

DER STAHLBAU

Schriftleitung:
Dr.-Ing. A. Hertwig, Geh. Regierungsrat, Professor an der Technischen Hochschule Berlin, Berlin-Charlottenburg 2, Technische Hochschule
Fernspr.: Steinplatz 0011
Professor W. Rein, Breslau, Technische Hochschule. — Fernspr.: Breslau 521 61

Beilage
zur Zeitschrift

DIE BAUTECHNIK

Fachschrift für das ge-
samte Bauingenieurwesen

Preis des Jahrganges 10 R.-M. und Postgeld

4. Jahrgang

BERLIN, 6. Februar 1931

Heft 3

Alle Rechte vorbehalten.

Berechnung eines geschweißten Flüssigkeitsbehälters.

Von Dr.-Ing. Karl Girkmann, Wien.

Inhalt: Genauere Durchrechnung eines zylindrischen Flüssigkeitsbehälters mit ebenem, allseits unterstütztem Boden und geschweißten Stößen der Mantel- und Bodenbleche. — Erörterung der Rechnungsergebnisse. — Untersuchung des Einflusses umlaufender Laschen der Rundnähte. — Elastisch nachgiebige Mantelspannung. — Verbindung zwischen Mantel und Behälterboden. — Vereinfachte Berechnung.

Vor kurzem hat die Waagner Biro-A.-G., Wien-Graz, einen geschweißten Stahlbehälter von 7100 m³ Fassungsraum in der Nähe von Wien errichtet. Dieser Behälter, der zur Aufnahme von Melasse bestimmt ist, bildet einen Kreiszyylinder von 11,15 m Höhe, 28,5 m Durchmesser, und besitzt einen ebenen, allseits unterstützten Boden (Abb. 1). Über die Planung und die Herstellung dieses Bauwerkes wird noch eingehend berichtet werden.

Die erstmalige Verwendung von Schweißverbindungen für alle Stöße der Mantel- und Bodenbleche eines Behälters, dessen Füllgutmenge einen beträchtlichen Wert darstellt, hat Anlaß zu einer eingehenderen Bestimmung der in den Schweißnähten auftretenden, rechnerisch erfaßbaren Spannungen

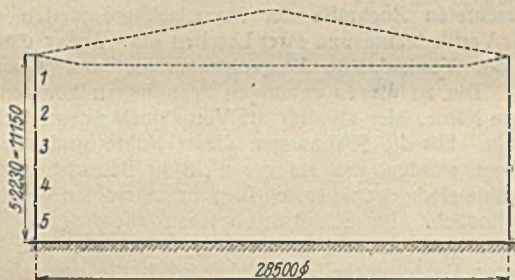


Abb. 1.

Abmessungen und Nahtanordnung des untersuchten Behälters.

gegeben. Einzelne Ergebnisse der durchgeführten, zum Teil als „einmalig“ zu wertenden Berechnung besitzen insofern allgemeinere Bedeutung, als sie auch für zahlreiche, ähnliche Bauformen verwendbar sind.

Die Untersuchung bleibt auf die Einwirkung des Flüssigkeitsdruckes beschränkt.

Durch den hydrostatischen Druck des Füllgutes wird der Behälter, der als dünnwandiges Gefäß zu betrachten ist, in einen achsensymmetrischen Spannungszustand versetzt. Die Untersuchung wird nun in üblicher Art vereinfacht, indem der Mantel, unter Zugrundelegung bestimmter Randbedingungen, für sich durchgerechnet wird. Die Stützungsbedingungen für den oberen Mantelrand können den wirklichen Verhältnissen gut angepaßt werden; für den unteren Mantelrand besteht zunächst die Möglichkeit, starre Einspannung des Mantels, bzw. drehbare Verbindung zwischen Mantel und Boden anzunehmen, wobei Grenzwerte des wirklichen Spannungszustandes erhalten werden. Da aber eine richtige Einschätzung der Größe des Fußmomentes des Mantels für die Durchbildung des Mantelanschlusses und für die Bemessung der Schweißverbindungen wichtig ist, wird im folgenden auch der bestehende Zusammenhang zwischen Mantel und Behälterboden, unter näherungsweise Erfassung der Formänderungen des letzteren, berücksichtigt und damit ein der Wirklichkeit näherkommender Wert des Fußmomentes errechnet.

Zunächst sollen die allgemeinen Ansätze der Elastizitätsbedingungen des Mantels, soweit sie für die spätere Untersuchung des Einflusses einer Behälterumschnürung und zur Berücksichtigung der elastisch nachgiebigen Einspannung des Mantelfußes erforderlich sind, kurz wiederholt werden.

Bezeichnungen:

- δ , Wandstärke des Behälters im r -ten Mantelschuß,
- R mittlerer Radius des Behältermantels ($R = 1425$ cm),
- γ spezifisches Gewicht der Füllung ($\gamma = 0,0014$),

- h Höhe der Mantelschüsse ($h = 223$ cm),
- F, W, J Fläche, Widerstandsmoment und Trägheitsmoment des Mantelquerschnittes je cm Mantelumfang,
- x Höhenabstand eines beliebigen Mantelquerschnittes vom oberen Mantelrand,
- ξ Höhenabstand eines beliebigen Mantelquerschnittes vom oberen Rand des bezüglichen Schusses,
- y Formänderungsweg in radialer Richtung,
- M und Q Moment bzw. Querkraft eines Mantelquerschnittes je cm Mantelumfang,
- s_t mittlere Spannung in tangentialer Richtung,
- s_x variable Biegungsspannung des Mantels in Richtung der Zylinderachse,
- τ variable Schubspannung infolge der Biegung,
- E Elastizitätsmodul für den Werkstoff, gültig auch für das Schweißmaterial der Nähte¹⁾.

Hilfsgrößen: $n = \sqrt{\frac{4JR^2}{F}}$, $E' = \frac{\nu^2}{\nu^2 - 1} \cdot E$, $\nu = \frac{10}{3}$ (Poissonsche Konstante).

Es gelten die bekannten Beziehungen:

$$M = E' J \cdot \frac{d^2 y}{dx^2}, \quad Q = E' J \cdot \frac{d^3 y}{dx^3}, \quad s_t = \frac{E' y}{R}, \quad s_x = \frac{M}{W}, \quad \tau = \frac{3}{2} \cdot \frac{Q}{F}$$

In Tafel 1 sind die den folgenden Berechnungen zugrunde gelegten Festwerte zusammengestellt.

Tafel 1. Festwerte.

Schuß	δ cm	je cm Mantelumfang			
		n cm	F cm ²	J cm ⁴	W cm ³
1	0,6	20,375	0,6	0,0180	0,0600
2	0,8	23,524	0,8	0,0427	0,1060
3	1,1	27,586	1,1	0,1109	0,2017
4	1,4	31,121	1,4	0,2287	0,3267
5	1,7	34,294	1,7	0,4094	0,4817

Die Gleichung der elastischen Linie eines lotrechten Mantelstreifens lautet

$$y = \frac{\gamma R^2}{\delta E'} \cdot x + c_1 e^n \cos \frac{x}{n} + c_2 e^n \sin \frac{x}{n} + c_3 e^{-\frac{x}{n}} \cos \frac{x}{n} + c_4 e^{-\frac{x}{n}} \sin \frac{x}{n};$$

c_1 bis c_4 sind innerhalb von Mantelabschnitten gleichbleibender Stärke Festwerte. Im vorliegenden Falle sind fünf verschieden starke Schüsse vorhanden, so daß insgesamt 20 unbekannte Konstanten vorliegen, welche aus einer gleichen Anzahl von Rand- bzw. Übergangsbedingungen zu ermitteln sind.

Der obere Rand des Mantels wird in seiner Lage als drehbar festgehalten vorausgesetzt. Daher gelten für den oberen Rand des 1. Schusses die Beziehungen

$$y = 0, \quad \frac{d^2 y}{dx^2} = 0.$$

¹⁾ Dr.-Ing. O. Kommerell: „Berechnung und Ausführung geschweißter Eisenbahnbrücken“ (Berlin 1930, Wilh. Ernst & Sohn): „Versuche haben ergeben, daß man den Elastizitätsmodul von Schweißnähten bei Zug, Druck oder Biegung zu $E = 2\,100\,000$ kg/cm² annehmen kann.“

An der Übergangsstelle zwischen den Schüssen $r-1$ und r bestehen zwischen den Ausbiegungen y und ihren Ableitungen, gerechnet für den unteren Rand des Schusses $r-1$ (Zeiger $r-1, u$), bzw. für den oberen Rand des Schusses r (Zeiger r, o), folgende Übergangsbedingungen:

$$y_{r-1, u} = y_{r, o}, \quad \text{da die verschweißten Schußenden gegeneinander unverschieblich sind,}$$

$$\left(\frac{dy}{dx}\right)_{r-1, u} = \left(\frac{dy}{dx}\right)_{r, o}, \quad \text{da die den Schüssen } r-1 \text{ und } r \text{ zugehörigen Äste der elastischen Linie stetig ineinander übergehen müssen,}$$

$$\left(\frac{d^2y}{dx^2}\right)_{r-1, u} = \left(\frac{d^2y}{dx^2}\right)_{r, o}, \quad \text{wegen der Stetigkeit des Momentes,}$$

$$\left(\frac{d^3y}{dx^3}\right)_{r-1, u} = \left(\frac{d^3y}{dx^3}\right)_{r, o}, \quad \text{wegen der Stetigkeit der Querkraft im Übergangsquerschnitt.}$$

Für den unteren Rand des Mantels gilt

$$\text{im Falle starrer Einspannung} \quad y = 0, \quad \frac{dy}{dx} = 0,$$

$$\text{im Falle drehbaren Zusammenschlusses} \quad \text{zwischen Mantel und Behälterboden} \quad y = 0, \quad \frac{d^2y}{dx^2} = 0;$$

in beiden Fällen ist mit $y = 0$ die Dehnung der Bodenbleche vernachlässigt.

Die Auflösung der Elastizitätsbedingungen ist nach dem Annäherungsverfahren von Prof. Runge²⁾, und zwar zunächst für starre Einspannung des Mantelfußes, durchgeführt worden.

Nach erfolgter Schätzung der beiden unbekannt Randwerte $\frac{dy}{dx}$ und $\frac{d^3y}{dx^3}$ des oberen Mantelendes wurde zunächst von Rundstoß zu Rundstoß gerechnet, wobei nach jedesmaligem Erreichen eines unteren Schußrandes Verbesserungen der Ausgangswerte $\frac{dy}{dx}$ und $\frac{d^3y}{dx^3}$ zu ermitteln waren. Die letzten Verbesserungen ergaben sich bei der Angleichung von y und $\frac{dy}{dx}$ des unteren Mantelrandes an die für starre

Manteleinspannung vorgeschriebenen Randwerte $y = 0$ und $\frac{dy}{dx} = 0$. Unter Zusammenfassung aller Verbesserungen wurden sodann die endgültigen Werte für $\frac{dy}{dx}$ und $\frac{d^3y}{dx^3}$ des oberen Mantelrandes und gleichzeitig auch die Formänderungswege y samt ihren Ableitungen für alle unteren Schußränder gebildet.

In Tafel 2 sind die Ergebnisse dieser Berechnung, sowie die gleichartigen Ergebnisse von anschließend untersuchten Zwischenquerschnitten, samt den zugehörigen Biegemomenten, Querkraften und Mantelspannungen ausgewiesen.

Tafel 2. Rechnungsergebnisse für starre Manteleinspannung.

Schuß	Querschnitt		y	$10^5 \cdot \frac{dy}{dx}$	M	Q	s_t	s_x	τ
	ξ	h							
	cm	cm	cm	kg/cm	kg/cm	kg/cm ²	kg/cm ²	kg/cm ²	kg/cm ²
1	0	0	0	+ 205	0	~ 0	0	0	~ 0
	0,50	0,23	+ 205	+ 0,04	~ 0	372	1	~ 0	
	0,75	0,35	+ 214	- 0,35	- 0,05	567	6	1	
	1 ¹⁾	0,39	- 774	+ 1,39	+ 0,70	648	23	2	
2	0,50	0,51	+ 160	+ 0,17	+ 0,02	826	2	~ 0	
	0,75	0,61	+ 146	- 2,79	+ 0,20	988	26	~ 0	
	1 ¹⁾	0,58	- 224	+ 5,75	+ 1,82	938	54	3	
3	0,25	0,56	+ 101	+ 6,50	- 0,38	907	32	1	
	0,50	0,63	+ 118	- 1,71	- 0,04	1020	9	~ 0	
	0,75	0,68	+ 65	- 0,68	+ 0,25	1101	3	~ 0	
	1 ¹⁾	0,66	- 168	+ 6,59	+ 2,36	1068	33	3	
4	0,250	0,63	+ 63	+ 13,09	- 0,52	1020	40	1	
	0,500	0,69	+ 106	- 0,39	- 0,07	1117	1	~ 0	
	0,875	0,74	- 45	- 23,32	+ 0,04	1198	43	~ 0	
	1 ¹⁾	0,71	- 129	+ 8,53	+ 2,92	1150	26	3	
5	0,500	0,76	+ 103	- 43,52	- 2,95	1231	90	2	
	0,750	0,62	- 838	- 269,33	- 0,99	1004	559	1	
	0,875	0,29	- 1395	- 6,05	+ 23,23	470	13	21	
	0,937	0,10	- 1192	+ 430,11	+ 45,37	162	894	40	
	1	0	0	+ 1258,4	+ 74,53	0	-	66	

¹⁾ Für Rundnähte maßgebend.

²⁾ Prof. Dr. C. Runge: „Über die Formänderung eines zylindrischen Wasserbehälters durch Wasserdruck.“ Z. f. Math. u. Physik 1904, S. 254.

Eine gleichartige Berechnung ist sodann, unter Zugrundelegung eines drehbaren Zusammenschlusses zwischen Mantel und Behälterboden, durchgeführt worden (Tafel 3). Da bereits im 4. Schuß die Formänderungslinie des Mantelstreifens von der für starre Manteleinspannung erhaltenen Biegelinie nur wenig abweicht, in den höheren Schüssen aber beide Formänderungslinien praktisch übereinstimmen, sind in Tafel 3 nur Mantelquerschnitte des untersten Schusses berücksichtigt worden.

Tafel 3. Rechnungsergebnisse für drehbaren Zusammenschluß zwischen Mantel und Boden.

Schuß	Querschnitt		y	$10^5 \cdot \frac{dy}{dx}$	M	Q	s_t	s_x	τ
	ξ	h							
	cm	cm	cm	kg/cm	kg/cm	kg/cm ²	kg/cm ²	kg/cm ²	kg/cm ²
5	0	0,71	- 1334	+ 6,90	+ 2,85	1150	14	3	
	0,125	0,68	- 478	+ 38,09	- 0,01	1101	79	~ 0	
	0,250	0,68	+ 536	+ 29,11	- 0,36	1101	60	~ 0	
	0,500	0,76	+ 1818	+ 4,75	- 1,39	1231	10	1	
	0,750	0,78	- 3656	- 255,21	- 7,82	1262	530	7	
	0,875	0,53	- 1409	- 403,82	+ 0,21	858	838	~ 0	
	1	0	- 2358	0	+ 37,85	0	0	32	

An Hand der bisherigen Ergebnisse sollen die in den Mantelschweißnähten auftretenden Spannungen betrachtet werden.

Vertikalnähte.

Die Nutzhöhe der Stirnnähte ist durch die Stärke der Mantelbleche bestimmt; andererseits ist die zulässige Zugbeanspruchung der Nähte beträchtlich kleiner als die zugelassene Inanspruchnahme der Mantelbleche. Daher wird im allgemeinen die Stirnschweißung der Mantelbleche allein nicht ausreichen, sondern eine Verlaschung der Nähte vorgenommen werden müssen. Im vorliegenden Falle sind auch alle lotrechten Stöße der Mantelbleche in den Schüssen 2 bis 5 verlascht; nur im obersten Schuß, dessen Mindeststärke aus konstruktiven Gründen festgelegt war, ist die Tangentialspannung des Mantels kleiner als die zulässige Zugspannung der Schweißnähte, weshalb dort die Verlaschung der Stöße unterblieben ist.

Die betrachteten Zugkräfte der Mantelschüsse stellen die Hauptbelastung der Vertikalnähte und ihrer Laschen dar. Außer diesen Kräften wirken auf die Vertikalnähte Biegemomente und Querkraften ein (Tafel 2 u. 3). Die zu diesen gehörigen Spannungen können vor allem für ungedeckte Nähte, hier also für die Vertikalnähte des 1. Schusses, von Bedeutung sein. Für die Spannungen dieser Nähte sind aber so kleine Werte errechnet worden, daß sie gar nicht in Betracht kommen. Die verlaschten Nähte sind gegenüber den Biegemomenten und Querkraften weniger empfindlich. Im Schuß 5 erreichen allerdings die Biegemomente bedeutende Größen, gleichzeitig fallen aber die Tangentialspannungen der Mantelbleche und daher auch die waagerechten Zugspannungen der Vertikalnähte bis gegen Null ab. Mit Hilfe von doppelseitigen Laschen ist übrigens allen Kraftangriffen leicht zu begegnen. Bei der Bemessung dieser Laschen und ihrer Anschlußnähte sollte das Tragvermögen der gleichzeitig ausgeführten Stirnnaht nicht in Rechnung gestellt werden, da beide Nahtarten verschiedenes Dehnmaß besitzen und die Stirnnaht auch späteren Beobachtungen nicht zugänglich ist.

Außer den betrachteten Spannungen treten noch Schrumpfspannungen auf, die aber nicht berechnet werden können. Da gerade für die Vertikalnähte örtlich ein unmittelbares Zusammenwirken von Grundspannungen und größten Schrumpfspannungen zu erwarten ist, mögen sie hier kurz besprochen werden. Hinsichtlich der Schrumpfspannungen von Stirnnähten ist bekannt³⁾, daß sie senkrecht zur Nahtichtung größere Werte erreichen können, und, im Zusammenhange mit der Herstellungsart der Nähte, abschnittsweise als Zug- bzw. als Druckspannungen wirksam werden. Außer diesen Normalspannungen treten auch Schrumpfbiegunspannungen, und zwar vorwiegend senkrecht zur Nahtichtung, auf; ihre Entstehung ist auf die gewählte V-Form der Stirnnähte zurückzuführen. Von den Schrumpfspannungen sind vor allem die zu den Vertikalnähten senkrecht wirkenden Zugspannungen von Bedeutung, da sie im gleichen Sinne wie die tangentialen Grundspannungen wirken. Durch sachgemäßen Arbeitsvorgang bei der Herstellung der Behälternähte kann verhindert werden, daß die Schrumpfspannungen übermäßige Höhen erreichen.

Rundnähte.

Die zwischen den einzelnen Schüssen angeordneten Rundnähte nehmen am Kräftespiel nur geringen unmittelbaren Anteil, die senkrecht zur Nahtichtung wirkenden Biegunspannungen, besonders aber die Schubspannungen, sind, wie aus Tafel 2 und 3 zu ersehen ist, klein.

³⁾ „Schrumpfspannungen und deren Beachtung beim Lichtbogenschweißen“, Vortrag, gehalten von Marinebaurat Lottmann, am 30. IX. 1930 in der Fachsitzung „Schweißtechnik“ gelegentlich der 69. Hauptversammlung des V. d. I., siehe auch Z. d. V. d. I., Bd. 74, Nr. 38.

Hingegen werden aber die Rundnahtschweißungen, infolge ihrer festen Verbindung mit den Mantelblechen, an deren Dehnungen teilnehmen und dadurch hohe Zugspannungen erleiden. Diese Spannungen sind als Zusatzspannungen zu betrachten, für welche die in den „Richtlinien“ bzw. in den bereits erlassenen Vorschriften festgelegten, zulässigen Höchstwerte der Zugspannungen in Schweißnähten nicht maßgebend sind. Da die Elastizitätszahlen für den Werkstoff und für das Schweißmaterial nahezu übereinstimmen, müssen diese zusätzlichen Zugspannungen der Rundnaht den Tangentialspannungen der anliegenden Teile der Mantelbleche annähernd gleich sein (im unelastischen Bereich wird das geringere Dehnvermögen des Schweißmaterials noch eine vergleichsweise Steigerung der Nahtspannungen zur Folge haben). Ähnliche, mehr oder minder große Zusatzspannungen treten im allgemeinen aber in allen Schweißverbindungen auf. Es möge nur auf die hohen, zusätzlichen Normalspannungen der in der Nähe der Randfaser gelegenen Kehlnähte geschweißter Blechträger verwiesen werden.

Fallweise wird zu überlegen sein, ob noch besondere bauliche Maßnahmen zur Sicherung der Rundnähte getroffen werden sollen. Die hier in Betracht kommenden Verlaschungen der Rundnähte bilden dann eine Vorkehrung für den Fall eines Nahtisses, um die Ausbreitung des Risses und das Ausströmen des Füllgutes zu behindern. Die Sicherheit gegen Ribbildung selbst wird aber durch derartige Maßnahmen kaum wesentlich erhöht.

An der Außenseite des Behälters angeordnete, umlaufende Laschen, welche mittels Kehlnähte mit dem Mantel verschweißt sind, bieten verschiedene Vorteile. Sie stellen zunächst eine Mantelverstärkung im Bereich der Naht dar, so daß die Tangentialspannung des Mantels und damit auch die zusätzliche Zugspannung der Rundnaht herabgesetzt wird (dieser Vorteil wird allerdings durch die gleichzeitige Steigerung der Biegemomente zum Teil eingebüßt). Sie bilden ferner eine Verstärkung der Rundnaht für senkrecht zur Naht wirkende Kräfte, ergeben eine Fugendeckung bei Eintritt eines Nahtisses und behindern in diesem Falle das Öffnen der Naht und die Ausbreitung des Risses. Als Nachteil sind vor allem die hohen Kosten zufolge Vermehrung der Schweißnähten hervorzuheben. Sicherlich werden auch die Schrumpfspannungen noch bedeutend ansteigen und schließlich erhalten die Laschenkehlnähte selbst zusätzliche Zugspannungen von der Größe der Tangentialspannungen der anschließenden Mantelteile.

An Stelle der Rundlaschen können auch Bandagen zur Sicherung der Rundnähte verwendet werden⁴⁾. Darunter sind umlaufende Laschen der Behälteraußenseite zu verstehen, welche die Rundnaht überdecken, am Mantel satt anliegen und, nach mäßigem Vorspannen, mit dem Mantel mittels Heftschweißens verbunden werden. Bandagen sind weitaus billiger als durchlaufend geschweißte Laschen, denen sie in ihrer Wirkungsweise nahekommen.

Die Herabminderung der Tangentialspannungen im Mantel und damit auch der zusätzlichen Zugspannungen in den Rundnähten ist von der vergleichsweise aufgewendeten Baustoffmenge für die Laschen oder Bandagen abhängig. Jede Ermäßigung dieser Zusatzspannungen ist von einer Steigerung der Biegespannungen begleitet. Während sich im allgemeinen in der Nähe einer ungesicherten Rundnaht ein Wendepunkt der Biegelinie des Mantelstreifens ausbildet und daher die Biegespannungen der Rundnaht klein bleiben, rufen Laschen und Bandagen Einschnürungen der Biegelinie hervor, wobei im Bereich der Rundnaht die elastische Linie schärfere Krümmung aufweist und daher stärkere Biegemomente entstehen müssen. Um diese Zusammenhänge zahlenmäßig darzustellen, möge die Berechnung für den vorliegenden Melassebehälter wiedergegeben werden.

Die beiden oberen Rundnähte dieses Behälters sind ohne Sicherungen ausgeführt, die beiden unteren Rundnähte haben Breitstahlbandagen erhalten (Abb. 2a).

Die Heftschweißens werden nicht in Rechnung gestellt, die Reibung zwischen Mantel und Bandage bleibt unberücksichtigt.

Da die Stützbedingungen verwickelt sind, wird für die Durchrechnung angenommen, daß die Berührung zwischen Bandage und Mantel

⁴⁾ Beim geschweißten Wasserbehälter Hamburg, der bei 10 m Durchmesser und 35 m Höhe ein Fassungsvermögen von 2500 m³ besitzt, haben alle Rundnähte Laschen erhalten, und über den Laschen der fünf untersten Rundnähte sind noch T-Bandagen aufgezogen worden. S. auch „Eine bemerkenswerte Großbehälterschweißung“ von O. Wundram, Zeitschrift „Die Schmelzschweißung“, Hamburg 1930, Heft 5.

nur längs der äußeren Umfanglinie des Übergangsquerschnittes erfolgt (Abb. 2b). Dadurch ergeben sich für die Biegemomente dieses Querschnittes bzw. der Rundnaht zu große Werte, welchem Umstande durch Ausrundung der Momentenlinie innerhalb der Bandagenhöhe Rechnung getragen wird. Die durch Abb. 2b dargestellte Rechnungsannahme hat den Vorteil, daß die Zahl der Übergangsbedingungen unverändert bleibt und daß hier ferner die zu den Änderungen „eins“ der unbekannt Randwerte $\frac{dy}{dx}$ und $\frac{d^2y}{dx^2}$ des oberen Mantelendes gehörigen Hilfswerte nur für den 4. und 5. Schuß neu berechnet werden müssen. Für die umschnürten Übergangsquerschnitte zwischen dem 3. und 4. sowie 4. und 5. Schuß gelten die folgenden, allgemein angeschriebenen Beziehungen.

Zunächst müssen, wie für ungesicherte Nähte, die Übergangsbedingungen

$$y_{r-1,u} = y_{r,o}, \quad \left(\frac{dy}{dx}\right)_{r-1,u} = \left(\frac{dy}{dx}\right)_{r,o} \quad \text{und} \quad \left(\frac{d^2y}{dx^2}\right)_{r-1,u} = \left(\frac{d^2y}{dx^2}\right)_{r,o}$$

bestehen. Die 4. Übergangsbedingung ändert sich jedoch, da die Querkraft nicht mehr stetig verläuft. Eine Umschnürung mit dem Querschnitt $f_{r-1,r}$ äußert bei einem Formänderungsweg y des Übergangsquerschnittes eine radial gerichtete Druckkraft auf die Längeneinheit des Mantels von

$$Q_{r-1,r} = \frac{E y f_{r-1,r}}{(R + \Delta R)^2} \approx \frac{E y f_{r-1,r}}{R^2};$$

bedeutet $Q_{r-1,u}$ die Querkraft am unteren Rande des Schusses $r-1$, $Q_{r,o}$ die Querkraft für das obere Ende des Schusses r , beide je Längeneinheit Umfang, so gilt als Übergangsbedingung

$$Q_{r,o} = Q_{r-1,u} - Q_{r-1,r} \quad \text{oder}$$

$$E' J_r \left(\frac{d^3y}{dx^3}\right)_{r,o} = -\frac{E y f_{r-1,r}}{R^2} + E' J_{r-1} \left(\frac{d^3y}{dx^3}\right)_{r-1,u}$$

Unter Zugrundelegung der Querschnittflächen $f_{3,4} = 23 \text{ cm}^2$ und $f_{4,5} = 30 \text{ cm}^2$ für die Bandagen der 3. und 4. Rundnaht ist die Mantelberechnung für starrere untere Einspannung des Mantels durchgeführt worden. Die Rechnungsergebnisse sind in Tafel 4 eingeschrieben. Außerdem sind in Abb. 3 die zugehörige elastische Linie des Mantels und seine Momentenlinie für den Bereich des 4. und 5. Schusses neben den

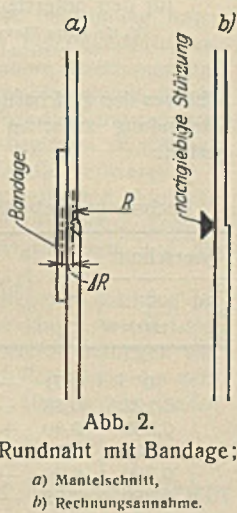


Abb. 2. Rundnaht mit Bandage;
a) Mantelschnitt,
b) Rechnungsannahme.

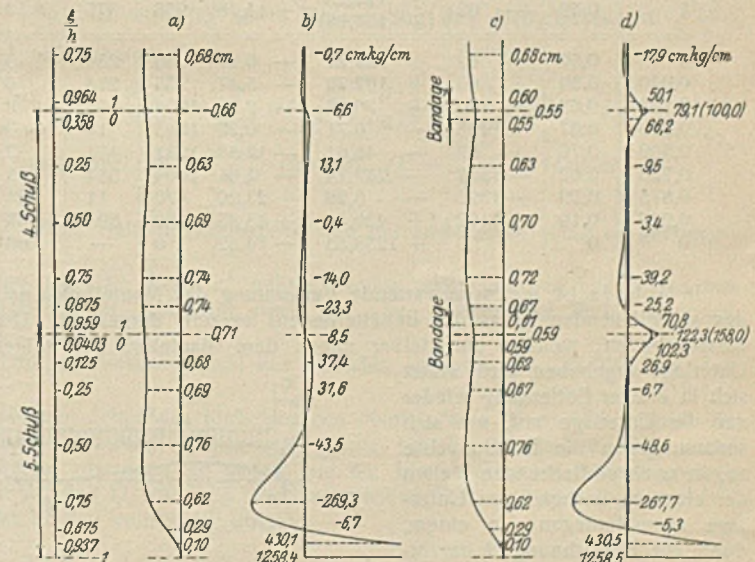


Abb. 3. Gegenüberstellung der Biege- und Momentenlinien der beiden untersten Behälter-Schüsse bei starrer Einspannung ohne a) und b) und mit Rundnahtbandagen c) und d).

gleichartigen Linien des nichtumschnürten Behälters dargestellt. Wie zu ersehen ist, werden die Tangentialspannungen der 3. und 4. Rundnaht bei Anordnung von Bandagen um rd. 17% kleiner, wobei die Flächen dieser Bandagen rd. 8% bzw. 8,4% der mittleren Querschnittflächen des 3. und 4. bzw. 4. und 5. Schusses betragen. Die Biegespannungen in den Rundnähten sind gleichzeitig von 33 kg/cm² bzw. 26 kg/cm² auf 393 kg/cm² bzw. 375 kg/cm² angestiegen. Bei Verwendung von Rundlaschen, welche mit dem Mantel durchlaufend verschweißt sind, tritt eine Verbundwirkung zwischen Mantel und Lasche ein und die Biegespannungen werden in diesem Falle kleinere Werte erreichen. Gegenüber ungesicherten Nähten ist die Steigerung der Biegespannungen dann ungefähr ebenso groß wie die gleichzeitige Verminderung der Tangentialspannungen.

Diese Ergebnisse bestätigen die oben geäußerte Ansicht, daß Laschen und Bandagen — soweit es sich lediglich um die Einwirkung des Flüssigkeitsdruckes handelt — auf die Verbesserung der Spannungs-

Verhältnisse in den Rundnähten, und daher auf die Verminderung der Rißgefahr selbst, nur geringen Einfluß nehmen. In anderen Fällen und bei einseitiger Querbelastung der Behälter können aber den Rundnähten, besonders auch den aus steifen Profilen gebildeten, weitere und wichtige Aufgaben zufallen.

Verbindung zwischen Mantel und Boden.

Das für starre Manteleinspannung errechnete Biegemoment des untersten Mantelquerschnittes ist verhältnismäßig groß und stellt für die Ausbildung des Mantelanschlusses eine zu ungünstige Bemessungsgrundlage dar. Einer genaueren Berechnung des Behälters stehen zwar keine grundsätzlichen Hindernisse entgegen, da sich beispielsweise unter der Annahme einer starren Bodenunterlage, die Formänderungen des als Platte aufzufassenden Behälterbodens bestimmen lassen. Eine derartige Untersuchung kommt aber wegen ihres Umfangs hier nicht in Betracht. Um zu einem brauchbaren Schätzwert für das Einspannungsmoment des Mantels zu gelangen, wird der folgende Näherungsweg eingeschlagen.

Tafel 4. Rechnungsergebnisse — Rundnähte mit Bandagen.

Schuß	Querschnitt		y	10 ⁵ · $\frac{dy}{dx}$	M	Q	s _t	s _x	τ
	$\frac{\xi}{h}$	cm							
3	0	0,58	—	224	+ 5,76	+ 1,83	939	29	3
	0,250	0,56	+	100	+ 6,67	— 0,35	907	34	1
	0,500	0,63	+	125	+ 1,15	— 0,13	1020	6	0
	0,750	0,68	—	18	— 17,90	— 0,42	1101	67	0
	0,964	0,60	—	125	+ 50,08	+ 5,22	972	249	7
	1	0,55	—	77	+ 79,06 (+ 100,01)	+ 8,53	891	393	12
4	0	0,55	—	77	+ 79,06	— 4,61	891	242	5
	0,0358	0,55	+	46	+ 66,15	— 3,79	891	203	4
	0,250	0,63	+	165	— 9,48	— 0,08	1020	29	0
	0,500	0,70	+	107	— 3,35	— 0,15	1134	10	0
	0,750	0,72	—	85	— 39,21	— 0,68	1166	120	1
	0,875	0,67	—	293	— 25,15	+ 2,52	1085	77	3
	0,959	0,61	—	332	+ 70,78	+ 8,15	988	217	9
	1	0,59	—	62	+ 122,25 (+ 157,98)	+ 11,78	955	375	13
5	0	0,59	—	62	+ 122,25	— 6,87	955	254	6
	0,0403	0,59	+	60	+ 102,29	— 5,47	955	213	5
	0,125	0,62	+	180	+ 26,92	— 2,60	1004	56	2
	0,250	0,67	+	185	— 6,71	— 0,25	1085	14	0
	0,500	0,76	+	99	— 48,61	— 2,58	1231	101	2
	0,750	0,62	—	852	— 267,74	— 1,01	1004	554	1
	0,875	0,29	—	1396	— 5,29	+ 23,20	470	11	21
	0,937	0,10	—	1192	+ 430,47	+ 45,35	162	894	40
	0	0	0	0	+ 1258,53	+ 74,52	0	—	66

In Abb. 4a ist die zu erwartende Verformung des Mantelfußes und des anschließenden Teiles des Behälterbodens verzerrt dargestellt. Der Behälterboden, welcher unmittelbar neben dem Mantelfuß von seiner Unterlage abgehoben wird, stützt sich in einiger Entfernung wieder auf die Unterlage auf, um sich sodann, gegen die Behälterachse zu, in rasch verflachenden Wellen der elastisch nachgiebigen Unterlage anzuschmiegen. In einem, durch die Bezeichnung B hervorgehobenem Orte (Abb. 4) ist die Tangente an diesen Radialschnitt der elastischen Fläche des Bodens waagrecht gerichtet.

Über B wirkt im Boden noch ein radiales Biegemoment M_B, das aber jedenfalls sehr klein sein muß. Wird nun ein Parallelstreifen AB des Bodenbleches herausgeschnitten gedacht (die Länge AB ist hier im Vergleich zum Behälterradius klein), und dieser näherungsweise als Balkenträger gemäß Abb. 4b betrachtet, so kann unter Vernachlässigung des kleinen Momentes M_B die Länge AB, und weiterhin auch der Drehwinkel τ₀ des Mantelfußes, durch das noch unbekannte Moment M₀ und durch die gegebene Belastung p je Längeneinheit ausgedrückt werden. Zum Zwecke einer möglichst einfachen Zwischenrechnung möge hier,

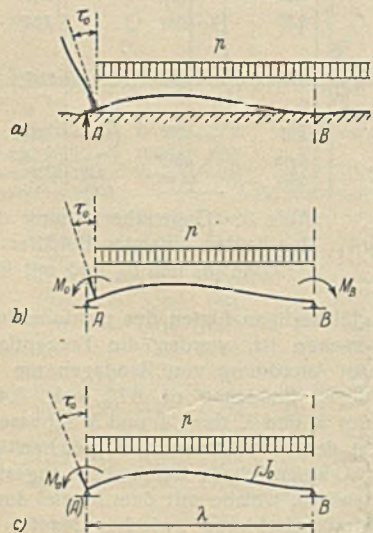


Abb. 4. Mantelfuß und äußerer Teil des Behälterbodens; a) Verformung, b) und c) Rechnungsannahme.

unter Verzicht auf die gleichzeitige Ermittlung der Biegespannungen des Bodens, der Bestimmung des Momentes M₀ das System nach Abb. 4c, an Stelle Abb. 4b, zugrundegelegt werden.

Drehwinkel bei B gleich Null:

$$E' J_0 \tau_B = \frac{p \lambda^3}{24} - \frac{M_0 \lambda}{6} = 0, \text{ somit } \lambda = 2 \sqrt{\frac{M_0}{p}}$$

Drehwinkel τ₀ bei (A):

$$E' J_0 \tau_0 = \frac{p \lambda^3}{24} - \frac{M_0 \lambda}{3} = -\frac{M_0 \lambda}{6}, \text{ oder } \tau_0 = -\frac{1}{3 E' J_0} \sqrt{\frac{M_0^3}{p}}$$

Die Randbedingungen für das untere Ende des untersten Mantelanschlusses lauten also, wenn wieder die Bodendehnung vernachlässigt wird,

$$y = 0, \frac{dy}{dx} = + \tau_0 = -\frac{1}{3 E' J_0} \sqrt{\frac{M_0^3}{p}}$$

oder, da für den fünften Mantelschuß $E' J_5 \frac{d^2 y}{d x^2} = M_0$ gilt, auch

$$y = 0, \frac{dy}{dx} = -\frac{1}{3 E' J_0} \sqrt{\frac{(E' J_5)^3}{p}} \sqrt{\left(\frac{d^2 y}{d x^2}\right)^3}$$

Im vorliegenden Falle ist für 1 cm Mantelumfang J₅ = 0,4094 cm⁴, für 1 cm Breite des Balkens AB und 1 cm Stärke der Bodenbleche J₀ = $\frac{1}{12}$ cm⁴ und p = 1 cm × 1150 cm × 0,0014 kg/cm³ = 1,56 kg/cm.

Unter Verwendung der oben abgeleiteten Randbedingungen für den Mantelfuß liefert die Mantelberechnung die in Tafel 5 für Schuß 5 verzeichneten Ergebnisse. In Abb. 5 ist die Momentenlinie des untersten

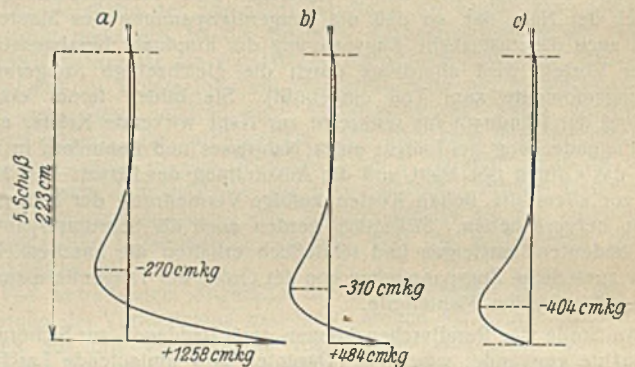


Abb. 5. Momentenlinien für den untersten Mantelschuß bei ungesicherten Rundnähten;

a) für starre Einspannung, b) für elastische Einspannung des Mantelfußes, c) für drehbare Verbindung zwischen Mantel und Boden.

Schlusses den gleichartigen, für starre Manteleinspannung, bzw. für drehbare Verbindung zwischen Mantel und Boden erhaltenen Linien gegenübergestellt.

Tafel 5. Rechnungsergebnisse für elastische Einspannung des Mantelfußes.

Schuß	Querschnitt		y	10 ⁵ · $\frac{dy}{dx}$	M	Q	s _t	s _x	τ
	$\frac{\xi}{h}$	cm							
5	0	0,71	—	132	+ 7,43	+ 2,88	1150	15	3
	0,125	0,68	—	435	+ 35,93	+ 0,01	1101	75	0
	0,250	0,69	+	608	+ 29,58	— 0,45	1117	61	0
	0,500	0,76	+	791	— 13,81	— 1,99	1231	29	2
	0,700	0,76	—	2744	— 197,84	— 5,84	1231	411	5
	0,750	0,72	—	546	— 260,99	— 5,19	1166	542	5
	0,875	0,44	—	1402	— 250,96	+ 9,06	713	521	8
	1	0	—	1405	+ 484,00	+ 51,96	0	1005	46

Von Interesse ist noch, wegen der getroffenen Vereinfachungen der Rechnung, die Größe der Strecke (A) B:

für M₀ = 484 cmkg erhält man λ = 35,2 cm, gegenüber R = 1425 cm.

Der errechnete Wert des Einspannmomentes M₀ = 484 cmkg je cm Mantelumfang ist bedeutend kleiner als das für starre Einspannung errechnete Moment von 1258 cmkg und es ist möglich, den Mantel mittels zweier Kehlnähte an den Boden anzuschließen, wobei diese Nähte sowohl das Moment M₀, als auch die gleichzeitig wirkende kleine Querkraft Q₀ = 52 kg je cm Mantelumfang zu übertragen vermögen. Mit Rücksicht auf den kleinen Hebelarm der Kehlnähte kann aber dieser Anschluß nicht als konstruktiv günstig bezeichnet werden. Beim Hamburger Wasserbehälter (siehe Fußnote 4) ist auch ein Winkelkranz am Mantelfuß eingebaut; für den in Betracht stehenden Melassebehälter ist schon aus montagetechnischen Gründen ein außenliegender, umlaufender Fußwinkel angeordnet worden.

Boden.

Die Biegemomente, welche auf die Bodenbleche und ihre Nähte einwirken, sind, nach Ermittlung des Fußmomentes des Mantels gemäß Abb. 2b, leicht zu bestimmen. Das größte Biegemoment, welches auf die unverstärkten Bodenbleche neben dem Mantelanschluß einwirkt, ist bereits erheblich kleiner als das Manteleinspannmoment.

Außer diesen Biegespannungen entstehen in den Bodenblechen auch Normalspannungen, hervorgerufen durch die im Mantelanschluß eingetragene Mantelquerkraft. Diese, längs des ganzen Umfangs gleichmäßig verteilte, radial gerichtete Querkraft Q_0 versetzt (bei Vernachlässigung der Reibung zwischen Boden und Unterlage) den Boden in einen Zustand gleichmäßiger Spannung. Auf ein beliebiges Element der vom Boden gebildeten Scheibe wirken Normalspannungen von der konstanten Größe $s = \frac{Q_0}{\delta_0}$, (δ_0 = Stärke der Bodenbleche), während die Schubspannung für jede beliebige Schnitttrichtung verschwindet. Aus den Mantelquerkräften entstehen daher in den Schweißnähten des Bodens senkrecht zu den Nähten gerichtete Zugspannungen $s = 52 \text{ kg/cm}^2$, und zusätzliche Längsspannungen gleicher Größe.

Schließlich soll noch untersucht werden, inwieweit die genauere Berechnung durch die elementare Berechnung ersetzt werden kann. Nach dieser werden die größten Tangentialspannungen der einzelnen Schüsse unmittelbar aus dem hydrostatischen Druck in Höhe des jeweils unteren Schußrandes bestimmt und daher etwas zu groß errechnet, während der Einfluß der Mantelsteifigkeit nicht erfaßt werden kann. Aus den vorstehenden Berechnungen ist aber zu ersehen, daß die aus letzterer Ursache entstehenden Biege- und Schubspannungen vorwiegend klein bleiben und nur im untersten Schuß sowie dort, wo Laschen und Bandagen liegen, größere Werte erreichen, wobei aber gleichzeitig auch die Tangentialspannungen kleiner werden. Die elementare Berechnung wird daher im allgemeinen für die Bemessung der Mantelschweißnähte völlig hinreichen.

Das Einspannmoment des Mantels, dessen Kenntnis zur Bemessung der Anschlußnähte des untersten Schusses, zur Berechnung der Bodenbleche und ihrer jeweiligen Randverstärkungen, sowie zur Bemessung der Bodennähte erforderlich ist, kann jedoch mittels elementarer Berechnung nicht bestimmt werden. Doch ist es mit verhältnismäßig geringem Aufwand an Rechenarbeit ausreichend genau zu bestimmen.

Für Schüsse, die nicht unmittelbar an den Mantelenden liegen, können nämlich die Formänderungsgrößen y und $\frac{dy}{dx}$ der in halber Schußhöhe liegenden Mantelquerschnitte mittels der elementaren Berechnung, unter Zugrundelegung des in gleicher Höhe wirksamen Flüssigkeitsdruckes, hinreichend genau ermittelt werden, so daß die genauere Berechnung nur von der Mitte des vorletzten Schusses bis zum unteren Mantelende durchzuführen ist. Bei niedrigen Schüssen kann sich allerdings die Notwendigkeit ergeben, mit der Rechnung schon einen Schuß höher beginnen zu müssen. Im übrigen wird auf die in Fußnote 2) angeführte Quelle verwiesen.

Für den hier betrachteten Behälter und für Bauwerke mit ähnlichen Verhältnissen (Mantel aus wenigen, hohen Schüssen bestehend) können auch unmittelbare Näherungsformeln für das Biegemoment und für die Querkraft des Mantelfußes aufgestellt werden.

Zu diesem Zwecke möge die eingangs angeschriebene Gleichung der elastischen Linie des Mantelstreifens, aus welcher durch wiederholte Differentiation auch die Gleichungen für die ersten drei Ableitungen von y nach x zu erhalten sind, betrachtet werden. Nach Ermittlung der dem untersten Schuß zugehörigen Konstanten c_1 und c_2 können aus diesen

vier Gleichungen die Formänderungsgrößen y , $\frac{dy}{dx}$, $\frac{d^2y}{dx^2}$ und $\frac{d^3y}{dx^3}$ für beide Ränder, sowie auch für beliebige Zwischenquerschnitte dieses Schusses berechnet werden. Die in den Gleichungen für den unteren

Schußrand vorkommenden Funktionswerte $e^{\pm \frac{x}{h}}$ sind $e^{\pm \frac{h}{h}}$ -mal größer als die gleichartigen Funktionswerte der Beziehungen für den oberen Schuß-

rand. e^h kann für bestimmte Anlageverhältnisse große Werte erreichen, so daß vergleichsweise die Formänderungswege y und ihre Ableitungen, welche längs des ganzen Mantels stets innerhalb beschränkter Grenzen liegen müssen, nur sehr kleine Beträge darstellen. Unschwer ist zu erkennen, daß die Größenverhältnisse zwischen den Konstanten dann derartige sein müssen, daß in den Ausdrücken für y , $\frac{dy}{dx}$, $\frac{d^2y}{dx^2}$ und

$\frac{d^3y}{dx^3}$ des unteren Schußrandes die mit c_1 bzw. c_2 behafteten Glieder ungleich größer sind, als die Glieder mit c_3 bzw. c_4 , während für den oberen Schußrand die Umkehrungen gelten. Bei ausreichender Größe von $e^{\frac{h}{h}}$ dürfen dann in den Gleichungen für y , $\frac{dy}{dx}$ usw. des unteren

Schußrandes die Glieder mit c_3 und c_4 unterdrückt werden; nach Elimination der in diesen vier Gleichungen verbliebenen Konstanten c_1 und c_2 werden die beiden folgenden, für den Mantelfuß geltenden Beziehungen erhalten

$$m n \cdot \frac{dy}{dx} = \frac{1}{2} \cdot m n^2 \cdot \frac{d^2y}{dx^2} + m y - \frac{H}{n} + 1,$$

$$m n^3 \cdot \frac{d^3y}{dx^3} = m n^2 \cdot \frac{d^2y}{dx^2} - 2 m y + 2 \cdot \frac{H}{n},$$

wobei $m = \frac{E' \delta}{\gamma R^2 n}$, und H die Abszisse des unteren Schußrandes, also die Mantelhöhe bedeutet. Aus diesen beiden Gleichungen und aus den zwei Randbedingungen für den Mantelfuß können y , $\frac{dy}{dx}$ usw. bestimmt werden.

So z. B. wird für starre Einspannung des Mantelfußes mit $y = 0$ $\frac{dy}{dx} = 0$ erhalten.

$$\frac{d^2y}{dx^2} = \frac{2}{m n^3} (H - n), \quad \frac{d^3y}{dx^3} = \frac{2}{m n^4} (2H - n),$$

$$\text{und daher } M_0 = \frac{2 E' J}{m n^3} (H - n), \quad Q_0 = \frac{2 E' J}{m n^4} (2H - n).$$

Diese Näherungsausdrücke sind nur anwendbar, wenn $e^{\frac{h}{h}}$ genügend groß ist. Die Werte $e^{\frac{h}{h}}$ nehmen unter sonst gleichen Umständen mit zunehmender Schußzahl rasch ab. Im vorliegenden Falle wäre bei alleinigem Vorhandensein des obersten Schusses $e^{\frac{h}{h}} = 58700$; für den untersten Schuß des fünfschüssigen Mantels wird $e^{\frac{h}{h}} = 667,3$. Doch ist dieser Wert noch immer groß genug, um die abgeleiteten Näherungsformeln anwenden zu dürfen und die hier errechneten Näherungswerte für M_0 und Q_0 stimmen mit den genauen Werten innerhalb der ersten vier Stellen vollständig überein.

Alle Rechte vorbehalten.

Die Zerstörung der Wasserburger Innbrücke und ihr Wiederaufbau.

Von Ingenieur Karl Protzmann, Würzburg.

In dem strengen Winter 1928/29 mit seiner scharfen und ungewöhnlich langen Frostperiode froren im bayerischen Alpenvorland auch die schnellfließenden Bäche und Flüsse in ihrem Mittel- und Oberlauf teilweise bis auf den Grund zu. Durch die Einengungen und sich wiederholenden Überflutungen der Eisdecke entstanden mitunter Eisstärken bis zu 6 m, Vereisungen in solchem Maße waren in diesen Gegenden völlig unbekannt, und sie hatten auch die mannigfachen Gefahren zur Folge. So hatte z. B. die bis auf den Grund gefrorene Würm, ein Vorgebirgsflüßchen, in der Gegend von Obermenzig ihr altes Bett verlassen und sich teilweise weit abseits ein neues Bett gebahnt und in Ortschaften und Feldern großen Schaden angerichtet.

Auch der Inn war, was außerordentlich selten eintritt, schon Anfang Februar 1929 auf über 80 km zugefroren. Im Bereich dieser vereisten Strecke lag auch die Stadt Wasserburg. Bei einem mittleren Gefälle von rd. 0,8‰ umfließt hier der Inn in einer etwa 2,7 km langen Schleife die Stadt Wasserburg, welche mit Recht das Kleinod des bayerischen Alpenvorlandes genannt wird. Die so gebildete Halbinsel hat im Westen

die geringste Landbreite von nur 400 m, und im Südosten ist die Halbinsel durch eine Brücke mit dem auf dem rechten Ufer liegenden Stadtteil in Verbindung gebracht (Abb. 1).

Durch die eigenartige Lage und Bebauung bis sehr nahe ans Flußufer schien die Stadt Wasserburg und ihre Brücke bei dem zu erwartenden außerordentlichen Eisgang ganz besonders bedroht und die Flußbau-, Stadt- und Polizeibehörden hatten vorsorglich die umfassendsten Maßnahmen getroffen, um wenigstens vor Überraschungen bewahrt zu bleiben, die Menschenleben hätten kosten können. Wasser- und Feuerwehr, Wach- und Meldedienste waren bis ins kleinste organisiert, alle nur erdenklichen Behelfe bereitgehalten.

Bei dem Anfang März 1929 eingetretenen Wetterumschlag ging der seit Menschengedenken größte Eisstoß doch gegen alle Erwartungen glimpflich ab. Nur einige hölzerne Jochbrücken wurden von den Eismassen zerstört. Auch die Wasserburger Innbrücke, ein Wahrzeichen der Stadt, gehörte zu den Opfern des Eisstoßes 1929. Am 9. März 1929 wurde gegen 11 Uhr vormittags der letzte der 17 Pfehle des rechtseitigen

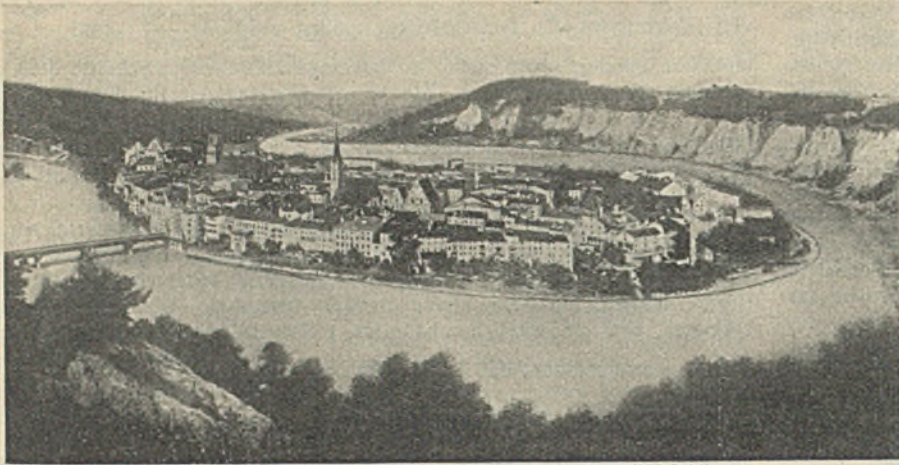


Abb. 1. Ansicht von Wasserburg mit Inn-Brücke.

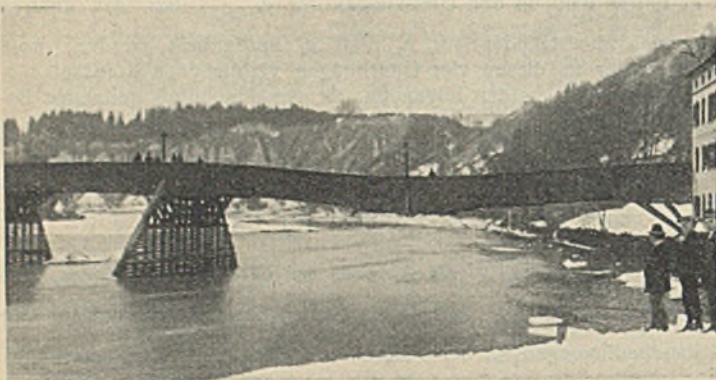


Abb. 2. Durchhang der alten Brücke mit weggerissemem Joch.

stürzte ohne besonderen äußeren Einfluß der hölzerne Überbau am rechten Ufer unter seiner Eigenlast vollständig ein (Abb. 2).

Die alte Holzbrücke wurde zuletzt in den Jahren 1855/56 mit Rücksicht auf die Einführung der Dampfschiffahrt mit einem Kostenaufwand von rd. 18 000 Gulden als Pechmannsche Bogenhängebrücke (vgl. Abb. 3 a u. 3 b) nach den von der damaligen Bauinspektion Rosenheim gefertigten Plänen unter entsprechender Erhöhung umgebaut. Ihre Gesamtlänge zwischen den massiven Widerlagern beträgt rd. 124 m und die für eine Holzbrücke sehr beachtlichen Stützweiten der Überbauten betragen bei Anordnung von fünf Jochen nahezu 21 m.

Die Brückenbreite mit den beiderseitigen erhöhten Fußwegen war 6,8 m. Unter letzterem war die städtische Wasserleitung übergeführt. Die Gußrohre lagen in Holzkasten mit Kuhhaaren als Isolierung gut eingebettet. Am linken Ufer mündete die Brücke unmittelbar in das Brucktor ein, welches mit seiner leider nur sehr geringen Lichtweite von 3,77 m ein empfindliches Verkehrshindernis bildete (vgl. auch Abb. 6).

Seit 1855 mußten die Brückenjoche mehrmals erneuert werden. Auch die ständige Unterhaltung bzw. Erneuerung der Holzabdeckung der Fahrbahn verursachte namhafte Kosten. Zum Schutze der Brücke waren letztmals im Jahre 1916 namentlich für den Durchgangsverkehr sehr scharfe oberpolizeiliche Vorschriften erlassen worden. Danach hatten Lastfahrzeuge die Fahrbahnmitte einzuhalten. Solange Schnee auf der Fahrbahn lag, durften Motorlastzüge und Lastwagen von mehr als 100 Ztr. Gesamtgewicht die Brücke nur einzeln befahren. Bei schneefreier Fahrbahn galt die gleiche Bestimmung für Motorwagen mit mehr als 165 Ztr., für Motorlastzüge mit mehr als 245 Ztr., sowie für Lastwagen mit mehr als 120 Ztr. Gesamtgewicht. Die Brücke durfte außerdem nur im Schritt befahren werden.

Die über fünf Joche durchlaufenden Brückenhauptträger, waren über den Stützpunkten besonders kräftig ausgebildet, hatten seitliche Holzverschalungen und, wie auch die Querträger- und Streckbalken, verzinkte Blechabdeckungen. Imprägnierungen irgendwelcher Art fehlten. Wenn

auch mit der Zeit der Bohrwurm an einzelnen Teilen ein gut Stück Zerstörungsarbeit geleistet hatte, so war es erstaunlich, daß sich beim Abbruch die Weichholz-Tragkonstruktion nach fast 75jährigem Bestande noch in verhältnismäßig gutem Zustande befand. Die Eichenholzdübel zwischen den Verbundbalken waren noch wie neu erhalten.

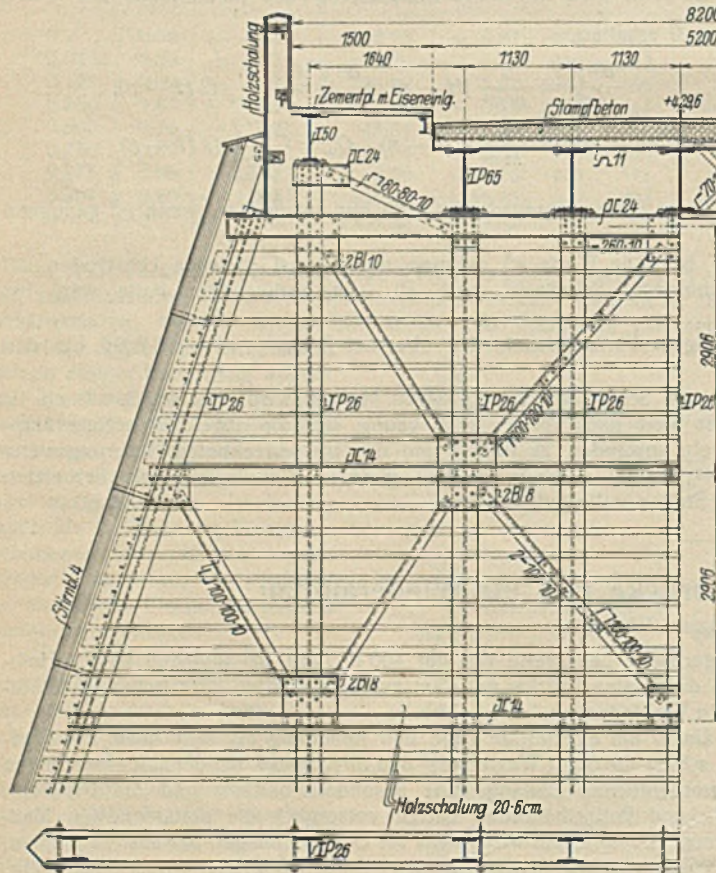


Abb. 4. Querschnitt und Joch der neuen Brücke.

Abb. 3a.

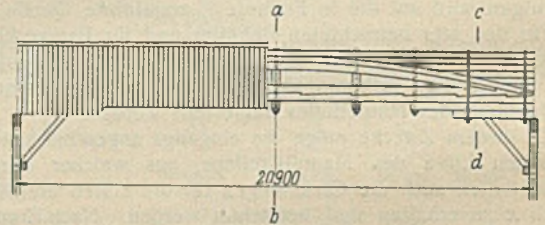


Abb. 3b.

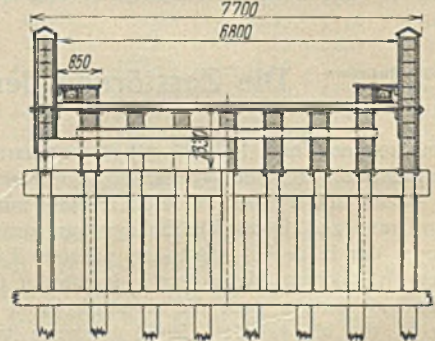


Abb. 3a u. b. Längsansicht, -schnitt und Querschnitt der alten Brücke (Pechmannsche Bogenhängebrücke).

äußersten Joches vom Eise abgesägt und letzteres durchgedrückt. Die vorher abgesperrte Brücke sackte, wie Abb. 2 zeigt, an der Stelle des weggerissenen Joches durch. Bei der nunmehr in der Kurvenaußenseite vergrößerten Durchflußweite konnten die bedeutenden Eismassen jetzt ungehinderter abgeführt werden, so daß der übrige Teil der Brücke stehen blieb. Erst 18 Tage später, in der Nacht zum 28. März 1929,

Mit dem Einsturz der Brücke riß gleichzeitig die über sie geführte Wasserleitung ab und die Stadt hatte längere Zeit kein Trinkwasser, was sehr unangenehm fühlbar wurde. Außerdem waren die Bewohner des auf dem rechten Ufer liegenden Stadtteils mit Hinterland von Schule, Kirche, Arzt, Nahrungsmittelgeschäften usw. abgeschnitten. Auch der zu den bevorstehenden großen Frühjahrmärkten über die Brücke gehende Zu-



Abb. 6. „Brucktor“ nach der Erweiterung.



Abb. 7. Schwimmende Ramme bei der Arbeit.

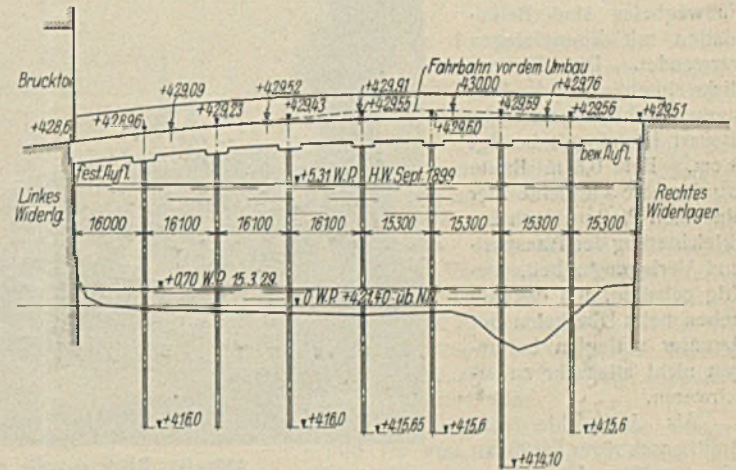


Abb. 5. Längensprofil der neuen Brücke.

strom der Landbevölkerung war lahmgelegt, so daß aus allen Kreisen der Bevölkerung, und nicht zuletzt von der Stadtverwaltung selbst, an den Bayerischen Staat, dem die Unterhaltungs- und Baupflicht obliegt, die dringendsten Ersuchen gestellt wurden, mit allen nur möglichen Mitteln die Verkehrsunterbrechung unverzüglich zu beheben und die Brücke durch einen den derzeitigen Verkehrsansprüchen entsprechenden Umbau zu erneuern. Für diesen Umbau forderten die Bau-Kunst-sachverständigen gleichzeitig noch die Erhaltung des äußeren Charakters der alten Wasserburger Innbrücke als Wahrzeichen der Stadt.

Eine erste Maßnahme nach dem Einsturz war der Zusammenschluß der gerissenen Wasserleitung mittels Hanfschläuche. Später wurde während der Umbauarbeiten für die Trinkwasserversorgung eine doppelte Hanfschlauchleitung kurz unterhalb der Brücke, an einem Hochseil aus verzinktem Stahldraht frei hängend, über den Fluß geführt.

Zur Aufrechterhaltung des Personenverkehrs wurde vom Flußbauamte eine Hochseil-Nachenfähre eingerichtet, welche nach Durchgang der Hauptmassen bereits 30 Stunden nach der Brückensperre in Betrieb gesetzt werden konnte. Später, am 20. März 1929, gesellte sich noch eine zweite Hochseilfähre für den Wagenverkehr hinzu. Die stark wechselnden Wasserstände gestalteten manchmal die Zu- und Abgänge beim Fährbetrieb recht schwierig.

Hinsichtlich der Brückenerneuerung standen folgende Fragen im Vordergrund: Die Finanzierung und die Wahl des Baustoffes. Mit Rücksicht auf die bevorstehende Schneeschmelze im Gebirge und die folgenden Sommerhochwässer mit sehr rasch wechselnden hohen Wasserständen und starker Geschiebe- und Treibzeugführung, bei Wassermengen

von 1500 bis 2400 m³/sek, sowie Flußgeschwindigkeiten bis zu 3,5 m/sek, waren Brückenbauten aus Stein und Beton, deren Herstellung feste Gerüste erfordert, ausgeschlossen.

Die oberste Baubehörde entschied sich deshalb für einen Bau in Stahl nach dem vom Verfasser bearbeiteten Vorschlag. Danach waren im Hinblick auf die bedingte kurze Bauzeit die Überbauten aus Walzträgern auf Stahlpfeilern aus gerammten Breitflanschträgern vorgesehen. Durch die Wahl einer Jochbrücke mit geeigneter beiderseitiger Holzverschalung der Joche und Geländer konnte der äußere Charakter der alten Brücke voll gewahrt werden. Auch den übrigen Anforderungen, wie kurze Bauzeit und Vermeidung fester Gerüsteinbauten, konnte damit ohne weiteres entsprochen werden.

Den Querschnitt der neuen Brücke mit Joch zeigt Abb. 4, das Längensprofil Abb. 5. Die Fahrbahnbreite mußte auf 5,20 m beschränkt werden, da die Breite des Verkehrsstromes durch das Brucktor begrenzt war und dessen Lichtweite nur auf 5,05 m vergrößert werden konnte. Einschließlich der beiderseits angeordneten erhöhten Fußwege von je 1,5 m Breite wurde die Gesamtbreite der Brücke zwischen den Geländern mithin 8,2 m (Norm V der DIN 1071) gegenüber 6,8 m Breite der alten Brücke. Am Brucktor

wurden die Fußwege schräg ausgezogen, in neu hergestellte seitliche Durchgänge geleitet und durch den Torbau hindurchgeführt (Abb. 6). Die Trennung zwischen Fußgänger und Wagen wirkt sich hier im geordneten Verkehr gut aus.

Der Festigkeitsberechnung für die neue Brücke ist die Belastung nach DIN 1072, Klasse I, für die Stoßziffern, Beanspruchung usw. DIN 1073 zugrunde gelegt. Die Überbauten bestehen aus sieben durch Quer-

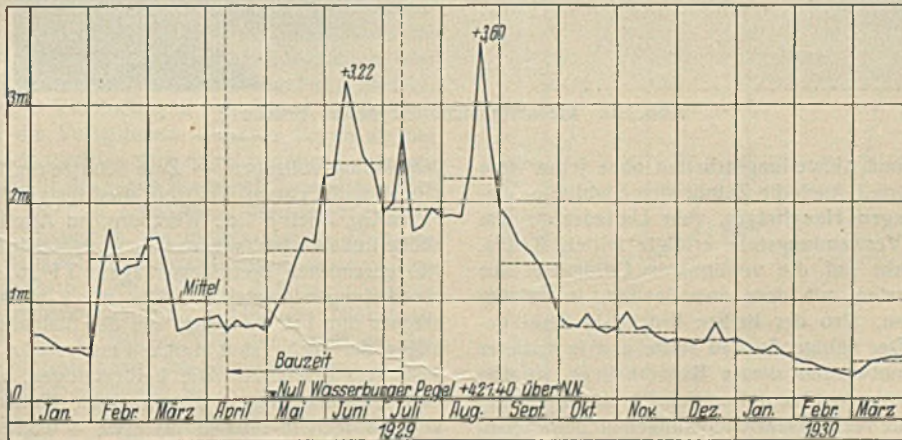


Abb. 8. Wasserstände am Wasserburger Pegel (1929 und Anfang 1930).

rahmen verbundenen Walzträgerzügen. Die unter den seitlichen Fußwegen angeordneten Zwischenquerträger dienen zur Überführung der Rohr- und Kabelleitungen. Die Fahrbahnplatte ist aus Belagprofilen NP 11 gebildet mit darüber befindlicher gewölbter Stampfbetonunterlage für die eigentliche Fahrbahnabdeckung. Diese besteht aus Essener Walzasphalt (sogenanntem Damman-Asphalt), welcher im Kaltverfahren an der Baustelle aufgebracht wird. Eine größere maschinelle Anlage ist hierzu nicht erforderlich. Die Stärke der Asphaltdecklage beträgt auf der ganzen Brückenbreite 4 cm. Ein besonderer Glattstrich oder Isolierung war infolge der vollständigen Wasserdichtigkeit des Damman-Asphaltes entbehrlich. Der oben nach Schablone abgezogene Stampfbeton besitzt eine geschlossene, wenn auch raue Oberfläche, wodurch eine gute Verbindung mit dem darüberliegenden Baustoff erzielt wird. Bis heute hat sich die Anlage bewährt. Zweckentsprechendes Quer- und Längsgefälle auf der Brücke gewährleisten gute Entwässerung. Über dem beweglichen Auflager am rechtseitigen Widerlager ist zur Vermeidung von Rissbildungen eine Trennfuge mit geeigneter Abdeckung (Ausdehnungsvorrichtung) quer zur Straße durchgeführt. Als Fußwegbelag sind Betonplatten mit Eiseneinlagen verwendet. Die Plattendicke einschließlich des 1 cm starken Stahlbetonaufstrichs (Bauart Kleinlogel) beträgt 8 cm. Bei 0,8 m Breite wurden die Gewichte der einzelnen Platten, auch zur Erleichterung der Transport- und Verlegungsarbeit, niedrig gehalten, um das Abheben beim Überholen der darunter verlegten Leitungen nicht allzusehr zu erschweren.

Als Jochpfähle sind Breitflanschträger IP 26 mit 15 m größter Länge verwendet. Um bei zweifacher Sicherheit nach der Brilx'schen Rammformel bei der vorgesehene Gesamteindringtiefe von 5 m und 900 kg Rammbergewicht genügende Tragfähigkeit zu erreichen, mußte in den meisten Fällen der Verdrängungsquerschnitt mittels Holzbeilagen vergrößert werden. Diese 3,2 m langen Holzbeilagen sitzen etwa 1,5 m oberhalb der Pfahlspitzen und erfüllen durchaus ihren Zweck.

Die Lieferung der Stahlkonstruktion war der Brückenbauanstalt Gg. Noell & Co. in Würzburg übertragen, welche auch die Ramm- und Aufstellungsarbeiten ohne jedes feste Gerüst von Kähnen aus durchführte. Auch die Zufuhr aller Stahlteile, einschließlich der bis zu 18 m langen Hauptträger, vom Umladepfad am flußaufwärtigen Ufergleise zur Verwendungsstelle erfolgte mittels Kähne.

Anfänglich war mit Rücksicht auf die verfügbaren Geldmittel nur der Ersatz der beiden abgestürzten mit dem anstoßenden, in seinem Traggefüge beschädigten Überbau, also der halben Brücke in Stahl geplant und in Auftrag gegeben. Der völlige Ausbau sollte erst in späterer Zeit nachfolgen. — Nach Bekanntwerden dieses Bauvorhabens wurden seitens der Stadt und der übrigen Interessenten weitere Schritte unternommen, da bei nur teilweiser Erneuerung die Verkehrseinschränkungen für den stehbleibenden Teil der alten Brücke hätten aufrechterhalten bleiben müssen. Daraufhin wurden vom Bayerischen Landtage weitere Geldmittel bewilligt, und so konnte, mit Beginn der Rammarbeit, am 20. April 1929 der Auftrag zum Umbau der ganzen Brücke in einem Zuge gegeben werden. Dadurch war es noch möglich, auch die ungünstigen alten Steigungsverhältnisse abzumindern (vgl. Abb. 5), da Dampfschiffahrt, die seinerzeit zur Erhöhung führte, auf dem Inn heute nicht mehr in Frage steht. Bei den Aufstellungsarbeiten hatten Ramme, Bohr- und Aufzugmaschinen elektrischen Antrieb. Die Nietarbeiten wurden mit Preßluftwerkzeugen

und das Ablängen der Pfahlköpfe im autogenen Schneidverfahren durchgeführt. Abb. 7 zeigt die schwimmende Ramme beim Schlagen der Pfähle an Joch 5 (von links gezählt).

Die Fertigstellung des Stahlüberbaues war nach rd. drei Monaten beendet, in welcher Zeit der Wasserstand zwischen + 0,65 m und + 3,22 m über Null-Pegel schwankte, was den Baufortgang, mit Ausnahme der Zufuhr, nicht wesentlich beeinflusste. Lediglich das Anbringen der unteren Jochverspannungen mit Holzschalungen mußte auf spätere Zeit mit niedrigem Wasserstand verschoben werden, ein Umstand, der ohne Bedeutung für die Verkehrsübergabe war.

Bereits am 4. August 1929 wurde die neue Brücke nach feierlicher Einweihung dem öffentlichen Verkehr übergeben. Kurze Zeit später erreichte das Sommerhochwasser einen Pegelstand von 3,60 m, welcher nur rd. 1,7 m unter dem Katastrophenhöchstwasser vom September 1899 liegt. Die Vorsichtsmaßnahme, die zur Vermeidung fester Gerüsteinbauten führte und bei der Wahl des Baustoffes mit ausschlaggebend war, hatte mithin volle Berechtigung. Abb. 8 gibt Aufschluß über die Wasserstände am Wasserburger Pegel für 1929 und Anfang 1930.

Der am 2. April 1929 begonnene Abbruch der alten Brücke, die Herstellung der Betonarbeiten für Widerlagererneuerung und deren Verbreiterung, sowie der Fahrbahnunterlage, die Verlegung der Fußwegplatten, die Herstellung der Holzschalungen mit Abdeckung der Brückengeländer und der Aufbringung der Deckanstriche wurden vom Straßen- und Flußbauamt Rosenheim in eigener Regie ausgeführt. Dieser Behörde oblag auch die Oberaufsicht während des Umbaus, während die örtliche Bauleitung von der Flußmeisterstation Wasserburg ausgeübt wurde.

Die Lieferung der Eisenbetonplatten für die Fußwegabdeckung erfolgte durch die Firma Thormann & Stiefel in Augsburg. Der Walzasphaltbelag der Fahrbahn wurde von der Teeras Teer- und Asphaltstraßenbau G. m. b. H., München, ausgeführt. Der nicht einfache Umbau des Brücktores mit den beiden Durchgängen wurde in Zusammenarbeit mit dem Landbauamt durch das städtische Bauamt

Wasserburg vollzogen. — Zum Schutze der Brücke wurden in den Monaten Januar und Februar 1930 bei niedrigstem Wasserstand ebenfalls von der Firma Gg. Noell & Co., Würzburg, im Abstände von 4,3 m, in jeder Jochebene flußaufwärts, sogenannte Auflaufeisbrecher hergestellt, welche aus je vier gerammten Breitflanschträgern IP 26 mit 10 cm starken Weichholzverschalungen bestehen. Die rd. 9 m langen Auflaufbalken der Eisbrecher mit 1:2 Neigung, wie die flußaufwärtigen 1:3 geneigten Schrägpfähle der Jochs sind durch 4 mm starke Stirnblechverkleidungen noch besonders geschützt. Die beiderseitigen, zum Schutze gegen Treibzeug- und Eisverhängungen angebrachten Holzverschalungen an den Jochen und Eisbrechern reichen bis etwa + 0,5 m Wasserburger Pegel hinunter. Abb. 9 läßt die Eisbrecher oberhalb der neuen Brücke bei einem Pegelstand von + 1,6 m deutlich erkennen, wobei diese noch 3 m aus dem Wasser ragen. — Der Stahlaufwand bei der Brückenerneuerung einschließlich Eisbrecher beträgt rd. 410 t.

Die Gesamtansicht (Abb. 10) zeigt, daß die Erhaltung des schönen Städtebildes und die Einfügung der neuen Brücke sehr gut gelungen ist. Bei dieser glücklichen Lösung der Aufgabe braucht der ehrwürdigen alten Holzbrücke zu Wasserburg, die aber stets ein Verkehrshindernis bildete, nicht nachgetrauert zu werden.



Abb. 9. Blick auf die neue Brücke mit Eisbrechern.

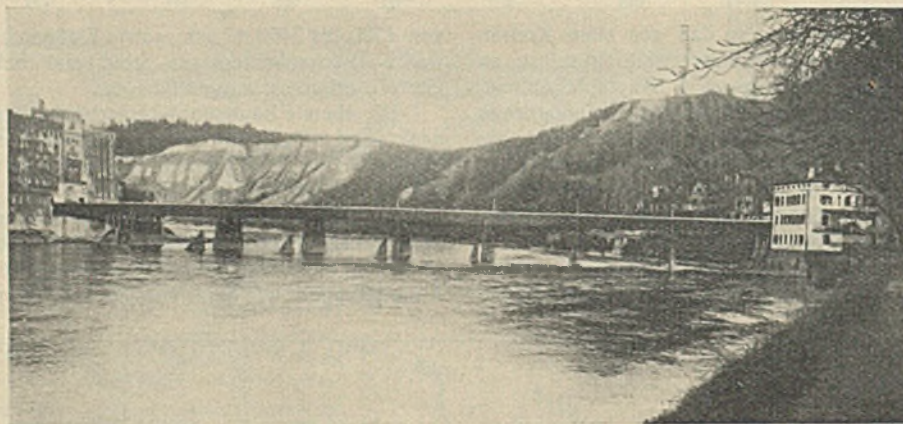


Abb. 10. Gesamtansicht der neuen Brücke.

Über die Zusammenwirkung von Nieten und Schweißnähten in kombinierten Verbindungen¹⁾.

Alle Rechte vorbehalten.

Von G. Bierett.

(Mitteilungen aus dem Materialprüfungsamt Berlin-Dahlem.)

Unter gewissen Bedingungen kann beim Anschluß von Konstruktionsteilen die Anordnung von Nieten und gleichzeitige Anordnung von Schweißnähten in Frage kommen; im Brücken- und Hochbau vor allem dann, wenn die genieteten Anschlüsse älterer Bauwerke auf einfache Weise verstärkt werden sollen. Im Schiffs- und Behälterbau können Sicherheits- und Dichtigkeitsgründe für die Anordnung von kombinierten Verbindungen sprechen. Die Frage nach der Beanspruchung der Niete einerseits und der Schweißnähte andererseits in derartigen Verbindungen ist zu unterteilen nach der Beanspruchung bei den Nutzlasten, in denen größere Formänderungen nicht zulässig sind, dann im Gebiet größerer Formänderungen und schließlich beim Bruch der Verbindungen.

Die Klärung der letzten Frage ist versuchsmäßig am einfachsten, da es in vielen Fällen genügt, die Bruchlasten von nur genieteten und von genieteten und geschweißten, evtl. auch noch von nur geschweißten Verbindungen zu vergleichen. Bei Versuchen dieser Art sind die Anschlüsse jeweils so auszubilden, daß in allen Fällen eine Zerstörung des Anschlusses und nicht der angeschlossenen Teile erreicht wird. Aber auch bei solchen Versuchen wird man je nach der Art des Anschlusses, der Anordnung und Stärke der Nietung und Schweißung zu mehr oder weniger abweichenden Ergebnissen kommen. Wie später gezeigt werden wird, kann aber unter besonderen Verhältnissen die vergleichende Betrachtung von Bruchlasten nicht einmal ein zutreffendes Bild über die Zusammenwirkung selbst in der Nähe des Bruches geben. Selbst wenn man hiervon zunächst absieht, kann durch derartige Versuche eine Antwort auf die Frage nach der Beanspruchung beider Verbindungselemente im Betriebe nicht einmal annähernd gegeben werden. Man kommt vielmehr durch reine Bruchversuche ohne Untersuchungen der Formänderungen zu einer wesentlichen Überschätzung der Mitwirkung der Niete im Bereiche der Nutzlasten oder mit anderen Worten bei Bemessung von kombinierten Verbindungen auf Grund der Ergebnisse einfacher Bruchversuche zu einer Beanspruchung der Schweißung, die erheblich über der rechnerischen und heute durch die Vorschriften als zulässig errichteten Spannung liegt. Wenn auch eine solche Berechnungsart mit der durch den Bruchversuch ermittelten statischen Sicherheit begründet werden könnte, so steht dem entgegen, daß diese Sicherheit gegenüber den dauernden und auch wechselnden Beanspruchungen im Betriebe nur eine scheinbare ist. Eine der tatsächlichen Beteiligung von Nietung und Schweißung annähernd entsprechende Bemessung ist deshalb nur dann möglich, wenn man die Verschiebungs- und Formänderungsvorgänge bei einer Nietung, bei einer Schweißung und bei einer Verbindung beider Anschlußarten berücksichtigt, wobei aber zur Zeit noch von den Einflüssen ständig wechselnder oder dynamischer Belastungen, die die statisch festgestellte Zusammenwirkung vollkommen verändern können, abgesehen werden muß.

Eine gleichmäßige Beteiligung der Niete und der Schweißnähte an der Kraftübertragung würde dann vorliegen, wenn die Nietung und die Schweißnähte so bemessen sind, daß die reine Nietverbindung und die reine Schweißverbindung bei Belastung die genau gleichen Verschiebungsmerkmale zeigt. Dies ist auch nur denkbar, wenn man von den Formänderungsvorgängen komplizierterer Art innerhalb der angeschlossenen Teile, die sich aus dem andersartigen Kraftangriff der Niete und der Schweißnähte, dann aber auch aus ungleichmäßiger Beanspruchung der einzelnen Niete und der einzelnen Teile der Nähte ergeben, absieht. Es sollen deshalb zuerst einfache Verbindungen mit Stirnschweißungen besprochen werden, bei denen die Verhältnisse einfacher liegen als bei Flankenschweißungen, da man sich zunächst wird damit begnügen müssen, die Formänderungsvorgänge innerhalb der angeschlossenen Teile unbeachtet zu lassen, d. h. diese selbst als starr zu betrachten. Bei der folgenden Besprechung der Ergebnisse von Versuchen, die in ihrer Anlage teilweise nicht unmittelbar auf die zur Behandlung stehende Frage zugeschnitten waren, beschränke ich mich deshalb auch auf die Anführung einiger charakteristischer Last-Formänderungskurven und Zahlen für Nietungen und kombinierte Verbindungen, um zu zeigen, daß der Anteil an der Lastübertragung beider Verbindungselemente bei Kombinationen außerordentlich stark von der Belastung abhängig ist. Solange die Formänderungen innerhalb der angeschlossenen Teile vorwiegend elastischer Art sind, also klein gegenüber den äußeren Verschiebungen, kann eine vergleichende Betrachtung von Verschiebungskurven einen Anhalt über die Beteiligung der Nietung eines kombinierten Anschlusses an der Kraftübertragung geben. Sobald innerhalb der angeschlossenen Teile selbst größere Verformungen auftreten, läßt sich auch aus den Verschiebungen der angeschlossenen Teile gegeneinander kein zahlenmäßig zutreffendes Verhältnis mehr ableiten.

¹⁾ Die dankenswerte Arbeit zu dem gleichen Thema von A. Bühler in Heft 20, 1930, dieser Zeitschrift lag bei Abschluß dieses Aufsatzes noch nicht vor.

Untersucht wurde eine Verbindung von einfach überlappten Blechen von 500 mm Breite und 6 mm Stärke nach Abb. 1. Verwendet wurde Kohlenstoffstahl mit 30 bis 32 kg/mm² Streckgrenze und 54 bis 58 kg/mm² Festigkeit. Die Nietung war drei- und vierreihig mit neun Nieten in jeder Reihe von 15 mm Durchmesser für das geschlagene Niet. Die Köpfe waren mit dem Lufthammer geschlagen und in Rück-sicht auf den speziellen Zweck, für den die Verbindungen verwendet werden sollten, doppelt versenkt. Es betrug:

- der volle Blechquerschnitt:
 $F \sim 30 \text{ cm}^2$
- der geschwächte Blechquerschnitt:
 $F_n \sim 20 \text{ cm}^2$
- die Scherfläche für eine Nietreihe:
 $F_s = 15,9 \text{ cm}^2$.

Außer den nur genieteten Verbindungen wurden kombinierte Verbindungen mit derselben Zahl von Nietreihen untersucht, bei denen die senkrecht zur Zugachse liegende Kante des Bleches durch elektrische Lichtbogen-schweißung mit dem anderen Blech verbunden war. Teilweise war nur die Vorderkante eines Bleches, teilweise waren die Vorderkanten beider Bleche angeschweißt. Das Kehlmaß betrug 4,2 mm, der Kehlnahtquerschnitt für die 500 mm lange Schweißraupe danach 21 cm², für die Proben mit doppelter Schweißnaht 42 cm².

Abb. 2a gibt das Lastverschiebungsbild für eine dreireihige Nietung mit einem Scherquerschnitt von $F_s = 47,7 \text{ cm}^2$ und für eine kombinierte Verbindung mit gleicher Nietanordnung bei Anschweißung der Vorderkanten beider Bleche. Die

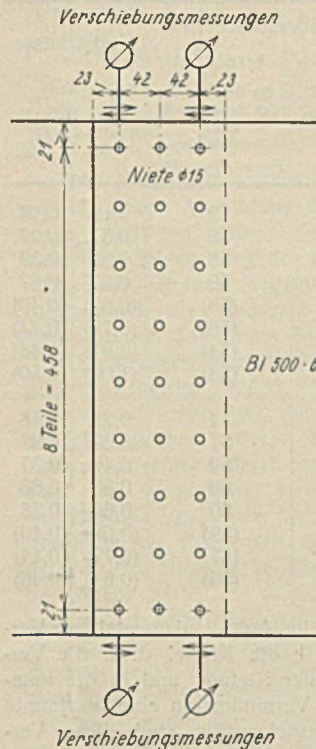


Abb. 1. Versuchskörper mit Meßeinrichtungen.

Verschiebungskurve ist gebildet aus den Ergebnissen zweier Parallelversuche. Die Verschiebungen der Bleche gegeneinander sind ermittelt an den Blechflanken im Querschnitt der äußeren Nietreihen, also für jede Probe an vier Meßstellen (Abb. 1), deren ziemlich gleiche Ergebnisse

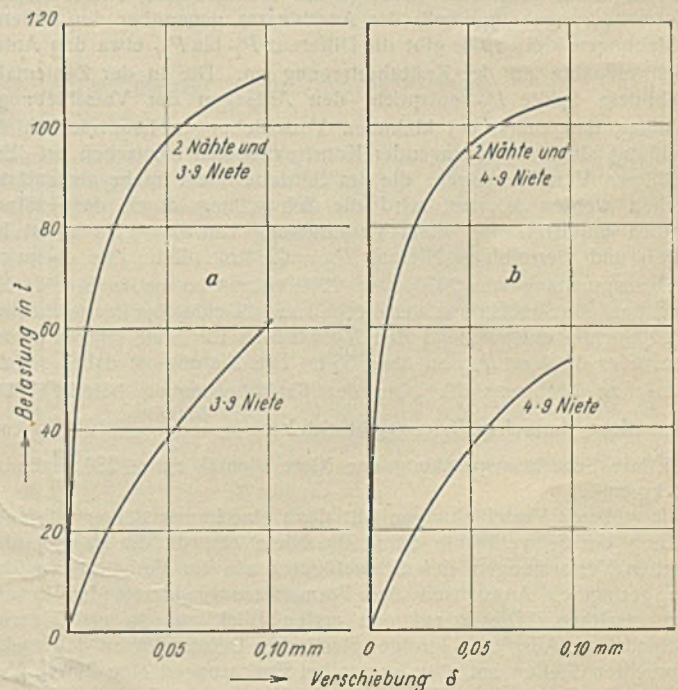


Abb. 2. Schaubild der Verschiebungsmessungen.

gemittelt wurden. Abb. 2b gibt die entsprechenden Kurven für eine vierreihige Nietung bei reiner Nietung und bei Kombination derselben mit Schweißung an beiden Kanten.

Bei der großen Meßfeinheit von $\frac{1}{200} \text{ mm}$ ist eine von Anfang der Belastung an einsetzende Gleitung bei den reinen Nietverbindungen

erkenntlich, während die kombinierte Verbindung dagegen anfänglich als starr angesehen werden kann. Die schon bei geringen, mittleren Scherspannungen einsetzenden Gleitungen waren nicht etwa durch die Form des verwendeten Nietes mit doppeltem Versenk verursacht, da einige von demselben Hersteller und unter den gleichen Bedingungen angefertigte und untersuchte, einfach überlappte Verbindungen einmal mit Senknieten, dann mit Kopfnieten keine Vorteile der Kopfniete hinsichtlich der Verschiebungen ergaben.

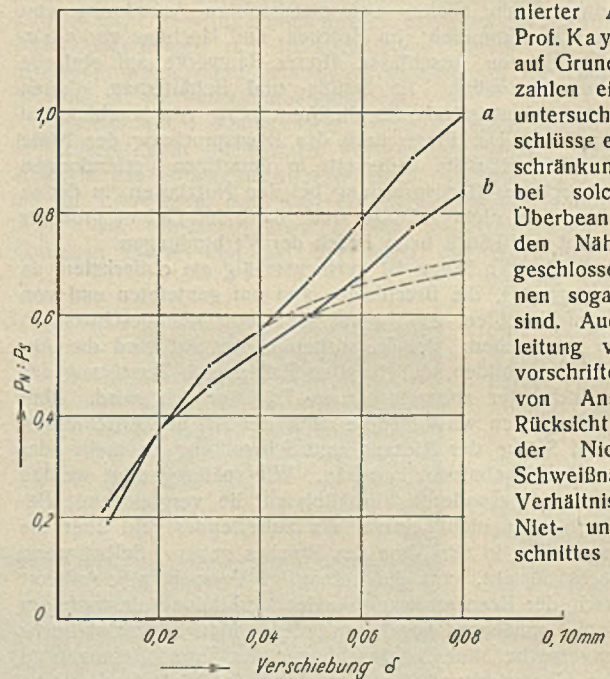
Zahlentafel 1.

Verbindung durch	Ver- schiebung in $\frac{1}{100}$ mm δ	Formänderungswiderstände in t			Verhältnisse	
		für die Nietung P_N	für die Kombi- nation P_C	errechnet für den Anteil der Schweißung in der Kombination $P_S = P_C - P_N$	$\frac{P_N}{P_S}$	$\frac{P_N}{P_C}$
3×9 Niete mit $F_S = 47,7 \text{ cm}^2$ und 2 Nähte mit $F_a = 42 \text{ cm}^2$	1	10	62	52	0,19	0,16
	2	21	77	56	0,37	0,27
	3	29	87	58	0,50	0,33
	4	34	93	59	0,57	0,37
	5	39	97	(58)	(0,67)	(0,40)
	6	44	100	(56)	(0,79)	(0,44)
	7	49	103	(54)	(0,91)	(0,48)
	8	53	106	(53)	(1,00)	(0,50)
4×9 Niete mit $F_S = 63,6 \text{ cm}^2$ und 2 Nähte mit $F_a = 42 \text{ cm}^2$	1	12	66	54	0,22	0,18
	2	21	78	57	0,37	0,27
	3	27	86	59	0,46	0,31
	4	32	92	60	0,53	0,35
	5	36	96	60	0,60	0,38
	6	40	99	(59)	(0,68)	(0,40)
	7	44	101	(57)	(0,77)	(0,44)
	8	47	103	(56)	(0,84)	(0,46)

Zur zahlenmäßigen Auswertung der in Abb. 2 dargestellten Verschiebungsschaubilder sind in Zahlentafel 1 die Kräfte, d. h. die Verschiebungswiderstände angegeben, die in der Nietung und in der kombinierten Verbindung auftraten, wenn den Verbindungen eine bestimmte Verschiebung aufgezwungen wurde. (Versuchsmäßig sind diese Verschiebungswiderstände natürlich in üblicher Weise durch stufenweise Belastung und Feststellung der jeweiligen Verschiebungen ermittelt worden.) Bei einem bestimmten Verschiebungsmaß δ ergibt sich für die Nietung ein Widerstand P_N , für die kombinierte Verbindung ein Widerstand P_C . Entsprechend den Schaubildern wächst der Widerstand P_N mit größer werdenden Verschiebungen ziemlich stetig an, während sich der Widerstand P_C zuerst schnell, dann bei größeren Verschiebungen immer langsamer vergrößert. Solange die Voraussetzung erfüllt ist, daß die Formänderungen innerhalb des Anschlusses gegenüber den äußeren Verschiebungen klein sind, gibt die Differenz P_C bis P_N etwa den Anteil der Schweißnähte an der Kraftübertragung an. Die in der Zahlentafel so gebildete Spalte P_S entspricht den Aussagen der Verschiebungsschaubilder, daß zuerst bei kleineren Verschiebungen hauptsächlich die Schweißung als kraftübertragender Konstruktionsteil anzusehen ist. Erst bei größeren Verschiebungen, die im Betriebe nicht mehr als zulässig angesehen werden können, wird die Schweißung durch die Nietung wesentlich entlastet. Bei einer Verschiebung von $\delta = \frac{1}{100}$ mm ist bei der drei- und vierreihigen Nietung $P_C = 62$ bzw. 66 t. Das entspricht einer Beanspruchung von 2070 bzw. 2200 kg/cm² im vollen Blech. Mit Rücksicht auf die Streckgrenze der Bleche kann die zulässige Beanspruchung zu 1820 kg/cm², entsprechend den Vorschriften für St 48, angenommen werden, oder die Last P_{zul} zu etwa 55 t. Die Nietung ist dabei günstig gerechnet zu höchstens 20% an der Kraftübertragung beteiligt. Die Beanspruchung der Schweißung ergibt sich zu $\sigma \cong \frac{44000}{42} \cong 1050 \text{ kg/cm}^2$, die mittlere Scherbeanspruchung der Niete einmal zu $\cong 230$, dann zu $\cong 170 \text{ kg/cm}^2$.

Mit größeren Verschiebungen tritt dann eine immer stärker werdende Entlastung der Schweißnähte durch die Niete ein, da die einsetzenden plastischen Verformungen des Schweißgutes ein im Verhältnis zu den Niet-Verformungen geringeres Anwachsen des Formänderungswiderstandes in den Nähten bewirken. Dieser auf den ersten Blick günstig erscheinende Kraft-Spannungs-Ausgleich infolge plastischer Deformationen der meistbeanspruchten Stellen hat aber immer bei Entlastungen eine innere Verspannung zur Folge derart, daß die plastisch am stärksten verformten Teile Spannungen erfahren, die den die Verformung hervorruhenden entgegengesetzt sind und bei größerer Verformung entsprechend groß werden können. Die Berücksichtigung dieses Spannungsausgleiches bei der Bemessung — und eine solche liegt fast immer vor, wenn die Bemessungsvorschriften nur aus Bruchlastzahlen hergeleitet sind — bedarf eingehenderer Untersuchungen über die Auswirkung der plastischen Ver-

formung, als es hier möglich ist. Bei dem heutigen Stand der Erkenntnis der Vorgänge in Schweißnähten erscheint die, wenn vielleicht auch unbewußte Berücksichtigung des Spannungsausgleiches durch die Bemessung verfrüht. Nur dort, wo es sich um vorwiegend ruhende Belastung handelt, wird man einer solchen Bemessung beistimmen können. Der Vorschlag zur Berechnung kombinierter Anschlüsse von Prof. Kayser, Darmstadt²⁾ auf Grund der Bruchlastzahlen einiger, von ihm untersuchter Winkelanschlüsse enthält diese Einschränkung nicht, obwohl bei solchem Vorgehen Überbeanspruchungen in den Nähten nicht ausgeschlossen, im allgemeinen sogar wahrscheinlich sind. Auch dürfte die Ableitung von Bemessungsvorschriften für alle Arten von Anschlüssen ohne Rücksicht auf Anordnung der Niete und der Schweißnähte und dem Verhältnis des wirksamen Niet- und Schweißquerschnittes auf Grund der Bruchlastzahlen eines speziellen Anschlusses den äußerst schwierigen Formänderungszusammenhängen bei kombinierten Verbindungen nicht Rechnung tragen.



a = 2 Nähte und 2 · 9 Niete. b = 2 Nähte und 4 · 9 Niete.

Abb. 3. Schaubild über die Verteilung der Kraft auf Nietung und Schweißung in Abhängigkeit von den Verschiebungen.

Die Werte P_S der Zahlentafel 1 werden von $\delta = 4$ bzw. $5 \cdot \frac{1}{100}$ mm Verschiebung wieder kleiner. Dies wäre, wenn man den errechneten Wert P_S als richtig annehmen wollte, nur durch bereits beginnende Zerstörung der Nähte zu erklären. Die an drei nur geschweißten, überlappten Verbindungen angestellten Versuche ergaben aber Bruchlasten von 114, 128 und 117 t, so daß diese Deutung ohne weiteres als unrichtig zu erkennen ist. Man hat vielmehr diese rechnerische Abnahme der Werte P_S so zu erklären, daß die Voraussetzungen für die Rechnung — untergeordnete Formänderungen innerhalb der Anschlüsse gegenüber den festgestellten Verschiebungen — auch annähernd nicht mehr zutrifft. In Abb. 3, in der die Werte $P_N:P_S$ in Abhängigkeit von der Verschiebung dargestellt sind, macht sich dieser stark fehlerhafte Rechnungswert für P_S bei den entsprechenden Verschiebungen durch einen leichten Knick in den Kurven bemerkbar. Wahrscheinlicher ist der Verlauf der Werte $P_N:P_S$ nach den gestrichelt eingezeichneten, aber zahlenmäßig nicht zu belegenden Kurven.

Die Bruchlasten betragen:

- I. Kombinierte Verbindungen bei Anschweißung der Vorderkanten beider Bleche.
 - a) dreireihige Nietung 114 und 124 t, Mittel 119 t.
 - b) vierreihige Nietung 126 und 117 t, Mittel 122 t.
- II. Geschweißte Überlappung ohne Nietung 114, 128 und 117 t, Mittel 120 t.

Der Bruch erfolgte an einer Blechvorderkante durch Lösen der Schweißung und späteres Zerreißen des Bleches in der der zerstörten Naht nächstgelegenen Nietreihe.

Die Bruchlast der nur genieteten Proben betrug bei dreireihiger Nietung 100 t, bei vierreihiger Nietung 99 t. Da der Bruch nicht durch Abscheren der Niete, sondern durch Zerstörung der Bleche erfolgte, sind diese Bruchlasten für das Weitere nicht verwendbar.

Aus den Bruchlasten der geschweißten Verbindungen mit und ohne Nietung ohne Beachtung der Verschiebungskurven müßte geschlossen werden, daß die Nietung an der Kraftübertragung überhaupt nicht beteiligt ist, während doch aus den Verschiebungen mit großer Sicherheit eine starke Beteiligung der Niete an der Kraftübertragung kurz vor dem Bruch gefolgert werden kann. Man erkennt, wie irreführend die Zugrundelegung von Bruchlastzahlen für die rechnerische Erfassung solcher

²⁾ Prof. H. Kayser, Versuche über die Zusammenwirkung von Nietverbindung und Schweißnaht. „Der Stahlbau“ 1930, S. 145, Heft 13.

Probleme ohne sonstige Meßergebnisse unter besonderen Umständen werden kann, daß eine Verallgemeinerung der an einem speziellen Anschluß gemachten Feststellungen nicht zulässig ist.

Die zahlenmäßige Übereinstimmung der Bruchlasten der nur geschweißten und der kombinierten Verbindungen trotz der Mitwirkung der Nieten in diesen bedarf noch der Klärung. Die Spannung im Blech an der Schweißnaht betrug bei den kombinierten und bei den nur geschweißten Verbindungen, bei dem im Durchschnitt bei 120 t erfolgenden Bruch 40 kg/mm², die mittlere Spannung im Kehlnahtquerschnitt bei den nur geschweißten Verbindungen 28 kg/mm², bei den kombinierten Verbindungen sicherlich beträchtlich weniger, so daß der Eintritt der Zerstörung für diese infolge zu großer Beanspruchung höchst unwahrscheinlich ist. Als Ursache für das Versagen werden wir vielmehr die bei 40 kg/cm² starke plastische Verformung der Bleche an den Nähten anzusehen haben, die bei den kombinierten und den nur geschweißten Verbindungen gleich war. Der Bruch trat tatsächlich allgemein nicht durch eine Zerstörung des Schweißgutes, sondern durch ein Lösen der Schweißbraupe von den Blechen ein. Hinsichtlich der Bruchlasten würden sich bei Verwendung von Blechen mit höherer Streckgrenze, aber gleichem Nietmaterial und gleicher Schweißung wie hier andere Werte ergeben, in denen die Zusammenwirkung besser zum Ausdruck kommt. Bei einer allgemeinen Behandlung der Frage dürfte deshalb die plastische Verformung der angeschlossenen Teile ungeachtet der Festigkeit der anschließenden Elemente nicht außer Acht gelassen werden.

Bei Kombinationsverbindungen, in denen nur die Vorderkante eines Bleches an das andere angeschweißt ist, muß mit einer sehr ungleichmäßigen Beanspruchung der einzelnen Nietreihen gerechnet werden. Ein ähnlicher Fall liegt vor, wenn die genieteten Anschlüsse von Profilen mit den Knotenblechen nur durch Stirnschweißung an den Profilenden oder durch Flankenschweißung, die in der Krafrichtung nicht symmetrisch zum Nietbild, sondern mehr nach dem Profilende zu angeordnet ist, verstärkt werden. Wegen der größeren Formänderungsfähigkeit in den von der Schweißnaht mehr entfernten Teilen erhält man im ganzen eine stärkere Beteiligung der Nietung an der Kraftübertragung.

Für eine dreireihige Nietung bei Anschweißung einer Blechkante an das andere Blech wurden die Verschiebungen in den einzelnen Nietreihen ermittelt. Setzt man die als Mittelwerte aus zwei Parallelproben gebildeten Verschiebungen in den einzelnen Reihen als bestimmend für den durch die Niete geleisteten Formänderungswiderstand an, so ergibt sich unter Zuhilfenahme des Verschiebungsbildes für die nur genieteten, dreireihigen Proben, die in allen Nietreihen der Ausbildung und nach den Ergebnissen von Verschiebungsmessungen sehr gleichmäßig beansprucht waren, oder der Werte $\delta \rightarrow P_N$ der Zahlentafel 1 der in Zahlentafel 2 angegebene Formänderungswiderstand, d. h. die Kraftübertragung in den einzelnen Nietreihen, und durch Summierung der Kraftanteil der Nietung und dadurch rechnerisch auch der Schweißung.

Zahlentafel 2.

Verbindung durch	Be- lastung in t P	Lastanteil in t					Verhältnisse	
		der Nietung in der Nietreihe			$P_I + P_{II} + P_{III} = P_N$	der Schweiß- ung $P - P_N = P_S$	$\frac{P_N}{P_S}$	$\frac{P_N}{P_C}$
		an der Schweiß- kante P_I	in der Mitte P_{II}	an der freien Kante P_{III}				
3×9 Niete mit $F_S = 47,7 \text{ cm}^2$ und eine Naht mit $F_a = 21 \text{ cm}^2$	29,2 38,9 49,2 58,7 69,0 79,0	0,8 1,7 3,3 5,2 (7,7) (9,7)	1,7 3,3 5,2 7,0 (11,9) (15,1)	2,5 5,2 6,6 9,0 (12,6) (31)	5,0 10,2 15,1 21,2 (32,2) —	24,2 28,7 34,1 37,5 (36,7) —	0,21 0,28 0,44 0,57 — —	0,17 0,26 0,31 0,36 — —

Der Kraftanteil der Nietung ist bei dieser Anordnung also wesentlich größer. Diese Ausbildung der Verstärkung ist aber an sich nicht zweckmäßig, weil bei dieser oder ähnlicher Lage der Schweißnähte der bestehende Schwächung der angeschlossenen Teile in der äußersten Nietreihe nicht wirksam begegnet wird. Der Bruch erfolgte auch hier im Blech durch die vorderste Nietlochreihe bei Lasten, die nicht höher waren als bei der reinen Nietung.

Die wenigen angeführten Beispiele mögen genügen, um die Schwierigkeiten zur befriedigenden Klärung dieses Problems zu zeigen. Ich habe mich darauf beschränkt, die Ergebnisse einfachster Verbindungen zu behandeln, da bei anderen Verbindungen, z. B. Flankenschweißung und Nietung, oder bei anderen Profilen, z. B. dem Winkeleisen, die Verhältnisse noch viel verwickelter werden. Aus weiteren, im Materialprüfungsamt ausgeführten Versuchen mit anderen Anschlüssen, Winkel- und Flankenschweißungen, ließe sich qualitativ noch weiter belegen, daß die Mitwirkung der Nietung in kombinierten Verbindungen bei den Nutzlasten bei weitem nicht der Mitwirkung in der Nähe des Bruches entspricht, auch daß in Anbetracht der absolut ungleichen Spannungs-Formänderungsbedingungen beider Verbindungselemente eine allgemein gehaltene Bemessungsregel ohne Rücksicht auf die besondere Art des Anschlusses nicht aufgestellt werden kann. Da es überdies bei genieteten Anschlüssen älterer Bauwerke ohne eingehendere Messungen meistens nicht möglich sein wird, einwandfreie Aufschlüsse über den Formänderungswiderstand der Nietung zu erhalten, erscheint bei Verstärkungen eine wesentliche rechnerische Zuweisung der Kräfte aus wechselnden Belastungen auf die Nietung nicht empfehlenswert. Bei Stäben einer Krafrichtung kann zur stärkeren Heranziehung der Nietung an der Kraftübertragung die Vornahme der Verstärkung unter einer gewissen Vorlast in Frage kommen, wobei in Berücksichtigung der in diesem Fall bei der Entlastung in den Nähten auftretenden, den Betriebsspannungen entgegengesetzten Spannungen die Vorlast von Fall zu Fall und nicht zu hoch bemessen werden darf.

Alle Rechte vorbehalten.

Über das Zusammenwirken von Nietverbindung und Schweißnaht.

Von Professor H. Kayser, Darmstadt.

Die Folgerungen in meinem Versuchsbericht, den ich über obenstehende Frage in Stahlbau, Heft 13, veröffentlicht hatte, lauten:

„Die vorstehend beschriebenen Versuche haben den Beweis erbracht, daß Schweißnaht und Niete bei richtiger Anordnung sehr wohl zusammenwirken; allerdings werden die Nieten nicht vollkommen ausgenutzt. Es wird daher für die Berechnung vorgeschlagen, bei kombinierter Nietung und Schweißung die zulässige Beanspruchung der Niete auf 850 kg/cm² des vollen Querschnitts festzulegen, während die Schweißnähte entsprechend den ‚Richtlinien‘ mit 750 kg/cm² zu bewerten sind.“

Im Anschluß hieran hat Herr A. Bühler, Sektionschef für Brückenbau bei den Schweizer Bundesbahnen, in Stahlbau, Heft 20, einen Artikel über: „Versuche der Schweizerischen Bundesbahnen mit geschweißten und genieteten Stabverbindungen“ veröffentlicht; Bühler erklärt am Schluß, daß die Ergebnisse seiner Versuche über das Zusammenwirken von Nietverbindung und Schweißnaht sehr ungünstig waren, und daß er deswegen davon abgehalten worden sei, die Versuchsreihen zu vermehren. Auf Grund seiner Versuche, die im Jahre 1925 angestellt worden sind, bestreitet Bühler die Richtigkeit meiner Auffassung. Seine Schlußfolgerung ist mir um so unverständlicher, als seine eigenen Versuchsergebnisse das Zusammenwirken von Nieten und Schweißnaht unter der von mir gemachten Einschränkung der richtigen Anordnung durchaus beweisen. In dem Bühlerschen Bericht steht auf S. 233 wörtlich:

„Der Gesichtspunkt der rein statischen Festigkeit dürfte als Minimalbedingung zu bezeichnen sein; er bedingt, daß die Schweißung in erster Linie $\frac{1}{3}$ der Scherfestigkeit der Niete zu ersetzen hat, um die Festigkeit der reinen Nietverbindung wieder herzustellen, worauf erst der Überschuß der Schweißung als Verstärkung in Betracht kommt.“

Diesen Satz kann ich nur unterschreiben; Bühler bestätigt damit meine Behauptung von dem Zusammenwirken der Niete und Schweißnaht bei entsprechender Gestaltung der Verbindung. Bühler hatte ebenfalls gefunden, daß einzelne Verbindungen sich weniger eignen als andere, und daß der Eintritt des Bruches bei einer Nietung mit Stirnschweißung verhältnismäßig plötzlich, mit Flankenschweißung dagegen etwas verzögert eintrat, und hält danach die letztere für die günstigere Anordnung.

Wer den Artikel des Herrn Bühler unbefangen liest, gewinnt den Eindruck, daß die Versuche, obwohl sie 1925, d. h. zu einer Zeit gemacht worden sind, wo die Schweißverfahren noch keineswegs soweit entwickelt waren wie heute, ebenfalls den Beweis erbringen, daß ein Zusammenwirken von Nieten und Schweißnaht stattfindet. Was Bühler zu seinen ungünstigen Schlußfolgerungen veranlaßt hat, vermag ich aus seinem Bericht nicht zu erschen.

Der in diesem Heft wiedergegebene Aufsatz des Dr.-Ing. G. Bierett beschäftigt sich ebenfalls mit der Frage „Über die Zusammenwirkung von Nieten und Schweißnähten in kombinierten Verbindungen“. Bierett hat auf Grund einer besonderen Aufgabe eine überlappte Verbindung zweier Bleche von 500 mm Breite und 6 mm Stärke untersucht, die mit drei und vier Nietreihen verbunden waren. Er hat zur Verstärkung dieser Verbindung lange Stirnähte von 500 mm Länge senkrecht zur Krafrichtung angeordnet und diese bei einer Versuchsgruppe an einem Blechrand, bei einer anderen Versuchsgruppe an beiden Blechrändern angeordnet. Diese Verbindung ist für das Zusammenwirken von Nieten und Schweißnaht denkbar ungünstig; sie ist, wenn man eine Verstärkung der Nietverbindung durch Schweißung erreichen will, sogar direkt als zweckwidrig zu bezeichnen. Ein Zusammenwirken der Niete mit der Schweißnaht kann nur erwartet werden, wenn, wie ich bereits in meinem

Aufsatz in Stahlbau, Heft 13, betont habe, die Schweißnaht im Verhältnis zur Nietverbindung richtig angeordnet wird. Diese richtige Anordnung ist dann gegeben, wenn zwischen den Schweißnähten eine elastische Verformung und gegenseitige Verschiebung der Bleche eintreten kann, so daß die Nieten zur Kraftübertragung herangezogen werden. Das wird im allgemeinen bei solchen Anordnungen der Fall sein, bei denen die Schweißnaht parallel zur Kraftrichtung gestellt wird, so daß eine Verformung der Bleche zwischen den Schweißnähten und im Bereich der Nieten stattfinden kann.

Bei der durch Bierett wohl aus besonderen Gründen gewählten Verbindung lagen die Nieten zwischen zwei Stirnschweißungen. Zwischen diesen Schweißnähten konnte daher nur eine verhältnismäßig sehr kleine gegenseitige Bewegung der Bleche stattfinden. Es ist also klar, daß ein Mittragen der Nieten bei zwei Stirnschweißungen überhaupt kaum eintreten konnte; aber auch bei einer Stirnschweißung dürfte diese Anordnung nicht zweckmäßig sein.

Ich stimme Bierett durchaus zu, wenn er sagt, daß die Verteilung der Spannungen zwischen Nieten und Schweißnaht bei Nutzlast eine wesentlich andere ist, als bei der Bruchlast; trotzdem glaube ich, daß es zulässig und zweckmäßig ist, bei Festsetzung der zulässigen Belastung von der Bruchlast auszugehen. Es liegen hierbei ähnliche Verhältnisse wie im Eisenbetonbau vor. Auch im Eisenbetonbau sind die tatsächlichen Spannungen in den Eisen und im Beton unter der Einwirkung der Nutzlast ganz andere wie unter der Einwirkung der Bruchlast. Trotzdem legt man den Spannungsberechnungen in der Praxis einen Zustand zugrunde, wie er unmittelbar vor der Bruchbelastung eintritt. Der Fortschritt im Eisenbetonbau wäre unmöglich gewesen, wenn man sich durch die Schwierigkeiten in der Erfassung der Spannungen bei Nutzbelastung hätte abschrecken lassen.

Die Berechtigung, die zulässige Nutzbelastung aus der Bruchlast zu folgern, obgleich der Spannungszustand bei Nutz- und Bruchlast grundverschieden ist, kann auch aus den Berechnungsmethoden für Nietverbindungen hergeleitet werden. Seit über 100 Jahren berechnen wir Nietverbindungen unter der Voraussetzung, daß die Stabkraft sich gleichmäßig über sämtliche Nieten verteilt, obgleich das tatsächlich auch nicht annähernd der Fall ist. Bekanntlich werden die dem Kraftangriff zunächst liegenden Nieten wesentlich stärker beansprucht als die mittleren Nieten einer Gruppe.

Ich glaube also, daß zur praktischen Lösung des vorliegenden Problems zunächst kein anderer Weg bleibt, als von der Bruchlast der kombinierten Verbindung auszugehen, und hiernach den Sicherheitsgrad zu bemessen. Zweifellos bleibt es nebenher eine wichtige Aufgabe wissenschaftlicher Forschungen, diejenigen Spannungen, die unter der Wirkung der Nutzlast tatsächlich entstehen, durch Versuche oder theoretische Erwägungen zu finden. Bei der kombinierten Niet- und Schweißverbindung handelt es sich um ein sehr schwieriges Problem, dessen Lösung man unmöglich abwarten kann, bis man die Vorteile ausnutzt, die sich bei kombinierter Nietung und Schweißung ergeben. Ich wiederhole aus meinem früheren Bericht, daß solche kombinierten Verbindungen wohl nur für Verstärkungen, aber dann auch mit gutem Erfolg anwendbar sind, daß man dagegen bei Neukonstruktionen schon aus wirtschaftlichen Erwägungen heraus nur Nieten oder nur schweißen sollte.

Daß die von Bühler und Bierett geäußerten Bedenken von der Praxis nicht allgemein geteilt werden, beweist die Tatsache, daß in Deutschland (Reichsbahn) und noch mehr im Ausland bereits mehrfach ältere genietete Konstruktionen durch Schweißen erfolgreich verstärkt worden sind.

Abschließend möchte ich noch erwähnen, daß ich inzwischen weitere Versuche zur Klärung der Frage des Zusammenwirkens von Nieten und Schweißnaht durchgeführt habe. Diese Versuche erstreckten sich auf einfachste symmetrische Verbindungen mit St 37 und St 52 und erwiesen überzeugend die Richtigkeit meiner Annahmen. Ich behalte mir vor, in Kürze an dieser Stelle ausführlich darüber zu berichten.

Zur Erwiderung von Herrn Professor Kayser.

Obschon die Darlegungen von Herrn Prof. H. Kayser mir widersprechend erscheinen, verzichte ich auf eine Entgegnung mit Rücksicht darauf, daß unsere Versuche so sorgfältig durchgeführt und dargestellt sind, daß jedermann aus den Ergebnissen Schlüsse ziehen kann. Wenn bei einem Stab durch eine der Nietung gleichwertige Schweißung keine Vermehrung der Bruchlast eintrat, so darf gewiß von einer vorsichtigen Bewertung des Zusammenwirkens von Nietung und Schweißung gesprochen werden. Daß weitere Versuche erwünscht sind, habe ich betont, und sehe daher den neuen Versuchsergebnissen von Herrn Prof. Kayser gerne entgegen.

Bühler.

Die von mir als Beispiel zur vorstehenden Frage angeführten Ergebnisse an überlappten Blechverbindungen sind aus verschiedenen, versuchsmäßig behandelten Verbindungsarten unter anderem auch mit Flankenschweißungen ausgewählt, weil sie m. E. die beiden entgegengesetzten Grenzfälle hinsichtlich des Zusammenwirkens von Nietung und Schweißnaht darstellen, die Verbindung mit zwei Schweißnähten als die für die Heranziehung der Nietung an der Kraftübertragung un-

günstigste Anordnung, die Verbindung mit nur einer Stirnschweißnaht als die für die Mitwirkung der Nieten bei der Nutzlast günstigste Anordnung. Daß solche Grenzfälle in irgendeiner Hinsicht meistens ungünstig sind, ist in diesem Zusammenhang belanglos und auch von mir erwähnt worden. Man erhält auch für die hinsichtlich des Zusammenwirkens günstigste Anordnung eine ganz wesentlich geringere Heranziehung der Nietung bei der Nutzlast als bei späterer plastischer Deformation der Schweißung.

Flankenschweißnähte normaler Anordnung sind nach meinen Erfahrungen nicht günstiger, sondern liegen im allgemeinen zwischen den beiden angeführten Grenzfällen. Die Bruchlasten ergeben ein unverhältnismäßig günstiges Bild über die Mitwirkung der Nietung gegenüber der Beteiligung bei der Nutzlast. Entsprechende Versuchsergebnisse habe ich nicht näher behandelt, weil zur Erörterung über die Zusammenwirkung die zahlenmäßig verhältnismäßig einfach zu verfolgenden Grenzfälle am besten geeignet sind. Außerdem veranlaßten mich die gegenüber heutigen Verhältnissen relativ geringen Bruchlasten und Bruchspannungen von Verbindungen mit Flankenschweißnähten, die schon vor Jahren untersucht wurden, diese zahlenmäßig nicht näher zu erörtern. Damit trete ich den diesbezüglichen Einwendungen von Prof. Kayser gegen die Bühlerschen Versuche nicht bei, da Bühler seine Schlußfolgerungen hauptsächlich aus sehr feinen Formänderungsmessungen auch innerhalb der Nutzlasten und nicht allein aus den Bruchlasten zieht. Da nun hinsichtlich der elastischen Formänderungsfähigkeit von Schweißnähten — und auf diese kommt es bei der Zusammenwirkung bei der Nutzlast an — im Laufe der letzten Jahre keine deutliche Veränderung festzustellen ist, können m. E. die Bühlerschen Ergebnisse, soweit es sich um die Zusammenwirkung bei der Nutzlast handelt, auch auf heute hergestellte Schweißungen übertragen werden.

Von grundsätzlicher Bedeutung für die ganze Frage ist die Beurteilung der Zulässigkeit einer rechnerischen Berücksichtigung des Spannungsausgleiches. Kayser stellt hier Vergleiche mit der Berechnung im Eisenbetonbau und bei Nietverbindungen an. Zu ersterem kann ich nicht Stellung nehmen. Die Berechtigung, das bei der Bemessung von Nietverbindungen mit Berücksichtigung des Spannungsausgleiches übliche Vorgehen auf kombinierte Nietung und Schweißung zu übertragen, ist bisher noch nicht nachgewiesen. Der Spannungsausgleich als solcher tritt zwar auch hier ein, wobei aber zu beachten ist, daß der Eintritt des Spannungsausgleiches wie immer an plastische Verformungen gebunden ist, die wiederum innere Verspannung zur Folge haben. Für zähen Stahl wirken sich diese Erscheinungen wahrscheinlich nicht ungünstig aus. Die Auswirkung dieser Erscheinungen auf die Festigkeit des im Verhältnis zu den Baustählen spröderen Schweißgutes ist dagegen gänzlich ungeklärt, so daß die Übertragung der Berechnungsverfahren von reinen Nietverbindungen auf kombinierte Verbindungen wegen der gänzlich verschiedenen Werkstoffeigenschaften sehr bedenklich erscheint. Deshalb erscheint gerade in solchen Fällen der Bruchversuch ohne Bestimmung der Formänderungen zur Aufstellung von Bemessungsregeln sehr ungeeignet.

Die Frage der Verstärkungsmöglichkeit genieteter Konstruktionen durch Schweißen ist von mir nicht berührt worden, wie man aus dem Kayserschen Aufsatz schließen könnte, nur den günstigen Kayserschen Annahmen über die Mitwirkung der Nieten glaubte ich nicht beipflichten zu können.

Bierett.

Schlußwort zu vorstehenden Entgegnungen der Herren Dipl.-Ing. Bühler und Dr.-Ing. Bierett.

Mit Herrn Bühler bin ich darin einig, daß nur weitere Versuche das fragliche Problem klären werden; ich hoffe, derartige Versuchsergebnisse in kürzester Frist veröffentlichen zu können.

Auf die Ausführungen des Herrn Dr.-Ing. Bierett im Rahmen einer kurzen Erwiderung ausführlich einzugehen, ist nicht möglich. Nur so viel möchte ich behaupten, daß überlappte Blechverbindungen mit einer oder beidseitiger Schweißnaht eben nicht die beiden Grenzfälle für das Zusammenwirken von Nietung und Schweißnaht sind. Wie Bierett — durchaus übereinstimmend mit meiner Ansicht — feststellt, ist die Verbindung mit zwei Stirnkehlschweißnähten die für die Heranziehung der Nietung zur Kraftübertragung ungünstigste Anordnung, also der eine Grenzfall. Dagegen ist m. E. die Verbindung mit einer Stirnschweißnaht keineswegs die günstigste Anordnung, also eben nicht der andere Grenzfall. Vielmehr wirken Flankennähte neben den Nieten günstiger, sind also der tatsächliche andere Grenzfall. Diese meine Ansicht folgt aus rein theoretischen Erwägungen und wird durch die Versuchsergebnisse bestätigt.

Ob es berechtigt ist, die zulässigen Nutzbelastungen einer Verbindung aus Bruchlastergebnissen zu folgern, ist eine grundsätzliche Frage, über die ich der Fachwelt die Entscheidung überlassen muß.

Kayser.

Wir schließen hiermit diese Aussprache. Die Schriftleitung.

INHALT: Berechnung eines geschweißten Flüssigkeitsbehälters. — Die Zerstörung der Wasserburger Innbrücke und ihr Wiederaufbau. — Über die Zusammenwirkung von Nieten und Schweißnähten in kombinierten Verbindungen. — Über das Zusammenwirken von Nietverbindung und Schweißnaht.

Für die Schriftleitung verantwortlich: Geh. Regierungsrat Prof. A. Hertwig, Berlin-Charlottenburg. Verlag von Wilhelm Ernst & Sohn, Berlin W 8. Druck der Buchdruckerei Gebrüder Ernst, Berlin SW 68.