

DER STAHLBAU

Schriftwattung:
 Professor Dr.-Ing. K. Klöppel, Darmstadt, Technische Hochschule
 Fernsprecher: Darmstadt 7711, Apparat 599
 Professor W. Rein, Breslau, Technische Hochschule. — Fernsprecher: Breslau 421 61
 Veröffentlichungsbeiträge an voranstehende Anschriften erbeten

Beilage
 zur Zeitschrift

DIE BAUTECHNIK

Fachschrift für das gesamte Bauingenieurwesen

Preis des Jahrganges 10 RM und Postgeld

14. Jahrgang

BERLIN, 3. Oktober 1941

Heft 21/22

Alle Rechte vorbehalten.

Prüftechnische Erfassung der Ursachen zum spröden Bruch des Baustahls.

Von Wilhelm Kuntze, Berlin.

(Mitteilung aus dem Institut für Werkstoff-Mechanik des Staatlichen Materialprüfungsamts Berlin-Dahlem.)¹⁾

Einleitung.

Im allgemeinen ist man der Meinung, daß der verformungsfähigste Baustahl die größten Sicherheitsreserven gegenüber dem spröden Bruch bieten müsse. Diese sich in vielen Fällen nicht verwirklichende Anschauung hängt damit zusammen, daß man mit den Methoden der Werkstoffprüfung nur Verformung und Verformungswiderstand erfaßt, aber den Einfluß innerer Lockerungen und damit der Trenneigenschaften auf die Sicherheit noch völlig unberücksichtigt läßt. Ein sehr verformungsfähiger Werkstoff, mit inneren, nicht ohne weiteres erkennbaren Lockerungen behaftet, kann indessen in der Konstruktion zur Katastrophe führen, obgleich die Normenprüfung seine Abnahme bedingungslos zuläßt.

Aus diesen Gedankengängen heraus ist als Ergänzung der üblichen Abnahmeprüfung eine Gebrauchswertprüfung in der Entwicklung begriffen. Die Auswertung des üblichen Zerreißversuchs im Sinne einer Gebrauchswertprüfung soll zunächst betrachtet werden.

Auswertung des Zerreißversuchs für die Reißempfindlichkeit des Grundwerkstoffs.

Als innere Lockerungen wollen wir Häufungen von reißschwachen Stellen mikroskopischen oder noch kleineren Ausmaßes ansehen, aber auch Häufungen von feinen Rissen. Innere Lockerungen wirken wie innere Kerben. Man kann die Wirkung innerer Kerben studieren, indem man einen gesunden Werkstoff künstlich einkerbt und nun die Veränderung seiner Eigenschaften gegenüber dem ungekerbten Zustand beobachtet.

Zahlentafel 1. Dehnungen am Zerreißstab mit und ohne Kerb.

Werkstoff St 37, 900°, Wasser	Lineare Dehnung in %		$\frac{\delta_e}{\delta_g}$
	bei der Höchstlast (gleichm. Dehnung) δ_g	beim Bruch (Einschnürdehnung) δ_e	
glatter Prüfstab	9	270	30
gekerbter Prüfstab	17	49	3

In Zahlentafel 1 sind die bleibenden Dehnungen bei Erreichen der Höchstlast und beim Bruch — erstens an einem glatten und zweitens an einem ringsherum eingekerbten Prüfstabe — miteinander verglichen. Die lineare Dehnung unter der Höchstlast, die am glatten Prüfstabe als Gleichmaßdehnung bezeichnet wird, läßt sich bei der gekerbten Probe ermitteln, indem man die gemessene Durchmesseränderung an der Kerbe auf Grund des Gesetzes von der Volumenbeständigkeit in Längenveränderung umrechnet. Die lineare Einschnürdehnung beim Bruch beider Prüfstäbe wird ebenso durch Umrechnung der Durchmesseränderung beim Bruch in Längenänderung erhalten. Aus der Zahlentafel erkennt man, daß die gesamte Einschnürdehnung beim Bruch von 270% am glatten Stabe auf 49% bei Einkerbung herabgesunken ist, daß aber bei der Höchstlast die Dehnung von 9% am glatten Stabe auf 17% bei Einkerbung gestiegen ist.

Eine Kerbe vermehrt mithin die bis zur Höchstlast auftretende Dehnung auf Kosten der Gesamteinschnürung, und der Quotient δ_e/δ_g , d. h. aus Einschnürdehnung dividiert durch Gleichmaßdehnung, nimmt erheblich ab.

Ist nun das Material eines glatten Prüfstabes von inneren Kerben durchsetzt, so wird an allen diesen Kerbstellen die bei der Höchstlast auftretende Dehnung vermehrt sein, und da die inneren Kerben über das ganze Stabvolumen verstreut liegen, erscheint die Summe dieser Dehnungsvermehrungen als gesamte Vermehrung der Gleichmaßdehnung δ_g des Prüfstabes. Das im Bild 1 als Beispiel gezeigte Bruchstück entstammt einem in

sehr grober Weise mit Lockerungen durchsetzten Zerreißstab aus Bronze, welcher bei einer Gleichmaßdehnung von über 20% völlig spröde brach.

Diese paradox erscheinende Dehnungsvermehrung, die an sich als Selbsthilfe des Materials gegenüber Einkerbungen angesehen werden kann, ist zugleich eine Anzeige für ein von Lockerungen durchsetztes Material. Da die gleichmäßige Dehnung den größten Anteil an der Bruchdehnung δ_{10} ausmacht, so wird bei einem innerlich gelockerten, also schadhaftem Werkstoff auch die Bruchdehnung erheblich vergrößert, wobei die Brucheinschnürung meistens mehr oder weniger abnimmt. Die vergrößerte Bruchdehnung verleitet aber dazu, bei der Abnahmeprüfung gerade die mit inneren Lockerungen behafteten Werkstoffe zuzulassen.

Gegen eine solche unzweckmäßige Abnahmeprüfung müssen wir uns schützen, indem wir die Ermittlung des Quotienten δ_e/δ_g als einen kritischen Maßstab für die Reißempfindlichkeit des Stahls und als Ergänzungsprüfung oder als Gebrauchswertprüfung verwenden, wobei die Erfahrung gelehrt hat, daß Werte unterhalb $\delta_e/\delta_g = 10$ als besonders gefährlich in der Konstruktion anzusehen sind.

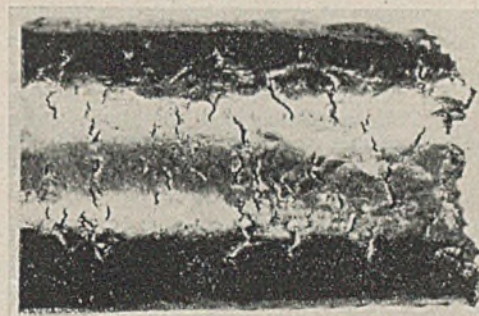


Bild 1. Spröder Bruch bei inneren Lockerungen.

Daß wir diesen kritischen Quotienten aus den linearen Dehnungen δ und nicht aus den Querschnittsverminderungen ψ , also nicht aus Flächenwerten bilden, hat seinen Sinn darin, daß bei einer Mehrzahl gesunder und ausgeglichener Materialien mit verschiedenem Verformungsvermögen die Werte δ_e und δ_g in linearer Beziehung zueinander stehen, so daß der Quotient δ_e/δ_g für Werkstoffe mit verschiedener Verformungsfähigkeit eine Materialkonstante darstellt.

Eine Gegenüberstellung von Werten des Quotienten δ_e/δ_g bei gesunden Werkstoffen und bei einer Reihe im Betrieb spröde gebrochener Bauteile zeigt Zahlentafel 2. Während bei den gesunden Werkstoffen sich der Quotient zwischen 13 und 16 bewegt, liegt derselbe bei den vorliegenden Schadensfällen bei nur etwa 6 und darunter. Außerdem ist in der letzten Spalte noch eine weitere den Gebrauchswert kennzeichnende Meßgröße, die Kerbeinschnürung ψ_n angegeben. Das ist die Brucheinschnürung eines gekerbten Prüfstabes bestimmter Abmessungen, auf welche später noch eingegangen werden soll. Die Bruchkerbeinschnürung ψ_n spricht nicht nur auf die Schädigung des Werkstoffs durch innere Lockerungen an, sondern auch auf die durch ungeeignete, insbesondere sperrige Gefügeausbildung hervorgerufene Gebrauchswertminderung, insbesondere läßt ψ_n eine bessere Unterscheidung der Konstruktionsgüte z. B. bei den Baustählen St 52 und St 37 zu als die Querschnittsverminderung ψ des üblichen Zerreißstabes. Die Bruchkerbeinschnürung ψ_n soll erfahrungsgemäß nicht unter 20% liegen.

Wenn nun der Kennwert δ_e/δ_g etwa durch Kaltrecken oder Wärmebehandlung (durch sperriges Gefüge) gestört (vergrößert) wird, dann zeigt der Wert ψ_n dies an. Diese zusätzlichen Einflüsse auf den Quotienten δ_e/δ_g wollen wir jedoch hier nicht eingehender erörtern. Die Beziehung der Kenngröße δ_e/δ_g zum Gebrauchswert unserer Werkstoffe ist eine Wissenschaft für sich und ist eingehend studiert worden, worauf an anderer Stelle näher eingegangen werden soll²⁾. Hier sei nur hervorgehoben,

Wenn nun der Kennwert δ_e/δ_g etwa durch Kaltrecken oder Wärmebehandlung (durch sperriges Gefüge) gestört (vergrößert) wird, dann zeigt der Wert ψ_n dies an. Diese zusätzlichen Einflüsse auf den Quotienten δ_e/δ_g wollen wir jedoch hier nicht eingehender erörtern. Die Beziehung der Kenngröße δ_e/δ_g zum Gebrauchswert unserer Werkstoffe ist eine Wissenschaft für sich und ist eingehend studiert worden, worauf an anderer Stelle näher eingegangen werden soll²⁾. Hier sei nur hervorgehoben,

¹⁾ Vorgetragen auf der Sitzung des Deutschen Ausschusses für Stahlbau in Weimar am 28. Februar 1941.

²⁾ Im Druck.

Zahlentafel 2. Bruchursache bei Baustählen.

Werkstoff			Dicke bzw. Durchmesser mm	Abnahmeprüfung				Gebrauchswertprüfung		
				σ_B	σ_F	δ_{10}	ψ	$\frac{\delta_e}{\delta_g}$	ψ_n	
			kg/mm ²				%			
Gesunde Werkstoffe	Breitflachstahl	St 37 Anlief.	20	34	21	30	77	16	46	
		St 52 Anlief.	20	58	34	24	70	13	22	
	St 52 normal.	—	54	34	25	70	13	30		
	Rundstange	Duralumin 350° geglüht	16∅	34	—	11	47	13	—	
Spröder Bruch: beim Rammen im Betrieb im Großversuch	U-Profil geschweißt	Flußstahl 0,14 C	9	50	30	26	52	6,5	10	
		Thomasstahl 0,18 C normal.	17	50	31	21	46	6,6	19	
	Schiffsplatte geschweißt	9	50	31	23	49	—	—		
Beschädigte bzw. spröde gebrochene Brücken (geschweißt)	Zoo	St 52	65	61	39	17	44	6	15	
	Rüdersdorf	St 52	Flansch	40	59	34	18	31	9	—
Steg			20	55	32	22	53	6	—	
Beschädigte bzw. spröde gebrochene Brücken (geschweißt)	Hasselt	St 37	55	43	21	23	25	2	—	
	Herenthals	St 37	Rand	45	40	24	26	65	7	15
			Kern	45	46	27	24	54	5	16

1) Die angegebenen Werte beziehen sich auf einen Zerreißstab von 10 mm Durchm.

daß ψ_n zwar eine umfassendere Anzeige zuläßt als der Quotient δ_e/δ_g , daß aber δ_e/δ_g , wenn er kleiner als 10 ist, immer auf den besonderen Fall von Lockerungen als Ursache schließen läßt.

Zahlentafel 2 zeigt noch eine Charakterisierung des Werkstoffs, gekennzeichnet durch einen zu geringen Wert δ_e/δ_g bei den bekannten Schadensfällen an geschweißten Brücken, wobei ψ_n , soweit es gemessen wurde, ebenfalls zu gering ausfiel.

Bemerkte sei noch, daß bei den meisten Werkstoffen, die infolge eingetretener Schadensfälle zur Prüfung kamen und die durch einen unerwartet spröden Bruch gekennzeichnet waren, der Quotient δ_e/δ_g zu gering ausfiel.

Zahlentafel 3.

Prüfwerte der untersuchten Schmelzen, geordnet nach der Größe des Anrißbiegewinkels α_1 .

Zeichenerklärung für die Gebrauchswertprüfung:

δ_e = lineare Einschnürdehnung, δ_g = Gleichmaßdehnung, α_1 = Anrißbiegewinkel, α_2 = Bruchbiegewinkel beim Aufschweißbiegeversuch, ψ_n = Bruchkerbeinschnürung, S = Sehnigkeit, ΔT = Umwandlungshysterese.

Probe Nr.	Zustand	Abnahmeprüfung							Gebrauchswertprüfung						
		σ_{Fo}	σ_{Fu}	σ_B	δ_{10}	δ_5	δ_g	ψ	δ_e/δ_g	α_1	α_2	ψ_n	S	ΔT	α_1 berechnet
26	normal.	35	34	57	23	31	15	64	12	11	11 ¹⁾	22	1,6	282	12
B 6	Anlief.	36	36	61	20	28	13	63	13	13	13 ⁴⁾	21	1,8	282	13
14	normal.	40	37	61	20	29	15	64	13	14	14 ⁴⁾	22	1,6	288	10
38	normal.	33	33	58	24	31	14	66	14	16	18 ⁴⁾	21	1,8	280	16
35	Anlief.	32	31	55	22	32	15	68	14	19	19 ⁴⁾	24	1,6	267	21
16	normal.	37	36	61	21	30	11	65	17	21	23 ⁴⁾	21	1,8	269	20
28	normal.	35	33	55	22	34	17	67	12	25	28 ⁴⁾	25	1,7	240	35
15	Anlief.	45	40	61	21	29	14	63	12	26	91 ²⁾	21	2,3	278	31
8	normal.	37	33	54	25	34	17	68	12	32	86 ³⁾	26	2,1	225	56
A 7	Anlief.	36	34	54	23	31	17	66	12	43	43 ⁴⁾	25	1,9	233	43
9	Anlief.	32	30	51	24	33	16	67	13	46	46 ⁴⁾	25	1,8	221	45
4	normal.	34	32	52	21	29	14	66	14	51	90 ¹⁾	24	2,6	213	68
34	normal.	40	36	57	23	32	16	67	13	54	92 ¹⁾	25	1,9	205	53
1	Anlief.	31	30	50	27	35	19	65	10	69	94 ¹⁾	27	2,2	210	66
20	normal.	42	36	56	23	31	16	66	12	69	89 ¹⁾	26	2,0	168	70
3	Anlief.	30	30	50	26	34	18	68	12	73	73 ⁴⁾	27	2,5	217	73

1) Nicht gebrochen bei vielen Anrissen.
2) Spröder Bruch bei vielen Anrissen.
3) Gleitbruch nach einzelner, verfrühtem Anriß.
4) Spröder Bruch im ersten Anriß.

Entwicklung von Prüfverfahren für die Beurteilung der Schweißbarkeit.

Außer einer solchen Schädigung des Materials durch innere Lockerungen, die fast ausnahmslos zu einem ungünstigen Verhalten in der Konstruktion führt, gibt es noch die Fälle, wo der angelieferte Werkstoff an sich gesund, aber nicht geeignet ist, den betrieblichen Einflüssen standzuhalten. Der Werkstoff hat auch hier den nur Verformung und Verformungswiderstand berücksichtigenden Abnahmebedingungen genügt, aber in besonderen Fällen, z. B. in der geschweißten Konstruktion oder beim Aufschweißbiegeversuch versagt er; er ist nicht schweißgerecht ausgewählt worden. Auch für diese Fälle müssen diejenigen Eigenschaften des Stahls prüftechnisch erfaßt werden, welche die Ursache seines Versagens sind.

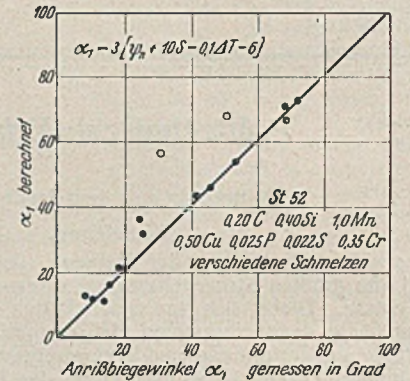


Bild 2. Zusammenhang zwischen Anrißbiegewinkel α_1 und der Summe der Einzelprüfwerte ψ_n , S und ΔT beim Aufschweißbiegeversuch.

Für die Durchführung eines Beispiels in dieser Richtung wollen wir als Maßstab für die praktische Bewährung des Stahls seine Haltbarkeit im Aufschweißbiegeversuch ansehen und feststellen, durch welche elementaren Prüfwerte dieses Verhalten nicht nur qualitativ, sondern auch quantitativ zu erfassen ist.

Das Ergebnis einer solchen Untersuchung mit einer Reihe von 40 mm dicken Blechen aus St 52, vom Chrom-Kupfer-Mangan-Typus (0,20 C; 0,4 Si; 1,0 Mn; 0,5 Cu; 0,025 P; 0,35 Cr) verschiedener Schmelzen veranschaulicht Bild 2 (vgl. auch Zahlentafel 3). Die Stähle, welche zu einer von Werner³⁾ zusammengestellten Versuchsreihe gehörten, genügten alle der Bedingung $\delta_e/\delta_g \geq 10$, sie waren also im Anlieferungszustand frei von schädlichen inneren Lockerungen. Bei diesen Stählen wurde der von Werner ermittelte Anrißbiegewinkel α_1 der Aufschweißbiegeprobe als Abszisse aufgetragen. Als Anriß galt nicht der erste Schweißraupenriß, sondern der erste in der Aufhärtungszone äußerlich gut sichtbare Riß. Seine Feststellung ließ sich in allen Fällen eindeutig durchführen. Auf der Ordinate des Bildes wurde eine Summe aus drei elementaren Kennwerten aufgetragen, welche der Größe des Anrißbiegewinkels mit großer Annäherung gleichkommt.

Hier ist es also gelungen, den Anrißbiegewinkel auf eine einfache Summe von drei elementaren und prüftechnisch leicht erfassbaren Eigenschaften, der schon erwähnten Bruchkerbeinschnürung ψ_n , der im Walzprozeß erzeugten Sehnigkeit S und der Umwandlungshysterese ΔT zurückzuführen⁴⁾. Wir wollen diese drei Eigenschaften näher betrachten.

Zuerst erscheint in der Formel die Bruchkerbeinschnürung ψ_n . Sie gibt eine Eigenschaft des unveränderten Grundwerkstoffs an, und zwar sein Verformungsvermögen im dreiachsigen Spannungszustand, ermittelt an einer gekerbten Zerreißprobe bestimmter Abmessungen. Es ist ohne weiteres einleuchtend, daß die Entstehung und das Aufklaffen eines Anrisses in der gehärteten Zone durch die Eigenschaften des benachbarten und unveränderten Grundwerkstoffs mit bedingt wird. Die Vorgänge des Anreißen sind

3) Im Druck.

4) Die Zahlenbeiwerte 10 und 0,1 für S bzw. ΔT haben nur den Sinn einer Veränderung der Dezimalstellen, um die Prüfgrößen ihrer Größenordnung nach einander anzugleichen. Die Zahl 3 bewirkt, daß die Gerade unter 45° verläuft und die Zahl 6, daß sie durch den Koordinatenanfangspunkt verläuft.

mit den Bedingungen für das Weiterreißen verkoppelt. Wenn das Weiterreißen erschwert ist, so ist auch schon das Anreißen erschwert.

Die Gestalt des hierzu verwendeten Kerbzerreißstabes erhebt aus ganz bestimmten Überlegungen. Auf einen gekerbten Prüfstab wirkt ein: 1. der räumliche Zugspannungszustand, 2. die ungleichmäßige Spannungsverteilung. Bei Betrachtung des Bildes 3 erkennt man, daß mit zunehmender Kerbtiefe bei etwa konstanter Kerbabrundung der räumliche Zugspannungszustand, ausgedrückt durch das Verhältnis der kleinsten zur größten Hauptspannung, also des Quotienten s_3/s_1 , zunimmt, wohingegen die Formziffer σ_{max}/σ_n als Ausdruck für die Größe der Spannungsspitze abnimmt. Die beiden Grenzfälle kleinster und größter Kerbtiefe sind ungefährlich: Links, bei kleiner Kerbtiefe, wirkt die Spannungsspitze allein. Sie erzeugt, was als bekannt vorausgesetzt sei, im linearen Spannungszustand, also bei $s_3/s_1 = 0$, keinen spröden Bruch. Ganz rechts, bei größter Kerbtiefe, wirkt keine Spannungsspitze mehr, sondern allein der räumliche Spannungszustand. Im räumlichen Spannungszustand wird aber der Verformungswiderstand weitgehend gehoben, so daß von einer Bruchgefahr nicht gesprochen werden kann, zumal bei Fehlen der Spannungsspitze die Kräfteverhältnisse übersichtlich sind. Ausgesprochene Trennempfindlichkeit zeigt ein verformbarer Werkstoff nur beim Zusammenwirken von Spannungsspitze und räumlichem Spannungszustand, welcher die Verformung verhindert.

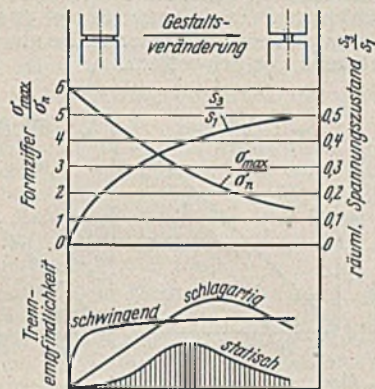


Bild 3. Abhängigkeit der Trennempfindlichkeit vom Verlauf der Formziffer (Spannungsspitze) und des räumlichen Spannungszustandes. Bei mittlerer Kerbtiefe ist die Trennempfindlichkeit am größten.

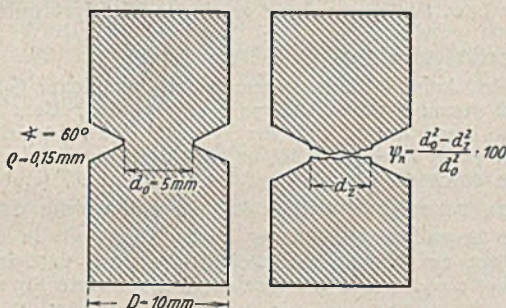


Bild 4. Profilbild des Kerbzerreißstabes vor und nach dem Zerreißen.

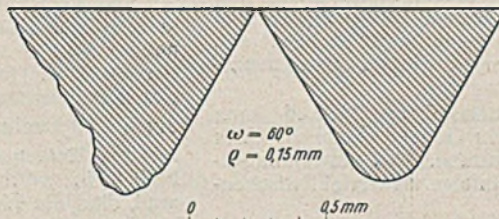


Bild 5. Profilbilder von mangelhafter und einwandfreier Einkerbung.

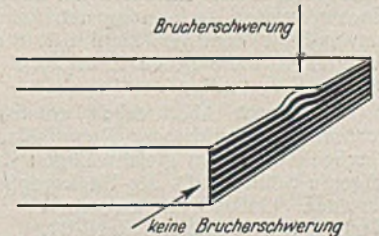


Bild 6. Bruchwiderstand bei Zeilenstruktur.

Soll ein Kerbzerreißstab die Trennempfindlichkeit am günstigsten anzeigen, so muß er mithin eine mittlere Kerbtiefe haben.

Die hieraus folgende Kerbform an einem Rundstab vor und nach dem Zerreißen sehen wir im Profilbild (Bild 4). Die Kerbbeinschnürung ψ_n nach dem Bruch wird mittels Profilprojektors ausgemessen. Ebenso geschieht die Einhaltung der richtigen Kerbabrundung bei der Herstellung des Prüfstabes in der Werkstatt mittels Profilprojektors bei 100facher Vergrößerung (Bild 5). Bei genügender Einarbeitung kann dieser Kerbstab ohne Schwierigkeiten am laufenden Band in der Werkstatt hergestellt werden.

Nun darf dieser Kerbstab auch nicht beliebig proportional vergrößert oder verkleinert werden, da alsdann die Einschnürung erheblich ab- oder zunimmt und man keine Vergleichswerte erhält. Die Abhängigkeit der Kennwerte von der absoluten Größe tritt ja sowohl beim Schwingungsversuch als auch beim statischen Versuch immer dann auf, wenn der Versuchsstab gekerbt ist, nicht beim glatten Prüfstab. Bei einem gekerbten Stab müssen daher die festgelegten absoluten Abmessungen stets beibehalten werden. Beim glatten Prüfstab ist diese Begrenzung der absoluten Größe nicht erforderlich.

Die Kenngröße ψ_n hat sich bei den bisherigen Prüfungen von schadhafte Stahlkonstruktionen als außerordentlich wertvoll erwiesen.

Nun kommen wir zu der zweiten elementaren Erscheinung, die den Anrißbiegewinkel mit bedingt, das ist die mit der Zeilenstruktur zusammenhängende Schichtung des gewalzten Materials. Auch diese kennzeichnet den Grundwerkstoff im Anlieferungszustand. Die Schichtung hat einen erheblichen Einfluß auf das Einreißen. Man hat dafür verschiedene Erklärungen aufgestellt, z. B. sagt man, daß Risse durch Schlackenzeilen aufgefangen werden (Houdremont, Schönrock, Wiester)⁵⁾, oder daß (nach Werner)⁶⁾ der innere Spannungsabbau durch die Zeilenstruktur erleichtert werde. Letztere Begründung ist nicht ohne weiteres einzusehen, und Schlackenzeilen sind auch nicht immer gerade da, wo ein Riß verläuft. Ich möchte ein viel grundsätzlicheres Naturgesetz für die Erklärung heranziehen.

Wenn ein Riß nach Bild 6 beispielsweise in einem Wulstprofil senkrecht zur Ferrit-Perlit-Schichtung verläuft, so muß er beim Fortschreiten immer neue Schichtungen durchdringen. Jede neue Schicht bedeutet einen Gefügewechsel, welcher einen anderen Bruchverlauf, vielleicht auch eine andere Reißgeschwindigkeit zur Folge hat. Diese Umstellung von Schicht zu Schicht bedeutet eine jedesmalige Aufwendung zusätzlicher Energien, und die Summe dieser zusätzlichen Energien entspricht der Zahl der durchbrochenen Schichten. Verläuft dagegen der Riß mit den Schichten, so werden gleichzeitig alle Schichten erfaßt, und der Riß verbleibt in den Schichten, ein zusätzlicher Energieverbrauch fällt fort. Bei der Längsschweißbiegeprobe und im Flansch eines Trägerprofils tritt immer der erstere Fall ein. Nach diesem Naturgesetz verläuft auch stets der Bruch von geschichtetem Holz, wie Bild 7 zeigt⁷⁾. Auch beim Durchschlagen von geschichteten Kunst- und Preßstoffen war die Schlagarbeit größer, wenn der Bruchverlauf die Schichten durchkreuzen mußte⁸⁾.

Diese Wirkung der Zeilenstruktur auf den Bruch des Stahls muß prüftechnisch erfaßt werden. Werner hat zur Kennzeichnung der Anisotropie des Stahls den Quotienten der Kerbschlagzähigkeiten längs/quer mit der Bezeichnung „Sehnigkeit S“ für die Analyse des Längsschweißbiegeversuchs verwendet. Diesen Quotienten wollen wir auch hier als elementaren Prüfwert verwenden, obgleich die Ermittlung der Kerbzähigkeit stets mit Unsicherheiten verbunden ist; denn die in der Querrichtung entnommene Kerbschlagprobe ist großen örtlichen Einwirkungen unterworfen, die die Kenngröße Sehnigkeit leicht beeinflussen können. (Erstrebt wird daher die prüfmäßige Festlegung der Sehnigkeit auf sicherere Weise, z. B. aus der Bruchkerbeinschnürung längs/quer des vorhin beschriebenen Kerbzerreißstabes oder aus dem Eindruckhärteversuch. Hierüber sind Untersuchungen im Gange.)

Der dritte elementare Prüfwert, der in der Formel für den Anrißbiegewinkel auftritt, ist die an sich bekannte Umwandlungshysterese ΔT , die von Werner für die Erklärung der Vorgänge in der Längsschweißbiegeprobe eigens herangezogen wurde. Dieser Kennwert, der unter Einhaltung bestimmter Versuchsbedingungen mit Hilfe des optischen Dilatometers als Differenz des A_{c1} - und A_{r1} -Punktes ermittelt werden kann, wird vielfach als Maßstab für die Aufhärtung angesehen. Die Werte von ΔT laufen aber weder uneingeschränkt gleichlaufend mit der Festigkeit des Grundmaterials noch mit der mit diesem Grundmaterial zu erreichenden Aufhärtung.

Diese irrige Deutung dürfte wohl mit der schulmäßigen, aber der Wirklichkeit nicht immer entsprechenden Anschauung zusammenhängen, daß ein Stahl um so reißempfindlicher angenommen wird, je höher seine Festigkeit oder je höher er legiert ist. Werner hat in seiner letzten Veröffentlichung schon angedeutet, daß die Umwandlungshysterese eine Beziehung zum Anrißbiegewinkel besser erkennen läßt als etwa die

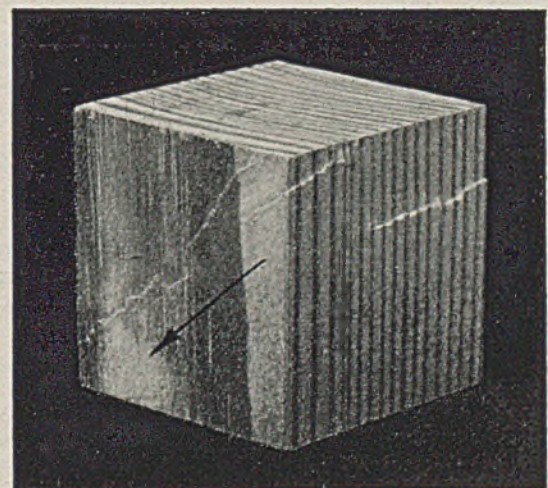


Bild 7. Mit den Schichten verlaufender Bruch bei Holz (in Pfeilrichtung).

maximale Härte der Übergangzone. Die Umwandlungshysterese ΔT ist nach Werner ein umgekehrter Maßstab für die Zahl der Keime in der Schmelze und die daraus zu folgernde Umwandlungsfreudigkeit.

⁵⁾ Stahl u. Eisen 16 (1939), S. 1241 bis 1248.
⁶⁾ a. a. O.

⁷⁾ Z. Metallkd. 26 (1934), S. 106 bis 113.
⁸⁾ Kunststoffe 29 (1939), S. 33 bis 41.

Zwei Baustähle St 52 verschiedener Zusammensetzung und mit verschiedenen ΔT -Werten (229° und 78°) wurden bei steigenden Temperaturen in Wasser abgeschreckt. In Bild 8 ist über der Abschreckungstemperatur die Bruchkerbeinschnürung ψ_n aufgetragen. Die Verformungswerte des umwandlungsfreudigeren Stahls (mit kleinerem ΔT) sind in vorliegendem Fall entgegen der bisherigen Annahme sowohl im Anlieferungs- als auch im Abschreckungszustand durchschnittlich ungünstiger als die des umwandlungsträgeren Stahls. Eine große Umwandlungsfreudigkeit bietet mithin keine Garantie für gute Verformungseigenschaften im Anlieferungszustand. Die ungünstige Eigenart des umwandlungsträgeren Stahls mit großem ΔT scheint jedoch darin zu beruhen, daß er beim Abschrecken unausgeglichene Gefügestände hervorruft, die außerordentlich reißempfindlich sind. Im Bild zeigt sich dies in dem breiten schraffierten Streugebiet mit sehr niedriger unterer Begrenzung.

Der Stahl sucht bei jeder Wärmebehandlung zu einem entsprechenden ausgeglichenen Endzustand zu gelangen. Hierzu gehört Zeit. Infolge

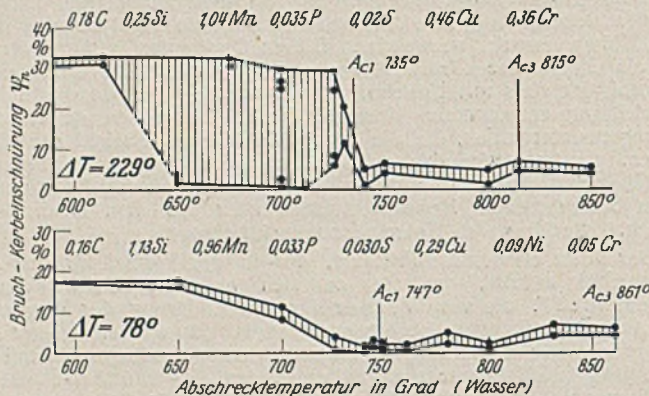


Bild 8. Verlauf der Kenngröße ψ_n mit zunehmender Abschreckung bei zwei Baustählen St 52 verschiedener Zusammensetzung.

der Umwandlungsträgheit fehlt die erforderliche Zeit; er bleibt in verschiedenen Zwischenstadien der Entwicklung stecken, wodurch Tief- und Hochwerte der Verformung nebeneinander entstehen können. Bei dem umwandlungsfreudigen Stahl tritt dieses Streugebiet nicht so leicht auf, er erreicht ohne große Zeitspanne einen ihm eigentümlichen ausgeglichenen Endzustand.

Ein durch Abschrecken entstehender metastabiler Zustand kann durchaus ausgeglichener Natur sein, d. h. das Gefüge entspricht dann durchgehend einem gleichmäßigen Zwischenzustand. Bei umwandlungsträgeren Stählen tritt die Unausgeglichenheit infolge mehrerer Zwischenzustände hinzu; es entstehen Nester verschiedener Stabilität, wobei Stellen mit großen Zwängungen neben Stellen mit Lockerungen liegen, welche die Reißempfindlichkeit besonders begünstigen.

Die größte Gefahr tritt, wie wir es im Bild sehen, unterhalb des A_1 -Punktes, also bei Abschreckungen unterhalb von 700° besonders stark auf. Der überhitzt gehärtete Zustand ist, wie sich aus den Versuchen ergab, nicht so gefährlich wie gerade die Temperaturzone unterhalb A_1 . Dies dürfte eine neue Auslegung des Begriffs ΔT sein, dessen sichere Bestätigung jedoch nur durch zahlreiche Versuche möglich ist. Durch Glühen bei 500 bis 600° kann diese Gefahr zum größten Teil beseitigt werden.

Nachdem wir diese drei elementaren Kenngrößen ψ_n , S und ΔT beschrieben haben, wollen wir noch auf ihre Beziehung zum Biegewinkel im einzelnen eingehen. Im Bild 9 sind die drei Prüfgrößen einzeln in Abhängigkeit vom Anrißbiegewinkel der Aufschweißbiegeprobe aufgetragen. Man erkennt schon eine lose Beziehung jeder der drei Prüfgrößen zum Anrißbiegewinkel. Wollte man aber jede dieser Beziehungen für sich verwenden, um den Biegewinkel im voraus zu errechnen, so kommt es infolge der sehr flachen Neigung der drei Geraden in Verbindung mit den Streuungen zu erheblichen Abweichungen vom wirklichen Wert, die im Bild 10 dargestellt sind. Aber auch, wenn man je zwei der gezeigten Prüfgrößen kombiniert und daraus den Anrißwinkel errechnet, erhält man noch fast ebenso große Streuungen (Bild 10).

Erst die Kombination aller drei Größen führt zum Ziel, wie wir das schon im Bild 2 sahen. Die beiden etwas herausfallenden Werte lassen sich, wie wir im folgenden noch sehen werden, restlos aufklären. Sie bestätigen damit nur die Richtigkeit der gefundenen Beziehung.

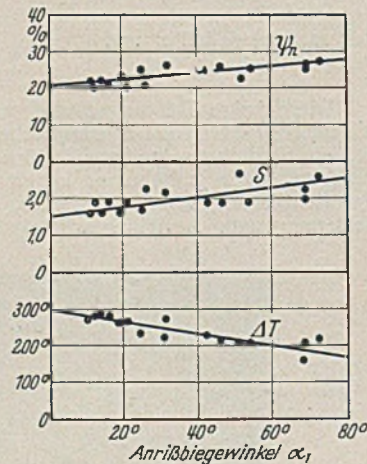


Bild 9. Zusammenhang zwischen den drei einzelnen Prüfgrößen ψ_n , S und ΔT und dem Anrißbiegewinkel α_1 beim Aufschweißbiegeversuch mit Baustahl St 52.

Die Erklärung des werkstofflichen Verhaltens beim Aufschweißbiegeversuch läuft mithin allein auf die Gesetze des Reißens und nicht auf die meist nur bekannten Gesetze der Verformung und des Verformungswiderstandes (oder der Härte) hinaus. Der Kerbzerrießstab mit der Ermittlung der Kerbeinschnürung ψ_n ist eine ausgesprochene Reißprobe für den räumlichen Spannungszustand. Die Sehnigkeit des geschichteten Materials bildet ein Hindernis für das Einreißen quer zur Schichtung. Die Umwandlungshysterese ist die Ursache für die Entstehung unausgeglichener und dadurch reißempfindlicher Gefügestände während des Schweißens.

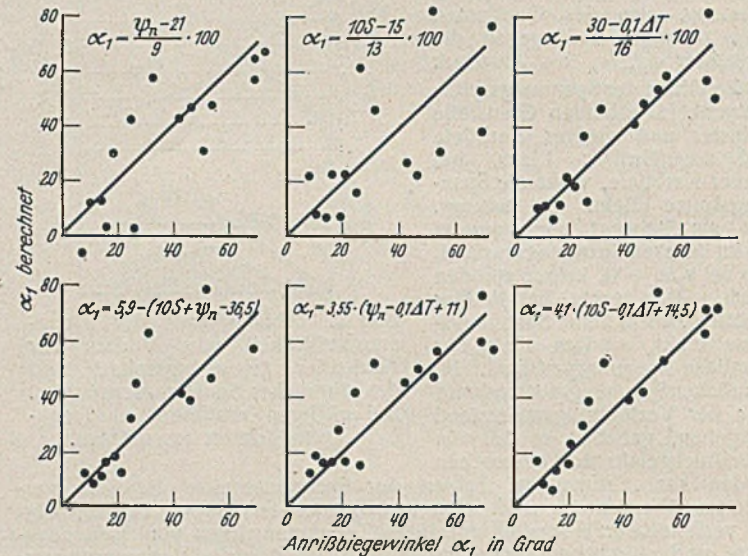


Bild 10. Starke Streuungen der Beziehungen zwischen dem Anrißbiegewinkel α_1 und einer bzw. der Summe von zwei der Einzelprüfgrößen.

Der Anrißbiegewinkel als Gütemaßstab.

Die Nützlichkeit des Aufschweißbiegeversuchs als komplexer Gütemaßstab muß auf Grund vorangehender Analyse bejaht werden. Dem Abnehmer gibt er auf die Frage Antwort, ob der Baustahl den Ansprüchen gerecht wird. Im Fall eines Versagens läßt er aber die Frage nach den Ursachen offen, welche durch die Einzelprüfgrößen ψ_n , S und ΔT (ergänzt durch δ_e/δ_g) sehr genau beantwortet werden können und welche daher für den Erzeuger von besonderer Bedeutung sind. Aber auch in den Fällen, in welchen man auf einen Aufschweißbiegeversuch verzichten muß, sind die Einzelwerte ψ_n , S und ΔT geeignet, Grenzwerte für den Abnehmer abzugeben. Hierauf kommen wir zurück, nachdem die Frage der quantitativen Auswertung des Aufschweißbiegeversuchs geklärt ist.

Bisher hatte Werner die Größe des Anrißbiegewinkels α_1 allein durch die Elementargeöße ΔT gedeutet und den Durchbruchwinkel α_2 als abhängig von dem Produkt Sehnigkeit \times Kerbzähigkeit, also $S \cdot a_K$ gefunden. In quantitativer Hinsicht ließ das Ergebnis noch zu wünschen übrig.

Bei den vorliegenden Versuchen wurde eine sehr genaue Beziehung zwischen den drei Elementargeößen ψ_n , S und ΔT und dem Anrißbiegewinkel gefunden. Es ließ sich jedoch für den Durchbruchwinkel α_2 keine so klare Beziehung aufstellen wie für den Anrißbiegewinkel, und es wurde gefunden, daß der Durchbruchwinkel noch verschiedenen Einflüssen unterworfen ist, die seine maßstäbliche Verwendung als völlig

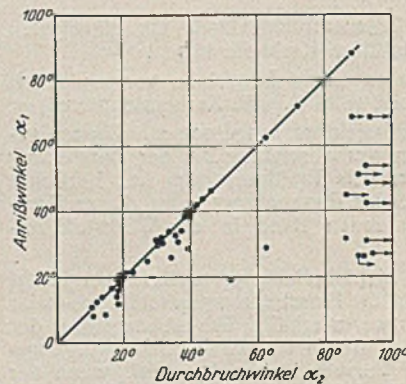


Bild 11. Zusammenhang zwischen Anrißbiegewinkel α_1 und Durchbruchwinkel α_2 beim Aufschweißbiegeversuch, ermittelt aus 50 Versuchen mit Baustahl St 52 von Albers und Werner.

ungeeignet erscheinen lassen. Zuerst wollen wir eine Übersicht über die Beziehung beider Biegewinkel zueinander aus 50 Versuchen betrachten (Bild 11). Man kann deutlich zwei Gruppen unterscheiden: erstens die Fälle, die auf der Diagonalen liegen; bei ihnen ist der Anrißbiegewinkel = dem Durchbruchwinkel, sie erstrecken sich fast über den ganzen Winkelmeßbereich bis zu 88° und zeigen alle einen spröden Bruch; zweitens die Fälle, wo der Durchbruchwinkel größer als der Anrißbiegewinkel ist, und die zum größten Teil gar nicht zum Bruch kommen. Diese Fälle beginnen schon bei Anrißbiegewinkeln von 19°. Sie zeigen zum Teil spröde, zum Teil zähe Brüche. Bei der letzten Gruppe wird man geneigt sein, die Zähigkeit des Grundmaterials höher einzuschätzen als bei der ersten Gruppe. Das ist jedoch nicht ausnahmslos der Fall.

Zur Erklärung soll uns eine Übersicht dienen (Zahlentafel 4). Bei der Probe Nr. 14, die zur ersten Gruppe gehört, tritt der Durchbruch schon beim ersten Anriß unter geringem Biegewinkel ein. Die Kenn-

größen ψ_n , S und ΔT genügen in ihrer Gesamtheit den Anforderungen nicht, insbesondere ist das ΔT zu groß. Bei den nächsten Proben Nr. 15 und 34 erfolgt der Durchbruch viel später als der Anriß oder gar nicht. Vor Eintritt des Durchbruchs sind hier eine größere Anzahl von Anrissen erschienen, die zur Entlastung der Probe beitragen und deren weites Aufklaffen eine Vergrößerung des Durchbruchwinkels bewirken. Der große Biegewinkel, insbesondere bei Probe Nr. 34, die bei 92° noch nicht gebrochen ist, ist daher kein Maßstab für die wirklichen Eigenschaften des Baustahls, weil dieser ja durch die vorangehenden Anrisse entlastet wurde. Die Kenngrößen ψ_n und S lassen zwar auf ein etwas besseres Grundmaterial als bei Probe Nr. 14 schließen, jedoch ist der Durchbruchwinkel im Verhältnis zu ihnen zu groß.

Nach der Statistik in Zahlentafel 5 waren von 38 Aufschweißbiegeproben 9 Proben (das sind 24%) infolge zahlreicher Anrisse nicht zum Durchbruch gelangt. Von diesen waren aber 3 Stück (Nr. 12, 13, 32) von sehr geringer Güte, da ihre Anrißbiegewinkel nur 26° bis 31° betragen und die Zahl der von Werner festgestellten Mikrorisse je 120 mm bei diesen 3 Proben verhältnismäßig groß war.

Wenn man also das verfrühte Anreißen durch Verminderung der Umwandlungsfreudigkeit (d. h. Erhöhung von ΔT) fördert, so kann bei nur einigermaßen zähem Grundmaterial der Durchbruch gänzlich verhindert werden. Den umgekehrten Fall sehen wir bei Probe Nr. 3 (Zahlentafel 4). Hier hatte sowohl die Aufhärtungszone als auch das Grundmaterial so gute Eigenschaften, daß erst bei 73° der erste Anriß auftrat. Durch die hierbei erzeugten sehr hohen elastischen Anspannungen und die damit verbundene hohe Anrißgeschwindigkeit schlug die Probe aber gänzlich spröde durch, obgleich bei dieser Probe das Grundmaterial mit $\psi_n = 27$ und $S = 2,5$ von allen in Zahlentafel 3 aufgeführten Proben die besten Eigenschaften im Anlieferungszustand aufwies. Dieses Material läuft in der Konstruktion niemals Gefahr, spröde zu brechen, da ein Biegewinkel von 73° dort nie vorkommt.

Nach Zahlentafel 5 war bei 24 Proben (= 63%) der spröde Bruch im Anriß eingetreten. Unter diesen waren 5 Proben (Nr. 7, 9, 5, 3, 17) mit Anrißbiegewinkeln von 40° aufwärts, also von guter Qualität ($\alpha_1 = 40, 46, 63, 73, 88^\circ$). Bestätigt wird diese gute Qualität auch durch die geringe Zahl von Mikrorissen je 120 mm nach Werner.

Weder die Erscheinung des spröden Bruches (bei spätem Anriß) noch die Tatsache, daß die Probe (bei vielen Anrissen) nicht zu Bruch geht, sind mithin Maßstäbe für die wirkliche Güte des Grundmaterials.

Die Probe Nr. 8 (Zahlentafel 4), die in der Berechnung des Anrißbiegewinkels eine Abweichung vom Versuchswert ergab und zu den beiden einzigen ausgefallenen Werten in Bild 2 gehörte, wollen wir einer besonderen Betrachtung unterziehen. Bei ihr trat der Anriß schon bei 32° auf, weitere Risse folgten aber nicht, der große Durchbruchwinkel von 86° wurde hier durch einen wirklichen zähen Bruch mit Gleitflächenbildung erreicht. Eine Gefahr spröden Durchschlagens auf Grund hoher Anrißgeschwindigkeit wie bei der vorigen Probe war hier infolge des zeitigen Anreißens nicht gegeben. Obgleich das Grundmaterial mit $\psi_n = 26$ und $S = 2,1$ besser war als das der Proben Nr. 15 und 34, wurde kein so hoher Durchbruchwinkel erreicht, weil ein einzelner Anriß nicht dazu beitragen konnte, den Durchbruchwinkel so zu fälschen, wie das eine Summe von Anrissen bei den obigen Proben tat. Aber auch der verfrühte einzelne Anriß der Probe Nr. 8 entspricht nicht der Güte des Materials, da erstens weitere Risse zwischen dem ersten Anriß und dem viel später erfolgenden Durchbruch nicht folgten und zweitens nach der Berechnung aus ψ_n , S und ΔT die Probe einen größeren Anrißbiegewinkel von 56° gegenüber 32° hätte ergeben müssen.

Nach Zahlentafel 5 traten dreimal (das sind 8% der Fälle) zähe Verformungsbrüche auf mit je einem einzigen verfrühten Anriß. In diesen Fällen betrug $\alpha_1 : \alpha_2 = 29 : 63, 32 : 86$ und $45 : 86$. Der Anriß dürfte bei diesen Proben an einer zufälligen Fehlstelle oder vielleicht als Folge einer Ausbesserung beim Schweißen oder auch eines Schweißspritzers entstanden sein⁹⁾.

Es ergaben sich mit obigen Betrachtungen folgende Grundregeln:

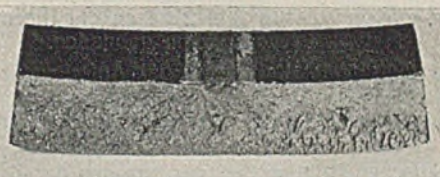
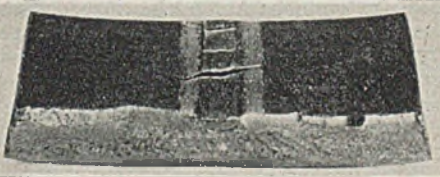



1. Bruchaussehen. Falls die Probe zum Bruch kommt, ist der spröde Bruch die natürliche Bruchform für Baustahl St 52 in der Aufschweißbiegeprobe, auch für Stähle besserer Güte. Er begründet sich damit, daß eine Flachprobe an und für sich wenig Neigung zur Einschnürung zeigt, wozu noch die ungleichmäßige Spannungsverteilung der Biegebeanspruchung beiträgt. Bei besserer Güte des Stahls, die durch einen späteren Anriß gekennzeichnet ist, trägt außerdem die plötzliche Auslösung der aufgespeicherten elastischen Anspannungen zum spröden Durchschlagen bei. Ein zäher Bruch erschien daher jedesmal nur dann, wenn ein zufälliger verfrühter Anriß (welcher durch die Güte des Materials nicht begründet ist) eine Milderung dieser plötzlichen Auslösung hoher elastischer Anspannungen hervorrief. Der spröde Trennbruch ist aus dieser Begründung nicht in allen Fällen ein Maßstab für einen Stahl geringerer Güte.

2. Bruchwinkel. Die Größe des Anrißbiegewinkels, worunter der Winkel beim ersten äußerlich sichtbaren Anriß im Stahl und nicht in der Schweißbraupe gemeint ist, zeigt die Güte der Schweißbarkeit einwandfrei an. Risse in der Schweißbraupe haben nichts zu bedeuten. Der Bruchbiegewinkel kann hingegen häufig nicht als Maßstab der Güte gelten, weil auch Stähle minderer Güte nicht durchbrechen, wenn infolge einer Vielheit von Anrissen die Probe entlastet wird und somit große Bruchwinkel ermöglicht werden. Ob ein Durchbruch beim ersten Anriß entsteht oder viele Anrisse den Durchbruch verhindern, hängt offenbar nur von geringfügigen Einflüssen ab, da die mindere Güte auch solcher Stähle, die nicht brachen, nachgewiesen werden konnte. In anderen Konstruktionsformen, z. B. der Aufschweißzugprobe, müssen solche Stähle versagen.

Es wird daher zweckmäßig sein, nicht den Durchbruchwinkel, sondern den Anrißbiegewinkel α_1 als Gütemaßstab einzusetzen und hierfür bei einer Blechdicke von 40 mm einen Grenzwert von etwa 40° zu fordern. Die Zweckmäßigkeit dieser Grenze findet sich in Zahlentafel 5 dadurch bestätigt, daß die Zahl innerer (mikroskopischer) Risse bei Anrißbiegewinkeln von etwa 40° aufwärts erheblich abnimmt, worauf Werner besonders hingewiesen hat⁸⁾.

⁹⁾ Hiermit wird einer der beiden ausfallenden Werte in dem vorhin gezeigten Bild 2 erklärt. Der zu günstig errechnete Biegewinkel bei dem anderen ausfallenden Wert (vgl. Probe Nr. 4 in Zahlentafel 3) ist mit einiger Sicherheit auf die Ermittlung der Kerbzähigkeit in der Querrichtung zurückzuführen. Sie wies den niedrigsten Wert von allen 40 Proben auf, wodurch die Sehnigkeit S zu groß ausfiel.

Zahlentafel 4. Beurteilung des Aufschweißbiegeversuchs mit Baustahl St 52 auf Grund der Kenngrößen ψ_n , S , ΔT .

Bruchbild	Probe Nr.	Anrißbiegewinkel α_1°	Bruchbiegewinkel α_2°	Bruchart	ψ_n %	S	ΔT°	α_1° be-rechnet
	14	14	14	spröde	22	1,6	288	10
	15	26	91	spröde	21	2,3	278	31
	34	54	—	nicht gebrochen	25	1,9	205	53
	3	73	73	spröde	27	2,5	217	73
	8	32	86	zähe	26	2,1	225	56

Zahlentafel 5.
Zusammenstellung der Ergebnisse von 38 Aufschweißbiegeversuchen nach Werner.

Probe Nr.	Anrißbiegewinkel α_1	Bruchbiegewinkel α_2	Anzahl der inneren Risse je 120 mm ¹⁾	Äußere Anrisse	Häufigkeit der Fälle
Spröder Trennbruch					
26	11	11	20	$\alpha_1 \approx \alpha_2$ 1. Anriß = Durchbruch	63 %
14	14	14	9		
36	14	18	28		
24	16	17	27		
38	16	18	12		
35	19	19	39		
37	19	19	28		
31	20	29	21		
25	21	21	25		
16	21	23	8		
28	25	28	5		
6	28	39	1		
19	31	31	8		
10	31	31	8		
33	31	36	17		
27	33	36	—		
11	34	34	11		
29	34	37	10		
30	39	39	1		
7	40	40	4		
9	46	46	1		
5	63	63	4		
3	73	73	2		
17	88	88	3		
23	19	52	25	$\alpha_2 > \alpha_1$	5 %
15	26	91	14	Viele Anrisse, daher α_2 groß	
Zäher Verformungsbruch					
2	29	63	3	$\alpha_2 > \alpha_1$	8 %
8	32	86	4		
22	45	86	8		
Nicht gebrochen					
12	26		10	$\alpha_2 > \alpha_1$	24 %
13	27		16		
32	31		18		
18	43		5		
21	49	Nicht gebrochen	3		
4	51		2		
34	54		6		
20	69		12		
1	69		5		

1) Mikroskopische Risse in der wärmebeeinflussten Zone.

Zahlentafel 6. Bruchursachen bei Baustahl St 52.

Werkstoff (geschweißt) aus:	Zustand	Dicke in mm	Abnahmeprüfung				Gebrauchswertprüfung				
			σ_B	δ_{10}	ψ	a_k	$\frac{\delta_e}{\delta_g}$	α_1	ψ_n	S	ΔT
Sonderprofil 3 (Aufschweißbiegeprobe)	Anlief.	40	50	26	68	12	12	73	27	2,5	217
	normal.		57	23	64	9	12	11	22	1,6	282
	normal.		55	22	68	10	15	19	24	1,6	267
Zoo-Brücke	Anlief.	65	61	17	44	7	6	[27]	15	2,0	203
	normal.		68	23	60	16	12	—	23	—	203
Versuchsbrücke	Anlief.	45	58	20	68	10	17	$\frac{6}{33}$	$\frac{13}{22}$	1,8	290
Sonderprofil 1 (Großversuch)	Anlief.	40	62	21	66	8	13	[0]	$\frac{17}{24}$	1,3	280

Die []-Werte sind aus den Einzelprüfwerten errechnet.

Die zulässigen Mindestgrößen der Einzelprüfwerte ψ_n , S und ΔT regeln sich alsdann unter Einsetzung dieses Grenzwinkels, welcher der einfachen Rechnung halber zu 42° gewählt wurde, in die auf Bild 5 vermerkte Gleichung. Es ergeben sich dann zugeordnete Mindestwerte, die sich auf der Leitertafel (Bild 12) geradlinig verbinden lassen.

Es sei einem vermutlichen Einwand des Lesers vorweggegriffen, daß nämlich die angegebene Beziehung zwischen α_1 und den Größen ψ_n , S

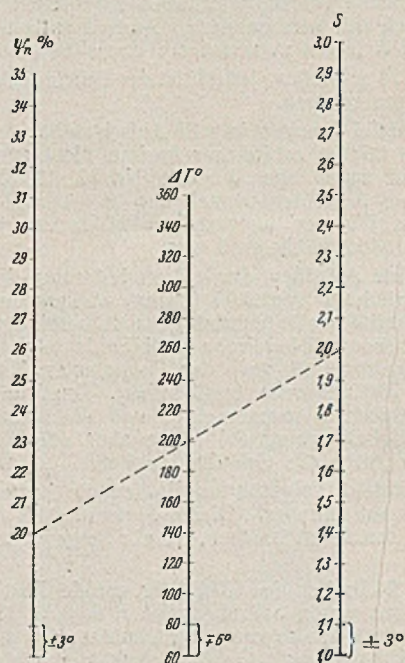


Bild 12. Zugeordnete Mindestkenngrößen für die Schweißbarkeit von Baustahl St 52 für Dicken > 30 mm.

Für alle Blechdicken > 30 mm: Je drei mit einem aufgelegten Lineal verbindbare Zahlenwerte auf den Leitern erfüllen die Mindestbedingungen für die Schweißbarkeit.

Für 40 mm Blechdicke ergeben drei geradlinig verbindbare Werte einen Anrißbiegewinkel von 42° . Darüber- oder darunterliegende Versuchswerte entsprechen bei der ψ_n -Leiter $\pm 3^\circ$, bei der ΔT -Leiter $\mp 6^\circ$, bei der S-Leiter $\pm 3^\circ$ Biegewinkeländerung je Maßteil Leiterlänge. Berechnungsbeispiel für den Anrißbiegewinkel: Für Versuchswerte $S=2$, $\Delta T=200^\circ$ ist der zugeordnete Mindestsollwert $\psi_n=20\%$ (gestrichelte Gerade). Ergibt der Versuch $\psi_n=28\%$, so beträgt der Anrißbiegewinkel $\alpha_1=42^\circ + (28-20) \cdot 3 = 66^\circ$.

und ΔT nicht allgemeingültig sei, und daß vor allem der Anrißbiegewinkel in verschiedenen Laboratorien verschieden groß gemessen werden könne.

Demgegenüber sei festgestellt, daß an einer Mehrzahl sorgfältig und gleichartig ausgemessener Aufschweißbiegeversuche die sich ergänzende Bewertung des Materials durch die drei Größen nachgewiesen wurde, und daß es nun nicht mehr darauf ankommt, ob bei anderer Ausmessung des Biege winkels oder anderen Blechdicken die Zahlenbeziehung eine andere werde oder bei anderen Biege- oder Konstruktionsverhältnissen dieselbe nicht anwendbar sei. Gesichert ist vielmehr, daß an Hand der Leitertafel der Gebrauchswert des Werkstoffs mit der Ermittlung der drei sich ergänzenden Größen ψ_n , S und ΔT festliegt, ohne daß man den Biege winkel noch benötigt, und daß man es immer noch in der Hand hat, die Mindestgrenzen für verschiedene Gebrauchszwecke beliebig festzulegen.

Die Leitertafel gilt daher auch für andere Blechdicken als 40 mm, was dadurch zum Ausdruck kommt, das man die Bedingung für die Schweißbarkeit auch folgendermaßen schreiben kann:

$$\psi_n + 10 S - 0,1 \Delta T \geq 20.$$

Nur die Errechnung des Biege winkels aus der Beziehung in Bild 2 ist an die Blechdicke von 40 mm gebunden.

Würde man aber die Gültigkeit dieser aus der Aufschweißbiegeprobe entwickelten Leitertafel anzweifeln, so würde man damit auch den Wert des Aufschweißbiegeversuchs für die Beurteilung der Schweißbarkeit in Frage stellen.

Für eine Auswahl praktischer Fälle wollen wir nun aus der Zahlentafel 6 die Ursache für einen zu geringen Anrißbiegewinkel betrachten. Bei der ersten Gruppe dieser Proben (benannt Sonderprofil 3), die gleiche chemische Zusammensetzung, aber eine verschiedene Schmelzbehandlung aufwiesen, war die Kerbeinschnürung ψ_n etwa ausreichend, jedoch war der zu geringe Anrißbiegewinkel bei zwei Proben auf eine mangelnde Umwandlungsfreudigkeit, d. h. zu großes ΔT , zurückzuführen. (Die Mindestsollwerte von ΔT lassen sich aus der Leitertafel zu 180° bzw. 200° für die 2. bzw. 3. Probe abgreifen, wenn man die Werte für ψ_n und S als gegeben ansieht.)

Die erste Probe, welche erst bei 73° anriß, zeigt dementsprechend günstige Werte für alle drei Größen ψ_n , S und ΔT .

Bei dem Zoo-Material war umgekehrt die Umwandlungsfreudigkeit in Ordnung, aber ψ_n war mit 15% gering. Wir erinnern uns aus dem ersten Teil dieser Darlegungen, daß der geringe Wert von ψ_n beim Zoo-Material auf innere Lockerungen im Anlieferungszustand zurückzuführen war, die in einer zu großen gleichmäßigen Dehnung oder einem zu geringen Quotienten δ_e/δ_g ihren Ausdruck fand. Da durch Normalisieren der Versuchsstäbe das grobe Korn in ein sehr feines überging, so wurden auch die Werte von ψ_n und δ_e/δ_g etwas günstiger, d. h. der ungünstige Einfluß der inneren Lockerungen auf die mechanischen Eigenschaften wurde zum Teil durch das feine Korn aufgehoben.

Aus der Zahlentafel geht weiterhin hervor, daß das Normalisieren großer Stücke nichts nützt, wenn ΔT zu groß ist, z. B. bei der 2. und 3. Probe des Sonderprofils 3.

Bei zwei weiteren praktischen Beispielen von spröde gebrochenen Brücken oder Brückenteilen (siehe die beiden untersten Zeilen in der Zahlentafel) lag die Bruchursache zum Teil in zu geringer Umwandlungsfreudigkeit, d. h. zu großem ΔT , zum Teil in einem zu geringen ψ_n ,

welches in diesen Fällen auf ein sperriges Gefüge, ähnlich dem Widmannstättenschen Gefüge, zurückzuführen war.

Aus dieser Zahlentafel ersehen wir aber auch, daß die Querschnittsverminderung ψ des normalen Zerreißstabes kein Urteil auf die Bruchsicherheit zuläßt, da bei dem sehr großen Wert von $\psi = 68\%$ in zwei Fällen ein Versagen eingetreten ist. Aber auch die Kerbzähigkeit a_K ist in ihrer Anzeige sehr indifferent. Während sich bei den versagenden Stählen die Kerbzähigkeit zwischen 7 und 11 kgm/cm² bewegt, weist demgegenüber der weitaus sicherste Werkstoff in der obersten Zeile des Bildes nur eine Kerbzähigkeit von 12 kgm/cm² auf.

Kerbschlagbiegeprobe als Wertmesser ungeeignet.

Einfügend seien nun noch einige Worte der Bedeutung der mittels der Kerbschlagbiegeprobe ermittelten „Kerbzähigkeit“ für die Beurteilung der Schweißbarkeit gewidmet.

Im allgemeinen sollte man von einer Einführung dieser Kenngröße als Abnahmegrenzwert abraten. Abgesehen von den ausgesprochenen und unübersichtlichen Unterschieden zwischen Hoch- und Tieflage, welche bei Zahlenangaben sehr störend wirken, sollte man berücksichtigen, daß die Kerbzähigkeit ein Arbeitsbegriff aus dem Produkt Verformung \times Verformungswiderstand ist. Wenn man also beispielsweise bei Stahl St 37 eine Kerbzähigkeit von 18 kgm/cm² erhält, so müßte man bei Einhaltung gleicher Zähigkeit vom Stahl St 52 wegen seiner

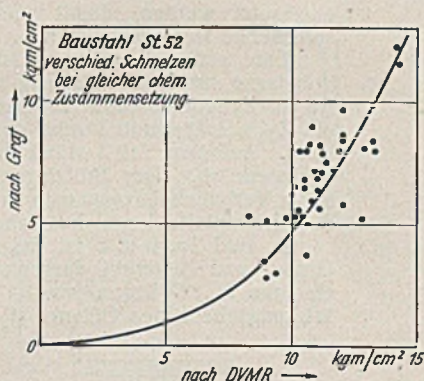


Bild 13. Zusammenhang zwischen der Kerbzähigkeit nach Graf (Sägechnitt) und der DVMR-Probe, ausgewertet aus Versuchen von Werner.

höheren Festigkeit eine Kerbzähigkeit von $\frac{18 \cdot 52}{37} = 25$ kgm/cm² verlangen, die er nie erreicht. Oder umgekehrt, wenn man die Kerbzähigkeit des Stahls St 52 mit 12 mkg/cm² als normal voraussetzt, so brauchte man beim Stahl St 37 nur eine Kerbzähigkeit von $\frac{12 \cdot 37}{52} = 8,5$ kgm/cm² zu erwarten, die in Wirklichkeit weit übertroffen wird. Man sieht daraus, welche Wertverschiebungen die Festigkeit, die ja ohnehin im Bauwerk schon eingerechnet wird, in den Begriff der Kerbzähigkeit hineinträgt. Die Kenngröße ψ_n wird den Werkstoffeigenschaften viel besser gerecht.

Verbleibt man aber bei Stahl St 52, so wurde festgestellt, daß die Kerbschlagprobe mit Sägeschnitt nach Graf geeigneter erschien, das Ergebnis der Längsschweißbiegeprobe zu charakterisieren als die DVMR-Probe. Nach dem Kurvenverlauf in Bild 13 liegt dies daran, daß im Gebiet der Kerbzähigkeit des St 52, also zwischen 8 und 15 kgm/cm², die Grafsche Probe empfindlicher ist als die DVMR-Probe. Bei Werkstoffen mit geringerer Kerbzähigkeit würde aber die DVMR-Probe eine empfindlichere Anzeige ergeben. Man sieht aber aus dem großen Streubereich, daß das gegenseitige Verhältnis beider Werte sehr wechselt und eine sichere Beurteilung nicht zu erwarten ist. Mit den vorliegenden Versuchen konnte dementsprechend eine eindeutige Beziehung zwischen der Kerbzähigkeit (beider Ausführungsformen) und dem Biegewinkel auch nicht gefunden werden.

Schlußbemerkung.

Zum Schluß sei auf einen Ausblick von Houdremont, Schönrock und Wiester⁵⁾ in Stahl u. Eisen 1939 verwiesen, welcher folgendermaßen formuliert war:

„Die Grundlage für die Weiterentwicklung des Werkstoffs wird durch Versuche zu schaffen sein, die unter eindeutigen und zuverlässigen Versuchsbedingungen klären, ob und wie weit sich die einzelnen Stähle in ihrer Verformungsfähigkeit unter mehrachsiger Beanspruchung unterscheiden und welche Kenngrößen dafür maßgebend sind. Dabei wird der Werkstoff in allen in Betracht kommenden Wärmebehandlungszuständen einschließlich des überhitzt gehärteten, wie er beim Schweißen in der beeinflussten Zone auftritt, zu prüfen sein. Aus den Ergebnissen dieser Versuche wird man dann zuverlässig ableiten können, welche Maßnahmen geeignet sind, dem Werkstoff unter den Spannungsbedingungen geschweißter Bauwerke das Höchstmaß an Verformungsfähigkeit zu verleihen und wie man gegebenenfalls diese Eigenschaft prüftechnisch sicher erfassen kann. Es ist durchaus möglich, daß sich aus solchen Versuchen unter Umständen ganz andere Gesichtspunkte für die weitere Entwicklung des Werkstoffs ergeben, als sie aus dem Aufschweißbiegeversuch mit seinen verwickelten und unklaren Prüfbedingungen abgeleitet worden sind.“

Soweit dieser Ausblick der genannten Verfasser. Wir glauben, zuverlässige und prüftechnisch einfache Kenngrößen entwickelt zu haben, die die Verformungsfähigkeit unter mehrachsiger Beanspruchung und in den in Betracht kommenden Wärmebehandlungszuständen eindeutig und vor allem quantitativ genau kennzeichnen und den Wert des Aufschweißbiegeversuchs erwiesen haben. Daß sich hieraus ganz andere, aber nicht unausführbare Gesichtspunkte für die weitere Entwicklung und Kontrolle des Stahls ergeben, darauf wurde wiederholt hingewiesen. Die Kenngrößen der Festigkeit, Streckgrenze, Härte, Bruchdehnung, Querschnittsverminderung, sind alles Verformungsbegriffe der alten Schule, wir müssen sie durch Reißbegriffe ergänzen, wie wir sie hier entwickelt und vorgetragen haben, und solche nun auch für die Weiterentwicklung des Gebrauchswertes der Stähle in Anwendung bringen.

Alle Rechte vorbehalten.

Allgemeine Kräftebestimmung an Körpern mit vier windschiefen Kräften.

Von Prof. Dr.-Ing. habil. Robert Kraus, Forsbach.

Bei einem an drei Stellen statisch bestimmt gestützten Körper, der an einer vierten Stelle eine Last trägt, sind bekanntlich nur die beiden folgenden Stützungen möglich:

- I. Von den drei Stützstellen hat eine Stelle eine festgelegte Wirkungsebene und eine andere eine festgelegte Wirkungslinie, während an der dritten Stützstelle die Kraft eine beliebige, durch den Stützpunkt gehende Wirkungslinie hat.
- II. An den drei Stützstellen sind die Wirkungsebenen festgelegt.

Für die Kräftebestimmung am Körper mit vier windschiefen Kräften, der unter diesen Kräften im Gleichgewicht ist, folgt hieraus, daß nur eine Kraft ganz gegeben sein darf und

1. von der zweiten die Wirkungslinie, von der dritten ein Punkt und eine Wirkungsebene und von der vierten ein Punkt oder
2. von den drei anderen Kräften je ein Punkt und eine Wirkungsebene

festgelegt sein muß. Unter Wirkungsebene wird eine die Wirkungslinie einer Kraft enthaltende Ebene verstanden.

Für die Kräfteermittlung am Körper, der an drei Stellen statisch bestimmt gestützt ist, wurden in einer früheren Arbeit Verfahren gezeigt, die für die häufigeren Sonderfälle in Frage kommen. Da in mehrgliedrigen räumlichen Fachwerken oft Körper mit vier Kräften vorkommen, die sich nicht in Sonderlagen darstellen lassen, ist für diese Fälle ein Verfahren nützlich, das bei jeder Lage des Körpers in der Zeichnung anwendbar ist. Der Verzicht auf die durch Sonderlagen gebotenen Hilfsmittel erfordert die Benutzung allgemeiner Beziehungen zwischen vier einen Körper im Gleichgewicht haltenden Kräften. Aus diesen Beziehungen sind entsprechend den beiden genannten Stützmöglichkeiten zwei Kräfteermittlungsverfahren abzuleiten.

Aus der Mechanik der starren Körper sind als Gleichgewichtsbedingungen bekannt, daß

- a) die geometrische Summe der Kräfte und
- b) für einen beliebigen Bezugspunkt die geometrische Summe der Momente der Kräfte null sein muß.

Die Bedingung b) ist nur dann erfüllt, wenn durch die Wirkungslinien der Kräfte vier Ebenen gelegt werden können, die sich in derselben

Geraden schneiden. Es gibt unendlich viele solcher Geraden. Wenn man nämlich den Momentenbezugspunkt auf einer Wirkungslinie wählt, dann ist hierfür das Moment der zugehörigen Kraft null und die drei anderen Kräfte bilden Momentenvektoren, die sich zu einem Vektordreieck addieren lassen, das als ebenes Gebilde Momentenebenen bedingt, die sich in derselben durch den Bezugspunkt gehenden Geraden schneiden. Durch diese Gerade und die Wirkungslinie mit dem Bezugspunkt ist die vierte Ebene festgelegt. Die Verschiebung des Bezugspunktes auf einer Wirkungslinie liefert sämtliche möglichen Schnittgeraden.

Zur Durchführung der gestellten Aufgaben benutzt man die Möglichkeit der Rückführung der vier windschiefen Kräfte auf drei Kräfte, indem man eine der vier Kräfte durch zwei Teilkräfte ersetzt und diese mit zwei anderen Kräften zu Mittelkräften vereinigt. Man behält als Ergebnis statt der ursprünglichen vier Kräfte eine dieser Kräfte und zwei Mittelkräfte, unter denen der Körper wie vorher im Gleichgewicht ist. Bekanntlich müssen die drei Kräfte in derselben Ebene liegen, sich in demselben Punkt schneiden und dürfen keine Mittelkraft bilden.

A. Stützung nach I.

Der Körper (Bild 1) wird von den vier Kräften A, B, C, D im Gleichgewicht gehalten, wovon die Kraft A als Last vollständig bekannt ist, von der Kraft B die Wirkungslinie b , von der Kraft C ihr Angriffspunkt C und die Wirkungsebene e_c (senkrecht zu Grund- und Seitenriß, Bild 1b u. c), von der Kraft D nur ihr Angriffspunkt D gegeben ist. Da von der Kraft D nur ihr Angriffspunkt bekannt ist, muß er als Momentenbezugspunkt gewählt werden, durch den die Schnittgerade s_{ab} der vier Ebenen gelegt wird. Die Ebene durch D und die Wirkungslinie b sowie die Ebene durch D und die Wirkungslinie a können gelegt werden, weil diese Wirkungslinien bekannt sind. Die Schnittgerade s_{ab} dieser beiden Ebenen, die durch D geht, weil sich hier die beiden Ebenen schneiden, findet man leicht nach den Regeln der Darstellenden Geometrie und legt nun durch die Gerade s_{ab} und den Angriffspunkt C eine Ebene, in der der Momentenfreiheit wegen die Kraft C liegen muß, die auch in der gegebenen Wirkungsebene e_c liegt, so daß die Schnittgerade beider Ebenen die fehlende Wirkungslinie c der Kraft C ist.

Zur Rückführung des Kräftebildes auf drei Kräfte denkt man sich die unbekannte Kraft D durch zwei Teilkräfte ersetzt, von denen die eine mit der Wirkungslinie d_b mit der Kraft B und die andere mit der Wirkungslinie d_c mit der Kraft C zu einer Mittelkraft vereinigt wird. Eine der beiden Wirkungslinien ist wählbar und daher in Bild 1 die Wirkungslinie d_c vom Angriffspunkt D zum Angriffspunkt C gezogen. Im Punkt C entsteht aus den Kräften C und D_c eine Mittelkraft mit der Wirkungslinie r_c , die mit der Kraft A und der Wirkungslinie r_b aus den Kräften B und D_b in derselben Ebene liegt. Diese Ebene ist die durch die Wirkungslinie a der Kraft A und den Punkt C zu legende Ebene, die die Wirkungslinie b im Punkt E_b schneidet, durch den die Wirkungslinie d_b der Teilkraft D_b geht. Der Punkt E_b wird in bekannter Weise als Durchstoßpunkt der Wirkungslinie b durch die Ebene a, C bestimmt.

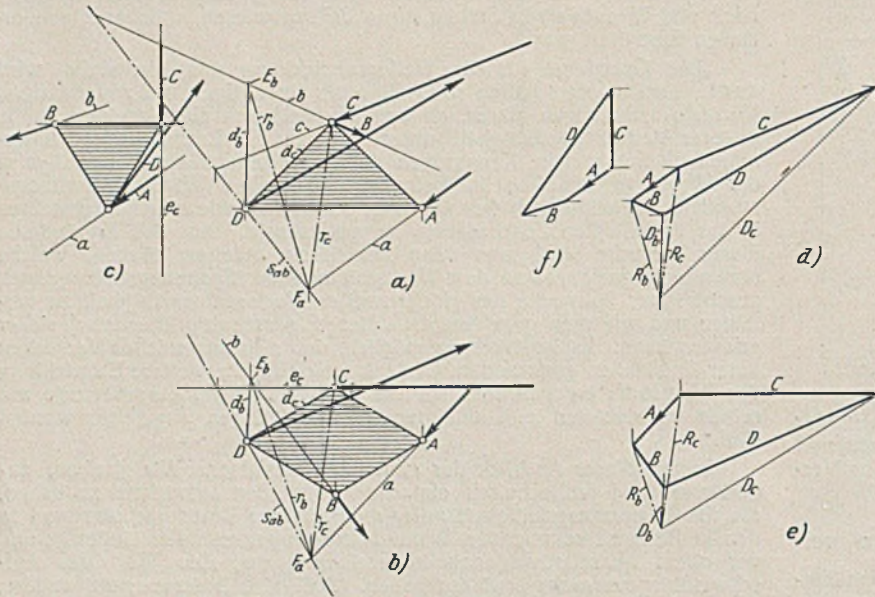


Bild 1a bis f.

Die Wirkungslinie a liegt in der Ebene durch die Schnittgerade s_{ab} und den Punkt A , die Wirkungslinie r_b in der Ebene durch s_{ab} und den Punkt E_b , die Wirkungslinie r_c in der Ebene durch s_{ab} und den Punkt C . Da diese drei Wirkungslinien außer in diesen drei sich in der Geraden s_{ab} schneidenden Ebenen noch in einer ihnen gemeinsamen Ebene liegen und sich in demselben Punkt schneiden müssen, kann dieser Schnittpunkt F_a nur ein Punkt der Geraden s_{ab} sein. Er ist nach Ermittlung der Geraden s_{ab} als deren Schnittpunkt mit der Wirkungslinie a bekannt.

Nachdem so in Auf- und Grundriss (Bild 1a u. b) die nötigen Wirkungslinien bekanntgeworden sind, werden die Kräftepläne (Bild 1d u. e) für Auf- und Grundriß gezeichnet. Man beginnt mit der bekannten Kraft A und zeichnet mit den Wirkungslinien r_b und r_c die Mittelkräfte R_b und R_c , dann mit den Wirkungslinien b und d_b die Kraft B und Teilkraft D_b sowie mit den Wirkungslinien c und d_c die Kräfte C und D_c . Die Teilkräfte D_b und D_c bilden in den Kräfteplänen die am Punkt D angreifende Kraft D .

Zur Kontrolle und für besondere Lagen wird der Seitenriß des Körpers und der zugehörige Kräfteplan (Bild 1c u. f) gezeichnet. Der Kräfteplan des Seitenrisses muß sich auch als Projektion aus Auf- und Grundrißkräfteplan ergeben.

Beispiele.

An dem Gelenkfachwerk (Bild 2) sind die Gelenkkräfte zu ermitteln, wenn das Glied 1 durch eine Last P belastet ist. Die den Gelenken

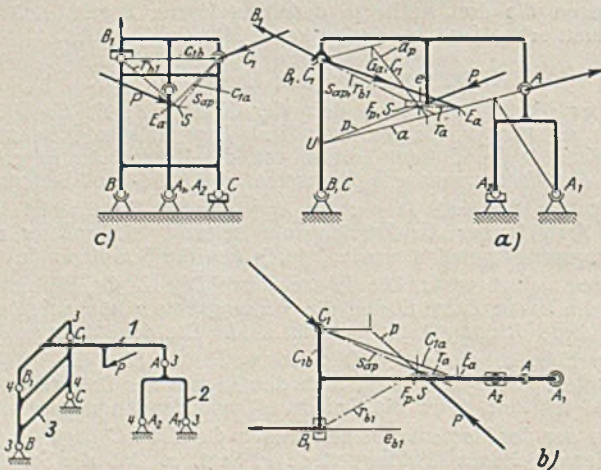


Bild 2a bis f.

beigeschriebenen Zahlen bedeuten deren Freiheitsgrade. Demnach sind die Gelenke A, A_1, B, C_1 Kugelschalengelenke und die Gelenke A_2, B_1, C Kugellängengelenke. Ausführungen der weniger bekannten Kugellängengelenke sind in Bild 3, 4, 5a u. b angedeutet. In Bild 3 u. 4 sind Zwischengelenke dargestellt, die jedoch auch als Stützgelenke anwendbar sind, wobei bei Druckbelastung die Ausführung des halben Gelenks genügt. Bei dem Kugellängengelenk nach Bild 3 ist die Kugel durch Zapfen mit dem einen Fachwerkteil verbunden und liegt zur Verteilung der Gelenkkraft in einem zweiteiligen Ring, der im anderen Fachwerkteil verschiebbar ist. Die Wirkungsebene dieses Gelenks ist die durch die Kugelmittle gehende Ringebene.

Eine einfachere Ausführung, die bei Kupplungen im Maschinenbau vorkommt, zeigt Bild 4, bei der der Ring weggelassen und dafür statt der Kugel eine Tonne ausgeführt ist, die wegen der größeren Krümmungsradien geringere Flächenpressung als die Kugel ergibt. Die Tonne muß zum Unterschied von der Kugel mit Spiel in die Bohrung eingesetzt werden, damit sie die dem Freiheitsgrad entsprechende Beweglichkeit hat.

Eine andere Ausführung ist nach Bild 5a u. b bei einem Stützlager mit Druckbelastung möglich. In der Grundplatte 1 ist ein Zylinderabschnitt 2 verschiebbar, auf dem quer zu ihm ein Zylinderabschnitt 3 ruht, der sich um einen Zapfen drehen kann. Auf dem Teil 3 stützt sich, in einer Rille drehbar, das Fachwerk ab. Das Stützlager erlaubt so alle Bewegungen außer Verschiebewebungen in der Ebene senkrecht zur Rille der Grundplatte 1 und hat daher den Freiheitsgrad 4.

In Bild 2a, b u. c ist das Fachwerk von Bild 2 in Auf-, Grund- und Seitenriß dargestellt. Die Wirkungsebenen der Gelenke B_1, C liegen parallel zur Aufrißebene, während die Wirkungsebene des Gelenks A_2 senkrecht dazu liegt.

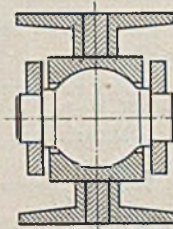


Bild 3.

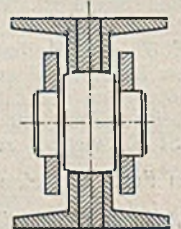


Bild 4.

Am Glied 1 sind zur Kräfteermittlung außer der Last P die Gelenke als Angriffspunkte und außerdem die Wirkungsebene des Gelenks B_1 bekannt. Zur Durchführung der Kräftebestimmung nach Bild 1 muß noch eine Wirkungslinie ermittelt werden. Man findet in Bild 2a die Wirkungslinie a dadurch, daß das Glied $B C B_1 C_1$ auf der Aufrißebene senkrecht steht und daher in dieser Projektion die Kräfte B_1 und C_1 eine Mittelkraft mit der Wirkungslinie durch die Gelenkprojektionen B_1, C_1 und B, C bilden, denn so erscheint im Aufriß das Glied 1 unter dieser Mittelkraft, der Last P und der Gelenkkraft A im Gleichgewicht. Es muß daher die Wirkungslinie a durch den Schnittpunkt U der Kraft P mit der Mittelkraft aus den Kraftprojektionen B_1, C_1 gehen.

Da am Gelenk C_1 nur der Kraftangriffspunkt bekannt ist, wird hier der Ersatz der Kraft C_1 durch Teilkräfte C_{1a} und C_{1b} vorgenommen und das Gelenk C_1 als Momentenbezugspunkt verwendet. Man legt von C_1 aus die Ebenen durch die Wirkungslinie p der Kraft P und die Wirkungslinie a und bestimmt ihre Schnittgerade s_{ap} , die die vier Kräfte am Glied 1 schneidet. Diese Schnittgerade wurde in Bild 2a u. b dadurch bestimmt, daß im Grundriß eine die Kraft P enthaltende senkrechte Ebene errichtet und im Aufriß deren Schnittgerade a_p mit der Ebene durch C_1 und a gesucht wird. Der Schnittpunkt S der Geraden a_p mit der Wirkungslinie p ist ein Punkt in der Ebene C_{1a} und C_{1b} und daher der gesuchte zweite Punkt der Schnittgeraden s_{ap} .

Da die Teilkräfte C_{1a} und C_{1b} mit den Kräften A und B_1 vereinigt werden, ist die Wirkungslinie p diejenige, welche den hier mit S zusammenfallenden Punkt F_p angibt, durch den die Wirkungslinien r_a, r_{b1} der Mittelkräfte aus den Kräften A, C_{1a} bzw. B_1, C_{1b} gehen. Die Wirkungslinie r_{b1} läßt sich sofort zeichnen, weil die Teilkraft C_{1b} durch das Gelenk B_1 gelegt wurde, durch das deshalb auch die Linie r_{b1} geht,

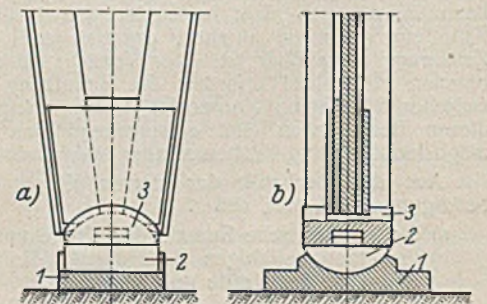
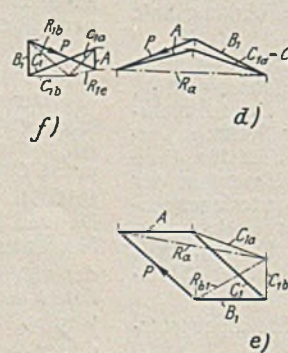


Bild 5a u. b.

während der Schnittpunkt E_a der noch unbekanntenen Wirkungslinie der Teilkraft C_{1a} mit der Wirkungslinie a gesucht werden muß. Der Punkt E_a und die Wirkungslinie r_a müssen mit den Wirkungslinien p und r_{b1} in derselben Ebene liegen, weshalb man die Schnittgerade e der Ebene $r_{b1}p$ z. B. mit der durch die Wirkungslinie a senkrecht zum Grundriß gelegten Ebene bestimmt. Sie trifft die Wirkungslinie a im Punkt E_a als dem Punkt, an dem die Wirkungslinie a die Ebene $r_{b1}p$ durchstößt. Mit dem Punkt E_a werden die Wirkungslinie r_a und diejenige der Teilkraft C_{1a} bekannt. Man bestimmt noch die Wirkungslinie b_1 des Gelenks B_1 als Schnittgerade der Wirkungsebene von B_1 mit der Ebene C_1r_{b1} und kann nun die Kräftepläne (Bild 2d, e u. f) des Auf-, Grund- und Seitenrisses zeichnen.

In Bild 2a sind die Wirkungslinien der Gelenkkräfte A_1, A_2 eingezeichnet, die mit der bekannten Wirkungslinie a und Wirkungsebene des Gelenks A_2 gefunden werden.

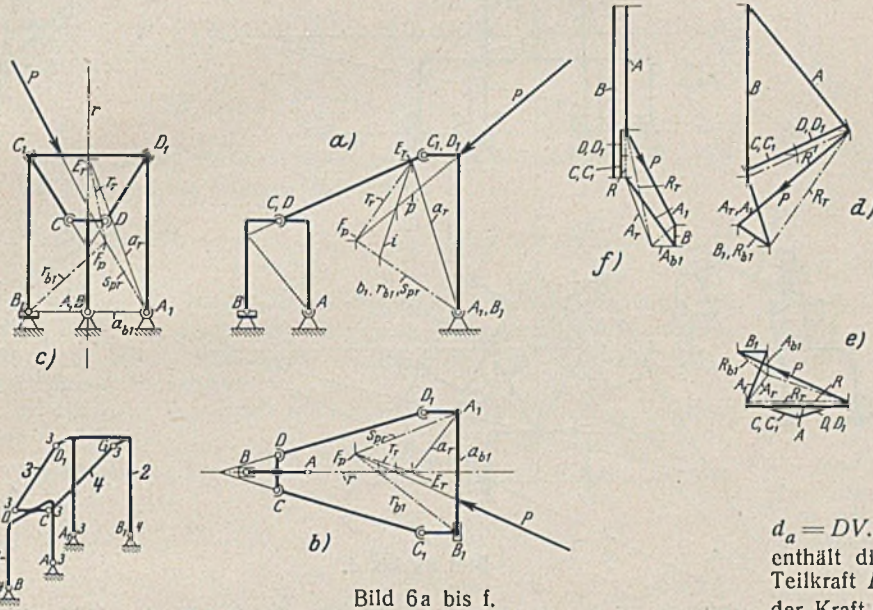


Bild 6a bis f.

Die Kräfte der Gelenke B, C bestimmt man z. B. mit Hilfe der Kraft B_1 oder C_1 nach dem Verfahren Bild 1.

Das Fachwerk (Bild 6) enthält die Glieder 1 und 2, deren Gelenkkräfte nach dem Verfahren des Bildes 1 bestimmbar sind. Der einfache Fall, daß die Glieder 3 und 4 symmetrisch zum Glied 1 liegen und sich ihre Wirkungslinien in der Symmetrieebene dieses Gliedes schneiden, ist der in den Bildern 6a bis f vorgenommenen Gelenkkraftermittlung zugrunde gelegt. Die Gelenkkräfte C_1 und D_1 bilden so eine Mittelkraft R , deren Wirkungslinie r in der Ebene DCC_1D_1 und in der lotrechten Symmetrieebene des Fachwerks liegt. Ersetzt man vorläufig die Kräfte C_1 und D_1 durch die Mittelkraft R , so sind am Glied $A_1B_1C_1D_1$ vier Kräfte vorhanden, von denen die Last P völlig, von der Kraft R die Wirkungslinie r , von der Kraft B_1 der Angriffspunkt B_1 und die Wirkungsebene und von der Kraft A_1 ihr Angriffspunkt bekannt sind. Daher ist das Kräfteermittlungsverfahren nach Bild 1 anwendbar.

Da von der Kraft A_1 nur das Gelenk als Angriffspunkt bekannt ist, werden von hier aus die Ebenen durch die Wirkungslinien p und r gelegt und deren Schnittgerade s_{pr} bestimmt. Die Teilkraft der Kraft A_1 erhalten die durch das Gelenk B_1 gelegte Wirkungslinie a_{b1} und die durch den auf der Wirkungslinie r liegenden, noch unbekanntenen Punkt E_r zu legende Wirkungslinie a_r . Daher bleibt nur die Wirkungslinie p als solche weiter verwendbar und bestimmt deshalb auf der Schnittgeraden s_{pr} den Punkt F_p , durch den die Wirkungslinien r und r_{b1} der Mittelkräfte aus den Kräften R, A_r bzw. B_1, A_{b1} gehen. Die Wirkungslinie r_{b1} kann schon gezogen werden, während für die Wirkungslinie r noch der Punkt E_r zu bestimmen ist. Er liegt dort, wo die Wirkungslinie r die durch die Wirkungslinien r_{b1} und p festgelegte Ebene durchstößt, weil die Wirkungslinie r in dieser Ebene liegen muß. Zur Bestimmung des Punktes E_r ist im Grundriß (Bild 6b) durch die Wirkungslinie r eine senkrechte Ebene gelegt, deren Schnittpunkte mit den Wirkungslinien p und r_{b1} in den Aufriß (Bild 6a) projiziert wurden und dort die in der erwähnten senkrechten Ebene liegende Gerade i festlegen, die die Wirkungslinie r im Punkt E_r trifft, der aus dem Aufriß in den Grundriß projiziert wird. Als Schnittgerade der Ebene durch A_1 und r_{b1} mit der Wirkungsebene von B_1 wird noch die Wirkungslinie b_1 der Kraft B_1 bestimmt und nun der Kräfteplan (Bild 6d) des Aufrisses und der Kräfteplan (Bild 6e) des Grundrisses gezeichnet. Beide Kräftepläne müssen Projektionen voneinander sein. Zur weiteren Kontrolle stellt man aus Bild 6d u. e durch Projektion den Kräfteplan (Bild 6f) des Seitenrisses her, bestimmt im Seitenriß (Bild 6c) durch Projektion aus Auf- und Grundriß (Bild 6a u. b) die Wirkungslinien und vergleicht sie mit dem Kräfteplan (Bild 6f).

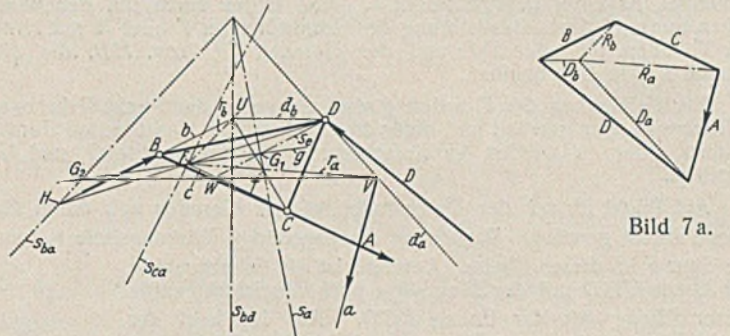


Bild 7.

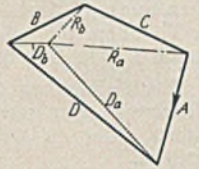


Bild 7a.

B. Stützung nach II.

An dem Körper (Bild 7) greift die bekannte Kraft A an, während an den Stellen B, C, D unbekannte Kräfte vorhanden sind, von denen nur die Wirkungsebenen bekannt sind, und die mit der Kraft A zusammen den Körper im Gleichgewicht halten.

Zur Bestimmung der fehlenden Kräfte werden wie früher die vier Kräfte auf drei verringert und deren Schnittpunkt und Wirkungslinien gesucht. Zu diesem Zweck ist in Bild 7 die Kraft D als eine beliebige der drei unbekanntenen Kräfte durch zwei Teilkraften ersetzt, wovon eine mit der bekannten Kraft A und die andere mit der unbekanntenen Kraft B zu einer Mittelkraft R_a bzw. R_b vereinigt werden. Die Wirkungslinien r_a und r_b schneiden sich in dem Punkt F , durch den auch die noch unbekanntene Wirkungslinie c der Kraft C gehen muß.

Zur Durchführung der Kräfteermittlung wird in Bild 7 die bekannte Kraft A bis zum Durchstoßpunkt V mit der Wirkungsebene der Kraft D verschoben, weil diese Kraft durch Teilkraften ersetzt werden soll. Die mit der Kraft A zu vereinigende Teilkraft D_a hat eine Wirkungslinie $d_a = DV$. Da diese Teilkraft in der Wirkungsebene der Kraft D liegt, enthält diese Ebene auch die mit der Kraft B zu vereinigende zweite Teilkraft D_b . Wegen der Vereinigung müssen sich die Wirkungslinie b der Kraft B und die Wirkungslinie d_b der Teilkraft D_b in einem Punkt U auf der Schnittgeraden s_{bd} der Wirkungsebenen der Kräfte B und D treffen. Man bestimmt daher die Schnittgerade s_{bd} als einen geometrischen Ort für den unbekanntenen Punkt U .

Die Mittelkraft R_a mit der Wirkungslinie r_a wird aus den Kräften A und D_a gebildet und liegt deshalb in der durch die Wirkungslinien a und d_a festgelegten Ebene, die deshalb auch den Schnittpunkt F enthält. Die Ebene durch die Wirkungslinien b und d_b , die vorläufig noch unbekannt sind, enthält die Wirkungslinie r_b und daher ebenfalls den Punkt F , der deshalb in der Schnittgeraden $HD = s$ dieser Ebene mit der Ebene durch d_a und a liegen muß. Da durch den Punkt F auch die noch unbekanntene Wirkungslinie c geht, liegt er auch in der Schnittgeraden s_{ca} der Wirkungsebene der Kraft C mit der Ebene durch a und d_a . Diese Schnittgerade s_{ca} ist zu bestimmen, da die Wirkungsebene von C bekannt ist. Außerdem ist die Schnittgerade s_{ba} der Wirkungsebene von B mit der Ebene durch d_a und a zu zeichnen, auf der die Wirkungslinie b diese Ebene in einem Punkt H trifft.

Die Ebene, die den Punkt F und die sich in ihm schneidenden Wirkungslinien r_a, r_b und c enthält, geht durch die Punkte V, U und C , enthält also die Gerade UC , die von der Wirkungslinie r_a geschnitten wird. Die Gerade UC liegt auch in der Ebene durch die bekannte Schnittgerade s_{bd} und das Gelenk C . Die Schnittgerade s_a dieser Ebene mit der Ebene durch a und d_a wird ebenfalls von der Wirkungslinie r_a geschnitten, die deshalb durch den Punkt T der Geraden UC mit der Schnittgeraden s_a geht. Die Gerade s_a ist bestimmbar, während die Gerade UC wegen des unbekanntenen Punktes U nicht gezeichnet werden kann.

Wenn man auf der Geraden s_{bd} einen beliebigen Punkt U wählt, und die Gerade UB bis zum Schnittpunkt H mit der Geraden s_{ba} zieht, erhält man eine Spur $HD = s$, auf der der zu dem gewählten Punkt U gehörende Punkt F liegt. Vom gewählten Punkt U aus ist die Gerade UC zu ziehen, durch deren Schnittpunkt T mit der Geraden s_a von V aus die Wirkungslinie r_a zu ziehen ist, die die Spur s im Punkt F trifft. Der Punkt F müßte außerdem auf der Geraden s_{ca} liegen, was bei der beliebigen Wahl des Punktes U im allgemeinen nicht der Fall sein dürfte.

Die Verschiebung des Punktes U auf der Geraden s_{db} bedingt infolge der Geradenkonstruktion eine ähnliche Verschiebung des Punktes F . Der Punkt F verschiebt sich also ebenfalls auf einer Geraden, die in Bild 7 mit g bezeichnet ist. Wo die Gerade g die Schnittgerade s_{ca}

schneidet, liegt der richtige Punkt F . Man findet durch ihn den wirklichen Punkt U durch Bestimmung des Schnittpunktes T oder H mit Hilfe der Geraden VF oder DF und der Geraden CT bzw. HB , die die Gerade s_{bd} in U schneiden.

Zur Festlegung der Geraden g wird entweder der Punkt U in zwei beliebigen Lagen gewählt und dafür die beschriebene Konstruktion durchgeführt, oder es werden in einfacherer Weise die Punkte G_1 und G_2 ermittelt.

Als Punkt U sei der Durchstoßpunkt der Geraden s_{bd} durch die Ebene BCD gewählt. Dann liegt die zugehörige Wirkungslinie r_b und die Spur s in dieser Ebene. Letztere ist als Schnittgerade der Ebene UBD mit der Ebene $d_a a$ auch die Schnittgerade dieser Ebene mit der Ebene BCD . Auf ihr liegt der Punkt F , der auch in der Ebene UCV liegen muß. Er liegt also dort, wo sich die Ebenen BCD , UCV und $d_a a$ schneiden. Da die Linie UC hier in der Ebene BCD liegt, muß auch ihr Schnittpunkt T mit der Geraden s_a in der Ebene BCD liegen. Da der Punkt T auch in der Ebene $d_a a$ liegt, kann er nur auf der Spur DW liegen, die auch den Punkt F enthält. Da ferner die Punkte F und T auf derselben Geraden r_a von V aus liegen, müssen sie zusammenfallen. Man findet also diesen Punkt F , der in Bild 7 mit G_1 bezeichnet ist, als Schnittpunkt der Spur DW mit der Geraden s_a .

Um einen zweiten Punkt F der Geraden g , der in Bild 7 mit G_2 bezeichnet ist, zu finden, betrachtet man die Ebene VCB als diejenige, in der F und die Wirkungslinien r_a, r_b, c liegen sollen. Da die Wirkungslinie r_a auch in der Ebene $d_a a$ liegt, ist VW diese Wirkungslinie. Die Ebene VCB schneidet die durch die Schnittgeraden s_{bd} und s_{ba} festgelegte Wirkungsebene der Kraft B in der Geraden $G_2 BU$. Da die Ebene UCB den Punkt U enthält und die Wirkungsebene von B schneidet, muß die Schnittgerade die Wirkungslinie b sein. Die Ebene VCB enthält also die beiden Wirkungslinien r_b und b und müßte auch die Wirkungslinie d_b enthalten. Da die Ebene VCB jedoch nicht durch den Angriffspunkt D geht, ist die Wirkungslinie d_b und die zugehörige Teilkraft D_b unmöglich. Daher muß die Wirkungslinie r_b in die Linie b fallen. Sie schneidet die Wirkungslinie r_a im Punkt G_2 , der somit der zu diesem Fall gehörende Punkt F ist.

Da die Gerade g nunmehr festliegt, wird der wirkliche Punkt F (Bild 7) als ihr Schnittpunkt mit der Geraden s_{ca} gefunden. Damit können die Wirkungslinien r_a, r_b, c , die Spur s und die Wirkungslinie b und danach auch der Kräfteplan (Bild 7a) gezeichnet werden.

Beispiel.

Am Gelenkfachwerk (Bild 8), bei dem die Glieder 1, 2, 3 ein belastetes Glied 4 stützen, sind die Ebenen der Glieder 1, 2, 3 die Wirkungsebenen der Gelenke B, C, D am Glied 4, dessen Stützkräfte demnach nach dem Ermittlungsverfahren von Bild 7 bestimmbar sind. An Stelle der bekannten Kraft A (Bild 7) ist in Bild 8a bis d die Kraft P gesetzt und daher statt der Zeiger a in Bild 7 der Zeiger p zu setzen. Die übrigen

Bezeichnungen und die Durchführung der Kräfteermittlung ist dieselbe wie in Bild 7.

Man bestimmt in Bild 8a, b den Durchstoßpunkt V der Last P durch die Wirkungsebene des Gelenks D , zieht die Wirkungslinie d_p von V nach D und ermittelt die Schnittgeraden s_{bp} und s_{cp} der Wirkungsebenen der Gelenke B und C mit dieser Ebene, bestimmt ferner die Schnittgerade s_{bd} der Wirkungsebenen der Gelenke B und D und die Schnittgerade s_p der Ebene durch die Gerade s_{bd} und das Gelenk C mit der Ebene durch P und D und ermittelt noch die Schnittgerade DW dieser Ebene mit der Ebene durch die Gelenke B, C, D . Im Grundriß

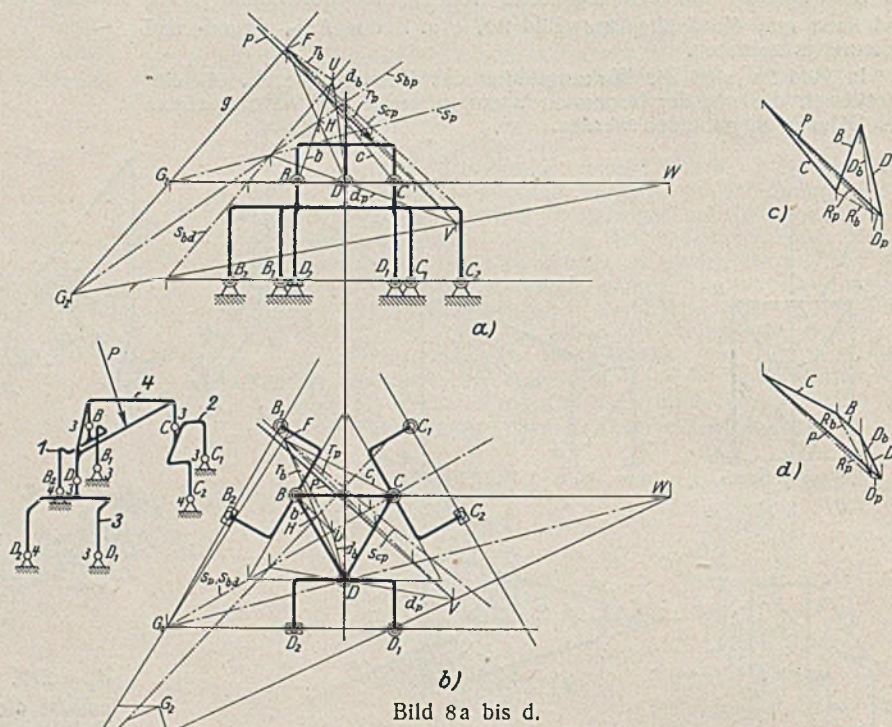


Bild 8a bis d.

(Bild 8b) findet man jetzt als Schnittpunkt der Geraden DW mit der Geraden s_p den Punkt G_1 und als Schnittpunkt der Geraden VW mit der Geraden s_{bp} den Punkt G_2 . Beide Punkte werden in den Aufriß Bild 8a gelotet, wo sie zur Kontrolle noch einmal in derselben Weise ermittelt werden. Da die Gerade g nunmehr bekannt ist, kennt man auch ihren Schnittpunkt F mit der Geraden s_{cp} und kann die Wirkungslinien r_a und c von V und C nach F ziehen. Zur Festlegung der Wirkungslinien b und r_b wird die Gerade DF bis zum Schnitt H mit der Geraden s_{bp} und von H durch das Gelenk B die Wirkungslinie b bis zum Schnittpunkt U mit der Geraden s_{bd} gezogen. Von U nach F ist nun die Wirkungslinie r_b und von U nach D die Wirkungslinie d_b zu ziehen. Da die nötigen Wirkungslinien bekannt sind, können die Kräftepläne des Auf- und Grundrisses (Bild 8c u. d) hergestellt werden.

Alle Rechte vorbehalten.

Berechnung des Verhaltens von Hängebrücken unter Windbelastung.

Von Ingenieur Arne Selberg, Technische Hochschule Trondheim, Norwegen.

Unter der Einwirkung des Seitenwindes werden sowohl die Brückenbahn als auch die Kabel sich in der Seitenrichtung nach außen biegen, und es wird eine Kraftübertragung zwischen der Brückenbahn (horizontaler Windverband) und den Kabeln durch die schräggestellten Hängestangen stattfinden (Bild 1 u. 2).

Die Windkraft, welche auf die Brückenbahn und die bewegliche Last einwirkt, ist $W_b(x)$ t/m, die Windkraft auf das Kabel und den oberen Teil

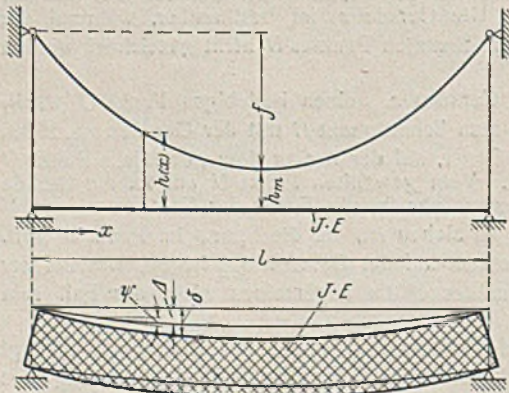


Bild 1.

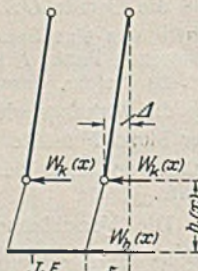


Bild 2.

der Hängestangen $W_k(x)$ t/m. Das Gewicht der Brückenbahn je Meter infolge des Eigengewichts und der Belastung, d. h. des gesamten Gewichts, welches von den Hängestangen getragen wird, ist $q(x)$ und die Kabelkraft H .

Wir können nun folgende Gleichung für die Ausbiegung Δ der Kabel ansetzen:

$$W_k(x) dx + q(x) \frac{\delta - \Delta}{h(x)} dx = H [\text{tg}(\psi - d\psi) - \text{tg} \psi] = -H d \text{tg} \psi = -H \Delta'' dx,$$

oder umgeordnet:

$$(1) \quad W_k(x) + q(x) \frac{\delta - \Delta}{h(x)} = -H \Delta''.$$

Für die Ausbiegung des Windverbandes haben wir die Beziehung:

$$W_b(x) dx - 2q(x) \frac{\delta - \Delta}{h(x)} dx = -dQ = -M'' dx = (JE \delta'')' dx,$$

oder

$$(2) \quad W_b(x) - 2q(x) \frac{\delta - \Delta}{h(x)} = (JE \delta'')' = -M''.$$

In diesen Gleichungen bedeutet Δ die Ausbiegung der Kabel und δ die des Windverbandes im Punkte x , $h(x)$ bedeutet die Länge der Hängestange im selben Punkte.

Gl. (1) u. (2) kann man durch Probieren lösen, indem man einen Verlauf von δ und \mathcal{J} annimmt. Durch wiederholte Durchrechnung des Systems erhält man einen Verlauf von δ und \mathcal{J} , der Gl. (1) u. (2) für alle Werte von x erfüllt. Im allgemeinen wird man nach ein paar Durchrechnungen eine zufriedenstellende Lösung erhalten. Allerdings sind diese Berechnungen sehr beschwerlich und langwierig. In dieser Arbeit werden wir eine angenäherte Lösung angeben, welche mit einem Minimum von Rechenarbeit einen ausreichenden Grad von Genauigkeit ergibt.

Im allgemeinen können wir ohne größere Fehler folgende Vereinfachungen in Gl. (1) u. (2) vornehmen: Das Trägheitsmoment des Windverbandes I sei konstant über die ganze Brückenlänge. Ebenso sei $W_k(x)$ und $W_b(x)$ konstant über die ganze Brückenlänge, also gleich W_k bzw. W_b . Das ist einigermaßen richtig für die zwei wichtigsten Fälle: bei Wind auf die vollständig belastete Brücke und bei Wind auf die unbelastete Brücke.

Gl. (1) u. (2) kann geschrieben werden:

$$(1a) \quad W_k + q \cdot \frac{\delta - \mathcal{J}}{h(x)} = -H \mathcal{J}''$$

und

$$(2a) \quad W_b - 2q \cdot \frac{\delta - \mathcal{J}}{h(x)} = JE \delta'''' = -M''$$

Eine direkte Lösung dieser Gleichungen ist ebenfalls sehr beschwerlich.

Wir führen daher folgende Substitution ein:

$$\frac{\delta - \mathcal{J}}{h(x)} = \frac{\delta_m - \mathcal{J}_m}{h_m} \left(A_1 \cdot \sin \frac{\pi x}{l} + A_3 \cdot \sin \frac{3\pi x}{l} + A_5 \cdot \sin \frac{5\pi x}{l} + \dots \right),$$

wo δ_m und \mathcal{J}_m die respektiven Ausbiegungen in der Brückenmitte sind und h_m die Länge der mittleren Hängestange bedeutet. Im Normalfall ergibt sich, daß es hinreichend ist, die ersten zwei oder drei Glieder der Sinusreihe zu nehmen.

Im folgenden führen wir die Rechnung mit drei Gliedern der Reihe durch.

Bei Einsetzung für $\frac{\delta - \mathcal{J}}{h}$ in Gl. (1a) u. (2a) erhält man:

$$(3) \quad H \mathcal{J} = W_k \cdot \frac{l x - x^2}{2} + q \cdot \frac{\delta_m - \mathcal{J}_m}{h_m} \cdot \frac{l^2}{\pi^2} \left\{ A_1 \cdot \sin \frac{\pi x}{l} + \frac{1}{9} \cdot A_3 \cdot \sin \frac{3\pi x}{l} + \frac{1}{25} \cdot A_5 \cdot \sin \frac{5\pi x}{l} \right\},$$

$$(4) \quad JE \delta = W_b \cdot \frac{l^3 x - 2 l x^3 + x^4}{24} - 2q \cdot \frac{\delta_m - \mathcal{J}_m}{h_m} \cdot \frac{l^4}{\pi^4} \cdot \left\{ A_1 \cdot \sin \frac{\pi x}{l} + \frac{1}{81} \cdot A_3 \cdot \sin \frac{3\pi x}{l} + \frac{1}{625} \cdot A_5 \cdot \sin \frac{5\pi x}{l} \right\},$$

$$(5) \quad M = W_b \cdot \frac{l x - x^2}{2} - 2q \cdot \frac{\delta_m - \mathcal{J}_m}{h_m} \cdot \frac{l^2}{\pi^2} \left\{ A_1 \cdot \sin \frac{\pi x}{l} + \frac{1}{9} \cdot A_3 \cdot \sin \frac{3\pi x}{l} + \frac{1}{25} \cdot A_5 \cdot \sin \frac{5\pi x}{l} \right\}.$$

Für das Moment in der Brückenmitte, das im allgemeinen das maximale Moment und daher von größtem Interesse ist, erhält man:

$$(5a) \quad M_m = \frac{W_b l^2}{8} - 2q \cdot \frac{\delta_m - \mathcal{J}_m}{h_m} \cdot \frac{l^2}{\pi^2} \left\{ A_1 - \frac{1}{9} \cdot A_3 + \frac{1}{25} \cdot A_5 \right\}.$$

Für den Ausdruck $\frac{\delta_m - \mathcal{J}_m}{h_m}$ können wir mit Hilfe der Gl. (3) u. (4) folgende Formel finden:

$$(6) \quad \frac{\delta_m - \mathcal{J}_m}{h_m} = \frac{5}{384} \cdot \frac{W_b l^4}{JE} - \frac{1}{8} \cdot \frac{W_k l^2}{H} \cdot \frac{h_m + B \left(A_1 - \frac{1}{81} \cdot A_3 + \frac{1}{625} \cdot A_5 \right) + C \left(A_1 - \frac{1}{9} \cdot A_3 + \frac{1}{25} \cdot A_5 \right)}{h_m + B \left(A_1 - \frac{1}{81} \cdot A_3 + \frac{1}{625} \cdot A_5 \right) + C \left(A_1 - \frac{1}{9} \cdot A_3 + \frac{1}{25} \cdot A_5 \right)},$$

wo $B = 2q \cdot \frac{l^4}{\pi^4 JE}$ und $C = q \cdot \frac{l^2}{\pi^2 H}$.

Für die Bestimmung der Koeffizienten A_1 , A_3 und A_5 können wir davon Gebrauch machen, daß die Beziehung:

$$\frac{\delta - \mathcal{J}}{h(x)} = \frac{\delta_m - \mathcal{J}_m}{h_m} \left(A_1 \cdot \sin \frac{\pi x}{l} + A_3 \cdot \sin \frac{3\pi x}{l} + A_5 \cdot \sin \frac{5\pi x}{l} \right)$$

außer an den Brückenenden auch für $x = \frac{1}{6} \cdot l$; $\frac{1}{3} \cdot l$ und $\frac{1}{2} \cdot l$ erfüllt sein soll, wenn man δ und \mathcal{J} aus den Gl. (3) u. (4) einsetzt. Aus Symmetriegründen wird dann auch die Beziehung für $x = \frac{2}{3} \cdot l$ und $\frac{5}{6} \cdot l$

erfüllt sein. Die Punkte $\frac{1}{6} \cdot l$; $\frac{1}{3} \cdot l$ und $\frac{1}{2} \cdot l$ sind so gewählt, daß man ein Minimum an Rechenarbeit erhält.

Für den Punkt $x = \frac{1}{2} \cdot l$ gibt dies die folgende Gleichung:

$$(7) \quad A_1 - A_3 + A_5 = 1.$$

Für Punkt $x = \frac{1}{3} \cdot l$ erhalten wir:

$$(8) \quad A_1 \left\{ h_3 + (B + C)(1 - D_3) \right\} + A_3 \left\{ \left(\frac{B}{81} + \frac{C}{9} \right) D_3 \right\} - A_5 \left\{ h_3 + \left(\frac{B}{625} + \frac{C}{25} \right) (1 + D_3) \right\} = D_3 h_m,$$

wo h_3 die Länge der Hängestange beim Punkt $x = \frac{1}{3} \cdot l$ ist und D_3 bedeutet:

$$D_3 = \frac{11}{972} \cdot \frac{W_b l^4}{JE} - \frac{1}{9} \cdot \frac{W_k l^2}{H} \cdot \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \frac{5}{384} \cdot \frac{W_b l^4}{JE} - \frac{1}{8} \cdot \frac{W_k l^2}{H}$$

Für den Punkt $x = \frac{1}{6} \cdot l$ erhält man:

$$(9) \quad A_1 \left\{ h_6 + (B + C)(1 - D_6) \right\} + A_3 \left\{ 2 h_6 + \left(\frac{B}{81} + \frac{C}{9} \right) (2 + D_6) \right\} + A_5 \left\{ h_6 + \left(\frac{B}{625} + \frac{C}{25} \right) (1 - D_6) \right\} = D_6 h_m,$$

wo h_6 die Länge der Hängestange im Punkte $x = \frac{1}{6} \cdot l$ ist und D_6 bedeutet:

$$D_6 = \frac{205}{31104} \cdot \frac{W_b l^4}{JE} - \frac{5}{72} \cdot \frac{W_k l^2}{H} \cdot \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \frac{5}{384} \cdot \frac{W_b l^4}{JE} - \frac{1}{8} \cdot \frac{W_k l^2}{H}$$

Wie man sieht, erhält man so drei Gleichungen zur Bestimmung der Koeffizienten A_1 , A_3 und A_5 . Hat man die Koeffizienten bestimmt, so setzt man in Gl. (3) bis (6) ein und kann mit sehr großer Genauigkeit die gesuchten Größen berechnen.

In sehr vielen Fällen bei kleineren und leichten Brücken erweist sich der Mehraufwand an Rechnung, der aus der Mitnahme des dritten Gliedes in der Sinusreihe folgt, als überflüssig. Man kann ein vollkommen zufriedenstellendes Resultat unter Verwendung von nur zwei Gliedern erzielen. In diesen Fällen benutzen wir die Punkte $x = \frac{1}{4} \cdot l$ und $\frac{1}{2} \cdot l$ statt $x = 1/6 l$; $1/3 l$ und $1/2 l$.

Wir erhalten so die folgenden Gleichungen für A_1 und A_3 :

$$A_3 = A_1 - 1$$

und

$$(10) \quad \begin{cases} A_1 = \frac{h_4 + D_4 h_m + B \cdot \frac{1 + D_4}{81} + C \cdot \frac{1 + D_4}{9}}{2 h_4 + B \cdot \frac{82 - 80 D_4}{81} + C \cdot \frac{10 - 8 D_4}{9}} \\ D_4 = \frac{19}{2048} \cdot \frac{W_b l^4}{JE} - \frac{3}{32} \cdot \frac{W_k l^2}{H} \cdot \frac{1}{\sqrt{2}} \cdot \frac{5}{384} \cdot \frac{W_b l^4}{JE} - \frac{1}{8} \cdot \frac{W_k l^2}{H} \end{cases}$$

Die Gleichungen sind mit Hinsicht auf A_1 gelöst; h_4 bezeichnet hier die Länge der Hängestange im Punkte $x = \frac{1}{4} \cdot l$.

Falls man die Berechnung mit nur zwei Gliedern A_1 , A_3 durchführt, kann man sich der Formeln (3) bis (6) bedienen, indem man $A_5 = 0$ setzt.

Die Querkraft im Windverband wird:

$$(11) \quad Q = W_b \cdot \frac{l - 2x}{2} - 2q \cdot \frac{\delta_m - \mathcal{J}_m}{h_m} \cdot \frac{l}{\pi} \left\{ A_1 \cdot \cos \frac{\pi x}{l} + \frac{1}{3} \cdot A_3 \cdot \cos \frac{3\pi x}{l} + \frac{1}{5} \cdot A_5 \cdot \cos \frac{5\pi x}{l} \right\},$$

und die Auflagerkraft des Windverbandes an den Brückenenden:

$$(11a) \quad Q_0 = \frac{1}{2} \cdot W_b l - 2q \cdot \frac{\delta_m - \mathcal{J}_m}{h_m} \cdot \frac{l}{\pi} \left\{ A_1 + \frac{1}{3} \cdot A_3 + \frac{1}{5} \cdot A_5 \right\}.$$

Die Windkraft, welche durch die Kabel auf die Türme übertragen wird, ergibt sich auf entsprechende Weise:

$$(12) \quad W_t = l W_k + 2q \cdot \frac{\delta_m - \mathcal{J}_m}{h_m} \cdot \frac{l}{\pi} \left\{ A_1 + \frac{1}{3} \cdot A_3 + \frac{1}{5} \cdot A_5 \right\}.$$

Im folgenden wollen wir durch ein Beispiel die Genauigkeit der hier ausgeführten Annäherungsrechnung für die Windwirkungen und Formänderungen von Hängebrücken zeigen.

Als Beispiel wird ein Projekt für die Hudson-Brücke (USA.) benutzt¹⁾. $l=4000$ ft.; $f=500$ ft.; $h_m=10$ ft.; $q=11$ kipd./ft.; $H=55000$ kipd.; $JE=4698 \cdot 10^7$ kipd. ft.²; $W_b=1,15$ kipd./ft. und $W_k=0,075$ kipd./ft.

Untenstehend haben wir ein Schema der Formänderungen und Momente im Viertelpunkt und in der Brückenmitte zusammengestellt:

	$M l/2$ kipd./ft.	$M l/4$ kipd./ft.	$\delta l/2$ ft.	$\delta l/4$ ft.	$\Delta l/2$ ft.	$\Delta l/4$ ft.
Genau gerechnet nach Proceedings . . .	436 000	544 000	20,5	15,4	19,7	12,8
Drei Glieder A_1, A_3, A_5	440 000	544 000	20,4	15,4	19,6	12,8
Zwei Glieder A_1, A_3	443 000	532 000	20,4	15,2	19,6	12,9
Ohne Rücksicht der Übertragung . . .	2 300 000	1 725 000	81,6	58,2	2,7	2,0

¹⁾ L. S. Moiseiff und F. Lienhard, Suspension bridges under the action of lateral forces. Proc. Am. Soc. Civil Eng. 1932, S. 301.

Verschiedenes.

Amerikanische Dauerversuche mit Nietverbindungen. In den letzten Jahren sind von W. M. Wilson und F. P. Thomas umfangreiche Versuche mit Nietverbindungen, vor allem Dauerversuche, durchgeführt worden; der Versuchsbericht ist im Herbst 1938 erschienen¹⁾. Die wichtigsten Ergebnisse der Dauerversuche sind vor kurzem von O. Graf in Heft 12 der Berichte des Deutschen Ausschusses für Stahlbau besprochen worden. Hieraus ist das folgende entnommen.

Die Blechwerkstoffe waren Kohlenstoffstahl mit $\sigma_{zB}=43$ bis 46 kg/mm², Siliziumstahl mit $\sigma_{zB}=56$ bis 66 kg/mm² und Nickelstahl mit $\sigma_{zB}=rd. 70$ kg/mm². Die Niete mit 1" Durchm. waren in der Regel aus Kohlenstoffstahl mit $\sigma_{zB}=37$ bis 43 kg/mm² gefertigt. In einem Fall wurden auch Niete aus Manganstahl mit höherer Festigkeit verwendet. Die Dauerversuche sind meistens als reine Schwellzugversuche (Unterspannung $\sigma_{zu}=0$ kg/mm²; Ursprungsbelastung), vereinzelt auch als Wechselbelastungsversuche und Schwellzugversuche mit höherer Unterzugspannung ($\sigma_{zu}=0,5 \sigma_{zo}$) durchgeführt worden. Ermittelt wurde in der Regel die Widerstandsfähigkeit gegen zwei Millionen Lastspiele.

Die Versuchsergebnisse bestätigen in der Hauptsache ältere deutsche Feststellungen. Vereinzelt wurden auch Verhältnisse untersucht, deren Nachprüfung zwar in Deutschland schon längere Zeit geplant ist, für die die zugehörigen Versuche aber wegen anderen, dringenderen zurückgestellt werden mußten.

In einem Fall (gestanzte Nietlöcher) wurde bei uns von vornherein auf die Untersuchung verzichtet.

Bei den Versuchen wurde grundsätzlich folgendes festgestellt²⁾:

1. Wenn sich die Stoßflächen an den Stoßfugen von zweireihigen Nietverbindungen³⁾ berührten, ertrugen die Niete bei Wechselbelastung wesentlich mehr Lastspiele, als wenn an den Stoßfugen ein Spalt von 13 mm vorhanden war ($\sigma: \sigma_l: \tau = 1,0: 3,2: 2,1$).

¹⁾ W. M. Wilson und F. P. Thomas, Bulletin 302 der Engineering Experiment Station, Heft 79, Bd. 35, der Universität von Illinois in Urbana (USA). Der Bericht enthält neben den Ergebnissen der Dauerversuche auch Feststellungen über die Klemmspannungen von Nieten verschiedener Länge aus verschiedenen Werkstoffen.

²⁾ Da die ermittelten Dauereigenschaften u. a. wegen der andersgearteten Beschaffenheit der Werkstoffe, den Verhältnissen $\sigma: \sigma_l: \tau$ und auch den Herstellungsbedingungen (z. B. größere Unterschiede zwischen Schaftdurchmesser der Rohniete und Durchmesser der Nietlöcher) nicht unmittelbar auf unsere deutschen Verhältnisse angewendet werden können, wird hier auf ihre Wiedergabe verzichtet. Wegen Einzelheiten sei auf den Versuchsbericht von Wilson und Thomas sowie auf die deutsche Bearbeitung von O. Graf in Heft 12 der Berichte des Deutschen Ausschusses für Stahlbau, S. 35ff., verwiesen.

³⁾ An den Nietverbindungen unter 1, 3 bis 6 und 9 waren Bleche und Niete aus Kohlenstoffstahl; an den Verbindungen unter 7 waren

Wie man sieht, ist die Übereinstimmung bei Verwendung von drei Gliedern sehr gut und der Unterschied übersteigt, was das Moment anbetrifft, nirgends 1%.

Bei Verwendung von zwei Gliedern erhält man selbst bei dieser Brücke, bei der das maximale Moment durch Übertragung um 81% reduziert wird, ein Resultat, das jeder berechtigten Forderung nach Genauigkeit Genüge leistet.

Die hier vorgeführte Methode kann für nicht symmetrische Windbelastung angepaßt werden, indem man nicht symmetrische Glieder in die trigonometrische Reihe einführt. Eine solche Rechnung ist allerdings selten aktuell und soll hier nicht angeführt werden. Falls der Windverband kontinuierlich ist, müssen Gl. (4) u. (5) in Übereinstimmung mit den neuen Grenzbedingungen verändert werden. Die ganze Berechnung muß dann entsprechend geändert werden, aber die Methode ist auch weiterhin gleich brauchbar.

Die hier ausgeführte Berechnungsart ist nach der Meinung des Verfassers die schnellste und genaueste Methode zur Berechnung des Verhaltens von Hängebrücken bei Seitenwind.

Die Methode liefert einen so hohen Grad von Genauigkeit, daß eine direkte Berechnung, ausgehend von den grundlegenden Differentialgleichungen, kaum notwendig sein dürfte.

2. Die Dauerscherfestigkeit von Schraubenbolzen, die an Stelle von Nieten eingezogen wurden, wurde bei reiner Schwellzugbelastung (Ursprungsbelastung) höher, wenn die Vorspannung der Schrauben erhöht wurde (Verbindungen mit einer Schraube; $\sigma_l: \tau = 2,1: 1,0$).

3. Die Widerstandsfähigkeit von Nieten aus Kohlenstoffstahl gegen wechselnde Scherbeanspruchung war bei Klemmlängen von 117 und 78 mm annähernd gleich groß (einreihige Verbindungen mit $\sigma: \sigma_l: \tau = 1,0: 3,5: 1,7$ und 1,0: 3,5: 3,3).

4. Bei Wechselbelastungen ertrugen die Bleche von zwei- und dreireihigen Nietverbindungen rd. 40% höhere Schwingweiten als bei reiner Schwellbeanspruchung (zwei- und dreireihige Verbindungen mit $\sigma: \sigma_l: \tau = 1,0: 0,8: 0,4$ und 1,0: 1,3: 0,6).

Wenn die Unterspannung bei Schwellzugversuchen $\sigma_{zu} = 0,5 \sigma_{zo}$ war, wurden 25% niedrigere Schwingweiten ertragen, als wenn $\sigma_{zu} = 0$ war, also reine Schwellzugbeanspruchung vorlag.

5. Die Dauereigenschaften bei reiner Schwellbeanspruchung wurde größer, wenn der Lochleibungsdruck vom 1,2fachen auf das 1,6- und 2,3fache der Zugspannung σ erhöht wurde; $\sigma: \tau$ betrug 1,0: 0,75. Es ist jedoch zu beachten, daß die Nietverbindungen mit $\sigma: \sigma_l = 1,0: 1,2$ vierreihig, mit $\sigma: \sigma_l = 1,0: 1,6$ dreireihig und mit $\sigma: \sigma_l = 1: 2,3$ zweireihig waren.

6. Die Dauereigenschaften von Nietverbindungen mit $\sigma: \sigma_l: \tau = 1,0: 1,4: 0,5$ wurde bei reiner Schwellzugbelastung (Ursprungsbelastung) höher, wenn die vier Niete statt in vier Reihen hintereinander in zwei Reihen hintereinander angeordnet wurden.

7. Wenn die Nietlöcher mit rd. 27 mm Durchm. in zweireihigen Nietverbindungen mit $\sigma: \sigma_l: \tau = 1,0: 1,4: 0,44$ gebohrt wurden, ergaben sich im Mittel die gleichen Ursprungszugfestigkeiten (reine Schwellbelastung), wie wenn die Löcher auf 6,3 mm vorgestanzt und dann aufgebohrt oder wenn sie ganz gestanzte wurden.

8. Die reinen Schwellzugfestigkeiten (Ursprungszugfestigkeiten) von zweireihigen Verbindungen ($\sigma: \sigma_l: \tau = 1,0: 1,5: 0,7$) mit Nieten aus Kohlenstoffstahl und Blechen aus Kohlenstoffstahl oder Siliziumstahl oder Nickelstahl sowie von Verbindungen mit Blechen aus Siliziumstahl und Nieten aus Manganstahl sind wenig verschieden ausgefallen.

9. Bei reinen Schwellzugversuchen mit einreihigen Nietverbindungen ($\sigma: \sigma_l: \tau = 1,0: 4,9: 2,3$) wurde festgestellt, daß der Achsenabstand der Nietlöcher von der Stirnfläche der Bleche kleiner als $2d$, wahrscheinlich noch kleiner als $1,75d$ sein darf (d = Nietlochdurchmesser). Die Deutsche Reichsbahn schreibt $\geq 2d$ vor. Fritz Munzinger, Stuttgart.

die Bleche aus Kohlenstoffstahl oder aus Siliziumstahl, die Niete immer aus Kohlenstoffstahl. Zu den Nietverbindungen unter 8 wurden Bleche aus Kohlenstoff-, Silizium- und Nickelstahl sowie Niete aus Kohlenstoff- und Manganstahl verwendet.