Stand der Verbindungstechnik im Metallbau

Autor(en): **Steinhardt, O.**

Objekttyp: **Article**

Zeitschrift: **IABSE publications = Mémoires AIPC = IVBH Abhandlungen**

Band (Jahr): **26 (1966)**

PDF erstellt am: **01.05.2024**

Persistenter Link: https://doi.org/10.5169/seals-20893

Nutzungsbedingungen

Die ETH-Bibliothek ist Anbieterin der digitalisierten Zeitschriften. Sie besitzt keine Urheberrechte an den Inhalten der Zeitschriften. Die Rechte liegen in der Regel bei den Herausgebern.
Die auf der Plattform e-periodica veröffentlichten Dokumente stehen für nicht-kommerzielle Zwecke in Lehre und Forschung sowie für die private Nutzung frei zur Verfügung. Einzelne Dateien oder Ausdrucke aus diesem Angebot können zusammen mit diesen Nutzungsbedingungen und den korrekten Herkunftsbezeichnungen weitergegeben werden.
Das Veröffentlichen von Bildern in Print- und Online-Publikationen ist nur mit vorheriger Genehmigung der Rechteinhaber erlaubt. Die systematische Speicherung von Teilen des elektronischen Angebots auf anderen Servern bedarf ebenfalls des schriftlichen Einverständnisses der Rechteinhaber.

Haftungsausschluss

Alle Angaben erfolgen ohne Gewähr für Vollständigkeit oder Richtigkeit. Es wird keine Haftung übernommen für Schäden durch die Verwendung von Informationen aus diesem Online-Angebot oder durch das Fehlen von Informationen. Dies gilt auch für Inhalte Dritter, die über dieses Angebot zugänglich sind.

Ein Dienst der *ETH-Bibliothek*
ETH Zürich, Rämistrasse 101, 8092 Zürich, Schweiz, www.library.ethz.ch

http://www.e-periodica.ch

Stand der Verbindungstechnik im Metallbau

The State of Assembly Technique in Steel Construction

L'état de la technique de l'assemblage dans la construction métallique

O. STEINHARDT
Prof. Dr.-Ing., Dr. sc. techn. h. c., Technische Hochschule Karlsruhe

1. Einführung

Wesentliche Angelpunkte der Metallbautechnik sind die *Verbindungen*. Sie werden mit Nieten, Schrauben, Schweißpunkten, Schweißnähten oder mit Klebfugen hergestellt; auch Kombinationen verschiedener Verbindungsmittel sind zum Teil möglich. Metallkonstruktionen können theoretisch (je nach der Form) als Flächen- bzw. als Stab-Tragwerke behandelt werden; sie sind dabei als aus Platten, Scheiben und Schalen bzw. aus Profilen zusammengesetzt zu betrachten.

Bei Stabwerken können die Verbindungen unterschieden werden nach Stößen oder Anschlüssen, je nachdem ob ein «tragender Querschnitt» weiterhin besteht oder ob er endet; sie können jedoch auch dazu dienen, die Einzelteile eines Querschnittes zu einem Ganzen zusammenzufügen, in welchem Fall insbesondere (kontinuierliche) Schweißnähte u. U. als Querschnittsteile aufgefaßt werden müssen.

In allen Fällen stellen die Verbindungen Störstellen bei der Schnittgrößenführung dar. Besonders deutlich verändert sich z. B. bei *Stäben* die Spannungsverteilung in Querrichtung, während gleichzeitig die Beanspruchung der Verbindungsmittel in Längsrichtung mehr oder weniger ungleichmäßig ist. Hierdurch wird nicht nur der Ausnutzungsgrad eines Bauteiles, wie dieser z. B. durch Querschnittsbezeichnungen wie «brutto», «netto» oder «maßgebend» zum Ausdruck kommt, bestimmt, sondern es wird darüber hinaus die Wirtschaftlichkeit von Metallkonstruktionen bei der Werkstatt- und Montagearbeit weitgehend beeinflußt.

Insbesondere F. Stüssi hat die charakteristischen Erscheinungen bei den verschiedenen Verbindungsmitteln zusammenfassend erörtert [1a], er hat

zudem einige Hinweise zur Weiterentwicklung gegeben [1b] — seine Untersuchungen werden nachfolgend ergänzt, wobei auch *zusätzliche* Gesichtspunkte erörtert sind.

2. Bemessungsgrundlagen für die z. Z. üblichen Verbindungsarten

Bei der *Nietung* weiß man, daß die jeweiligen Nietstähle (z. B. St 34, St 44 bzw. St 52 mit 3% Ni) bei der Abkühlung infolge der γ-α-Gefügeumwandlung eine Volumenvergrößerung oberhalb bzw. unterhalb von 600° C erfahren. Dieses und der nicht genau zu steuernde Nietvorgang selbst machen die «rechnerische Klemmkraft» sehr unsicher, so daß eine Nietverbindung i. d. R. nur als Scherverbindung betrachtet wird, bei welcher planmäßige zusätzliche Längskräfte dem Nietschaft nicht zugemutet werden sollen.

Statische Zugversuche, zunächst an kleinen Nietverbindungen, haben ergeben, daß zwar die Spannungsverteilung (z. B. über einen Fachwerkstab oder über einen Biegeträgergurt) sehr ungleichmäßig ist ($\sigma_{max} = \alpha\,\sigma_m$, wobei i. d. R. gilt: $2{,}0 \leqq \alpha \leqq 2{,}8$), daß jedoch trotzdem der Bruch- oder Nettoquerschnitt über eine solche mittlere Zugfestigkeit verfügt, die (bei üblichen Nietabständen) derjenigen eines gleichgroßen glatten Vollstabes entspricht. Die Zugfestigkeitswerte bei Nettoquerschnitten von Lochstäben können sogar bis um ca. 10% höher liegen. Bei *großen* Nietverbindungen hat man gelegentlich den Begriff «Konstruktionsfestigkeit» angewandt [2]; man fand hier nämlich (z. B. bei angeschlossenen U-Querschnitten, im Gegensatz zu Laschenquerschnitten [3]) einen Abfall der mittleren Bruchfestigkeit des Nettoquerschnittes bis auf 80% (wobei immer die mehr oder weniger geschickte konstruktive Lösung maßgebend war); während die gemittelte Niet-Scherfestigkeit i. d. R. voll erhalten blieb. Zusammengefaßt ergaben also die bis dato international durchgeführten Versuche, daß trotz des in Wirklichkeit sehr verwickelten Kräftespiels zwischen Pressungsverteilung und Nietschaft die folgenden *Nachweise* als ausreichend angesehen werden dürfen: Zugspannung für (maßgebenden) Nettoquerschnitt, Druckspannung für Bruttoquerschnitt; bzw. für die Niete selbst: Nachweise auf «Abscheren» bzw. auf «Lochleibungsdruck».

Man ist also — selbst im Hinblick auf große Nietverbindungen — für den statischen Spannungsnachweis im *Bauteil* der Auffassung, daß (wohl infolge der Beziehbarkeit der Tragsicherheit einer Konstruktion auf die Fließgrenze) nicht die «Konstruktionsfestigkeit», sondern vielmehr das gesamte Last-Verschiebungsdiagramm (siehe hierzu weiter unten) ausschlaggebend sei. Die für die *Niete* gültigen zulässigen Beanspruchungen σ_{zul} (Grundmaterial): $\sigma_{1\,zul}$ (Lochleibung): $\tau_{a\,zul}$ (Abscheren) verhalten sich z. Z. in Deutschland wie 1,0 : 1,75 : 0,88, wobei gleichzeitig eine Abstimmung des Nietdurchmessers d auf die kleinste Blechdicke t_{min} zu erfolgen hat.

Dauer-Schwingversuche (WÖHLER-Versuche) weisen eine, gegenüber dem

bisher Dargelegten, erheblich größere *Problematik* der Nietverbindung auf. Will man nämlich hier die Prototypen «glatter Stab» und «Lochstab» einem «Nietstab» gegenüberstellen, so findet man (z. B. anhand der Versuche von O. GRAF oder der sog. «Gemeinschaftsversuche» [4a, b]) für St 37 die «Ursprungsfestigkeit» σ_{DU} ($\kappa \approx +0{,}1$) mit folgenden (mittleren) Werten (bei einer Lastwechselzahl $N = 2 \cdot 10^6$): $\sigma_{DUS} = 28\,\mathrm{kp/mm^2}$, $\sigma_{DUL} = 21\,\mathrm{kp/mm^2}$ und $\sigma_{DUN} = 17\,\mathrm{kp/mm^2}$. Soweit die Versuchsstäbe ohne Kontaktflächenbehandlung (Anstrich) geprüft wurden, darf man annehmen, daß größere Nietschaft-Zugkräfte die Dauerversuchsergebnisse günstig beeinflußt haben. Bei ähnlichen Proben aus Baustahl St 52 sind die vergleichbaren Werte i. M. $33\,\mathrm{kp/mm^2}$, $23\,\mathrm{kp/mm^2}$ und $19\,\mathrm{kp/mm^2}$. Für «Kontaktflächen mit Zwischenanstrich» fiel (insbesondere der zuletztgenannte Wert) für σ_{DUN} (gegenüber σ_{DUL}) bei einigen Proben bis auf ca. $15\,\mathrm{kp/mm^2}$ ab. Man stellt also eine größere Kerbempfindlichkeit des härteren St 52 fest; es mag jedoch schon hier auf die offensichtlichen Einflüsse von «Vorspannkraft» im Nietschaft und «Rauhigkeitsmaß» der Kontaktflächen einer Zugscherverbindung aufmerksam gemacht werden.

Neuere Betrachtungen zu Dauerversuchen an Nietverbindungen [5] machen insbesondere auch auf Unterschiede zwischen *ein*schnittigen und *zwei*schnittigen Nietverbindungen aufmerksam, ferner werden hier spezielle Hypothesen, die z. T. auf A. THUM, M. ROŠ und E. SIEBEL zurückgehen, benutzt, um anhand einer «Kennkurve der Dauerfestigkeit in Abhängigkeit vom Spannungsgefälle» über den Meßwert σ_{DUS} am «glatten» Stab den Wert σ_{DUL} vorauszubestimmen. Es wurden damals (1949) Wege angegeben, die sowohl bei St 37 als auch bei St 52 die bestehende Differenz von je ca. 18,5% zwischen σ_{DUL} und σ_{DUN} genauer zu erforschen erlauben. Im Abschnitt 3 werden hierzu nunmehr neue Forschungsergebnisse mitgeteilt.

Auch auf F. STÜSSIS sorgfältig empirisch begründete «Formeln» der Dauerfestigkeit von glatten und gekerbten Stäben ([1a] sowie [1b]) mag erneut hingewiesen werden: Ausgehend von A. WÖHLERS qualitativen Gesetzmäßigkeiten über die Spannungsdifferenz $2\Delta\sigma = (\sigma_{max} - \sigma_{min})$ sowie über ihre Verringerung mit wachsender Oberspannung $(\sigma_m + \Delta\sigma)$ gelang zunächst eine einfache graphische Darstellung, die als Ausgangsordinate die «Wechselfestigkeit» $\sigma_w = \Delta\sigma$ und als Abszisse die σ_m-Werte enthält, wobei die konvex-abfallende Kurve bei $\sigma_m = \sigma_z$ unter einer charakteristischen Neigung endet. Eine solche Kurve ließ sich für einige *Baustähle* bei ausschließlicher Kenntnis von σ_w und σ_z einfach und analytisch beschreiben (und durch zahlreiche Versuche bestätigen). STÜSSI gab dann weiterhin eine Beziehung an, die gleichzeitig auch bei *Leichtmetallen* (bei denen $\Delta\sigma$ bekanntlich schon weit unterhalb der Zugfestigkeit σ_{0z} verschwindet) eine «gutpassende» Rückführung auf seine *neue* Grundformel für die WÖHLER-Kurve der Wechselfestigkeit: $\sigma_w = (\sigma_{0z} + f_w \sigma_{aw}/(1 + f_w)$ erlaubt; hierbei ist σ_{aw} = Dauerfestigkeit und $f_w = a^{\lambda w} = f_{0w} n^p$ eine «Gewichtsfunktion», für welche $\lambda = \log(\sigma_{0z} - \sigma_w)/(\sigma_w - \sigma_{aw})$ über der Abszisse $i = \log n$ (n = Lastspielzahl) *geradlinig* ansteigt; der Exponent p hat dabei den Charakter einer

Materialkonstanten. Selbst für «gekerbte Stäbe» liegen nun [1a] geeignete Ansätze zur Vervollständigung einer einheitlichen Berechnungsweise für die «Ermüdung» von Metallen vor (vgl. jedoch auch [5] und Abschnitt 3).

Verschiebungs-Messungen an kleinen und großen Nietverbindungen unter zügig-ansteigender Belastung (vgl. Fig. 1) haben ergeben, daß — für ein normalerweise vorhandenes «Lochspiel» von 0,15—0,18 mm — ein erstes meßbares Nachgeben der Verbindung bei einer rechnerischen Scherbeanspruchung von etwa $\tau_a = 6 \div 12\,\mathrm{kp/mm^2}$ erfolgt, wobei die niedrigeren Werte sich bei Baustahl St 52 zeigen. Für größere Nietstäbe üblicher Bauformen kann unter der «Nutzlast» bei Konstruktionen aus St 37 und bei 2-schnittigen Verbindungen eine *bleibende* Fugenaufweitung von etwa 0,4 mm erwartet werden, während die entsprechende *elastische* in günstigen Fällen $0{,}30 < w < 0{,}40$ mm beträgt. Bei Baustahl St 52 können um 50% höhere bleibende Aufweitungen eintreten, während i. M. die elastischen Werte um ca. 25% niedriger als bei St 37 liegen [4b]). Es können aus Fig. 1c auch die entsprechenden Verschiebungswerte für 1-schnittige Verbindungen (St 37) entnommen werden, die im allgemeinen wesentlich größer sind.

Zuletzt mag bemerkt sein, daß bei großen Nietbildern von 2-schnittig und zentrisch beanspruchten *Laschen*verbindungen (vgl. a. [6]) die elastisch-federnden Verschiebungen gegenüber denjenigen von (allgemeinen) *Profil*anschlüssen (s. o.) niedriger liegen können, daß jedoch immerhin unter der Nutzlast der Verschiebungswert $w = 0{,}3$ mm kaum unterschritten werden dürfte. Wählt man somit (für Nietdurchmesser $d = 20 \div 25$ mm) als «Vergleichswert» mit anderen Verbindungsmitteln eine mittlere Größe $w = 0{,}33$ mm, so ergibt sich (z. B. für $d = 23$ mm) ein «Federwert k» (2-schnittig) von ca. $2 \cdot 356 = 712$ t/cm [7]). Betrachtet man die charakteristischen Merkmale einer *Nietverbindung* zusammenfassend, so behindern die nachfolgenden «natürlichen Schwächen» die Weiterentwicklung: Relativ großer Geräte- und Lohnaufwand, Geräuschentwicklung beim Nieten selbst, notwendige Zusatzüberhöhungen zum Ausgleich des auf $\tau_{a\,zul}$ bezogenen «bleibenden Schlupfes» (z. B. für $\tau_{a\,zul}$: 0,4 mm bei St 37/34 bzw. 0,6 mm bei St 52/44), immer notwendiger Nietlochabzug bei Zugstößen und Zuggurten, relativ ungünstige Dauer-Schwingfestigkeit (insbesondere auch infolge der Unsicherheit der Nietschaftvorspannung), niedrige maßgebende Scherfestigkeit bei dickeren Blechen sowie oft schwierige Montageumstände infolge der immer notwendigen Aufreibarbeiten für die Bohrlöcher.

Rohe *Schrauben* und gedrehte (blanke) Schrauben wurden — insbesondere in Europa nach 1950 — für das Bauwesen weiterentwickelt bis zu den hochfesten, planmäßig *vorgespannten* Schrauben, wie solche nunmehr seit über einem Jahrzehnt bei HV-*Verbindungen* zum Einsatz gelangen. Mit ihrer Hilfe sollen die vorgenannten Schwächen der Nietbauweise überwunden werden (vgl. a. [8]). Die HV-*Schrauben* (in Deutschland gemäß DIN 6914 und 6915) bestehen aus vergüteten, hochfesten Werkstoffen (gemäß DIN 267), wobei die Qualitäten 8G

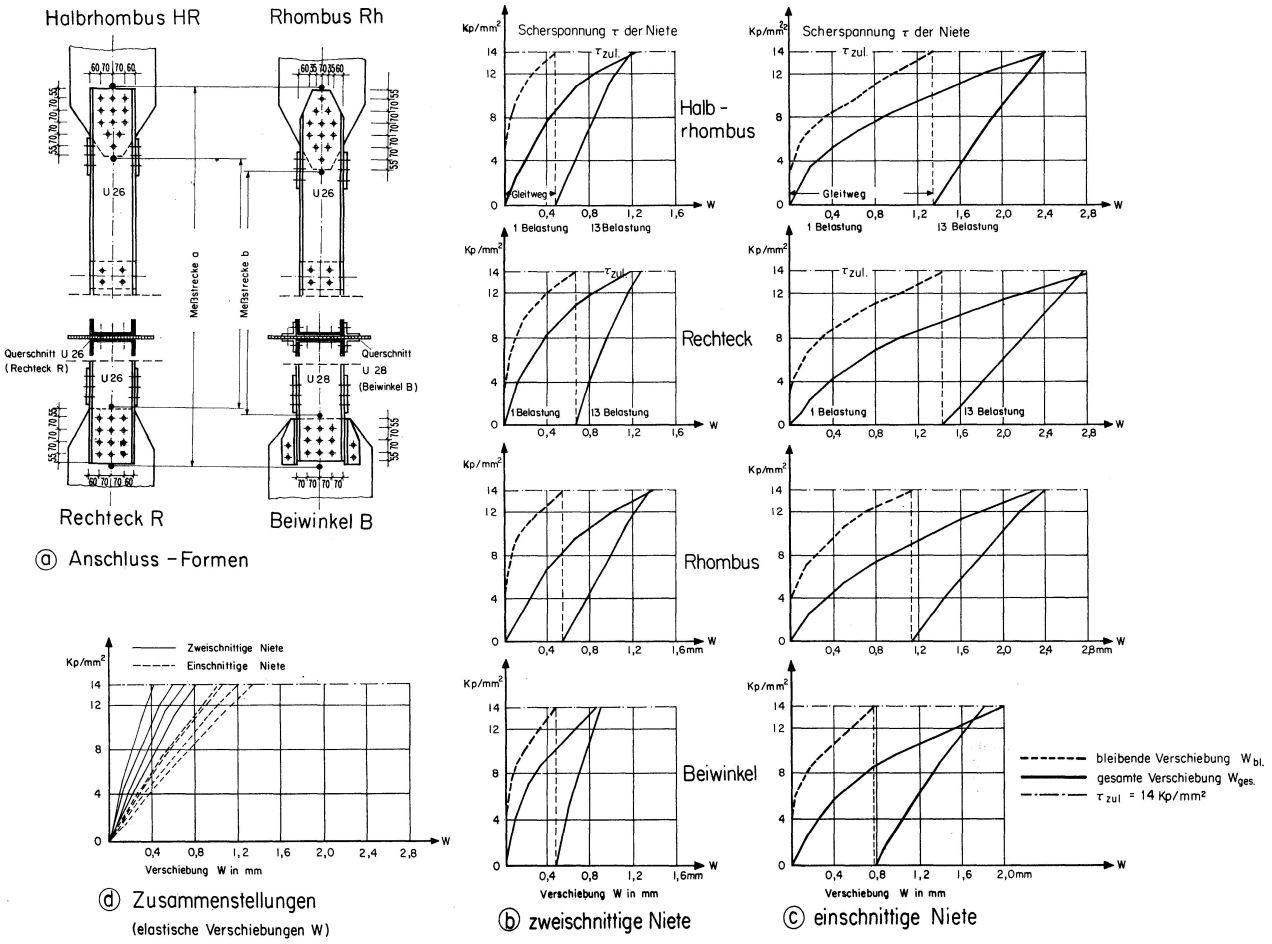


Fig. 1. Last-Verschiebungslinien von Nietanschlüssen (für die 1. und 13. Belastung).

($\sigma_{0,2} = 58\,\mathrm{kp/mm^2}$, $\sigma_B = 85\,\mathrm{kp/mm^2}$), 10 K ($\sigma_{0,2} = 100\,\mathrm{kp/mm^2}$, $\sigma_B = 110\,\mathrm{kp/mm^2}$) und 12 K ($\sigma_B = 125\,\mathrm{kp/mm^2}$) für den Stahlbau in Betracht kommen; die Bruchdehnung δ_5 für die meist angewandte Qualität 10 K (mit Muttern der Qualität 8 G) beträgt ca. 12—15%. Neuerdings (ab 1962) werden HV-Schrauben mit «nächstgrößerer» Schlüsselweite eingebaut, wodurch z. B. für den Durchmesser M 20 (bei Baustahl St 37 und Lastfall H) im Ingenieur- und Hochbau 5,60 Mp, im Brücken- und Kranbau 4,35 Mp übertragen werden dürfen; der entsprechende Wert für die Nietung (Lastfall H) ist jeweils 4,85 Mp. Für HV-Schrauben nebst Unterlegscheiben (gemäß DIN 6914—6918) ist jeweils auf Firmenzeichen, Gütezeichen und Signum HV zu achten. Über die Wirkungsweise einer HV-Verbindung sagen die «Richtlinien» (2. Auflage, Köln 1963) wie folgt aus: «Bei der HV-Verbindung werden hochfeste Schrauben der Güte 10 K (in Ausnahmefällen auch der Güte 8 G), mit einem gewissen Spiel in den Löchern sitzend, durch Anziehen der Mutter — in Ausnahmefällen auch des Kopfes — vorgespannt. Hierdurch können in den Reibflächen Kräfte senkrecht zur Schraubenachse durch Reibung übertragen werden. Auch können — vorwiegend in biegesteifen Verbindungen — die vorgespannten Schrauben Zugkräfte in Richtung der Schraubenachse aufnehmen.» Es gelten somit die wesentlichen «Berechnungsformeln» (m = Schnittigkeit):

$$zul\,N = \frac{m}{\nu}\,\mu\,P_v$$

und

$$N^* = \frac{zul\,N\,(P_v - Z)}{P_v},$$

wobei der Reibbeiwert $\mu = 0{,}45$ (bei St 37) und $\mu = 0{,}60$ (bei St 52) sowie der Sicherheitsfaktor $\nu = 1{,}25/1{,}10$ (Ingenieur- und Hochbau) und $\nu = 1{,}60/1{,}40$ (Brücken- und Kranbau) betragen; die Anziehmomente zur Erzielung des jeweiligen P_v bewegen sich in den Grenzen von 12 kpm (⌀ 12) bis 102 kpm (⌀ 24).

Wichtig erscheint an dieser Stelle der Hinweis, daß für Spannungsnachweise in «Nutzquerschnitten» angenommen werden darf, daß hier jeweils die Scherkräfte der zugehörigen HV-Schrauben zu 40% schon als «übertragen» gelten.

Mittels derartiger Verbindungen erreicht man z. Z. — im Vergleich zur Nietbauweise — eine etwa gleichgroße zulässige *statische* Belastbarkeit, während die *Dauer*-Schwingfestigkeit deutlich angehoben wird: Denn den weiter oben angegebenen «Leitwerten» für die Ursprungsfestigkeit ($\kappa = 0$) σ_{US} (Stab), σ_{DUL} (Lochstab) und σ_{DUN} (Nietstab) = 17 kp/mm² schließen sich nun diejenigen für (zweischnittige) HV-Verbindungen σ_{DUHV} (je nach theoretischer «Lochschwächung») mit $25 \div 37\,\mathrm{kp/mm^2}$ an (s. Fig. 2), so daß sich (für die vorliegenden einfachen Probenformen besser der Bruttoquerschnitt als Vergleichsgrundlage anböte; hier ist nämlich konstant $\sigma_{DUHV} = 20\,\mathrm{kp/mm^2}$ (gegenüber $26 \div 28\,\mathrm{kp/mm^2}$ im «glatten» Stab).

Betrachtet man die bisherige Entwicklung der HV-Technik, so hat sie — ursprünglich in einfachster Form in den USA schon bekannt — etwa ab 1952

über die «Karlsruher Versuche» [9a] eine rasche Verbreitung gefunden. Man muß bei einem Kostenvergleich mit der Nietbauweise neben den höheren Materialkosten der HV-Schrauben selbst (z. B. 260 Stück ⌀ 20—80 mm lg. Schrauben (67%) + Mutter + 2 Unterlegscheiben (33%) wiegen 100 kg und kosten heute DM 390.—; wogegen 100 kg Niete ⌀ 20—80 mm lg. nur DM

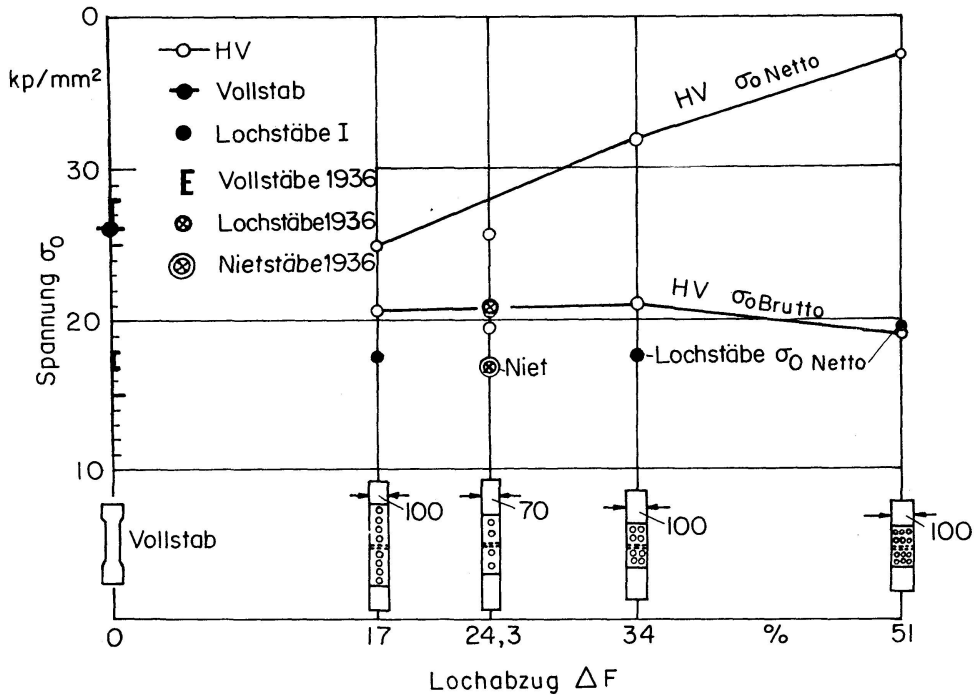


Fig. 2. Dauerschwellzugfestigkeiten von Loch-, Niet- und HV-Stäben aus St 37 bei verschiedener Lochschächung.

107.— kosten) bedenken, daß sich die Gesamtkosten für eine gleich große Verbindung zurzeit wie 1 : 1 stehen, was aus dem größeren Facharbeiter-, Werkzeug- und Geräte-Einsatz bei der Nietung resultiert. Für die Gesamtkonstruktion ergeben sich darüber hinaus — z. B. im Hinblick auf die erforderlichen Spannungsnachweise für tragende Querschnitte — zusätzliche Einsparungen. Besonders dort, wo Arbeitslöhne relativ hoch sind, wird man die HV-Technik meist bevorzugen. Zuletzt mag es für die Baupraxis angenehm sein, die Aufreibarbeit an Bohrlöchern, die 1—2 mm größer als die Schraubenschäfte sein dürfen, einzusparen und dazu (u. U. in geräuschloser Arbeit) von einer Zwei-Mann-Verschraubungskolonne innerhalb von 10 Stunden 350 HV-Schrauben einsetzen zu können, während bei einer (geräuschvollen) Nietung (umgerechnet auf 2 Mann) nur ca. 175 Stück erreicht werden dürften.

Es haben sich jedoch nach Ablauf einer 12jährigen Erfahrung auch Nachteile der «gleitfesten» HV-Reibungsverbindung deutscher Prägung gezeigt. Wie aus den Berechnungsformeln ersichtlich ist, müßten in allen HV-Verbindungen die Beziehungen zwischen (Momenten-) Schlüsselanzeige und Anziehmoment M_a, zwischen Anziehmoment M_a und Vorspannkraft P_v exakt

beherrschbar sein; es müßten die Reibbeiwerte μ (auf Grund der vorangegangenen Kontaktflächenbehandlung) stimmen, und es dürften (späterhin) nicht Korrosionseinflüsse diese Werte μ herabmindern.

Es sind daher innerhalb der letzten beiden Jahre in Karlsruhe *neue* Versuche durchgeführt worden, welche diejenigen der vorerwähnten DAST-Berichte vervollständigen. Während frühere Fragen wie: Beanspruchung der Schraube beim Vorspannen, Gleitwiderstand von «echten» HV-Verbindungen, Lebensdauer bei schwellender und wechselnder Beanspruchung; ferner Untersuchungen zur Formverbesserung der HV-Schrauben, Einfluß der Schraubenanordnung, Zusammenwirken mit Schweißnähten und zuletzt noch HV-Kopfplattenstöße und allgemeine Korrosionsschutzmaßnahmen und Prüfverfahren im Blickpunkt des Interesses standen, werden neuerdings — im Zusammenhang mit Ergänzungsbestimmungen zu den «Vorläufigen Richtlinien für HV-Verbindungen» — folgende Überlegungen systematisch geklärt:

Will man die Praxis in ihrem Bestreben, die HV-Verbindungen in zuverlässiger und doch wirtschaftlicher Weise anzuwenden, unterstützen, so gilt es, die erwähnten «kritischen Faktoren» nach Möglichkeit unschädlich zu machen oder zumindest (bei Unsicherheit in den Folgeerscheinungen) in der Auswirkung einzuschränken. Entsprechende Forschungs-Programme sind somit zunächst die beiden folgenden:

Reibversuche mit grundierten Kontaktflächen
für HV-Verbindungen;

das Zusammenwirken von normalen HV-Schrauben
mit HV-Paßschrauben.

Um die Zielsetzungen dieser speziellen Versuche besser zu verstehen, muß man sich vor Augen halten, daß einerseits die Reibbeiwerte der Kontaktflächen mit geringerer Streuung garantiert werden sollen (auch wenn sie dann i. M. ein wenig niedriger liegen als die bestmöglichen Werte) und daß die Kontaktflächen nicht rostanfällig sein sollen. Andererseits soll das Kraftverschiebungsdiagramm einer HV-Verbindung — das ja bekanntlich bisher allein maßgeblich ist für die Festlegung der zulässigen Beanspruchungen (nämlich über den früheren Begriff der «Gleitlast»!) — in der Weise beeinflußt werden, daß der Reservebereich oberhalb der «Gleitgrenze» besser zur Mitwirkung herangezogen wird. Selbstverständlich dürfen beide angeführte Konstruktionsmaßnahmen im Hinblick auf Dauerfestigkeit und statischer Tragfähigkeit keine Nachteile mit sich bringen; und sie sollen zuletzt auch noch die Wirtschaftlichkeit der HV-Verbindung möglichst verbessern. Die hier angedeuteten Forschungsrichtungen stehen also im Zusammenhang mit einer *weiteren* Frage, die gekennzeichnet ist durch den Begriff «Vergrößerung des Lochspiels bei HV-Verbindungen».

Anhand der bisher angedeuteten Versuche ist es möglich, die gesamte in

Frage stehende Problematik weitgehend zu klären, *wenn* noch ein 4. Programm mitbeachtet wird; nämlich die Beobachtung der Folgeerscheinungen bei HV-Schrauben mit vergrößerten Löchern bezüglich ihrer Vorspannkraft P_v, die durch örtliches Nachgeben an den «Preßflächen» (bei Verwendung dicker, dünner oder gar keiner Unterlagscheiben) infolge Kriechens eintreten könnten. Alle *vier* bisher aufgeführten Fragestellungen verlaufen gewissermaßen in einer Forschungsrichtung.

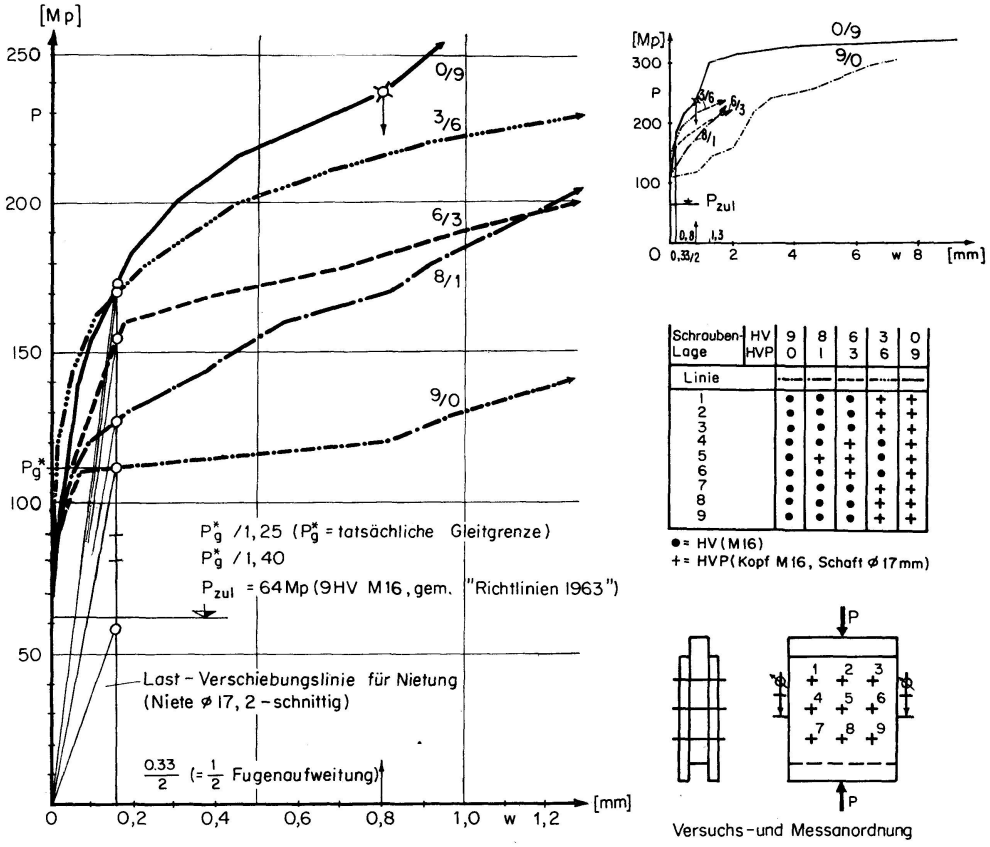


Fig. 3. Last-Verschiebungs-Diagramme für HV-Schrauben in Kombination mit HV-Paßschrauben.

Das inzwischen gewonnene Ergebnis mag zunächst anhand von Fig. 3 erörtert werden. Grundsätzlich zeigt sich — unter *statischer* Belastung — bei vermehrtem Anteil der HV-Paßschrauben (nämlich ausgehend von 9/0, über 8/1, 6/3, 3/6 zuletzt bis auf 0/9) schon sehr bald ein Verwischen bzw. Verschwinden der früher allein maßgebenden «Gleitgrenze», die den Wert für P_{zul} bestimmte. Wählt man unter der Nutzlast ein Anschluß-Verschiebungsmaß von $\frac{1}{2} \cdot 0{,}33$ mm, das für einen Nietanschluß in Frage kommt, als Richtmaß, so erkennt man, daß (selbst unvollständige!) HV-Paß-Verbindungen *statisch* ohne Bedenken wirtschaftlicher ausgenutzt werden könnten. Es böte sich z. B. nachfolgende Berechnungsweise für die «zulässige übertragbare Scherkraft» an:

a) Normale HV-Verbindung $\sum_1^n zul\,N = n\frac{m\,\mu}{\nu}P_v.$

b) Kombinierte HVP-Verbindung $\sum_1^n zul\,N = \rho\,n\frac{m\,\mu}{\nu}P_v,$

wobei n = Gesamtzahl der HV- und HV-Paßschrauben, m = Schnittigkeit, μ = Reibbeiwert, ν = Sicherheitsfaktor und ρ gemäß Fig. 4.

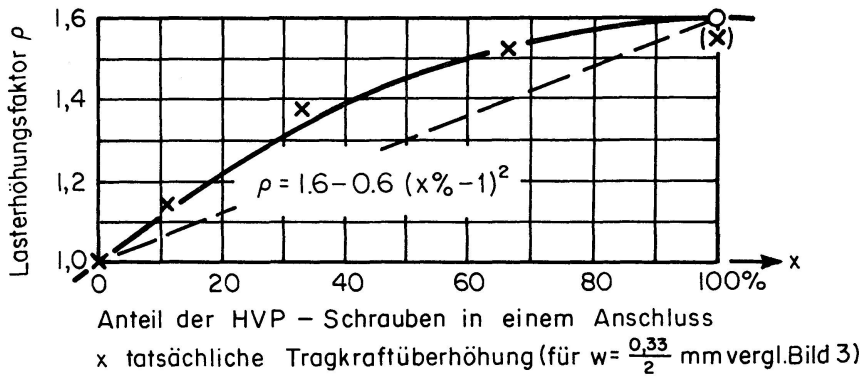


Fig. 4. Diagramm für den Lasterhöhungsfaktor bei teilweiser Verwendung von HV-Paßschrauben.

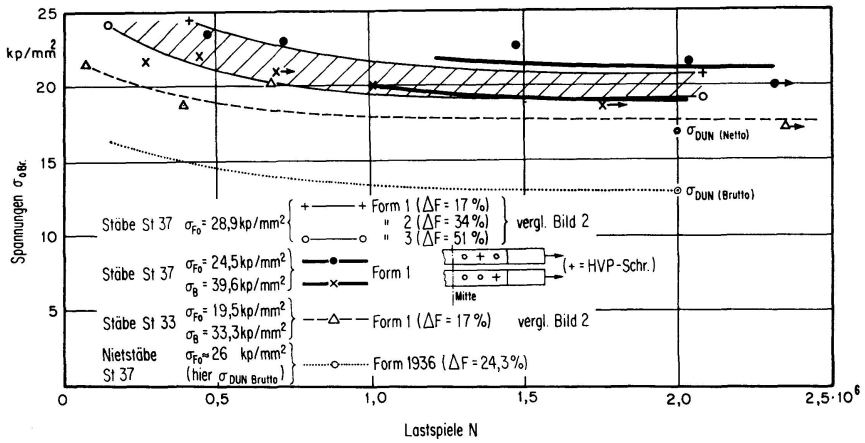


Fig. 5. Wöhlerlinien für die Dauerschwellzugfestigkeit von HV-Stäben, HVP-Stäben (und Nietstäben).

Vorstehende Überlegungen müssen natürlich ergänzt werden durch die Überprüfung der *Dauer*-Schwingfestigkeit von HVP-Verbindungen. Hier wurden im 1. Schritt Zeitfestigkeitswerte ($\kappa = +0{,}1$) für Proben aus St 33 (in der Form gemäß [4b], doch mit $t = 20$ mm) für $N = 106\,700$ mit $\sigma_{0\,Brutto} = 22{,}8$ kp/mm² bei *vorgespannten* HV-Paßschrauben gefunden; bei *nicht*-vorgespannten Schrauben ergab die gleiche Oberspannung nur $N = 20\,900$ Last-Perioden. Der 2. Schritt hatte klarzustellen, inwieweit HV-Paßschrauben die Dauer-Schwingfestigkeit (z. B. für $\kappa \approx +0{,}1$) im Vergleich zu HV-Schrauben infolge des evtl. Einflusses

von Lochleibungspressungen herabmindern; dabei spielt natürlich auch bei «kombinierten HVP-Verbindungen» die jeweilige *Lage* der «Paßschrauben» zum Nutz- und Bruchquerschnitt eine Rolle. Fig. 5 gibt hierzu einige Versuchsergebnisse:

Mittels einer Schar von Wöhler-Linien ($\kappa \approx +0{,}1$) sind die Zeitfestigkeiten für *normale* HV-Stäbe aus Baustahl St 37 ($\sigma_F = 28{,}9$ kp/mm² der Probeformen 1, 2 und 3 (vgl. a. Fig. 2) beschrieben. Diese Kurven werden ergänzt durch eine Wöhler-HVP-Linie (bei Verwendung von 33% HV-Paßschrauben im *mittleren* Anschlußbereich) für einen Baustahl St 37 ($\sigma_F = 24{,}5$ kp/mm²) sowie durch eine solche, bei welcher (für denselben St 37) die HV-Paßschraube am *Ende* der Stoßdeckung lag. Hierbei wurde jeweils i. M. die Belastung der einzelnen Schrauben um 33% erhöht, weil *eine* von insgesamt drei mit «Lochleibungspressung» eingesetzt war. Wie die Versuchswerte zeigen, findet *keine* deutliche Abminderung der Zeitfestigkeiten statt; *wieweit* eine «Entlastung der Endreihen» eines derartigen kombinierten Anschlusses sich günstig auf die Dauer-Schwingfestigkeit auszuwirken vermag, müssen z. Z. noch laufende Untersuchungen klären. Weiterhin enthält das Schaubild auch noch Versuchswerte für eine 100%-HVP-Verbindung aus Baustahl St 33 ($\sigma_F = 19{,}5$ kp/mm)², bei der die mittlere Beanspruchung aller Schrauben um 50% (gegenüber den normalen HV-Schrauben) gesteigert wurde; die Zeitfestigkeiten $\sigma_{D\,Brutto}$ liegen hier — trotz der Leibungsdrücke bei den End-HV-Paßschrauben — erheblich besser als solche für Nietstäbe aus St 37.

Da die «kombinierten HVP-Verbindungen» (z. B. schon bei 25%—40% HV-Paßschrauben) selbst bei abgeminderten μ-Werten (z. B. bei Verwendung von «Hartanstrichen») unter «vorwiegend ruhender Belastung» um ca. 25% bis 40% höher beansprucht werden könnten, und da auch unter «schwingender Belastung» sich sehr günstige Aussichten bieten, wird dieser Verbindungsart die Zukunft gehören.

Es bleibt zuletzt noch die Frage offen, ob nicht schon bei Verwendung *normaler* HV-Schrauben im Rahmen der derzeitig gültigen «Richtlinien» u. U. Erleichterungen geschaffen werden können. Denn die meisten Zweifel der Praktiker erstrecken sich z. Z. auf die exakte Kontrolle der Vorspannkraft P_v, auf die tatsächliche Höhe des Reibbeiwertes μ und auf den Korrosionsschutz, d. h. auf die dauerhafte Sicherstellung des Zustandes, wei er zurzeit des Zusammenbaus der Verbindung besteht. Weil es nicht möglich zu sein scheint, Vorspannkraft und Reibbeiwert genauer als mit ± 10 bis ± 15% zu beherrschen, so könnte man zwischen zweierlei Konstruktions-*Arten* unterscheiden:

a) Konstruktionen, die schon bei ihrer Montage in den HV-Verbindungen Lochleibungskontakt *besitzen* und

b) z. B. Konstruktionen, die auf Rüstungen (überhöht) oder im Freivorbau erstellt werden in der Weise, daß der eigentliche Tragzustand späterhin u. U. «umgekehrte Leibungsdrücke» bewirkt.

Die unter a) aufgeführten Konstruktionen (d.s. z.B. alle Träger, Unterzüge des Hochbaus, viele relativ hohe Fachwerkträger und auch zahlreiche Vollwandbalken) können sehr *großzügig* bezüglich der P_v- und μ-Werte beurteilt werden; ihr Tragverhalten «von Hause aus» ähnelt stark demjenigen, wie es bei HV-Paßschrauben auftritt; gewisse anfängliche Setzungsmaße sind unwichtig.

Bei den Konstruktionen gemäß b) muß man genauer unterscheiden zwischen «statisch» bzw. «dynamisch» beanspruchten, zusätzlich jedesmal im Hinblick auf die gewünschte Aufstellgenauigkeit. Wenn die Vorspannkraft in den HV-Schrauben hier auf jeden Fall die *Dauerfestigkeit* günstig beeinflußt, so muß doch beachtet werden, ob nicht die «ruhende» (Maximal-)Belastung fallweise ein zu starkes «Setzen» der gesamten Konstruktion zur Folge haben kann. (Es wäre also erst im letztgenannten Fall zu überlegen, ob dann der Gedanke der HVP-Verschraubung interessant und nützlich wird.)

Die derzeit in Deutschland gültige Vorschrift DIN 4100 «*Geschweißte Stahlhochbauten*» (Berechnung und bauliche Durchbildung, in der Fassung vom Dezember 1956) gibt der Konstruktionspraxis nur einfachste Entwurfs- und Bemessungsregeln an die Hand, deren Gültigkeitsschranken meist durch Ergebnisse aus Traglastversuchen gefunden und erhärtet worden sind; auch international sind die entsprechenden Vorschriften ähnlich aufbebaut, so daß hier von einer weiteren Beschreibung abgesehen werden kann. Die an geschweißten Bauwerken gemachten *neueren Erfahrungen* und inzwischen bekannt gewordene zusätzliche Versuchsergebnisse an Schweißproben decken m.E. einige Unzulänglichkeiten (z.B. der DIN 4100) auf, wie nachfolgend begründet werden wird. Ausgehend von holländischen Versuchen [10], die späterhin durch solche des Zentralinstituts für Schweißtechnik (ZIS) ergänzt wurden, hat die Internationale Normen-Organisation (ISO) bereits 1960 die bisher bei kombinierter Nahtbeanspruchung gebräuchliche Formel für die sog. «Hauptspannung» verlassen und einen neuen Ausdruck (ISO-Formel), ähnlich der «Vergleichsspannungsformel» für Bauteile, diskutiert:

$$\sigma_v = \sqrt{\sigma_\perp^2 + \lambda\,\tau_\perp^2},$$

$$\sigma_v = \sqrt{\sigma_\perp^2 + \lambda\,(\tau_\perp^2 + \tau_\parallel^2)},$$

wobei $\lambda = 1{,}8 \div 2{,}0$ vorgeschlagen wurde und die erweitert werden könnte auf

$$\sigma_v = \sqrt{\sigma_\perp^2 + \sigma_\parallel^2 - \sigma_\perp\,\sigma_\parallel + \lambda\,(\tau_\perp^2 + \tau_\parallel^2)}.$$

Es soll die Verwendungsweise dieser ISO-Formel anhand von Beispielen dargelegt werden. Ein 1. Fall ergibt sich beim biegesteifen Anschluß eines I-Querschnittes an ein Stützenprofil; es mag bei der Berechnung gleichzeitig auch die Abkehr von den «geklappten Nahtflächen» und die Zugrundelegung des tatsächlichen Bruchquerschnittes vorgenommen werden. Zunächst soll die am meisten beanspruchte Naht (äußere Flanschnaht) untersucht werden. Es gelten hierbei die Querschnittswerte F^+, J^+ und W^+, und es lassen sich aus

einer ideellen Spannung lage- und richtungsbezogene Einzelausdrücke (Kehlnahtbruchfuge unter 45°)

$$\sigma_\perp = \tau_\perp = \frac{\sqrt{2}}{2}\left(\frac{N}{F^+} + \frac{M}{W^+}\right)$$

bilden, mit deren Hilfe die «Vergleichsspannung» zu

$$\sigma_v = 1{,}18\left(\frac{N}{F^+} + \frac{M}{W^+}\right)$$

ermittelt werden kann. Hierbei ist $F^+ = \sum a_i l_i$, J^+ = Trägheitsmoment der Naht-Bruchflächen, jeweils gerechnet von der Nahtmitte, $W^+ = J^+/h'$, mit h' = Abstand Schwerlinie bis äußerste Nahtkante. Eine entsprechende «Anstrengung» am oberen Stegnahtende ist unter Einbeziehung der Querkraft über die teilweise erweiterte ISO-Formel ermittelbar.

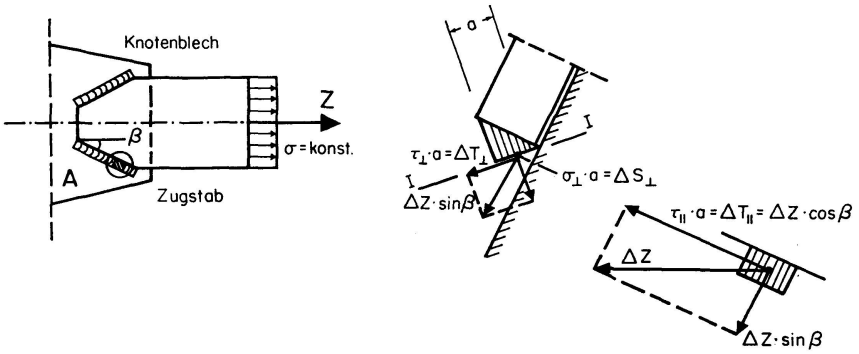


Fig. 6. Spannungskomponenten bei Kehlnähten.

Der *allgemeinere* Anwendungsfall schrägverlaufender Kehlnähte (Fig. 6) erfordert zunächst eine Zerlegung der Kraft in Nahtrichtung $T_\parallel$ sowie senkrecht zur Nahtrichtung $Z_\perp$, deren erste Komponente die Schubspannung

$$\tau_\parallel = \frac{T_\parallel}{\sum a\,l} \quad \text{ergibt}$$

und deren zweite Komponente sich (als die Spannungen $\sigma_\perp$ und $\tau_\perp$) aus Fig. 6 entnehmen läßt. Die Zusammensetzung der Einzelgrößen erfolgt dann nach der Formel $\sigma_v = \sqrt{\sigma_\perp^2 + 1{,}8\,(\tau_\perp^2 + \tau_\parallel^2)}$ und ergibt zuletzt: $\sigma_v = Z/\sum a\,l\,\sqrt{1{,}4 + 0{,}4\cos^2\beta}$. Aus dem vorliegenden allgemeinen Fall, nämlich für unter dem Winkel β verlaufende Kehlnähte, lassen sich in einfacher Weise die *Grenzfälle*

1. Flankennaht $\beta = 0°$: $\quad \dfrac{Z}{\sum a\,l} = 0{,}75\,\sigma_v$,

2. Stirnnaht $\beta = 90°$: $\quad \dfrac{Z}{\sum a\,l} = 0{,}85\,\sigma_v$

ableiten. (Es kann auch σ_v als eine zulässige Vergleichsspannung aufgefaßt werden, mittels welcher der statische Nachweis nach wie vor in einfachster Weise auch über $\frac{Z}{\sum a l}$ durchgeführt werden könnte (DIN 4100); in den Abmin-

derungsfaktoren 0,75 bzw. 0,85 wäre dann der Umweg über den zusammengesetzten Spannungszustand enthalten.)

Bei der Vorbereitung der neuen deutschen Vorschrift DIN 4100 sind Bestrebungen im Gange, sämtliche Grenzwerte auf z. B. $zul\,\sigma = 16{,}00\,\mathrm{kp/mm^2}$ (St 37) festzulegen, so daß eine Steigerung von bisher $zul\,\sigma = 9{,}00 \div 11{,}00\,\mathrm{kp/mm^2}$ auf $zul\,\sigma = 0{,}75 \cdot 16{,}00 = 12{,}00\,\mathrm{kp/mm^2}$ für Flankennähte und gegebenenfalls $zul\,\sigma = 0{,}85 \cdot 16{,}00 = 13{,}60\,\mathrm{kp/mm^2}$ für Stirnnähte schon jeweils eine spürbare Aufwertung bedeuten würde.

An dieser Stelle erscheint es angebracht, sich von der theoretischen Betrachtungsweise abzukehren und auf inzwischen bekanntgewordene *Versuchsergebnisse* der letzten Zeit aufmerksam zu machen. Es handelt sich vor allem um Traglastversuche an geschweißten Zugscher-Verbindungen aus Ländern des «International Institut of Welding (IIW)» und um solche aus Deutschland, über die F. W. Bornscheuer anläßlich der großen Schweißtechnischen Tagung 1964 in Wiesbaden berichtet hat [11]. Die Mindestfestigkeiten ergaben sich bei diesen Versuchen zu:

$$\min \sigma_B = 35{,}80\ \mathrm{kp/mm^2} \text{ für Flankennähte,}$$
$$\min \sigma_B = 57{,}60\ \mathrm{kp/mm^2} \text{ für Stirnnähte,}$$

wenn man jeweils die «Anstrengung» mit $\frac{P}{\sum al}$ (im Sinne der bisherigen Vorschrift) einführt. Unter Zugrundelegung des ISO-Vorschlages dagegen läßt sich eine zugehörige «Bruchvergleichsspannung» von

$$\min \sigma_{Bv} = 48{,}00\ \mathrm{kp/mm^2} \text{ für Flankennähte,}$$
$$\min \sigma_{Bv} = 68{,}20\ \mathrm{kp/mm^2} \text{ für Stirnnähte}$$

errechnen. Diese Ergebnisse geben zu erkennen, daß eine Heraufsetzung der zulässigen Nahtspannungen auf $\sigma_v = 16{,}00\,\mathrm{kp/mm^2}$ — in Kombination mit der weiter oben beschriebenen wirklichkeitsnäheren Erfassung des Spannungszustandes — die Sicherheiten eines Bauwerkes keineswegs beeinträchtigt.

Es ist bekannt, daß die Tragkräfte von Flankennähten (bei zuletzt größeren Verschiebungswegen) geringer sind als diejenigen von Stirnnähten; unter Zugrundelegung der versuchsmäßig ermittelten «Bruchvergleichsspannungen» betragen sie etwa nur 70%. Geht man davon aus, daß die angegebenen Werte an Körpern mit verhältnismäßig langen Flankennähten und demzufolge größeren Spannungsspitzen — u. U. sogar schon mit kleinen Anrissen *vor* dem Bruch — ermittelt wurden, so darf man folgern, daß die Versuchsergebnisse dadurch für diese Nahtart zur negativen Seite hin beeinflußt waren. Aus Ergänzungsuntersuchungen der «Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine» der Technischen Hochschule Karlsruhe an *kurzen* Flankennahtverbindungen wurde eine «berichtigte» Mindest-Bruchvergleichsspannung von

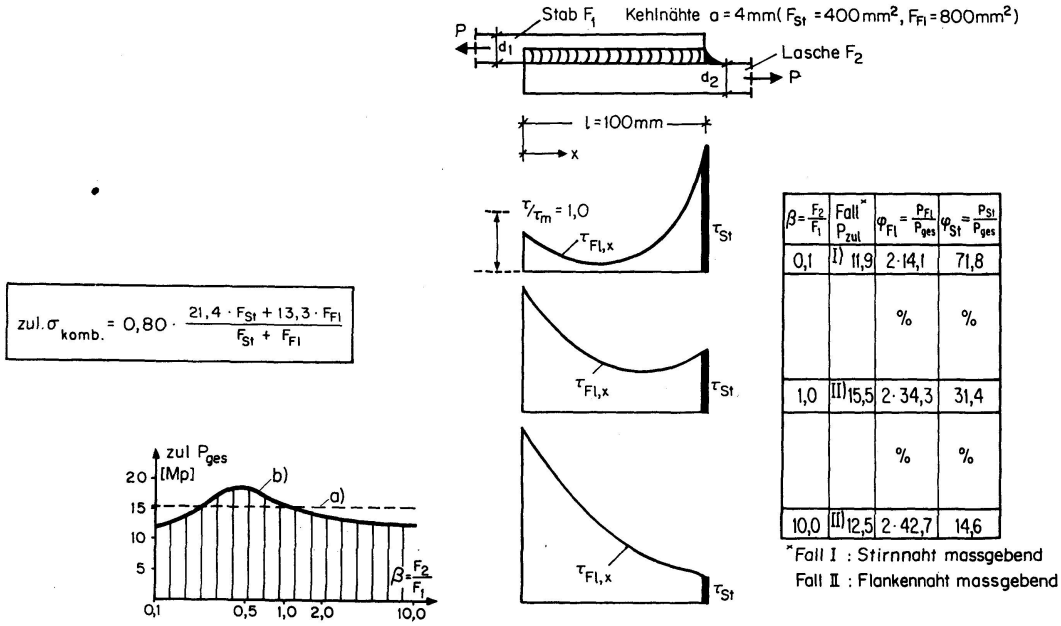
$$\min \sigma_{Bv} = 55{,}60\ \mathrm{kp/mm^2} \text{ (Nahtdicke } a = 8\ \mathrm{mm})$$

ermittelt. Ausgehend *davon* beträgt die effektive Tragfähigkeit einer Flanken-

naht etwa 82% derjenigen einer Stirnnaht, und dieser Wert liegt schon sehr nahe der aus der ISO-Formel (mit $\lambda = 2$) ableitbaren Größe von 88%.

Die geplante *Neuausgabe* der DIN 4100 hätte sich neben den angeschnittenen Fragen auch insbesondere mit der kombinierten Anwendung von Flanken- und Stirnnähten in *einem* Anschluß auseinanderzusetzen. Gerade auch dieses Problem ist auf internationaler Ebene durch eine IIW-Versuchsserie einer Lösung nähergebracht worden. Die Untersuchungen gestalteten sich dabei sehr mannigfaltig, weil die verschiedensten Einflüsse (wie z. B. das Verhältnis der Nahtdicken bzw. -längen, das Verhältnis der Stab- und Laschenquerschnitte zueinander sowie dasjenige der Spannungen in Stab und Naht, ferner auch der Elektrodentyp) zu variieren waren. Als erstes zusammenfassendes Ergebnis aus vielen Versuchen wurde (vgl. [11]) eine einfache *Bemessungsformel* vorgeschlagen (vgl. Fig. 7):

$$zul\,\sigma_{kmb.} = 0{,}80\,\frac{21{,}4\,F_{St} + 13{,}3\,F_{Fl}}{F_{St} + F_{Fl}}.$$



$\beta = \frac{F_2}{F_1}$	Fall*	P_{zul}	$\varphi_{Fl} = \frac{P_{Fl}}{P_{ges}}$	$\varphi_{St} = \frac{P_{St}}{P_{ges}}$
0,1	I)	11,9	2·14,1 %	71,8 %
1,0	II)	15,5	2·34,3 %	31,4 %
10,0	II)	12,5	2·42,7 %	14,6 %

Fig. 7. Zusammenwirken von Flanken- und Stirnkehlnähten.

Es muß allerdings festgestellt werden, daß *diese* Bemessungsformel ausschließlich aus *Traglast*versuchen resultiert (also mit bereits vollplastischem Zustand), und nicht die von den Nahtsteifigkeiten abhängige Kraftaufteilung im elastischen Bereich berücksichtigt, die ja insbesondere bei *Dauer*-Schwingbeanspruchung vorzeitig örtlich zu Anrissen und auch zum Bruch führen kann. In der Karlsruher «Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine» sind daher weitergehende Untersuchungen angestellt worden, um den Einfluß der Nahtsteifigkeiten besser zu erkennen. Denn es ist evident, daß (z. B. bei nicht direkt aneinanderstoßenden Flanken- und Stirnnähten) nicht allein die jewei-

ligen Nahtquerschnitte, sondern auch die Dehnwege der Bleche und die Verschiebungswege der Nähte einen maßgebenden Einfluß haben. Als erstes Ergebnis kann die Tragweite dieser Einflüsse in Fig. 7 demonstriert werden: Es handelt sich um eine kombinierte Überlappungsverbindung, für die einerseits unter Berücksichtigung der Federwerte der Flanken- und Stirnnähte, andererseits unter Variation der Querschnittsfläche F_2 (Lasche) gegenüber F_1 (Stab) von $\beta = 0{,}1$; 1,0 und 10,0 der Spannungsverlauf berechnet worden ist. Man erkennt sehr deutlich, daß z. B. im ersten Fall die Stirnnaht einen viel größeren Anteil aufnimmt als ihr zunächst nach der vorgeschlagenen Berechnungsweise zuzuweisen wäre; *sie* wird also für die Bemessung maßgebend, während die Flankennaht im Mittel bei weitem nicht ausgenutzt ist; aus diesem Grunde bliebe die Gebrauchslast im Fall $\beta = 0{,}1$ auf 11,9 Mp beschränkt. Im Fall $\beta = 1{,}0$ ändert sich das Bild; die mittlere Flankennahtspannung wird für die Bemessung maßgebend, und die Ausnutzung der Stirnnaht geht auf einen geringeren Prozentsatz zurück; die Gebrauchslast in diesem Fall beträgt 15,5 Mp und liegt damit dem Wert $P = zul\,\sigma_{komb} \cdot \sum F_{Naht} = 15{,}35$ Mp am nächsten. Im Fall $\beta = 10{,}0$ läßt sich eine Gebrauchslast von 12,5 Mp errechnen, doch beängstigen in diesem Fall die hohen Spannungsspitzen an den freien Flankennahtenden. Das Maximum an Tragkraft wäre etwa bei dem Wert $\beta = 0{,}5$ vorhanden und beträgt dann 18,5 Mp. Dieses Beispiel zeigt, daß es nicht ratsam ist, in einer neuen Vorschrift ohne weiteres den gesamten Spielraum aller möglichen Querschnittsvariationen zuzulassen, sondern bei extremen Verhältnissen eine exaktere Berechnung der Kraftaufteilung zu fordern[1]).

Beiläufig mag noch ein Anwendungsfall erwähnt sein, der im Zusammenhang mit der gutachtlichen Beurteilung einer Schweißkonstruktion für das neue deutsche Schiffshebewerk *Henrichenburg* auftrat. Er bekräftigt einerseits die Bedeutung des tatsächlichen Naht-«Federwertes», zeigt aber darüber hinaus die Möglichkeiten zur Beeinflussung der Gesamtelastizität durch konstruktive Maßnahmen. Eine *indirekte* Querkraftzuleitung kann z. B. über Schotte oder kurze Zwischenträger zu Hauptträgern oder — wie in *Henrichenburg* — zu einem Schwimmerstiel hin erfolgen. Wenn die heute noch gültige DIN 4100 die Länge von Flankennähten der Einschränkung $15\,a \leqq l \leqq 60\,a$ unterwirft, so hätte dies zu gelten für alle Fälle, in denen eine *direkte* Einleitung von Einzelkräften stattfindet, insbesondere also für den «gedrungenen» Anschluß, in dem die Querschnitte sozusagen «stabförmig linear» aneinander

[1]) Die Berechnung der Scherspannungen bei den genannten Beispielen wurde nach der «linearisierten Theorie der Überlappungsverbindungen» berechnet. Im Jahre 1937 hat jedoch K. Ježek in seinem Aufsatz «Spannungszustand an einer Überlappungsschweißung mit Stirn- und Flankenkehlnähten» (Akademie der Wissenschaften Wien, Sitzungsberichte Abt. IIa, 146. Bd., 1937) auf die ungleichförmige Normalspannungsverteilung in den anzuschließenden Blechen hingewiesen; danach kann im Nahtbereich mit einem Anwachsen derselben gerechnet werden (dieses Problem wird zurzeit an meinem Institut von Herrn G. Valtinat in einer wissenschaftlichen Arbeit *genauer* untersucht, der Verf.).

geheftet sind. Wie sehr jedoch das Scherspannungsbild zusätzlich durch die Schubelastizität von Schotten beeinflußt werden kann, macht das vorliegende Beispiel klar, bei dem trotz einer Nahtlänge von $180\,a$ die Spannungsspitzen an den Enden nicht über das bei gedrungenen Anschlüssen von $l = 60\,a$ mögliche Maß hinausgingen. (Die Ergebnisse aus Modellversuchen und aus theoretischen Berechnungen konnten anhand von Messungen an der originalen Großausführung bei der ersten Probefüllung voll bestätigt werden.)

Es mag hier angebracht sein, auch ein paar Bemerkungen zur *Loch-Schweißung* (CO_2-Automat) und zur «elektrischen *Widerstands-Punkt*-Schweißung im Stahlbau» anzuschließen. Bei der Nietloch-Schweißung [12] spart man z. B. im Mastbau das Bohren der Eckstiellöcher, ferner können die (u. U. gestanzten) dünnwandigen Gitterstäbe einfach aufgelegt werden. Im Schutze des CO_2-Gases, das gemeinsam mit der endlosen Elektrode und dem Kühlwasser einer Handpistole automatisch zugeleitet wird, gelingt in wenigen Sekunden die «Auffüllung» eines Diagonalstab-Loches. Bei «statischen» Versuchen wurden Bruch-Schubspannungen im allgemeinen merklich über 36 kp/mm² erreicht, während Dauerschwellzugversuche ($\kappa = +0{,}2$) bei $2 \cdot 10^6$ Lastspielen $\sigma_{DU} = 10 \div 11$ kp/mm² erreichten.

Die Widerstands-Punktschweißung an $8 \div 15$ mm dicken Blechen [13], welche beim Schweißen ($20 \div 30000$ A, $0{,}5 \div 1{,}0$ V) in großen Automaten (*Skiaky*, Paris) mit einem Elektrodendruck bis zu 20 kp/mm² zusammengepreßt wurden, ergab Effektiv-Scherfestigkeiten (bei sandgestrahlten Oberflächen) von ca. $35 \div 45$ kp/mm², wobei allerdings eine zuverlässigere Beziehung zu der aus dem Elektroden-Durchmesser errechenbaren Bruchspannung wünschenswert blieb. Die Dauerschwellzugversuche müßten — anders als bei Nietverbindungen — eigentlich auf eine Vergleichsspannung $\sigma_v = \sqrt{\sigma^2 + 3\tau^2}$ bezogen werden, weil der «Kern» einer Punktschweißung gleichzeitig auf «Zug» und «Scherung» beansprucht wird. Rechnet man jedoch einfach analog zu Niet- und Bolzen-Verbindungen, so kann (mit $\kappa = +0{,}2$) ein σ_{DU}-Wert zwischen $12 \div 16$ kp/mm² erwartet werden, womit man, da der Bruttoquerschnitt zugrunde liegt, zuletzt um ca. 20% ungünstiger davonkommt. Schwere punktgeschweißte Konstruktionen scheinen zurzeit in Deutschland noch nicht wirtschaftlich zu sein.

Nun noch ein paar Bemerkungen zur *Klebe*-Technik im Stahlbau. Es ist bekannt, daß (erstmals im Jahre 1955 bei Marl) eine 56 m weit gespannte Fachwerk-Brücke mittels eines kalthärtenden Klebers auf Polyesterharz-Basis zusammengefügt worden ist, wobei allerdings die Knotenpunkte zusätzlich mittels Schrauben (mit Lochspiel) abgesichert worden sind; im Laufe der inzwischen vergangenen 10 Jahre haben sich an dieser Konstruktion keine Fehler entdecken lassen. Der Kleber *Vestopal* LT®, der im Bereich von $-30°$ C bis $+80°$ C weitgehend beständig ist, durfte mit 0,6 kp/mm² rechnerisch beansprucht werden (dabei war der Sicherheitsfaktor $\nu = 2{,}0$). Zum Aufbringen der flüssigen, ungesättigten Polyesterharze auf die vorher gestrahlten Kontakt-

flächen verwendete man Pinsel; die Klebeschichtdicken betrugen je nach der Oberflächenrauhigkeit 0,2 ÷ 0,8 mm, die Aushärtezeiten lagen bei etwa 60 min. Damals in Karlsruhe durchgeführte Dauerfestigkeitsversuche ($\kappa = 0, \sigma_{max}$ bis 1,2 kp/mm²) erbrachten keine endgültige Stellungnahme zur Verwendung derartiger Kleber im Brückenbau. Es wurden sodann systematische Untersuchungen an verschiedenen Metallklebern in die Wege geleitet, die in knapper Zusammenfassung folgende Ergebnisse brachten (DASt-Versuchsreihen 1964):

Die Kleber Nr. 1—6: (KC 110 Lechler (Epoxydharz) Duralit,
E 6016 HENKEL (unges. Polyester),
Agomet M-DEGUSSA (Polymerisat),
Metallon K-HENKEL (Epoxydharz),
Metallon E 2602-HENKEL (Epoxydharz) und
Sinmast a–d, Kleiberit M 22

wurden unterschiedlich gelagert (24 h, +10° C; 20 T, +20° C; 19 T, +20° C und 1 T, +80° C, Prüf.) und dann anschließend einem Zugscherversuch unterworfen, auch wurden die Klebfugendicken auf 1 mm und auf 3 mm vergrößert (Fig. 8), insbes. Fugenverdickung bei L 3 a.

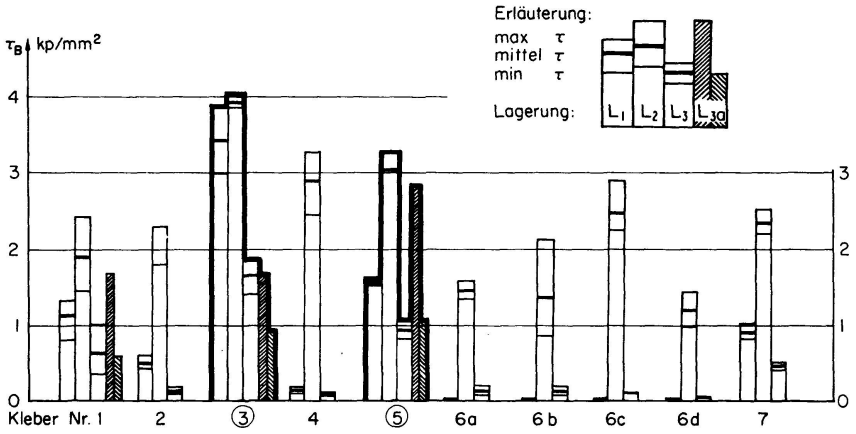


Fig. 8. Zug-Scherfestigkeiten von Metallklebern.

Das summarische Ergebnis war: Eine maximale Festigkeit (Nr. 3) ca. 4,0 kp/mm²; vermindert bei Lagerungsart L 3 auf unter 2,0 kp/mm²; weiterhin vermindert bei Schichtdicke 3 mm auf ca. 0,9 kp/mm². Kleber Nr. 5 erreichte maximal ca. 3,0 kp/mm², die er bei Lagerungsart L 3 nahezu hielt; die Fugenverdickung jedoch brachte ebenfalls einen Abfall bis auf 1,0 kp/mm². Alle andern Kleber lagen deutlich «niedriger».

Über die eingangs genannte einfache *Vestopal*-Klebetechnik hinaus soll nun etwas bezüglich der sog. *VK-Verbindungen* mitgeteilt werden. Hier wird über die «spezifische Adhäsion» von Klebern (an geeignet vorbereiteten Kontaktflächen) hinausgehend die «Erhärtungs-Schrumpfung» in ihren auf die Schälwirkung (infolge Zugspannungen) schädlichen Wirkung zum Teil unterdrückt, indem eine *Vorspannung* senkrecht zur Scherfuge überlagert wird. Zusätzlich

kann man bei diesen «vorgespannten Klebeverbindungen» noch ein optimales Stützgerüst — z. B. aus Korundmischungen, die gleichzeitig als «Magerung» des Klebers anzusehen sind — vorsehen, womit man das günstigste Maß einer Klebfugendicke kontrolliert. Man hat in Karlsruhe nachweisen können, daß Korund-gemagerte VK-Verbindungen beim Vestopal-Typ eine Erhöhung der Scherfestigkeit von ca. 1,2 kp/mm² auf ca. 2,5 *kp/mm²* einbrachten. (K. DÖRNEN berichtet in der Zeitschrift «Der Stahlbau» (1964) über den Bau einer ersten Vk-verklebten Dreigurtbrücke über den Lippe-Seitenkanal mit l = 58 m Stützweite.)

Zusammenfassend sei zur «Klebetechnik im Bauwesen» festgestellt: Sie ist mehrfach — sowohl für Druck-Scherfugen als auch für Zug-Scherfugen — im Stahlbrückenbau, im Stahl-Beton-Verbundbau und im Fertigteilbau exemplarisch angewandt worden, doch fehlt die Dauerstand- bzw. Alterungs-Bewährung, bevor dem Fachmann verbindliche Vorschriften zur Verfügung gestellt werden können. Im *Leichtmetallbau* wird — insbesondere bei beschränkter Lebensdauer einer Tragkonstruktion — bei relativ dünnen Blechen mit Erfolg von Kunstharz-Klebern (Phenolharze, Epoxydharze, ungesättigte Polyesterharze) Gebrauch gemacht. Gewisse Normungsarbeiten werden für beide Anwendungsfelder laufend in Gang gehalten.

3. Zusammenfassung und Ausblick

Bei den Verbindungen mit Nieten, Schrauben, Schweißnähten und Schweißpunkten sowie mit Klebungen, die i. d. R. auf Grund einfacher (meist 2schnittiger) und relativ kleiner Probekörper *experimentell* für den Metallbau erschlossen wurden, sind im Vergleich mit tatsächlich ausgeführten Konstruktionen viele «Unregelmäßigkeiten» zusätzlich zu berücksichtigen. Trotzdem empfiehlt es sich, charakteristische *Kennwerte* erstgenannter Norm-Proben, seien es jeweils solche für den glatten, unverschwächten Stab (*S*), für den Lochstab (*L*), für den Nietstab (*N*) oder für den HV- bzw. HVP-Stab anhand einheitlicher mechanischer Prüfverfahren (z. B. bei einmalig «zügiger», häufig «schwingender» oder «schlagartiger» Belastung sowie auch bei unterschiedlichen Temperaturen) zu ermitteln. Mit Hilfe derartiger Kennwerte können nämlich einerseits verschiedene Verbindungsarten miteinander verglichen, andererseits aber auch obengenannte «Unregelmäßigkeiten» — wie solche z. B. bei großen Stabanschlüssen (bei z. T. abstehenden Querschnittsteilen bei Exzentrizitäten, bei indirekten Anschlüssen usw.) auftreten — durch «Abminderungsfaktoren» berücksichtigt werden [4].

Die Festigkeits-*Theorien* für Verbindungen des Metallbaus haben sich, sowohl für ruhende als auch für häufig wiederholte Beanspruchungen, nur schrittweise weiterentwickelt. Erst im Jahre 1965 gelang es, in zwei Dissertationen [14] und [15] den elastizitätstheoretischen Teil der Problematik für

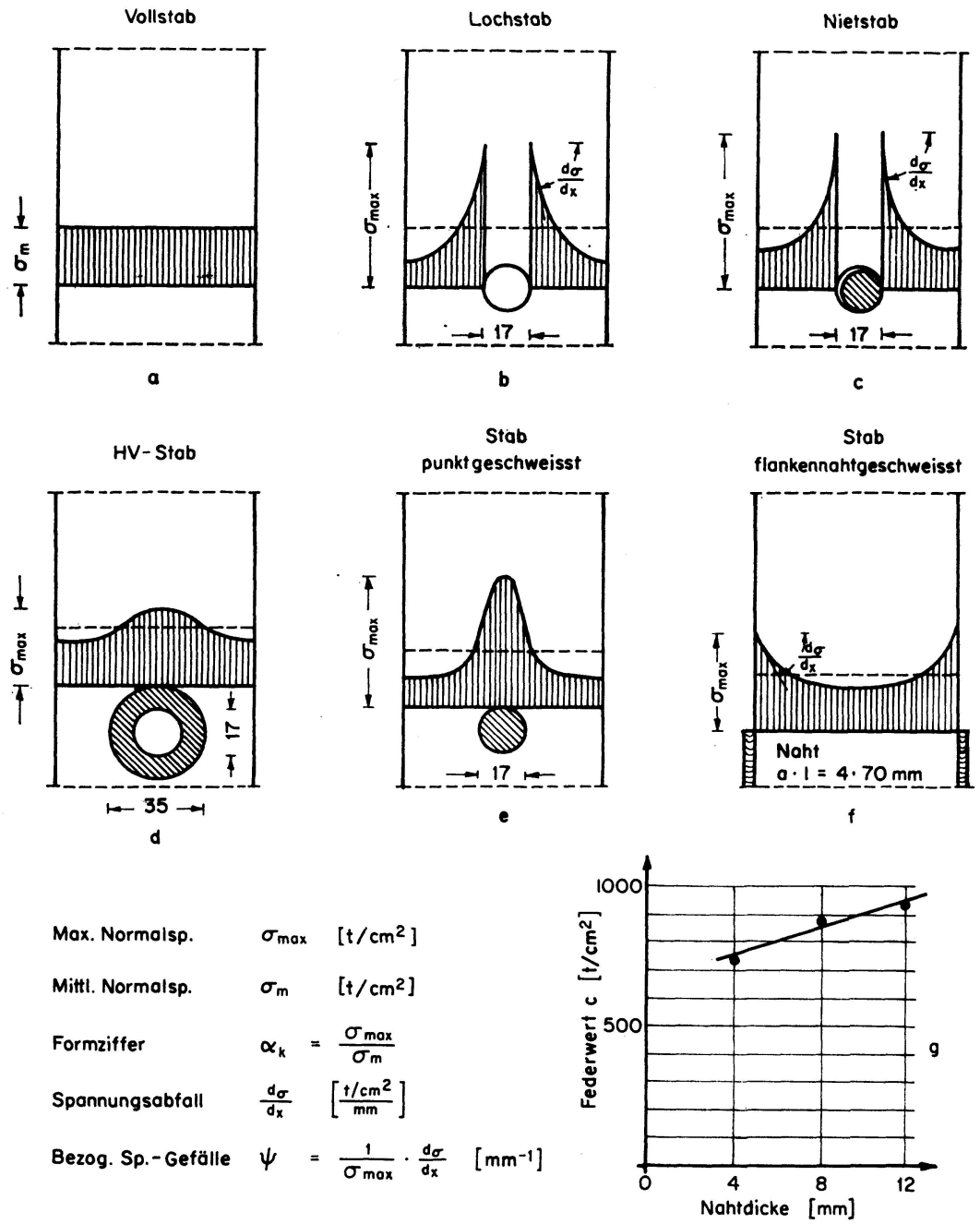


Fig. 9. Spannungsverteilung in den maßgebenden Querschnitten von Zug-Stäben. (a Vollstab, b Lochstab, c Nietstab, d HV-Stab, e, f Schweiß-Stäbe.) Bezüglich Spannungsverteilung σ, Formziffer α_k, Spannungsgefälle ψ vgl. Lit. [1], [5], [14], [15].

Die «theoretische Dauerfestigkeit» gemäß [5]

Fall	a	b	c	d*	e*	f
σ_D kg/mm²	27,5	22,9	17,0	21,0	11,9	20,1**

* Bruttospannung, ** Vergleichspannung.

Niet-, HV- und Schweißverbindungen zu einem gewissen Abschluß zu bringen, so daß nunmehr der jeweilige Spannungszustand obenerwähnter «Norm»-Proben erstmals exakt wiedergegeben werden kann (Fig. 9). Weiterhin wurden in der Karlsruher «Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine» (speziell für geschweißte Überlappungsverbindungen) einige wichtige *zusätzliche* Kennwerte (vgl. Fig. 9d) versuchstechnisch ermittelt, so daß es jetzt aussichtsreich erscheint, die Forschungen im Sinne von [1] und [5] weiterzuführen, um dadurch allgemeingültigen *physikalischen* Theorien über «Traglast» und «Dauerfestigkeit» den Weg zu bereiten.

Bibliographie

1a. F. Stüssi: Entwurf und Berechnung von Stahlbauten, Bd. I, Berlin 1958, S. 9—168; vgl. weiterhin Stahlbau-Handbuch Bd. 2, Köln 1957, S. 1—119, dort weitere Literatur; vgl. insbes. auch

1b. F. Stüssi: Die Ermüdung von Eisen und Stahl u. and. Metallen, Eisenbibliothek Nr. 31, G. Fischer AG, Schaffhausen 1965.

2. E. Gaber und W. Imhoff: Dauerfestigkeit von Nietverbindungen. Manuskript und Dissertation (1939) der T. H. Karlsruhe.

3. W. Schmid: «Der Bauingenieur» 22 (1941), S. 143—150.

4a. O. Graf: Berichte des Ausschusses für Versuche im Stahlbau. Berlin 1935.

4b. K. Klöppel: Gemeinschaftsversuche zur Bestimmung der Schwellzugfestigkeit voller, gelochter und genieteter Stäbe aus St 37 und St 52. Ztschr. «Der Stahlbau», 9. Jg., S. 97—112, Berlin 1936.

5. O. Steinhardt und K. Möhler: Betrachtungen zu Dauerversuchen an größeren Nietverbindungen. «Die Bautechnik» (1949), S. 265—269.

6. O. Graf: «Der Stahlbau» 23. Jg. (1954), S. 169—176. Bericht über amerikanische Versuche mit Nietverbindungen von W. M. Wilson, W. H. Munse und M. A. Cayci (1952); R. E. Davis, G. B. Woodruff und H. E. Davis (1939); M. W. Wilson und F. P. Thomas (1938).

7. F. Bleich gibt in seinem Buch «Theorie und Berechnung eiserner Brücken», Berlin 1924, einen vergleichbaren Wert von 450 t/cm an; während die gemäß [4b] errechenbaren K-Werte höher liegen; dagegen fand Stüssi [1], S. 116—120, einen (auch theoretisch begründeten) Wert von 600 t/cm ($d = 23$ mm).

8. O. Steinhardt: Hochfeste vorgespannte Schrauben (HV-Schrauben) als neuartiges Verbindungsmittel des Stahlbaus, VI. Kongreß der IVBH in Stockholm, Vorbericht S. 351—370, Zürich 1960.

9a. O. Steinhardt und K. Möhler: Versuche zur Anwendung vorgespannter Schrauben im Stahlbau. Berichte des DASt, H. 18 sowie H. 22 u. H. 24, Köln 1954 sowie 1959 u. 1962, vgl. auch

9b. K. Klöppel und F. Seeger: Dauerversuche mit 1-schnittigen HV-Verbindungen aus St 37. Ztschr. «Der Stahlbau», 33. Jg. 1964, S. 335ff.

10. N. C. Kist: Berechnung der Schweißnähte unter Berücksichtigung konstanter Gestaltsänderungsenergie, II. Kongreß der IVBH in Berlin-München, Vorbericht 1936, S. 521—532.

11. F. W. Bornscheuer: Berechnung statisch beanspruchter Kehlnaht-Schweißverbindungen. Große Schweißtechnische Tagung 1964 in Wiesbaden.

12. O. Steinhardt und G. Valtinat: Versuche an Nietloch-Schweißverbindungen. «Der Bauingenieur» 40 (1965), H. 9.

13. G. Bierett und O. Steinhardt: Untersuchungen zur Anwendung der elektrischen Widerstandspunktschweißung im allgemeinen Stahlbau. Berichte des Deutschen Ausschusses für Stahlbau, Heft 23, Köln 1960.
14. Sh. El Behairy: Der Spannungszustand von Rechteckscheiben mit im Innern angreifenden Einzelkräften, Diss. T. H. Karlsruhe (1966).
15. G. Valtinat: Die Untersuchung von Schweißverbindungen mittels der Analogie der elastisch-randgelagerten Scheibe, Diss. T. H. Karlsruhe (1966).

Zusammenfassung

Bei den Verbindungen der Metallbautechnik kommen z. Z. Niete, Schrauben oder HV-Schrauben, Schweißnähte und Klebfugen zur Anwendung. Anhand von «Kennwerten», die an Norm-Proben und z. T. auch anhand neuer Theorien gewonnen werden, ist es möglich, sowohl für die «statische» als auch für die «dynamische» Beanspruchungsweise Vergleiche zwischen den unterschiedlichen Verbindungsarten vorzunehmen. Eine international einheitliche Grundlage für «Bauvorschriften» wird dabei deutlich, und es können die Zukunftsaussichten der neuzeitlichen Verbindungsweisen gut abgeschätzt werden.

Summary

Rivets and bolts (or special assembly bolts of high strength steel), as well as connections by welding or by bonding, are used fastenings in steel construction. On the basis of the characteristics determined on standardised test-pieces, and partly also on the basis of new theories, it is possible to establish comparisons between different methods of fastening as regards their resistance to both static and dynamic stresses. A basis is thus taking shape for establishing international standards of construction and it is possible to make a satisfactory assessment of the future prospects of modern methods of fastening.

Résumé

Dans les assemblages de la construction métallique, on utilise des rivets et des boulons (ou des boulons spéciaux d'assemblage en acier de haute résistance), ainsi que des assemblages par soudure ou par collage. En se basant sur des caractéristiques déterminées sur des éprouvettes normalisées et en partie aussi en se basant sur des nouvelles théories, il est possible d'établir des comparaisons entre des différents modes d'assemblage en ce qui concerne leur résistance aux sollicitations aussi bien statiques que dynamiques. Il se dessine ainsi une base pour l'établissement de normes de construction internationales et il est possible d'évaluer les chances futures des modes d'assemblage modernes.