungen sind, wie aus meinen Darlegungen in der Aussprache zu meinem Referat B₁ hervorgeht, nicht ein statisches, sondern ein *plastisches Problem*. Leider sind nun proportionale Beziehungen bei diesen plastischen Erscheinungen nicht mehr vorhanden. Deshalb ist es m. E. auch nicht zulässig, in folgender Weise zu schließen: Weil für St. 37 der Lochleibungsdruck $\sigma_l = 2,5 \sigma_{zul}$ sein darf, muß diese Beziehung auch für St. Si zutreffen, für den also $\sigma_l = 2,5 \cdot 2100 = 5250$ kg/qcm sein müßte. Vom praktischen Standpunkt aus betrachtet, besteht die Kernfrage darin, ob bei derartigen Beanspruchungen die Nietlöcher unrund und die Niete im Betrieb locker werden können, sodaß sie vorzeitig erneuert werden müßten.

2. Zwischen *Bolzen und Nieten* ist ein wesentlicher Unterschied. Der Schaft, der beiden gemeinsam ist, wird wie Abb. 23 zeigt, im plastischen Bereich verbogen. Aus Abb. 24 geht hervor, daß die Verbiegungen beim Niet infolge der sogenannten Klammerwirkung der Nietköpfe wesentlich kleiner als beim Bolzen sein müssen. Die Nietköpfe pressen sich nämlich in die äußeren Flächen der Laschen ein und bewirken somit eine Art Einspannung des Nietschaftes. Diese günstige Wirkung verleiht dem Niet eine etwa um 75 % höhere Tragfähigkeit, als sie der Bolzen hat. Die in Abb. 24 angedeutete wahrscheinliche Verteilung der Pressungen ist eine Fortbildung der Gedanken von Dr. BLEICH in seinem bekannten Buch „Theorie und Berechnung der eisernen Brücken“, Berlin 1924, Verlag Julius Springer, Seite 318.

3. Benutzt man die Ergebnisse der *neueren Plastizitätsforschung* nach GIRTLEK, MISES und SCHLEICHER, so erhält man eine Darstellung, in der als Ordinaten die Werte $y = \sigma_e = \sqrt{2 \cdot E \cdot A}$ und als Abszissen die Werte des hydrostatischen Druckes $p = \frac{1}{3} \cdot (\sigma_x + \sigma_y + \sigma_z)$.¹

Mit Hilfe dieser Darstellung (s. Abb. 25) ist es mir gelungen, die Ergebnisse unserer Nietversuche hinsichtlich des Beginns des Fließens vorauszusagen.

4. Unsere bisherigen Versuche haben jedenfalls schon das eine *Ergebnis* gezeigt, daß bei *Bolzen* und insbesondere auch bei *konischen Bolzen* erhöhte Vorsicht geboten ist. Hier sind die Bedenken, die ich in Übereinstimmung mit Dr. BLEICH erhoben habe, voll berechtigt. Für Bolzen darf m. E. als höchster vertretbarer Wert des Lochleibungsdruckes $\sigma_l = 1,5 \sigma_{zul}$ angenommen werden.

5. Ferner ergibt sich aus unseren Nietversuchen die Mahnung, den *Endabstand der Niete* nicht zu klein zu wählen. Nach Abb. 26 und 27 bildet sich in der Druckzone ein scharf umrissenes Gebiet plastischer Verformung aus, das etwa von einer Ellipse begrenzt wird. Der äußerste Punkt, also der Ellipsenscheitel, liegt bei den hier untersuchten zweischnittigen Nietverbindungen im Stabe etwa um $1,5 d$ von der Lochmitte entfernt. Somit ist als Randabstand $2,0 \cdot d$, besser $2,5 \cdot d$ dringend zu empfehlen. Abb. 27 zeigt die bemerkenswerten Fließfiguren bei starker plastischer Verformung.

¹ Siehe W. GEHLER, Taschenbuch für Bauingenieure, 5. Aufl., Kap. Festigkeitslehre, S. 251.

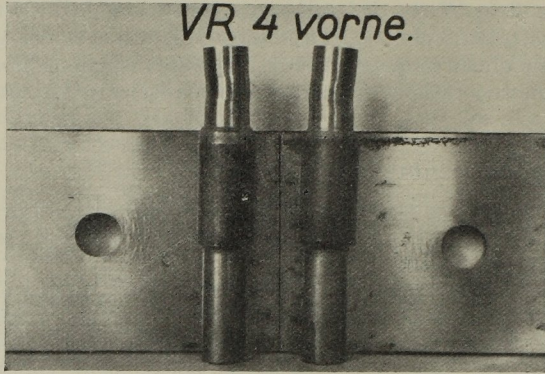


Abb. 23

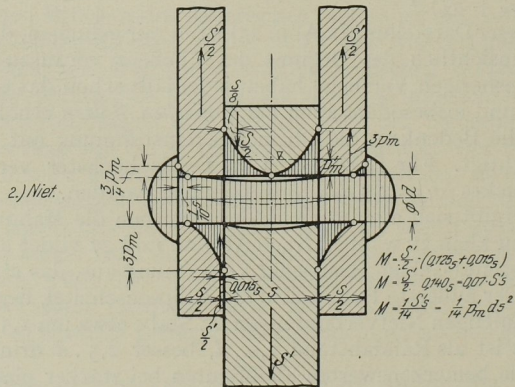
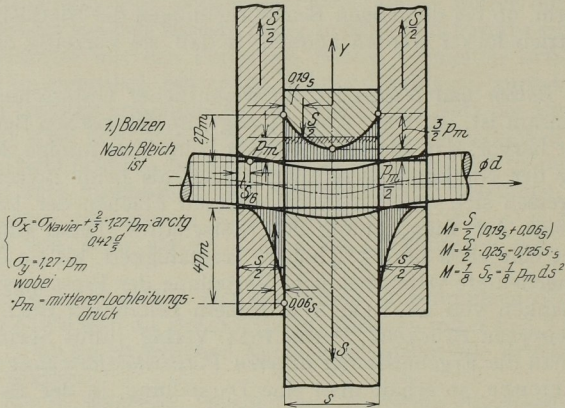


Abb. 24

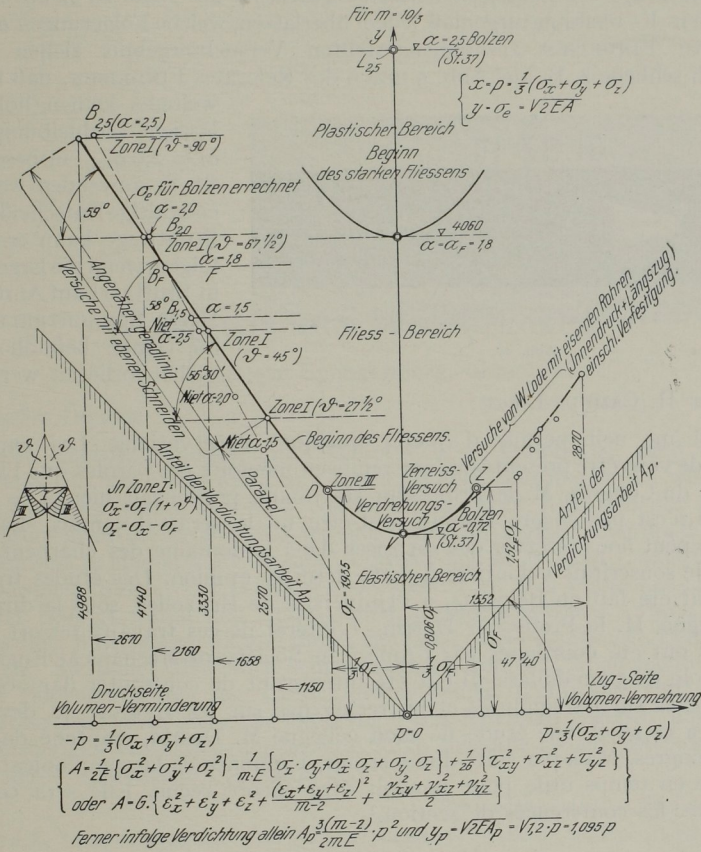


Abb. 25

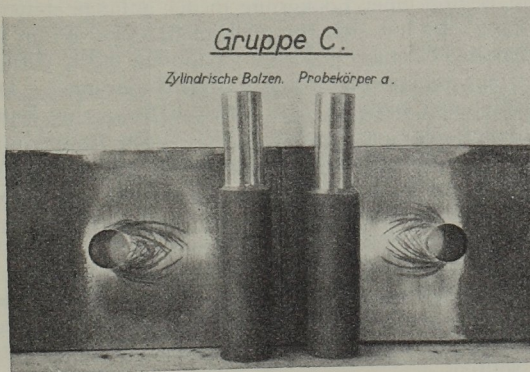


Abb. 26

6. Die Frage des zulässigen Lochleibungsdruckes der Niete ist heute noch nicht entschieden. Es bleibt naturgemäß jedem überlassen, welche Folgerungen er aus dem von Herrn FINDEISEN zusammengestellten Versuchsergebnis ziehen will. Ich persönlich schließe z. B. aus Abb. 5 und 6 des Referates FINDEISEN, daß ich bis auf

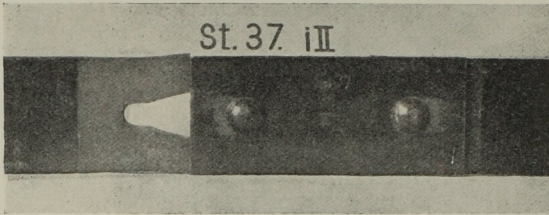


Abb. 27

weiteres keinen höheren zulässigen Lochleibungsdruck als $\sigma_l = 2,0 \sigma_{zul}$, insbesondere für St. Si anwenden werde. Eine endgültige Entscheidung dieser Streitfrage kann erst dann erfolgen, wenn die Ergebnisse der in Stuttgart auf Anregung von Herrn SCHÄCHTERLE zur Zeit im Gange befindlichen Versuche vorliegen werden.

Professeur H. CAMPUS-LIÈGE:

Qu'il me soit permis d'ajouter quelques observations. Les exposés qui viennent de vous être présentés m'ont remis en mémoire ces paroles que l'honorable Président du Congrès, M. le Professeur Hartmann prononçait hier: « Le problème des rivets n'est pas encore résolu; peut-être ne le sera-t-il jamais. La soudure électrique peut nous réserver des surprises dans le domaine des charpentes métalliques. » Je souscrirais volontiers à cette dernière opinion. Des études très approfondies ont été fait en Belgique, à l'Université de Bruxelles, sous la direction de mon collègue, M. le Professeur Dustin. L'intérêt de ces travaux ressort assez du fait qu'ils ont été couronnés par l'American Society of Mechanical Engineers du Prix Lincoln de 5000 dollars. Il eut été intéressant de confronter dans ce congrès les recherches sur les soudures et les recherches sur les rivures. Je devais vous présenter à ce sujet une étude de mon collègue M. Dustin, empêché de prendre part au Congrès. Mais par suite d'une erreur, l'annonce de la communication n'est pas arrivée en temps utile pour pouvoir être encore reçue. Elle sera cependant publiée avec les conférences de section.¹

FINDEISEN:

Ich habe die Aufgabe darin erblickt, diejenigen Beanspruchungen zu ermitteln, bei denen von dem Beginn einer Lockerung in der anfangs steifen Verbindung gesprochen werden kann. Es hat sich für mich nicht etwa darum gehandelt, welche Sicherheit gegen Bruch bei einer gewissen Spannung noch vorhanden wäre ohne Rücksicht auf die inzwischen eingetretenen Formänderungen. Die ersten Knickpunkte in den Schaulinien bildeten den Maßstab für meine Beurteilung der Ergebnisse. In Schaulinien ohne ausgeprägte Knickpunkte habe ich diese Anschauung sinngemäß übertragen. Ich erachte beispielsweise eine bleibende Verschiebung der drei Eisen gegeneinander oder eine Erweiterung des Bolzenloches von 0,25 mm, die schon durch eine einmalige Belastung entstanden ist, bereits für sehr bedenklich. Denn durch dieses Spiel besteht die Gefahr, daß die Nietlöcher bei wiederholter und insbesondere bei wechselnder stoßartiger Belastung ausgeschlagen werden können. Über die endgültige Festlegung des Wertes α habe ich deshalb keinen Vorschlag gemacht, weil die von mir besprochenen Versuche hierzu nicht ausreichen und erst noch die Ergebnisse der in Stuttgart im Gange befindlichen Untersuchungen abgewartet werden sollten.

¹ Regardez à la page 639.