

Prof. Dr.-Ing. Günter Valtinat
Technische Universität Hamburg-Harburg (TUHH)
Stahl- und Leichtmetallbau
Dipl.-Ing. Holger Huhn
(ehemals TUHH)
IMS Ingenieurgesellschaft mbH, Hamburg

Festigkeitssteigerung von Schraubenverbindungen bei ermüdungsbeanspruchten, feuerverzinkten Stahl- konstruktionen

Sonderdruck aus der Fachzeitschrift „Stahlbau“, Heft 10/2003

Bericht Nr. 149
Gemeinschaftsausschuss Verzinken e. V.
GAV-Nr. FD 23/II

Festigkeitssteigerung von Schraubenverbindungen bei ermüdungsbeanspruchten, feuerverzinkten Stahlkonstruktionen

Im Turm- und Mastbau eingesetzte Bauteile sind oszillierenden Beanspruchungen unterlegen, die aus wechselnden Windeinwirkungen resultieren. Aus Gründen des Korrosionsschutzes werden für die i. d. R. als Gitterfachwerk ausgebildeten Konstruktionen feuerverzinkte Stäbe verwendet, deren Löcher für die Schraubenverbindungen meistens gestanzt sind. Das Stanzen der Löcher und das Feuerverzinken wirken sich jedoch negativ auf die Ermüdungsfestigkeit der Stabnettoquerschnitte aus. Aus diesem Grund soll deren Ermüdungsverhalten durch geeignete Maßnahmen wieder auf den Stand von Schraubenverbindungen mit gebohrten Löchern gehoben werden. Um dieses Ziel zu erreichen, kommen hochfeste vorgespannte (HV-)Schrauben zum Einsatz, denn durch das Vorspannen der Schrauben mit Pressungen der Bauteile rechtwinklig zur Oberfläche reduzieren sich die Kerbspannungen am Lochrand, und es entsteht um das Loch herum eine geschützte Zone. Bei anschließender Längsbeanspruchung der Schraubenverbindungen werden dadurch der Rißfortschritt verzögert, die Ermüdungsfestigkeit erhöht und letztendlich die Bauteillebensdauer verlängert.

Strengthening of bolted connections in hot dip galvanized steel constructions with punched holes under fatigue loading. Steel members used in tower and mast constructions are mainly loaded by oscillating stresses which result from alternating wind loads. Galvanizing is the best protection against corrosion for this type of truss construction, whose holes for the bolted joints are usually punched. The punching of the holes and the galvanizing process have a negative influence on the fatigue behaviour of the net sections. For this reason the fatigue resistance shall be improved by workable measures. The main idea is to use preloaded high strength bolts. A preload perpendicular to the surface of the members reduces the notch effect and builds a protected area around the hole. This means for bolted connections with normal forces in the members that the crack growth in the net section can be retarded, the fatigue resistance be increased and finally the lifetime of the structures be prolonged.

1 Einleitung

In einer langen Reihe von Untersuchungen wurde das Verhalten von feuerverzinkten geschraubten Stahlbauverbindungen im Anwendungsgebiet von Masten und Türmen in Gitterbauweise erforscht. Hierzu gehören u. a. Hochspannungsmaste, Mobilfunkmaste, abgespannte Antennenbauwerke und mit zunehmender Bedeutung auch Gittertürme für Windenergieanlagen. Die feuerverzinkte Ausführung der Bauteile und Verbindungen gibt den besten Korrosionsschutz für diese Art von Bauwerken. Bei ausschließlichen Farbbeschichtungen ist eine Konservierung der filigranen Fachwerk Türme nicht so langlebig, eine neue Konservierung nach Jahren des Korrosionsangriffs z. B. durch Abstrahlen und Beschichtung wäre mit enormem Aufwand verbunden und produziert eine Menge Sonderabfall, deren Entsorgung ebenfalls sehr kostenaufwendig wäre. Die Feuerverzinkung hat den Vorteil, daß bei rechtzeitiger Durchführung der neuen Konservierung ein Abstrahlen nicht erforderlich ist. Diesem wirtschaftlichen Ver-

halten steht bei feuerverzinkten SL-Schraubenverbindungen eine Tragfähigkeitseinbuße bezüglich des Last-Verschiebungs-Verhaltens gegenüber.

Ein anderer bedeutender Einfluß auf die Materialeigenschaften entsteht aus der Herstellung der Schraubenlöcher. Für die bei diesen Bauwerken verwendeten Profile (Winkelprofile, kleinere U-Profile, Flacheisen etc.) werden die Löcher i. allg. gestanzt und nicht gebohrt. Das Stanzen der Löcher ist zwar erheblich billiger, erzeugt aber eine deutliche Materialbeeinflussung im Sinne von Aufhärtungen und Kerben am Lochrand. Die Duktilität ist reduziert, und die Festigkeitsgrenze ist gewöhnlich auch beeinflusst. Außerdem können Anrisse entstehen bzw. latente Ausgangspunkte für Anrisse produziert werden. Diese beeinflusste Zone umfaßt gewöhnlich 2 bis 3 mm um das Loch herum. Aus diesem Grund wird bei größeren Blechdicken ein geringerer Stanzdurchmesser mit anschließendem Aufreiben gefordert. Eine Feuerverzinkung nach dem Stanzen kann abermals eine Beeinträchtigung durch Altern hervorrufen. Alle diese Einflüsse haben negative Auswirkungen auf die Betriebsfestigkeit der Bauteile und Verbindungen.

2 Statische Untersuchungen

Vor Erforschung der Ermüdungsfestigkeit wurden zunächst die statischen Festigkeiten und Verhaltensweisen ermittelt. Im Rahmen von verschiedenen Untersuchungsprogrammen ([1], [2]) wurden zu diesem Zweck Versuche zum Last-Verschiebungs-Verhalten von feuerverzinkten Schraubenverbindungen mit gestanzten Löchern im Vergleich zu solchen mit gebohrten Löchern durchgeführt. Das Bild 1 zeigt repräsentativ den Vergleich zweier Last-Verschiebungs-Kur-

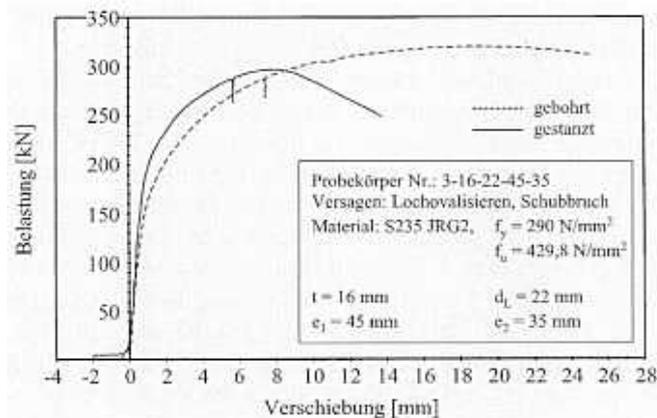


Bild 1. Last-Verschiebungs-Diagramme von Doppellaschen-Verbindungen mit gebohrten und gestanzten Löchern – Versagen durch Lochovalisieren und Lochleibung mit Schubbruch
Fig. 1. Load-displacement curves of bolted double sided lap connections with drilled and punched holes – rupture by ovalisation and bearing

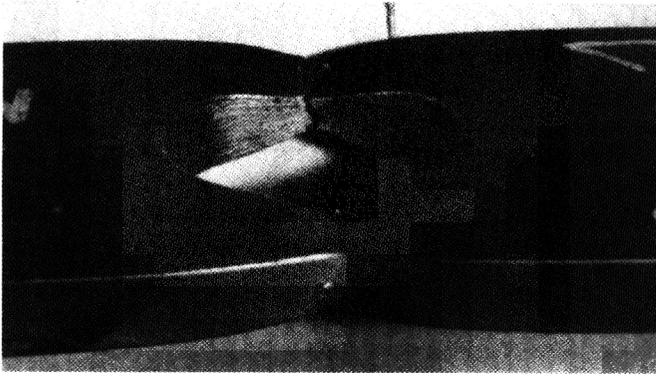


Bild 2. Versagen im Nettoquerschnitt eines gebohrten Loches beim statisch zügigen Versuch

Fig. 2. Net section rupture of a member with a drilled hole in a static short term test

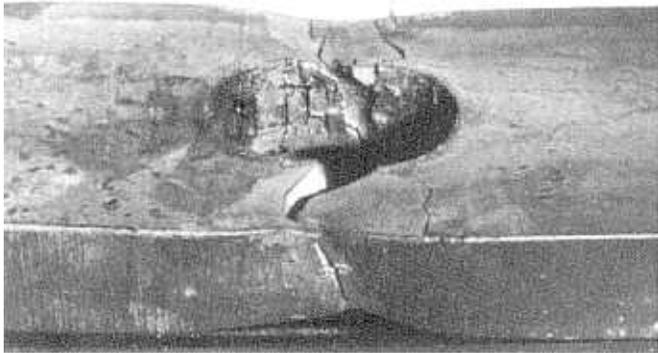


Bild 3. Versagen im Nettoquerschnitt eines gestanzten Loches beim statisch zügigen Versuch

Fig. 3. Net section rupture of a member with a punched hole in a static short term test

ven für zweischnittige Verbindungen, die so ausgelegt waren, daß das Versagen durch Lochovalisierung eintritt. Es ist zu erkennen, daß gebohrte Löcher eine wesentlich höhere Duktilität besitzen als gestanzte. Die maximal erreichbare Traglast liegt für beide Lochherstellungsmethoden etwa gleich hoch. Für gestanzte Löcher ist bei der Maximallast eine Verschiebung von mindestens 3 bis 4 mm möglich, was sicher als ausreichend betrachtet werden muß, solche Verbindungen für statische Belastungen zuzulassen.

Die Bilder 2 und 3 zeigen verschiedene Bruchzustände von solchen Verbindungen, die so konzipiert waren, daß Nettoquerschnittsversagen zu erwarten ist. Bild 2 zeigt einen Zustand nach dem Versagen bei einem gebohrten Loch. Es fällt auf, daß nur ein einziger Durchriß zu sehen ist und daß der gesamte Nettoquerschnitt eine erhebliche und gleichmäßige Querkontraktion aufweist – auch der Lochrand. Bild 3 zeigt eine Verbindung mit gestanztem Loch. Hier sind viele Anrisse an der Lochwandung vorhanden, von denen schließlich nur einer zum Durchriß führte. Man erkennt daran die durch das Stanzen implantierten potentiellen Anrißpunkte. Darüber hinaus gibt es im unmittelbaren Bereich des Loches keine Querkontraktion, wohl aber in den äußeren Bereichen des Nettoquerschnitts. Die vielen Anrisse und die fehlende Querkontraktion sind deutlicher Beweis für die anfängliche Vermutung, daß das Material in seiner Duktilität geschädigt ist.

2.1 Werkstoffuntersuchungen

Aus diesem Grund war es erforderlich, vertiefende Werkstoffuntersuchungen zum Einfluß des Stanzens auf die mechanischen Eigenschaften durchzuführen (s. [3]). Zunächst wurden Härtemessungen in verschiedenen Schichten über die Blechdicke und Schlibfbilder aufgenommen. Anhand der Schlibfbilder werden die Veränderung der Kornstruktur und der Materialfluß beim Stanzen deutlich. Beim Durchfahren des Stanzstempels durch den Werkstoff bildet sich am oberen Lochrand nach Eintritt des Stempels eine Kanteneinzugszone aus (Bild 4a). In diesem Bereich fließt das Material in Schneidrichtung des Stempels vom Rand in das Loch hinein. Das plastische Fließen geht anschließend in die Glattschnittzone (Bild 4b) über, die sich in etwa in Blechmitte ausbildet. In der folgenden Austrittszone des Stanzstempels (Bild 4c) findet die Materialtrennung durch Scherversagen statt. Diese Zone unterscheidet sich von der Glattschnittzone durch eine wesentlich rauhere Oberfläche und ihre konische Aufweitung. Nach Austritt des Stanzstempels aus dem Werkstoff entsteht auf der Werkstückunterseite ein kleiner Grat, der i. d. R. werksseitig vom Stahlbaubetrieb entfernt wird.

Um die in den Schlibfbildern am Lochrand zu erkennenden Verfestigungen zu quantifizieren, wurden im Rahmen des Forschungsvorhabens AiF Nr. 12547/N1 [4] Mi-

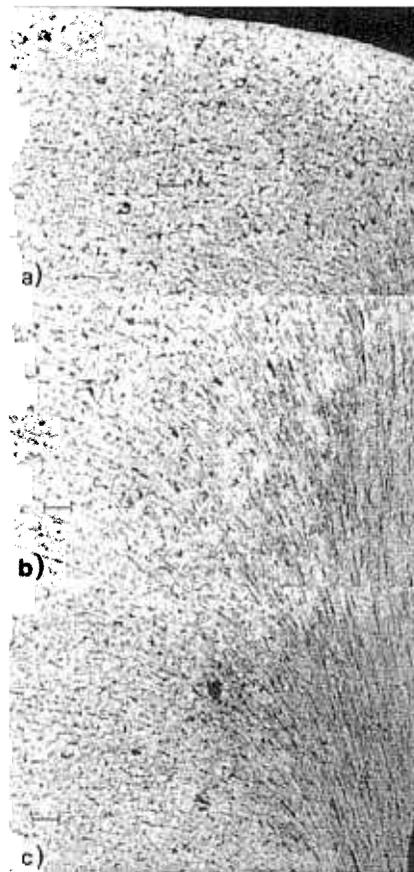


Bild 4. Schlibfbilder zum Materialfluß am Rand des gestanzten Loches (Eichstrich 0,1 mm); a) Stempelintrittszone an der Blechoberseite mit Kanteneinzug, b) Glattschnittzone in Blechmitte, c) Stempelaustrittszone an der Blechunterseite

Fig. 4. Micro-section of the material structure at the edge of a punched hole (calibration line 0.1 mm); a) zone at the upper side when punch enters the plate, b) section in middle of the member, c) zone at the lower side when punch leaves the plate

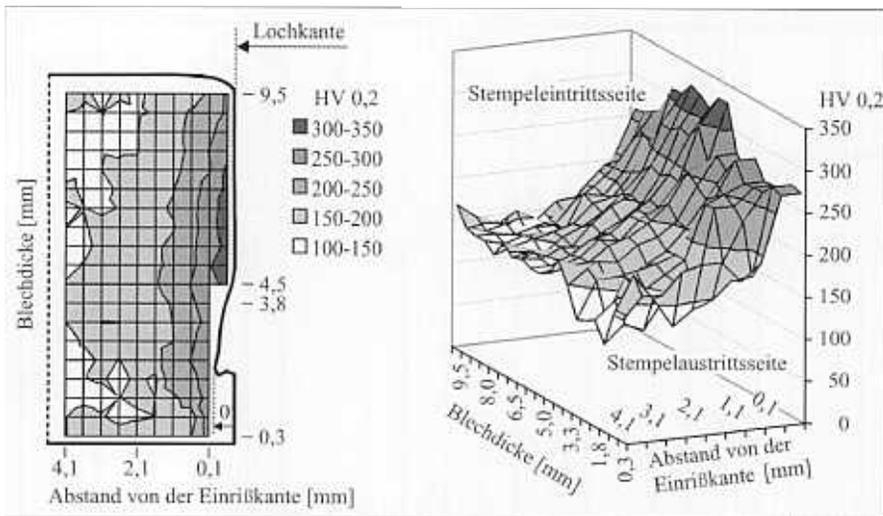


Bild 5. Verlauf der Vickers Härte HV 0,2 im Lochbereich und in Lochnähe
Fig. 5. Distribution of Vickers hardness HV 0.2 in the nearer area around a punched hole

krohärtemessungen, in einem Raster von 0,5 mm verteilt über die Blechdicke und mit zunehmendem Abstand von der Lochkante, vorgenommen. Dabei wurde ein starker Anstieg der Härte bis zu Maximalwerten von 330 HV 0,2 am Lochrand festgestellt (Bild 5). Im unbeeinflussten Material sind im Mittel Härtewerte von 150 HV 0,2 vorhanden, wobei der unbeeinflusste Bereich ab einer Entfernung von ca. 2,5 mm vom Lochrand beginnt. Desweiteren steigt die Härte zur Mitte des Bleches hin an. Anhand dieser Meßergebnisse ist die stattfindende Kaltverfestigung durch das Stanzen mit den damit verbundenen Veränderungen der Werkstoffigenschaften quantifizierbar. Bei den Versuchsprobekörpern handelt es sich um Baustahl der Güte S 235 JR G2.

Mit der Kaltverfestigung steigt auch die Zugfestigkeit an. Dieses wird mit Hilfe von Mikroflachzugproben überprüft. Da der Querschnitt der Zugproben nur $2,0 \times 0,5$ mm beträgt, können aus dem Randbereich des Loches fünf Proben entnommen werden. Die Lage der Mikroflachzugproben ist tangential zum Loch. Bild 6 zeigt die auf-

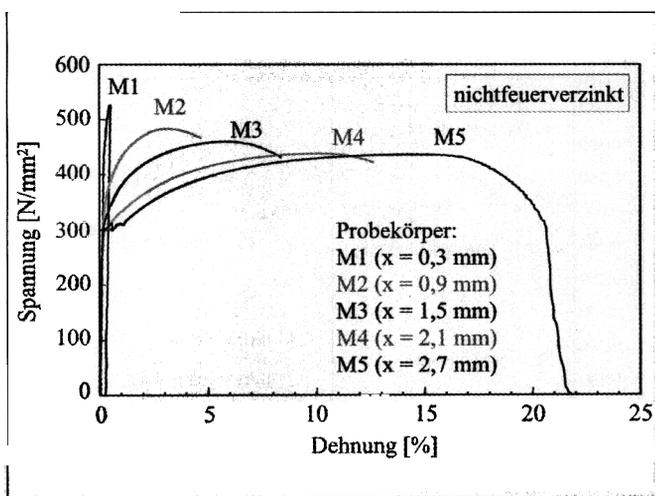


Bild 6. Spannungs-Dehnungs-Kurven der Mikroflachzugproben (x Abstand der Zugprobe vom Lochrand)
Fig. 6. Stress-stain curves of the micro tensile test specimen (x distance of the test piece from the edge of the hole)

genommenen Spannungs-Dehnungs-Kurven. Für die Probe M 5, die sich mit einer Entfernung von 2,7 mm bezogen auf die Lochkante im ungestörten Bereich befindet, ist der typische Kurvenverlauf für den eingesetzten Baustahl zu erkennen. Zum Lochrand hin nimmt die Zugfestigkeit stark zu, wogegen sich die Dehnung drastisch reduziert. Dieses bedeutet eine erhebliche Einbuße an Duktilität und eine Versprödung, die aus der Kaltverfestigung resultiert. Damit sind auch die Bruchbilder der statischen Traglastversuche erklärbar, bei denen an den gestanzten Löchern viele kleine Risse und bei den gebohrten Löchern nur ein einziger durchgehender Riß mit entsprechender Materialeinschnürung zu beobachten war.

2.2 Reibbeiwerte

Seit vielen Jahren wurden viele Gleitversuche unter statisch zügiger Last durchgeführt. Nachfolgend aufgeführt sind einige Versuchsergebnisse von aktuell durchgeführten Reibversuchen an zweischnittigen Schraubenverbindungen mit vorbehandelten Kontaktflächen:

$\mu = 0,2$ für Walzhaut

$\mu = 0,2$ für feuerverzinkte Kontaktflächen mit Reinzinkschicht

$\mu = 0,35$ bis $0,38$ für feuerverzinkte Kontaktflächen ohne Reinzinkschicht

$\mu = 0,6$ für feuerverzinkte Kontaktflächen mit Reinzinkschicht ohne Entfernung der Reinzinkschicht, aber mit zusätzlicher Alkali-Silikat-Zinkstaubbeschichtung.

Die Kontaktflächen mit Reinzinkschicht entstehen beim Verfahren der Tauchverzinkung. Sie unterscheiden sich von denen ohne Reinzinkschicht durch eine glänzende Oberfläche. Bei den Kontaktflächen ohne Reinzinkschicht ist nur die Eisen-Zink-Legierungsschicht vorhanden. Das Reinzink wurde z. B. durch Schleudern entfernt, wodurch die Oberflächen matt und grau werden.

Ergänzend hierzu sind in Bild 7 in einem Piktogramm die Reibbeiwerte bei unterschiedlichen Kontaktflächenbehandlungen aus zahlreichen früheren Untersuchungen zusammengestellt.

Die Versuchsergebnisse zeigen, daß durch Aufbringen einer Alkali-Silikat-Zinkstaubbeschichtung (Reibfarbe) auf die feuerverzinkten Oberflächen eine erhebliche Steigerung des Reibbeiwertes erreicht werden kann. Es ist aber erforderlich herauszufinden, welcher Prozentsatz dieses Reibbeiwertes in Langzeitbelastungen ohne Kriechgleiteffekt der Verbindung genutzt werden kann. Aus diesem Grunde wurden entsprechende Untersuchungen [5] durchgeführt.

Bild 8 zeigt drei Kriechgleitkurven von Dauerstandversuchen an gleitfesten Schraubenverbindungen aus feuerverzinkten Stahlbauteilen mit Alkali-Silikat-Zinkstaubbeschichtung auf den Kontaktflächen. In diesen Fällen lagen Versuchslasten an, die 90 %, 68 % und 50 % Ausnutzung des in statisch zügigen Reibversuchen gefundenen Reibbeiwertes zur Basis hatten. Der 90 %-Test erfüllte nicht die Forderungen des EC 3, nämlich sich innerhalb von 30

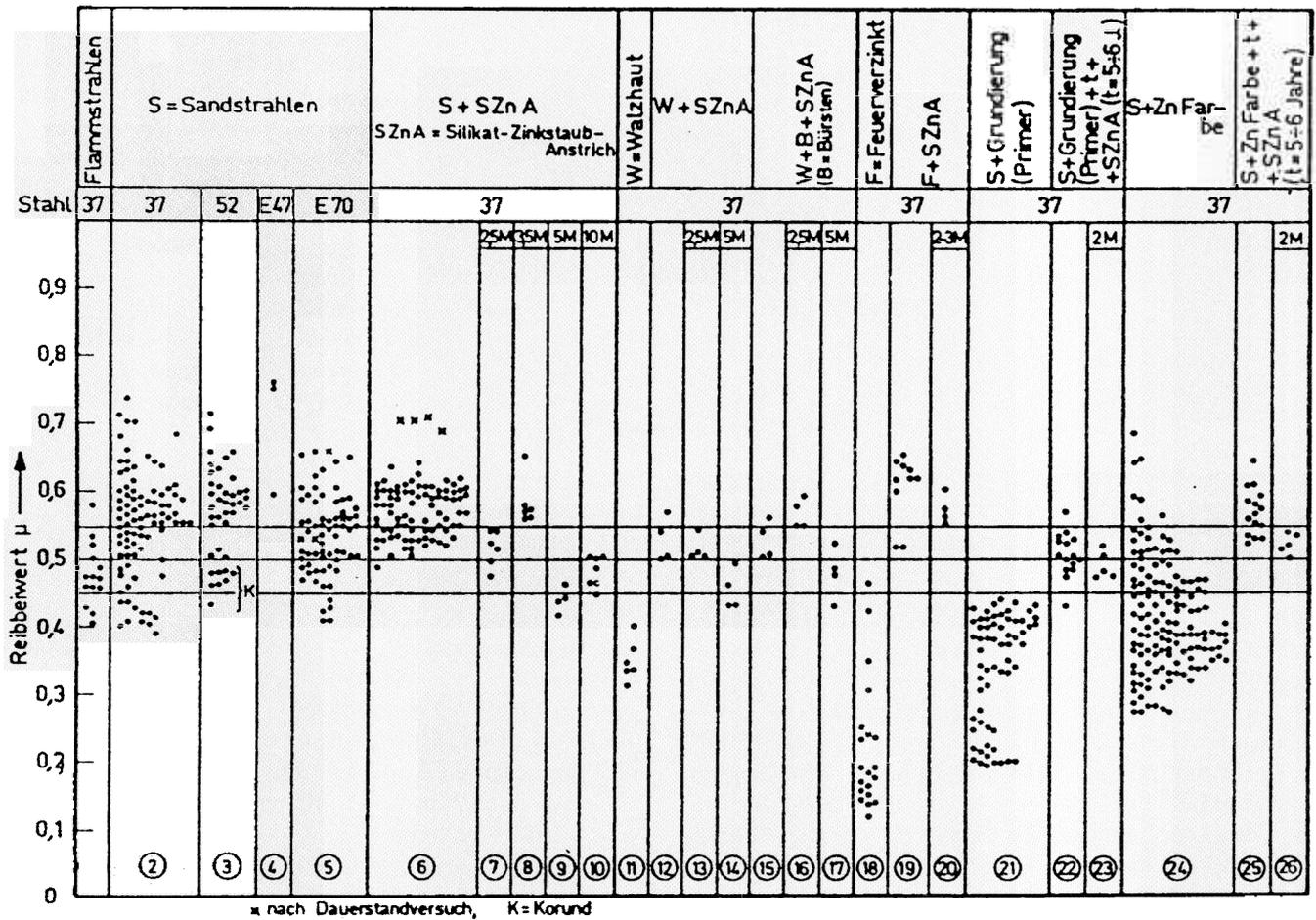


Bild 7. Reibbeiwerte für GV-Verbindungen bei verschiedenen Kontaktflächenvorbereitungen
Fig. 7. Friction coefficients of friction grip type connections with different treatments of the contact surfaces

Jahren um nicht mehr als 300 μm bleibend zu verschieben, während die anderen beiden Tests die Bedingungen erfüllten. Alle Kriechkurven wurden aus einjährigen bzw. zweijährigen Versuchsdauern mittels Regressionsgerade auf längere Zeitdauern extrapoliert (siehe die Kreuze in den Bildern).

Nach diesen Untersuchungen war die Frage zu klären, ob Langzeitbelastungen eventuell den anschließend in

einem statisch-zügigen Gleitversuch zu ermittelnden Reibbeiwert negativ beeinflussen. Versuchsergebnisse an feuerverzinkten Kontaktflächen mit Alkali-Silikat-Zinkstaub-Beschichtung zeigt das Bild 9. Während im Langzeitversuch die Versuchslasten den Reibbeiwert nur zu 60 bis 70 % ausnutzten, konnte im anschließenden Gleitversuch festgestellt werden, daß bei etwas größerer Streuung im Mittel kein Abfall eintritt. Bild 9 zeigt im linken Piktogramm

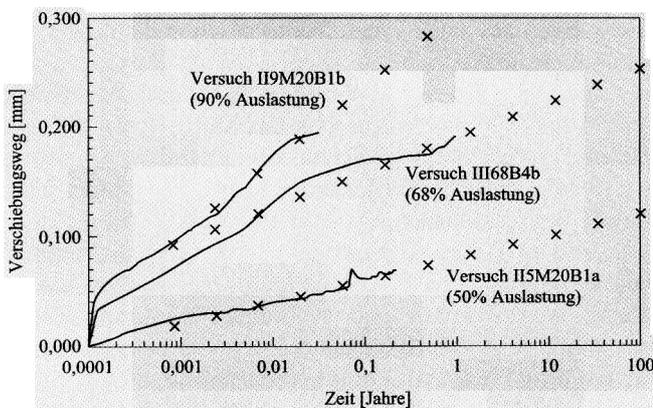


Bild 8. Zeit-Verschiebungs-Verläufe aus Langzeitversuchen mit Alkali-Silikat-Zinkstaubanstrich auf den feuerverzinkten Kontaktflächen

Fig. 8. Creep-slip curves of long term tests with alkali-silicate-zinc-paint on the hot dip galvanized contact surfaces

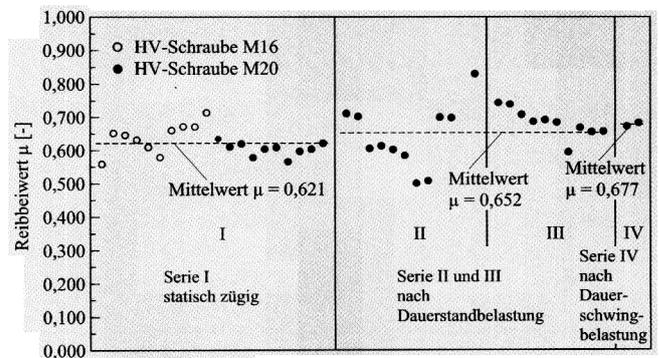


Bild 9. Reibbeiwerte feuerverzinkter Verbindungen mit Alkali-Silikat-Zinkstaubanstrich nach Dauerstandbelastungen und Dauerschwingbelastungen

Fig. 9. Behaviour of the slip coefficient of hot dip galvanized surfaces with alkali-silicate-zinc-paint during long term testing and fatigue loading

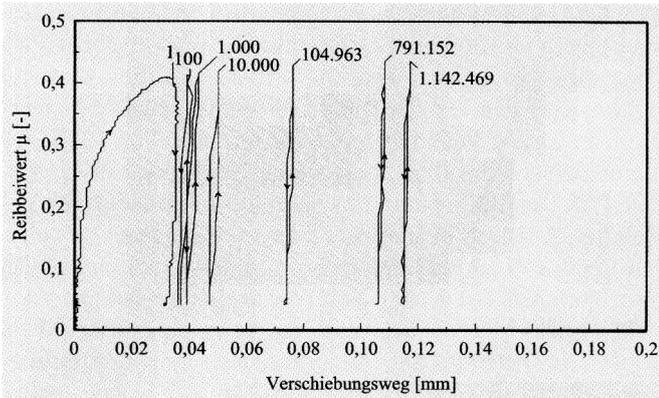


Bild 10. Kriech-Verschiebungen in einer Laschen-Verbindung mit feuerverzinkten Bauteilen und vorgespannten HV-Schrauben im Dauerschwingversuch

Fig. 10. Creep displacement of hot dip galvanized connections with preloaded high strength bolts during fatigue loading

die originalen Werte in Kurzzeittests mit HV-Schrauben M 16 und M 20. Im mittleren Feld sind die Reibbeiwerte nach den Langzeitversuchen als Punkte der Serien II und III dargestellt (keine Abminderung!). Die Serie IV rechts zeigt Reibbeiwerte nach Dauerschwingversuchen mit 2 Mio. Lastwechseln (ebenfalls keine Reduktion!).

Analoge Versuche an Bauteilen mit feuerverzinkten Kontaktflächen mit leichter Überstrahlung (sweepen) anstelle von Alkali-Silikat-Zinkstaubbeschichtung zeigten vergleichbare Ergebnisse. Auch hier ist kein Abfall des Reibbeiwerts als Folge von einjährigen Dauerstandversuchen (Versuchspunkte II und III) bzw. Dauerschwingversuchen mit ca. 2 Mio. Lastwechseln (Versuchspunkte IV) festzustellen, sondern im Gegenteil eine Verbesserung.

In einer letzten Untersuchung zum Reibverhalten sollte festgestellt werden, ob im Laufe von Dauerschwingversuchen ein Wandern der Verbindung in Richtung der Belastung eintritt. Die Schwinglast nutzte dabei den statisch-

zügig ermittelten Reibbeiwert zu ca. 70 % aus. Es wurden ca. 1 bis 2 Mio. Lastwechsel aufgebracht. Im Bild 10 ist eine Hysterese zu erkennen, bei der die Verschiebung nach 1,1 Mio. Lastwechseln bei 0,12 mm endet und damit deutlich unterhalb des Grenzwerts von 300 μm liegt. Neun weitere Tests zeigen gleiche oder sogar bessere Resultate.

Weitere Untersuchungen mit GV-Verbindungen aus feuerverzinkten Bauteilen mit Alkali-Silikat-Zinkstaubbeschichtung der Kontaktflächen und gestanzten Langlöchern, wie sie bei Fassadenelementen eingesetzt werden, wurden ebenfalls durchgeführt. Hinsichtlich der Ergebnisse wird an dieser Stelle auf die Literatur [6] verwiesen.

Im Rahmen der Anwendung vorgespannter Verbindungen ist auch die Antwort auf die Frage wichtig: Wie konstant ist die Vorspannkraft F_V , bzw. von welchem Abfall muß man ausgehen. In einem einschnittigen Stahlpaket kommen schon vier Feuerverzinkungsschichten auf den Bauteilen mit je ca. 80 bis 120 μm , vier Feuerverzinkungsschichten auf den Scheiben und zwei Schichten unter Schraubenkopf und Mutter zusammen. Die Gesamtdicke kann dabei schon über 0,5 bis 0,7 mm ausmachen, was unter hoher Pressung mit Sicherheit zu Vorspannkraftabbau führt. Da es hierüber keine gezielten Untersuchungen sondern nur Nebenaussagen aus anderen Tests gibt, empfehlen wir, alle HV-Schrauben ca. zwei Stunden nach ihrem Vorspannen in einer abermaligen Nachspannrunde nachzuspannen. Geeignet dafür könnten das Prüfmoment oder ein bestimmter Weiterziehwinkel sein. Eine andere Möglichkeit besteht in einem planmäßigen Überanziehen der Schrauben. Bild 11 zeigt Anziehdiagramme (Drehwinkel gegen Vorspannkraft) für sechs HV-Schrauben M 20 \times 100 – 10.9. Die durchgezogene horizontale Linie liegt auf der Höhe der deutschen Regel-Vorspannkraft nach DIN 18800-7, die gestrichelte Linie auf der Höhe von EC 3 und EN 1090. Zusätzliche Weiterziehwinkel von ca. 20° heben die Vorspannkraft um ca. 10 % an, und das deckt den Kriechabfall i. d. R. vollkommen ab.

3 Ermüdungsfestigkeitsuntersuchungen

Maste und Türme sind zusätzlich zu ihrer ständigen Last vornehmlich durch Windlasten beansprucht. Der Wind kommt aus unterschiedlichen Richtungen, was zu oszillierenden Kräften in den Bauteilen und zu oszillierenden Verschiebungen in den Verbindungen führt. Die Lastwechselzahl kann sehr hoch werden und den Bereich der Betriebsfestigkeit (2 Mio. Lastwechsel) erreichen. Für die Anwendung der feuerverzinkten SL-Verbindungen mit gestanzten Löchern in diesen Bauwerken ist deshalb die Frage hinsichtlich der Betriebsfestigkeit dieser Verbindungen zu klären.

In früheren Forschungsvorhaben wurden an der TU Hamburg-Harburg low-cycle-fatigue- und high-cycle-fatigue-Versuche an verschiedenen Bau-

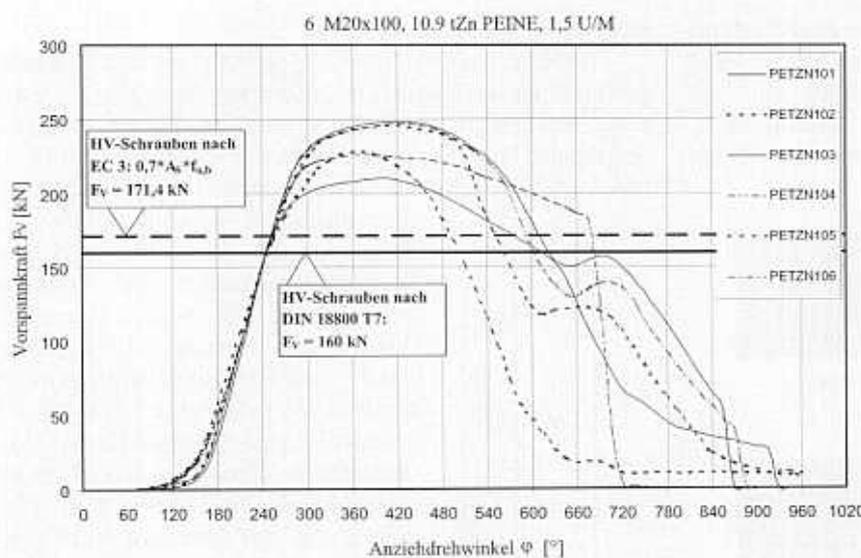


Bild 11. Rotation(ϕ)-Vorspannkraft(F_V)-Diagramme von sechs feuerverzinkten HV-Schrauben HVM 20 \times 100

Fig. 11. Rotation(ϕ)-preload(F_V)-diagrams for 6 hot dip galvanized high strength bolts HVM 20 \times 100

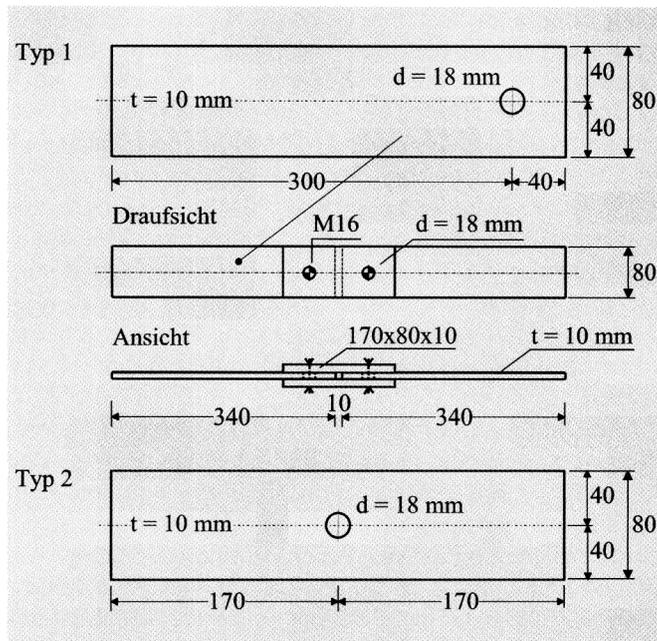


Bild 12. Versuchskörper von Schrauben-Verbindungen (Typ 1) und Lochstäben (Typ 2) für Ermüdungsversuche
Fig. 12. Test specimen of bearing-type connections (type 1) and members with a hole (type 2) for fatigue testing

teiltypen durchgeführt. Hierbei wurden insbesondere feuerverzinkte Scher-Lochleibungs-Verbindungen und Lochstäbe mit sowohl gestanzten als auch gebohrten Löchern, aber ohne Vorspannung der Verbindungsmittel untersucht [7], [8]. Die Versuchsprobekörper waren dabei aus Baustahl der Güte S 235 JR G2 gefertigt. Als Beanspruchung wurde eine einstufige, einaxiale Sinusschwingung im Zugschwellbereich mit einem Spannungsverhältnis von Unterspannung zu Oberspannung von $\kappa = +0,1$ aufgebracht. Die Versuchsprobekörper der Scher-Lochleibungs-Verbindungen (Typ 1) und der Lochstäbe (Typ 2) sind in Bild 12 dargestellt. Während der Versuchsdurchführung waren die Schrauben nur handfest angezogen, um eine Beeinflussung der Ergebnisse durch eine ungewollte Vorspannung aus den Schrauben bzw. durch Reibung in den Kontaktflächen auszuschließen. Die Dimensionierung der gewählten Versuchsprobekörper erfolgte unter der Vorgabe, daß kein Versagen der Schrauben oder Laschen, sondern ausschließlich ein Ermüdungsversagen im Nettoquerschnitt des Stabs auftrat.

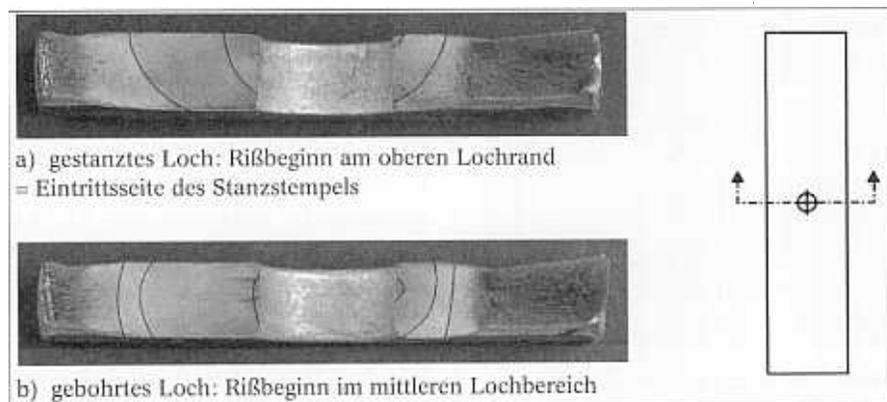


Bild 13. Ermüdungs-Bruchbilder mit Rißfrontverlauf nach Dauerschwingversuch
Fig. 13. Fatigue rupture mode with marked crack fronts after fatigue loading

Im Rahmen der experimentellen Schwingungsuntersuchungen wurden die auftretenden Ermüdungsbruchflächen einer genaueren Prüfung unterzogen, um Anhaltspunkte über den Ort der Rißinitiierung zu erhalten. Exemplarisch für die vielen durchgeführten visuellen Rißbeobachtungen soll das Bild 13 die charakteristischen Ausgangslagen für den Rißbeginn aufzeigen. Bei Lochstäben mit gestanzten Löchern beginnt der Riß am häufigsten am oberen Lochrand im Nettoquerschnitt in der Eintrittszone des Stanzstempels (Bild 13a). Von hier breitet er sich kontinuierlich in das Material aus, bis er die andere Blechoberfläche an der Austrittsseite des Stanzstempels erreicht. Anschließend pflanzt sich der Ermüdungsriß so weit in den Nettoquerschnitt fort, bis ein Gewaltbruch des Restquerschnitts auftritt. Die Rißausbreitung kann einseitig oder beidseitig in den Nettoquerschnitt hinein in Richtung der Stabaußenränder erfolgen. Bei Lochstäben mit gebohrten Löchern wurde die Rißinitiierung auch häufig im mittleren Stabdickenbereich, von der Lochwandungsfläche ausgehend, beobachtet (Bild 13b).

3.1 Einfluß des Stanzens und Feuerverzinkens

Die Auswertung der Ermüdungsfestigkeitsuntersuchungen erfolgt üblicherweise grafisch als S-N-Kurve (Spannung S über Lastwechselzahl N) in doppelt-logarithmischer Auftragsweise. Je höher die Kurven im Diagramm liegen, desto höher ist auch der Widerstand der Prüfkörper gegen Ermüdungsversagen.

Die experimentell ermittelten S-N-Kurven von verschiedenen feuerverzinkten Versuchsprobekörpern sind in Bild 14 dargestellt. Es werden Lochstäbe und Verbindungen verglichen. Wie erwartet können die Lochstäbe aufgrund ihres Kerbverhaltens eine höhere Spannungsdifferenz $\Delta\sigma$ bei der gleichen Lastwechselzahl N bis zum Bruch ertragen als die Verbindungen. Ein Vergleich zwischen den Versuchen mit gestanzten Löchern und den Versuchen mit gebohrten Löchern macht den negativen Einfluß des Stanzens auf die Ermüdungsfestigkeit deutlich. Die S-N-Kurven für beide betrachteten Bauteilgruppen mit gestanzten Löchern liegen unterhalb der korrespondierenden S-N-Kurven für gebohrte Löcher.

Anhand weiterer Ermüdungsfestigkeitsuntersuchungen an feuerverzinkten und nichtfeuerverzinkten Schraubenverbindungen wurde der Einfluß des Feuerverzinkens untersucht. Die Ergebnisse der Versuche werden in Bild 15 miteinander verglichen. Es ist festzustellen, daß die Ermüdungsfestigkeit sowohl durch das Feuerverzinken als auch durch das Stanzen herabgesetzt wird. Die quantitative Größe der beiden Einzeleinflüsse ist annähernd gleich. Dieses bedeutet, daß die nichtfeuerverzinkten Bauteile mit gebohrten Löchern den größten Widerstand gegen Ermüdungsversagen besitzen. So erreichen sie beispielsweise bei einer Beanspruchung mit der Spannungsdifferenz von $\Delta\sigma = 80 \text{ N/mm}^2$ ca. 2 Mio. Lastwechsel. Hat das Bauteil nun ein gestanztes Loch oder ist feuerverzinkt, nimmt die Ermüdungsfestigkeit auf 1 Mio. Lastwechsel ab. Sind beide Ein-

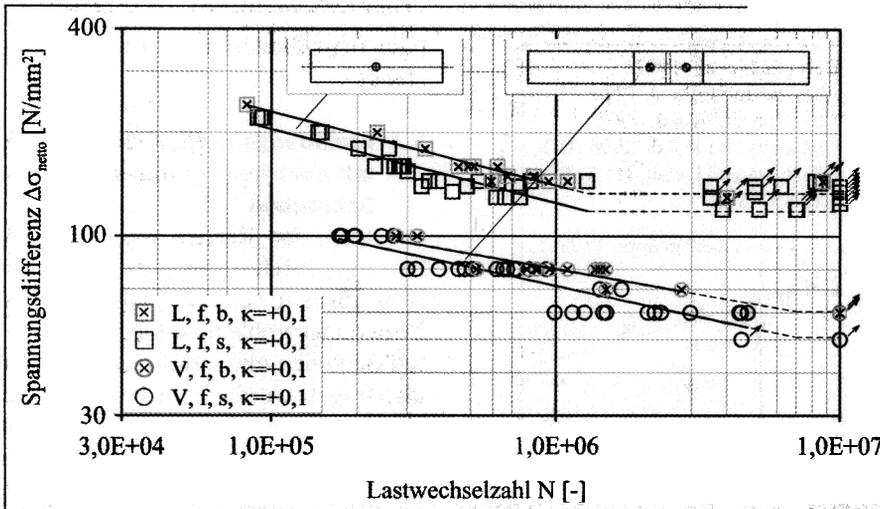


Bild 14. S-N-Kurven von feuerverzinkten Lochstäben und Verbindungen mit gebohrten und gestanzten Löchern, $F_V = 0$ (L Lochstab, V Verbindung, s gestanztes Loch, b gebohrtes Loch, f feuerverzinkt, κ Spannungsverhältnis)
Fig. 14. S-N-curves of hot dip galvanized members with holes and shear-bearing connections with drilled and punched holes, $F_V = 0$ (L member with a hole, V bearing-type connection, s punched hole, b drilled hole, f hot dip galvanized, κ stress relation)

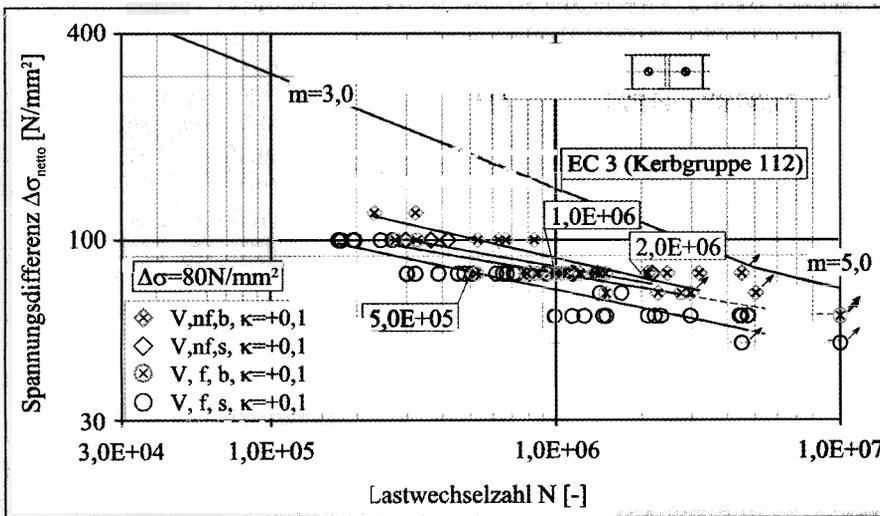


Bild 15. S-N-Kurven von schwarzen und feuerverzinkten Verbindungen mit gebohrten und gestanzten Löchern, $F_V = 0$ im Vergleich zum EC 3 (nf nichtfeuerverzinkt)
Fig. 15. S-N-curves of non-galvanized and hot dip galvanized shear-bearing connections with drilled and punched holes, $F_V = 0$ in comparison with EC 3 (nf non galvanized)

flüsse aus Stanzen und Feuerverzinken in einem Bauteil vorhanden, kommt es zu einer Addition der Effekte. Die erreichte Lastwechselzahl reduziert sich um den Faktor 4 auf 500000 Schwingspiele.

3.2 Vergleich mit dem Eurocode 3

In Bild 15 sind die experimentell ermittelten Ergebnisse für die SL-Verbindungen der zugehörigen S-N-Kurve des Eurocode 3 (Kerbgruppe 112) gegenübergestellt. Die Kurve des EC 3 verläuft von $N = 10000$ bis zur Dauerfestigkeitsgrenze bei $N = 5 \cdot 10^6$ mit einer Neigung von $m = 3,0$. Danach knickt die Kurve ab. Die Neigung wechselt bis zum Schwellwert der Ermüdungsfestigkeit, der bei $N = 1 \cdot 10^8$ Lastwechseln liegt, auf einen Wert von $m = 5,0$. Auffal-

lend ist, daß alle Versuchsergebnisse unterhalb der S-N-Kurve des EC 3 liegen. Bei der Darstellung ist zu beachten, daß der EC 3 die statistische Überlebenswahrscheinlichkeit von 95 % angibt, wohingegen die S-N-Kurven der Versuchsergebnisse auf der Basis einer Trendlinie mit 50 % Überlebenswahrscheinlichkeit aufgetragen sind, d. h. also nach statistischer Aufbereitung noch tiefer liegen. Die Versuche mit Lochstäben zeigen ein analoges Verhalten. Als Resultat läßt sich deshalb festhalten, daß die Anwendung des EC 3 für den Nachweis der Ermüdungsfestigkeit für die untersuchten Bauteilgruppen nicht auf der sicheren Seite liegt. Das gilt in diesem Fall sowohl für feuerverzinkte als auch für nichtfeuerverzinkte Bauteile mit gestanzten und gebohrten Löchern.

Neben der Lage der Versagenspunkte ist auch die Neigung der S-N-Kurven aus den Versuchsergebnissen gegenüber den S-N-Kurven des EC 3 von besonderem Interesse. Bei den SL-Verbindungen liegt diese zwischen $m = 5,9$ und $m = 6,7$. Der Vergleich mit dem EC 3 zeigt, daß die korrespondierende Neigung mit $m = 3,0$ zu steil ist und daher die experimentellen Kurven nicht richtig abbildet.

Andere Veröffentlichungen [9], in denen ebenfalls Schwingversuche an Verbindungen mit dem EC 3 verglichen wurden, führen zu ähnlichen Ergebnissen. Die in Bild 16 aufgetragenen Ermüdungslebensdauern gelten für genietete Verbindungen. Diese werden zwar ebenso wenig wie die feuerverzinkten Verbindungen mit gestanzten Löchern explizit im Eurocode als eigenständige Kerbgruppe aufgeführt, sie können aber aufgrund ihres Tragverhaltens in die Kerbgruppe 112 eingeordnet werden. Denn bei den kalt genieteten Verbindungen trat der Ermüdungsbruch im Nettoquerschnitt

des Mittelstabs auf wie er für nicht vorgespannte Verbindungen typisch ist. Da auch hier die meisten Versuchspunkte unterhalb der S-N-Kurve des EC 3 liegen, ist die uneingeschränkte Anwendbarkeit des Eurocode für Verbindungen in Frage zu stellen. Nachbesserungen hinsichtlich der ertragbaren Spannungsdifferenzen $\Delta\sigma$ und der Neigung der S-N-Kurven scheinen unumgänglich.

3.3 Theoretische Betrachtungen

Unabhängig von der Einordnung in den EC 3 ist es erforderlich, die feuerverzinkten Schraubenverbindungen zu ertüchtigen, um deren Ermüdungsfestigkeit zu erhöhen. Der Grund für die niedrige Ermüdungsfestigkeit der SL-Verbindungen liegt in der ungünstigen Spannungsvertei-

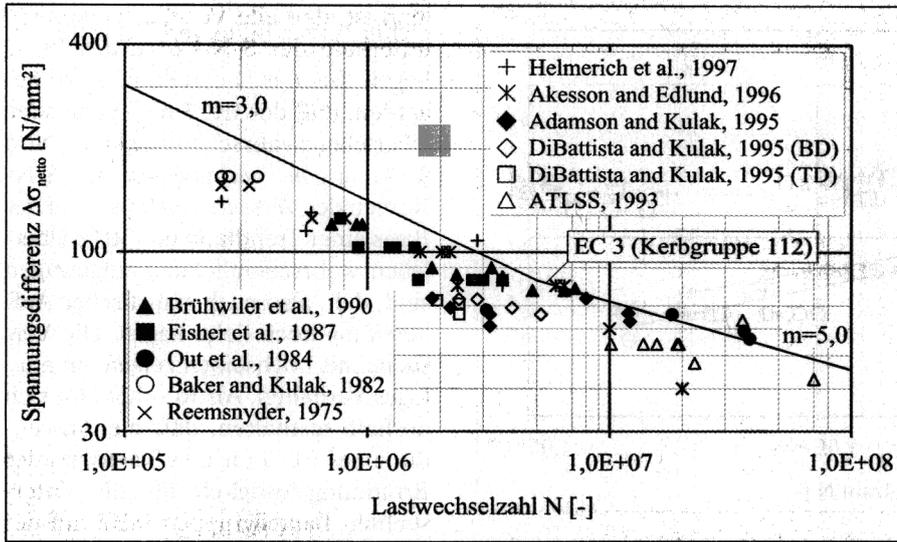


Bild 16. Vergleich von S-N-Kurven anderer Forscher mit EC 3 für genietete Verbindungen

Fig. 16. Comparison of S-N-curves from other researchers with EC 3 for tested riveted connections

lung im Nettoquerschnitt der Stäbe. Direkt am Lochrand befinden sich hohe Spannungsspitzen, die aus der Kerbwirkung des Loches resultieren, s. Bild 17. Dieses Problem wurde schon frühzeitig erkannt, was in den 1950er Jahren zu der Entwicklung der HV-Verbindungstechnik führte [10]. Wie anhand von Versuchen nachgewiesen, konnte die Ermüdungsfestigkeit von Verbindungen mit hochfesten vorgespannten (HV-)Schrauben erheblich gesteigert werden. Die Steigerung des Tragverhaltens bezüglich der Spannungsdifferenz $\Delta\sigma$ oder der Lastwechselzahlen N war so immens, daß teilweise das Tragverhalten von ungekerbten Stäben erreicht wurde. Dieser Effekt ist auf die hohe Querpressung unter den HV-Scheiben zurückzuführen. Dadurch entsteht um das Loch herum ein geschützter Bereich, in dem die Spannungsverteilung ausgeglichener ist. Diese

vorangegangenen Forschungsvorhaben zu ermöglichen, wurde die Geometrie der Versuchsprobekörper nicht verändert (s. Bild 12).

In Bild 18 sind die Ergebnisse der Ermüdungsversuche für die feuerverzinkten SL-Verbindungen im Vergleich mit den GV-Verbindungen für 50 % und 100 % vorgespannte Schrauben sowie den ungekerbten Referenzstäben aufgeführt. Die unterste S-N-Kurve, in der Darstellung mit den offenen Kreisen gekennzeichnet, zeigt die Ermüdungsfestigkeit von SL-Verbindungen. Die Ergebnisse für die korrespondierenden GV-Verbindungen mit 50 % Vorspannung der HV-Schrauben M 16 haben die Symbole von grauen Kreisen. Es zeigt sich deutlich, daß schon durch eine Vorspannung von nur 50 % der planmäßigen Vorspannung die Ermüdungsfestigkeit erheblich gesteigert werden kann.

Die Steigerung kann besser durch die Spannungsdifferenz $\Delta\sigma$ (bezogen auf den Nettoquerschnitt) als durch die Lastwechselzahlen ausgedrückt werden. Hier ergibt sich ein Anstieg von 72 N/mm² auf 180 N/mm² bei 1 Mio. Lastwechseln. Ein weiterer Anstieg der Ermüdungsfestigkeit auf 233 N/mm² ist durch eine 100%ige Vorspannung der Schrauben möglich (vollschwarze Kreise). Dieser Versagenspunkt befindet sich in der Nähe von ungekerbten Stäben, die bei 1 Mio. Lastwechseln eine Spannungsdifferenz $\Delta\sigma$ von 280 N/mm² ertragen können.

Die bisherigen Betrachtungen beziehen sich auf S-N-Kurven für GV-Verbindungen, die einen Reibbeiwert μ von 0,38 zwischen dem Mittelstab und den Laschen besitzen, also für feuerverzinkte Oberflächen ohne zusätzliche Behandlung der Reibflächen. Als Konsequenz aus dem zuvor ermittelten Einfluß der Reibung

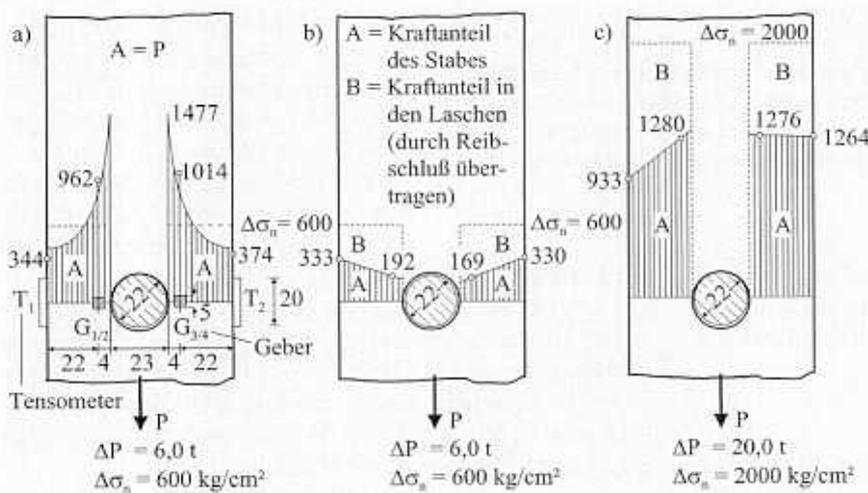


Bild 17. Spannungsverteilung im Nettoquerschnitt einer Schraubenverbindung; a) ohne Vorspannung (SL-Verbindung), b) mit Vorspannung vor dem Gleiten (GV-Verbindung), c) mit Vorspannung nach dem Gleiten

Fig. 17. Stress distribution in net sections of bolted connections; a) without preload (shear-bearing connection), b) with preload before slip (high strength friction grip connection), c) with preload after slip

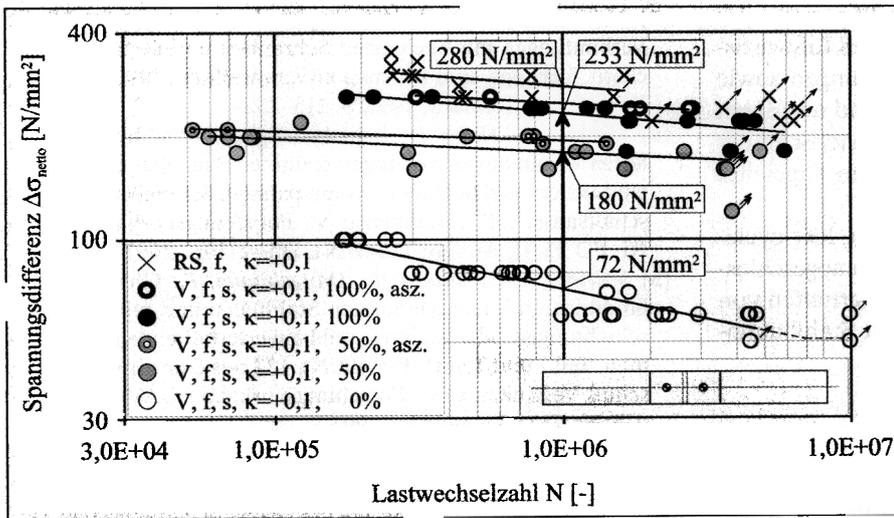


Bild 18. Vergleich zwischen den S-N-Kurven feuerverzinkter Verbindungen mit gestanzten Löchern ohne, mit 50 % und mit 100 % Vorspannung der HV-Schrauben und ungekerbten Versuchsstäben (RS ungekerbter Referenzstab, asz. Alkali-Silikat-Zinkstaubbeschichtung)

Fig. 18. Comparison between S-N-curves for hot dip galvanized bearing-type connections with punched holes, friction-type connections with 50 % and 100 % preloaded bolts and unnotched specimen (RS reference tests with unnotched bars, asz. alkali-silicate-zinc-coating)

auf das Tragverhalten wird durch das Aufbringen von Alkali-Silikat-Zinkstaubanstrich auf die Oberfläche als reibbeiwert erhöhende Maßnahme der Reibbeiwert auf $\mu = 0,6$ gesteigert. Die Ergebnisse dieser Spannungs-Lastwechsel-Kurven sind ebenfalls in Bild 18 eingetragen. Die offenen grauen Kreise zeigen die entsprechenden Versagenspunkte für Versuche mit 50 % vorgespannten Schrauben und die offenen schwarzen Kreise die Versagenspunkte für 100 % vorgespannte Schrauben. Es wird deutlich, daß mit einer Steigerung des Reibbeiwerts auch eine weitere leichte Erhöhung der Ermüdungsfestigkeit verbunden ist.

Im nächsten Diagramm (Bild 19) werden die S-N-Kurven wieder mit den korrespondierenden S-N-Kurven für

Kurven für den Bereich der Betriebsfestigkeit auf ein Niveau oberhalb der zugehörigen EC 3-Kurve angehoben wurden. Für den low-cycle-fatigue-Bereich liegen die Versuchsergebnisse aber weiterhin unterhalb. Diese Problematik hängt, wie zuvor diskutiert, maßgeblich mit der Diskrepanz bezüglich der Kurvensteigung zusammen. Durch das Vorspannen der Schrauben wird diese sogar noch größer, weil die experimentellen Kurven noch flacher werden. Die Ursache hierfür läßt sich durch das Rißverhalten erklären, denn wie Rißbeobachtungen zeigten, findet ein Rißwachstum nur im geschützten Bereich unterhalb der HV-Scheiben statt. Sobald der Riß diese Zone verläßt, kommt es aufgrund der hohen Beanspruchung der Bauteile zu einem schnellen Gewaltbruch.

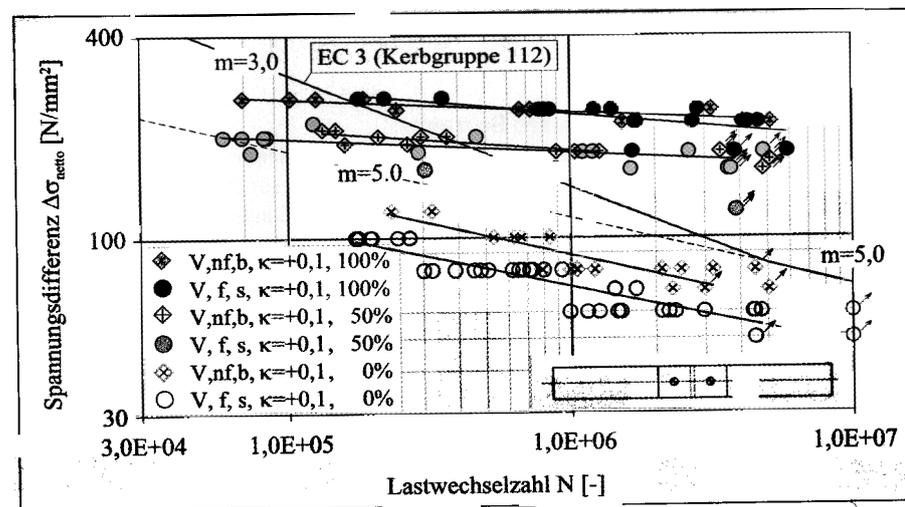


Bild 19. S-N-Kurven von schwarzen und feuerverzinkten Verbindungen mit gebohrten und gestanzten Löchern mit vorgespannten HV-Schrauben, $F_V = 0, 50\%$ und 100% von $0,63 \cdot f_{u,b} \cdot A_{Sp}$ im Vergleich zum EC 3 (Kerbgruppe 112)

Fig. 19. S-N-curves of non-galvanized and hot dip galvanized connections with drilled and punched holes with preloaded high strength bolts, $F_V = 0, 50\%$ and 100% of $0,63 \cdot f_{u,b} \cdot A_{Sp}$ in comparison with EC 3 (detail category 112)

nichtfeuerverzinkte Verbindungen mit gebohrten Löchern verglichen. Wie zuvor beschrieben, erhöht die Vorspannung der Schrauben allgemein auch bei nicht feuerverzinkten und gebohrten Prüfstäben die Ermüdungsfestigkeit, d. h., die Grundaussage der Kurven ist vergleichbar. Sie unterscheiden sich in Abhängigkeit von der Höhe von F_V nur im jeweiligen Niveau der ertragbaren Spannungsdifferenz voneinander. Als wichtigstes Ergebnis ist festzuhalten, daß der negative Einfluß des Stanzens in Kombination mit dem Feuerverzinken durch die Vorspannung neutralisiert wird, denn die experimentellen S-N-Kurven für eine Vorspannung von 50 % und 100 % liegen für feuerverzinkte, gestanzte und nicht feuerverzinkte, gebohrte Prüfkörper nahezu deckungsgleich übereinander.

Ein erneuter Vergleich mit der S-N-Kurve aus dem EC 3 (Kerbgruppe 112) zeigt, daß durch die Ertüchtigungsmaßnahme die experimentellen

Eine bessere Anpassung der Norm-Kurve an die realen Versuchspunkte kann durch eine Veränderung der Kurvenneigung erreicht werden. Aus diesem Grund ist in Bild 19 die S-N-Kurve als Verbesserungsvorschlag mit $m = 5,0$ ebenfalls eingezeichnet. Eine Kurvensteigung mit $m = 5,0$ wurde in Anlehnung an die DS 804 gewählt. Anderen Normen wie der DIN 15018 bzw. DIN 4132 liegen noch flachere Neigungen zugrunde.

Neben der Ermüdungsfestigkeit ist auch das Rißwachstum bei geschädigten Bauteilen von großem Interesse. Für die Spannungsverteilung im Nettoquerschnitt von ungerissenen und gerissenen Stäben gibt es in der Literatur verschiedene analytische und empirische Ansätze, die aber alle auf den Fall ohne Vorspannung der Schrauben beschränkt bleiben. Aus diesem

Grund wurden zur Berücksichtigung des Stanzens, des Feuerverzinkens und der Vorspannung auf das Rißwachstum weiterführende experimentelle Untersuchungen sowie Finite-Element-Berechnungen durchgeführt und aus deren Ergebnissen Berechnungsansätze für eine rechnerische Lebensdaueranalyse von Schraubenverbindungen abgeleitet [11], [12].

Damit ist eine lange Reihe von statischen, low-cycle-fatigue- und high-cycle-fatigue-Untersuchungen abgeschlossen, die dazu diente, das Trag- und Schwingverhalten von Schraubenverbindungen aus feuerverzinkten Stahlbauteilen mit gestanzten Löchern zu erforschen.

4 Schlußfolgerung

Die Idee, den Randbereich eines gestanzten Loches von einem feuerverzinkten Stahlbauteil durch die Querpressung einer vorgespannten HV-Schraube mit zwei HV-Scheiben zu schützen, führt zu beträchtlichen Erfolgen bei der Steigerung der Ermüdungsfestigkeit. Der Vorteil dieser Methode liegt in der einfachen Handhabung bei maximaler Effizienz. Es kann sogar der ungünstige Einfluß des Stanzens in Verbindung mit dem Feuerverzinken neutralisiert werden. Hierdurch ist ein Einsatz dieser Bauteile bei wechselnd beanspruchten Turm- und Mastbauwerken möglich, ohne daß Einbußen in der Sicherheit vorhanden sind.

Danksagung

Die Förderung der Forschungsvorhaben (AiF Nr. 11097/N1 und AiF Nr. 12547/N1) erfolgte durch den Gemeinschaftsausschuß Verzinken e. V. (GAV), Düsseldorf, und aus Haushaltsmitteln des Bundesministeriums für Wirtschaft und Arbeit über die Arbeitsgemeinschaft industrieller Forschungsvereinigungen „Otto von Guericke“ e. V. (AiF), Köln; hierfür danken wir bestens.

Literatur

- [1] Valtinat, G., Dangelmaier, P.: Schraubenverbindungen mit gestanzten Löchern in zugbeanspruchten, feuerverzinkten Bauteilen. Bericht Nr. 119 des Gemeinschaftsausschuß Verzinken e. V., Forschungsvorhaben GAV-Nr. FD 18, AiF-Nr. 7448, Düsseldorf, 1993.
- [2] Valtinat, G., Wilhelm, M.: Vergleich des Last-Verschiebungsverhaltens und der Traglast von Schraubenverbindungen mit gestanzten und gebohrten Löchern in zugbeanspruchten, feuerverzinkten Bauteilen. Bericht Nr. 129 des Gemeinschaftsausschuß Verzinken e. V., Forschungsvorhaben GAV-Nr. FD 20, AiF-Nr. 9305, Düsseldorf, 1995.

- [3] Valtinat, G., Grycz, J., Wilhelm, M.: Feuerverzinkte Stahlbauverbindungen mit hochfesten Schrauben und gestanzten Löchern. Vortrags- und Diskussionsveranstaltung 1990 des GAV, Düsseldorf, Germany, 1991, S. 115–132.
- [4] Valtinat, G., Huhn, H.: Betriebsfestigkeit von stählernen gleitfesten Verbindungen von feuerverzinkten Bauteilen mit gestanzten Löchern und hochfesten vorgespannten Schrauben. Gemeinschaftsausschuß Verzinken e. V., Forschungsvorhaben GAV-Nr. FD 23/II, AiF-Nr. 12547/N1, Düsseldorf, 2003.
- [5] Valtinat, G., Albrecht, F., Dangelmaier, P.: Gleitfeste Verbindungen mit feuerverzinkten Stahlteilen und reibfesten Beschichtungen oder anderen reibbeiwert erhöhenden Maßnahmen, Teil I und Teil II. Bericht Nr. 122 des Gemeinschaftsausschuß Verzinken e. V., Forschungsvorhaben GAV-Nr. FG 23, AiF-Nr. 7571, Düsseldorf, 1993.
- [6] Valtinat, G.: Gleitfeste vorgespannte Verbindungen mit Langlöchern bei feuerverzinkten Stahlbauteilen für Fassaden-Unterkonstruktionen. Bericht Nr. 132 des Gemeinschaftsausschuß Verzinken e. V., Forschungsbericht AiF-Nr. 9266, GAV-Nr. FG 25, Düsseldorf, 1996.
- [7] Valtinat, G.: Low-cycle-fatigue-Verhalten und Schwingfestigkeitsuntersuchungen an Schraubenverbindungen mit feuerverzinkten Bauteilen und gestanzten Löchern. Bericht Nr. 135 des Gemeinschaftsausschuß Verzinken e. V., Forschungsvorhaben GAV-Nr. FD 21, AiF-Nr. 9864, Düsseldorf, 1996.
- [8] Valtinat, G., Huhn, H.: Betriebsfestigkeit von stählernen Lochstäben und Schraubenverbindungen mit feuerverzinkten Bauteilen und gestanzten Löchern. Gemeinschaftsausschuß Verzinken e. V., Forschungsvorhaben GAV-Nr. FD 23, AiF-Nr. 11097/ N1, Düsseldorf, 2000.
- [9] DiBattista, J. D., Adamson, D. E. J., Kulak G. L.: Fatigue Strength of Riveted Connections. Journal of Structural Engineering, 124 (7), 1998, pp. 792–797.
- [10] Steinhardt, O., Möhler, K.: Versuche zur Anwendung vorgespannter Schrauben im Stahlbau, I. Teil. Berichte des Deutschen Ausschusses für Stahlbau, Heft 18, 1954.
- [11] Hadrych, I.: Wachstum von Ermüdungsrissen an Niet- und Schraubenlöchern unter Berücksichtigung von Vorspannkräften der Verbindungsmittel. Dissertation, Technische Universität Hamburg-Harburg, 2000.
- [12] Huhn, H.: Schwingverhalten von Schraubenverbindungen aus feuerverzinkten Stahlbauteilen mit gestanzten Löchern. Dissertation, Technische Universität Hamburg-Harburg, Veröffentlichung voraussichtlich 2004.

Autoren dieses Beitrages:

Prof. Dr.-Ing. Günter Valtinat, Technische Universität Hamburg-Harburg (TUHH), Stahl- und Leichtmetallbau, Denickestraße 15, 21073 Hamburg, Dipl.-Ing. Holger Huhn (ehemals TUHH), IMS Ingenieurgesellschaft mbH, Stadtdeich 5, 20097 Hamburg