

Schwingfestigkeit von Schraube-Mutter-Verbindungen

High Cycle Fatigue of Bolted Connections

A. Alt¹, H. Mertens², U. Arz³, L. Blessing⁴,
C. Berger³

Im vorliegenden Beitrag werden Erkenntnisse aus umfangreichen Versuchen zur Überlagerung von Zug- und Biegebeanspruchungen, des torsionsbehafteten sowie überelastischen Vorspannens und der Charge auf die Schwingfestigkeit von Schraube-Mutter-Verbindungen zusammengefasst, die in der VDI Richtlinie 2230 bislang nicht enthalten sind. Zur Durchführung der Schwingversuche wurden völlig neuartige Resonanzprüfvorrichtungen entwickelt, die einen kostengünstigeren Betrieb als die bislang eingesetzten Hochfrequenz- und Hydropulser ermöglichen und die sich für Nenndurchmesser bis M100 und Prüffrequenzen bis 1000 Hz eignen. Der Geltungsbereich der Dauerfestigkeit nach VDI 2230 wird aufgrund der Ergebnisse spezifiziert. Der festgestellte überraschend hohe Chargeneinfluss gibt Anlass, den Fertigungsprozess von Schrauben zur Begrenzung dieses Einflusses zu präzisieren.

Schlüsselworte: Schraube, Schwingfestigkeit, Frequenzeinfluss, Resonanzschwingprüfmaschine, Aluminiumschrauben, FEM

Extensive tests regarding the influences on the fatigue of bolt-nut-connections of preloading with torsion, of preloading with yielding, of loading with superimposed bending and of the tested lot are processed. These influences are not yet known according to VDI 2230. New testing devices were designed for these tests, which allow a far less expensive operation and may easily be used for bolts of diameters up to M100 and testing frequencies up to 1000 Hz. The validity of fatigue resistance according to VDI 2230 is specified with respect to the test results. The determined influence of the tested lots is unexpectedly high. The manufacturing process of bolts should be improved to minimize this influence.

Key words: High Cycle Fatigue of bolted connections, Influence of the operating frequency, HCF Testing device using resonance

1 Einleitung

Die Bestimmung der Zeit- und Dauerfestigkeit von Schraube-Mutter-Verbindungen (SMVen) ist nach DIN 969 genormt. Sie orientiert sich an den Verfahren zur Bestimmung von Spannungswöhlerlinien und Smith- oder Haigh-Diagrammen für Werkstoffproben. Wie bei diesen Versuchen, wird eine eindeutige Beanspruchungsart und Gleichartigkeit von mittlerer und schwingender Beanspruchung gefordert, speziell eine konstante Mittelspannung σ_m oder ein konstantes Verhältnis R von Unter- zu Oberspannung σ_u/σ_o . Entsprechend der vorrangigen Zugbelastung der SMV in der Schraubenverbindung (SV) werden diese Versuche unter schwellerer Zugbeanspruchung durchgeführt. Dem steht entgegen, dass praxisübliche SVen gewöhnlich mit einem Drehmoment vorgespannt und sowohl die Vorspannung als auch die Schwingbeanspruchungen Biegeanteile enthalten. Zudem setzt sich eine SV nach dem Vorspannen und bei Ermüdungsversuchen nach einem Anriss, wodurch sich die Vorspannung mit der Schwingzahl zunehmend verringert, vgl. *Bild 1*.

Die Vereinfachungen bei der Versuchsführung nach DIN 969 werden in diesem Bericht hinterfragt. Aufgrund umfang-

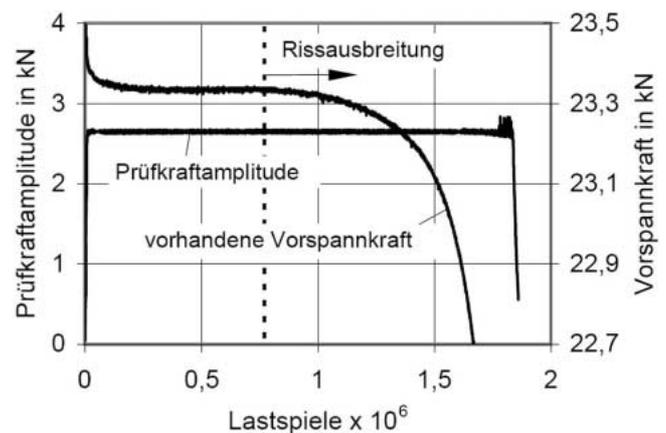


Bild 1. Messdaten der Versuchsführung im RRP

Figure 1. Test data processed during operation of new testing device

reicher Versuche mit einem neuartigen Resonanzrahmenpulser (RRP), in dem die SMVen praxisnah und mit Prüffrequenzen bis zu 1000 Hz belastbar sind, werden die Spannungsamplituden der Dauerfestigkeit (DSA) nach der VDI Richtlinie 2230 für einen präzisierten Geltungsbereich bestätigt. Bei der Berechnung der Bruchwahrscheinlichkeit P_B wird jedoch eine größere Standardabweichung zugrundegelegt, die auch den Chargeneinfluss berücksichtigt.

Unsicherheit besteht nach DIN 969 bezüglich des Einflusses der Prüffrequenz auf die DSA. In der weitgehend übereinstimmenden ISO 3800 von 1993 wird die zulässige Prüffrequenz auf 250 Hz begrenzt. Nach DIN 969 darf sich die

¹ Bremen

² Institut für Konstruktion, Mikro- und Medizintechnik der TU Berlin

³ Institut für Werkstoffkunde der TU Darmstadt

⁴ Fachgebiet Konstruktionstechnik und Entwicklungsmethodik der TU Berlin

Schraube nicht über 50 °C erwärmen. Im Folgenden wird eine solche Erwärmung der SMV allein durch mechanische Beanspruchung mittels Berechnungen nach der Methode der finiten Elemente (FEM) und Versuchen bis 504 Hz weitgehend ausgeschlossen.

Der Beitrag fasst neu vorliegende und in [1] bereits veröffentlichte Untersuchungen auf dem genannten RRP zusammen. Im Rahmen der vorliegenden Versuche wird der RRP zudem direkt mit einem handelsüblichen 150 kN Hochfrequenzpulser der Bauart Amsler (HFP) verglichen.

2 Dauerfestigkeitsversuche

In diesem Kapitel werden zunächst der RRP und anschließend das Versuchsprogramm, der Versuchsablauf und die Auswertung der vorliegenden Versuche beschrieben. Im Abschnitt 2.4.4 werden die Ergebnisse aus [1] ergänzt, um im Abschnitt 2.5 die DSA von SMVen und deren Geltungsbereich neu abzugrenzen.

2.1 Prüfvorrichtungen

Im RRP werden Schraube und Mutter zwischen den gegenüberliegenden Seiten des in der Detailansicht in *Bild 2* dargestellten Rahmens verspannt. Schwingarme erweitern den Rahmen zu dem bezeichneten Resonanzkörper. Die angedeutete Biegeeigenschwingungsform des Resonanzkörpers belastet die Schraube harmonisch und besitzt vier Knotenpunkte, in denen der Resonanzkörper frei von Reaktionskräften über Stifte in der Grundplatte gelagert ist. Die Trägheit der Schwingarme beeinflusst neben der Eigenfrequenz das Verhältnis von schwingender Resonanzkörper- zu Schraubenbeanspruchung. Der Rahmen ist so dimensioniert, dass er Vorspannungen der Schraube bis an ihre Zugfestigkeit erträgt und auch Schwingungsamplituden, welche die Schrauben ermüden.

Die Eigenschwingung des Resonanzkörpers wird durch Elektromagnete aufrechterhalten. Das über Dehnmessstreifen

(DMS) ermittelte Signal der Rahmendeckung bei Eigenschwingung wird von einem Rechner in Rechteckimpulse gleicher Frequenz umgeformt und steuert die Elektromagnete transistorverstärkt. Die Schwingungsamplitude des Resonanzkörpers wird über die Amplitude der Rechteckimpulse mit Proportional-Differential-Verhalten geregelt. Phase und Impulsbreite können während des Betriebs optimiert werden. Zu Beginn des Versuches genügen bereits Störungen der Netzspannung, um den Resonanzkörper infolge der vom Rechner erzeugten Störimpulse in Eigenschwingung zu versetzen. Die Verformungsarbeit des Resonanzkörpers wird nur einmalig für die größte Auslenkung in seine Eigenform verrichtet. Sie verteilt sich auf mehrere Schwingungsperioden mit wachsender Amplitude. Im Weiteren gleichen die Magnete nur noch die geringe Schwingungsdämpfung aus.

Auf den gegenüberliegenden Seiten des Rahmens befinden sich je zwei DMS, die insgesamt zu einer Vollbrücke verschaltet sind. Die mittlere Brückenverstimmung ist proportional zur Vorspannkraft. Die Amplitude der Brückenverstimmung während der Eigenschwingung des Resonanzkörpers ist proportional zur Prüfkraftamplitude. Beide Signale werden mit Hilfe einer mit DMS beklebten Schraube kalibriert. Je nach Prüfung einer Stahl- oder Aluminiumschraube hat das elektrische Spannungssignal der Prüfkraft einen anderen Kalibrierfaktor. Er ändert sich zudem geringfügig mit der Länge der Schwingarme. Der Kalibrierfaktor für die Vorspannkraft ist vom Werkstoff der geprüften Schraube und der Länge des Resonanzkörpers unabhängig.

In [1] wurden sechs unterschiedliche Größen des RRP für Dauerschwingversuche an SMVen der Gewinde M6 bis M24 bei 120 Hz eingesetzt. Für die vorliegenden Untersuchungen zum Frequenzeinfluss wurden die Schwingarme des RRP für SMVen des Durchmessers M8 stufenweise gekürzt. In *Bild 2* ist die kürzeste Variante mit einer Prüffrequenz von 461 Hz bzw. 504 Hz bei Aluminium- bzw. Stahlschrauben dargestellt. *Tabelle 1* enthält die weiteren Längenmaße und zugehörigen Prüffrequenzen.

Um gleiche Prüfkraft auf dem HFP und dem RRP sicherzustellen, wurde das Dehnungssignal einer mit DMS beklebten Kalibrierschraube dazu genutzt, eine im quasistatischen Vorspannversuch im HFP aufgebrachte Kraft auf die Kraftanzeige des RRP zu übertragen. Eine prinzipielle Beschreibung des HFP befindet sich in [2].

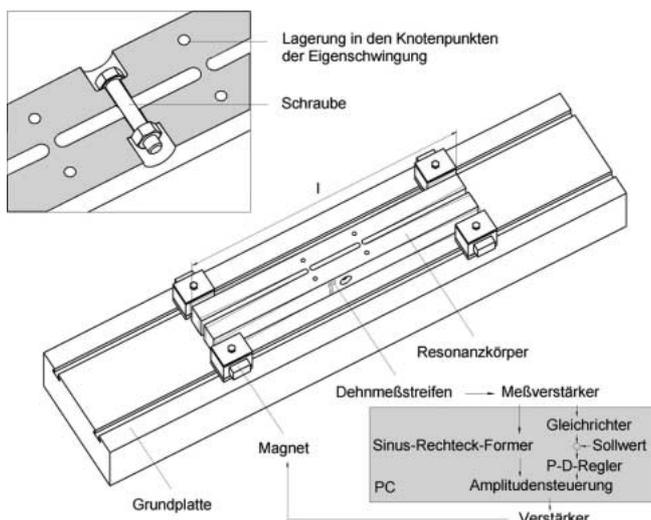


Bild 2. RRP für die schwingende Zugbelastung einer vorgespannten M8 SMV, hier mit einer Prüffrequenz von 504 Hz

Figure 2. New fatigue testing machine for testing preloaded fastening systems

2.2 Versuchsprogramm

Das Programm der vorliegenden Versuche ist zusammen mit den Versuchsergebnissen in *Tabelle 1* dargestellt. Es dient der Ermittlung der Einflüsse von

- Prüffrequenz,
 - torsionsbehafteter Vorspannung und
 - Prüfvorrichtung
- auf die DSA von vorgespannten SMVen aus Stahl und Aluminium.

Die schlussvergüteten Stahlschrauben, M8 55–10.9 nach ISO 4016, und –muttern, M8–10 nach ISO 4034, bestanden aus borlegiertem Vergütungsstahl 20MnB4 bzw. 23MnB4 gemäß DSV Richtlinie. Die an abgedrehten Schrauben (Proportionalstab) gemessenen Werkstoffkennwerte betragen im Mittel $R_{p0,2} = 1097 \text{ N/mm}^2$ und $R_m = 1126 \text{ N/mm}^2$. Die nach dem Warmauslagern schlussgewalzten Schrauben der Abmessungen M8 60 aus der Aluminiumlegierung EN AW 6056 wurden in Anlehnung an DIN 6921 gefertigt. Ihre am Proportionalstab

Tabelle 1. Versuchsprogramm und Auswertung**Table 1.** Testprogramm and results

Vorrichtung	SMV aus Stahl	SMV aus Alu
Prüffrequenz in Hz \ Länge der Vorrichtung in mm		
RRP	122 \ 900	–
	241 \ 646	234 \ 646
	373 \ 528	363 \ 528
	504 \ 461	487 \ 461
HFP	125 \ –	–
	125 \ –	–
$\sigma_{SZA50} \setminus s (\sigma_{SZA50})$ – jeweils in N/mm ²		
RRP	78,5 \ 4,7	–
	76,7 \ 3,5	32,2 \ 1,6
	78,0 \ 2,4	30,7 \ 1,4
	76,2 \ 5,0	28,7 \ 5,2
HFP	84,9 \ 3,5	–
	80,3 \ 5,0	–
N bis Bruch \ s (N bis Bruch) – jeweils $\times 10^6$		
RRP	0,84 \ 0,24	–
	0,99 \ 0,26	0,43 \ 0,17
	1,15 \ 0,43	0,34 \ 0,17
	1,20 \ 0,38	0,50 \ 0,32
HFP	–	–
	–	–
N bis $\sigma_a \setminus s$ (N bis σ_a) – jeweils $\times 10^3$		
RRP	16 \ 5	–
	24 \ 5	22 \ 6
	49 \ 19	56 \ 16
	91 \ 28	84 \ 16
HFP	$\geq 13 \setminus$ –	–
	$\geq 13 \setminus$ –	–
	torsionsbehaftet vorgespannt	
	torsionsfrei vorgespannt	

ermittelten Werkstoffkennwerte betragen $R_{p0,2} = 370 \text{ N/mm}^2$ und $R_m = 430 \text{ N/mm}^2$.

Der Frequenzeinfluss wurde je Schraubenwerkstoff bei vier bzw. drei unterschiedlichen Frequenzen zwischen 120 Hz und 504 Hz im RRP untersucht, der Einfluss der Torsion beim Vorspannen in zwei vergleichenden Versuchsblöcken im HFP. Je Werkstoff stammten alle Schrauben und Muttern aus derselben Werkstoff- und Fertigungscharge. Um den Einfluss der Prüfvorrichtung zu erfassen, wurden die Versuchsblöcke

mit SMVen aus Stahl und torsionsbehafteter Vorspannung bei 125 Hz bzw. 122 Hz im HFP bzw. RRP verglichen.

Die DSA wurden nach dem Treppenstufenverfahren gemäß DIN 969 mit mindestens 21 Versuchen je Versuchsblock ermittelt. Dabei wurde ein Stufensprung der Prüfkraftamplitude von 150 N bei den SMVen aus Stahl und 55 N bei den SMVen aus Aluminium gewählt. Die Versuche wurden auf 10 Millionen Schwingspiele begrenzt. Aus dem Schema von Brüchen, Durchläufern und zugehörigen Prüfkraftamplituden wurden die Spannungsamplituden σ_{SZA50} mit 50% P_B und die zugehörigen Standardabweichungen s berechnet. Das Verfahren geht von der Bruchwahrscheinlichkeit als Summenhäufigkeit einer Gaußschen Normalverteilung aus. Andere Bruchwahrscheinlichkeiten lassen sich mit Hilfe des angegebenen Mittelwerts σ_{SZA50} und der Standardabweichung berechnen.

2.3 Versuchsablauf

Die Stahlschrauben wurden im vergütungsschwarzen leicht geölten Zustand mit 23,5 kN und die Aluminiumschrauben gereinigt und nicht geschmiert mit 6,7 kN vorgespannt. In Bild 3 sind sie mit den Verläufen der Vorspannkraft über dem Drehwinkel beim Vorspannen im RRP bis über die Fließgrenze dargestellt. Die eingestellten Vorspannkraft beanspruchten somit die Schrauben unter ihrer Fließgrenze. Beim torsionsfreien Vorspannen der Stahlschrauben im HFP auf die gleiche Vorspannkraft von 23,5 kN wurden die Schrauben um den Torsionsanteil in der Vergleichsspannung geringer beansprucht.

Die elektrischen Spannungssignale von Vorspannkraft und Kraftamplitude wurden im Rechner kontinuierlich aufgezeichnet. In Bild 1 sind ihre Verläufe über der Schwingspielzahl beispielhaft für einen Versuch dargestellt, der zum Bruch der Schraube führte. Zu Beginn des Versuches verringert sich die Vorspannkraft durch Setzen der Verbindung. Der Setzvorgang ist nach 0,2 Millionen Schwingspielen weitgehend abgeschlossen. Der erneute Vorspannkraftverlust bei ca. 0,77 Millionen Schwingspielen kennzeichnet die Entstehung und Ausbreitung eines Anrisses. Die Bruchschwingspielzahlen vergrößern sich gegenüber einer Versuchsführung nach DIN 969, bei der die Vorspannkraft bis zum Bruch gleich gehalten wird (Mittellastregelung). In Tabelle 1 sind daher anstelle der beim Wöhler-Versuch üblichen Bruchschwingspielzahlen die

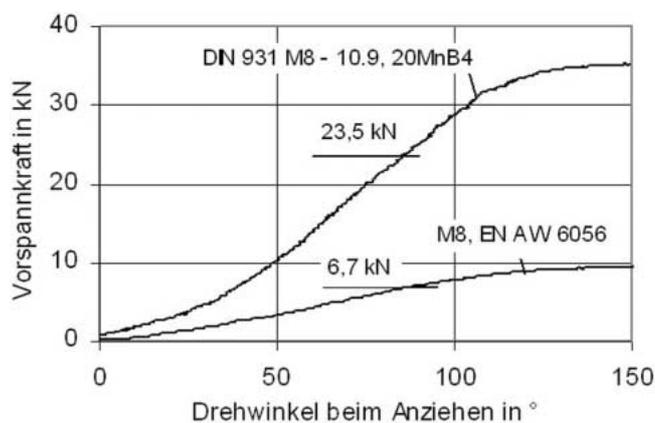


Bild 3. Eingestellte Vorspannkraft und Kennlinie der Montagevorspannkraft über dem Drehwinkel im RRP

Figure 3. Curves of preload over rotation angle measured in the new testing device and illustration of the adjusted preload

Anrisschwingspielzahlen dargestellt. Außerdem sind die mittleren Schwingenspielzahlen und ihre Streubreite bis zum Erreichen der Prüfkraftamplitude den einzelnen Versuchsblöcken zugeordnet.

2.4 Auswertung

Die 21 Versuche bei Stahl (bzw. 27 Versuche bei Aluminium bei einer Prüffrequenz von 487 Hz) je Versuchsblock wurden nach dem Treppenstufenverfahren gemäß DIN 969 ausgewertet. σ_{SZA50} wurde grundsätzlich für den Nennwert des Gewindekernquerschnittes der Gewinde M8 von $A_{d3} = 32,8 \text{ mm}^2$ berechnet.

Die Versuche wurden in Tabelle 1 ausgewertet. Die Tabelle ist in vier gleich aufgebaute Abschnitte gegliedert. Im ersten Abschnitt werden die verschiedenen Versuchsblöcke durch ihre Prüffrequenz und Länge des Resonanzkörpers des RRP gekennzeichnet. Die weiteren Abschnitte enthalten mit den zugehörigen Standardabweichungen s die σ_{SZA50} , die mittlere Anzahl von Schwingenspielen bis zum Erreichen der Prüfkraftamplitude und die mittleren Anrisschwingspielzahlen. Der Einfluss der Prüffrequenz auf σ_{SZA50} und die zugehörigen Standardabweichungen sind zudem in *Bild 4* dargestellt.

2.4.1 Frequenzeinfluss

Die Prüffrequenz hat zwischen 122 Hz und 504 Hz keinen Einfluss auf σ_{SZA50} der SMVen aus Stahl. Bei den SMVen aus Aluminium verringert sich σ_{A50} linear von 234 Hz über 363 Hz bis zu 487 Hz um insgesamt 12%. Bei der Prüffrequenz von 487 Hz ist die Standardabweichung jedoch mehr als dreimal höher als bei den geringeren Prüffrequenzen. Wesentliche Unterschiede im Zeitverhalten beim Erreichen der Prüfkraftamplitude konnten nicht festgestellt werden. Umgebungsbedingungen wie Luftfeuchtigkeit, Luftdruck und Temperatur wurden nicht gemessen. Die im Gewindegrund der Schrauben mit einer Messgenauigkeit von $\pm 1 \text{ }^\circ\text{C}$ gemessenen Temperaturen änderten sich durch die Schwingbeanspruchung bei keinem Versuchsblock.

Die zur Zeit angenommene Grenze der Prüffrequenz herkömmlich eingesetzter Hydro- oder Hochfrequenzpulsler liegt bei ca. 200 Hz. Den Autoren sind keine Untersuchungen an hochvorgespannten SMVen mit Prüffrequenzen oberhalb die-

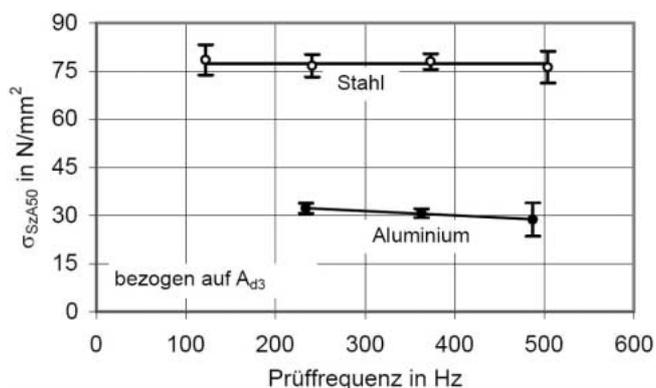


Bild 4. Einfluss der Prüffrequenz auf σ_{SZA50}

Figure 4. HCF (σ_{SZA50}) over operating frequency of testing device

ser Grenze bekannt. In der Werkstoffprüfung reichen die Untersuchungen zum Einfluss der Beanspruchungsfrequenz auf die Ermüdung und den Rissfortschritt bei Einsatz der Ultraschallprüftechnik dagegen bis in den Bereich von 20 kHz, siehe [4–7].

Zahlreiche solcher Werkstoffuntersuchungen zusammenfassend, wird von [6] festgehalten, dass die Ermüdung, die Rissentstehung und der Rissfortschritt durch die Dehngeschwindigkeit oder Beanspruchungsfrequenz dann beeinflusst werden, wenn sich der Werkstoff zyklisch plastisch verformt. Unter dieser Voraussetzung wird die Ermüdung primär von der Metallgitterstruktur bestimmt, wobei sie sekundär über die Erwärmung, Korrosion oder Bildung von Gitterleerstellen von der Beanspruchungsgeschwindigkeit beeinflusst werden kann. In Abschnitt 3.1 wird mit Hilfe von FE-Rechnungen gezeigt, dass zyklisch plastische Verformungen in der Schraube nur bei hohen Vorspannungen und Nennspannungsamplituden im Bereich der Kurzzeitfestigkeit möglich sind. Demzufolge ist kein Einfluss der Prüffrequenz auf die so genannte Zeit- und Dauerfestigkeit der SMV zu erwarten.

Es bleibt noch festzustellen, dass die Ultraschallprüftechnik mit Prüffrequenzen um die 20 kHz sich nicht einfach auf die Festigkeitsprüfung von SMVen übertragen lässt. Die Eigenresonanz vorgespannter SMVen könnte zwar konstruktiv über die Klemmlänge an eine Anregungsfrequenz von 20 kHz angeglichen werden, jedoch hätte der Spannungsverlauf der angeregten Längseigenschwingung der Schraube ungünstigerweise seine Nulldurchgänge an den ermüdungskritischen Stellen von Kopf- und Mutterauflage.

2.4.2 Einfluss des torsionsfreien Vorspannens

Durch ein torsionsfreies Vorspannen verringerte sich σ_{SZA50} bei den untersuchten Stahlschrauben um 5,4% gegenüber torsionsbehaftetem Vorspannen mit gleicher Vorspannkraft. In ähnlichen Versuchen, durchgeführt auf HFP, stellte [8] eine Verringerung von σ_{SZA50} um 4,5% fest. Hierbei wurden die SMVen nicht auf eine gleichhohe Vorspannkraft vorgespannt, sondern auf gleichhohe Vergleichsspannungen nach v. Mises. Das Ende des linear elastischen Verlaufes der Kennlinien von der Vorspannkraft über dem Drehwinkel beim torsionsbehafteten Vorspannen, vgl. Bild 3, und über der Längenänderung beim torsionsfreien Vorspannen ist jeweils der Bezugspunkt für diesen Vergleich.

2.4.3 Prüfkörpereinfluss

Die DSA (σ_{SZA50}) wurde bei den Versuchen mit dem HFP bei den untersuchten Stahlschrauben um 8,2% höher ermittelt als mit RRP. Berechnungen im nächsten Abschnitt mit Hilfe der FEM zeigen, dass die Biegesteifigkeiten der verschiedenen Mutterauflageflächen bei gleicher Nennspannungsamplitude unterschiedliche Vergleichsspannungsamplituden an der Anrissstelle im ersten tragenden Gewindegang verursachen. Damit lassen sich die gefundenen unterschiedlichen DSA begründen.

2.4.4 Weitere Einflüsse

In der VDI Richtlinie 2230 sind die statistisch abgesicherten DSA von hochfesten Schrauben unter Zugbeanspruchung in Abhängigkeit vom Gewindenenddurchmesser dokumen-

tiert. In [1] wurde auf den RRPern zunächst derselbe Kennwert ermittelt, um das neue Prüfverfahren vergleichen zu können. Die Schrauben wurden jedoch torsionsbehaftet vorgespannt, während der Gleichung nach VDI 2230 im Wesentlichen die Versuche von [2] mit einer torsionsfreien Vorspannung zugrunde liegen. Unter Beachtung der 4,5 % Steigerung der DSA, die nach [8] durch ein torsionsbehaftetes Vorspannen gewonnen wird, wurden mit den vorliegenden Versuchen die DSA nach VDI 2230 bestätigt, siehe Abschnitt 2.4.2.

In weiteren Versuchen, zum Teil auf ähnlichen RRPern, wurden zudem die Einflüsse der überlagerten Biegebeanspruchung, der mittleren Neigung der Auflageflächen von Kopf und Mutter, des überelastischen Vorspannens und der Charge untersucht.

Ein Biegeanteil $\sigma_{Sba}/\sigma_{SzbA}$ von bis zu 20 % in einer kombinierten Zug- und Biegebeanspruchung σ_{SzbA} kann beim Ermüdungsfestigkeitsnachweis vernachlässigt werden, weil sich die kombinierte DSA σ_{SzbA} um diesen Biegeanteil gegenüber der DSA unter reiner Zugbeanspruchung σ_{SZA} erhöht. Bei größeren Biegeanteilen kann σ_{SzbA} nach Gleichung (1) berechnet werden.

$$\sigma_{SzbA} = \left(1 + 0,68 \frac{\sigma_{Sba}}{\sigma_{SzbA}} \right) \sigma_{SZA} \quad (1)$$

Mittlere Neigungen der Auflageflächen von Kopf und Mutter führten bis in den Bereich der ertragbaren Neigungsamplituden kaum zu einer Verringerung der DSA unter Biegebeanspruchung.

Durch das überelastische Vorspannen bis 50 % Gradientenabfall der Vorspannkraft über dem Drehwinkel verringerte sich die DSA um maximal 10 %, aber mit zunehmendem Durchmesser abnehmend. Um die Definition der DSA nach VDI 2230 beizubehalten, und den Geltungsbereich auf eine überelastische Vorspannung zu erweitern, wurde der Einfluss der Streuung der DSA zugerechnet.

Der Chargeneinfluss wird nach VDI 2230 bislang nicht berücksichtigt. In [1] wurden 34 Versuchsblöcken mit insgesamt acht verschiedene Chargen untersucht und eine Gaußsche Wahrscheinlichkeitsverteilung der mittleren DSA σ_{SA50} berechnet, die neben den Einflüssen des überelastischen Vorspannens und der mittleren Neigung der Auflageflächen im Wesentlichen den Chargeneinfluss kennzeichnet. Sie lässt sich mit der Gaußschen Verteilung der Bruchwahrscheinlichkeit einer Charge quadratisch überlagern, um eine Verteilung der Bruchwahrscheinlichkeit zu erhalten, die auch den Chargeneinfluss beinhaltet.

Da die Versuche nach dem arcsinÖP-Verfahren ausgewertet wurden, war eine Transformation der arcsinÖP- in eine Gaußverteilung erforderlich. Nach einem Verfahren von [1] lässt sich für die arcsinÖP-Verteilung mit den DSA bei 0 % und 100 % P_B , σ_{SA0} und σ_{SA100} , die Standardabweichung s_{SA} einer vergleichbaren Gaußverteilung zu $(\sigma_{SA0} - \sigma_{SA100}) / (p \cdot \hat{O}(p/2))$ berechnen. Für eine normierte DSA von 1 N/mm² berechnete sich die mittlere Standardabweichung s_{SA} der DSA ohne Chargeneinfluss (102 Prüfkraftamplituden, 1230 SMVen) zu 0,109 N/mm² und die Standardabweichung s_{SA50} der mittleren DSA (34 Versuchsblöcke, 8 Chargen) zu 0,051 N/mm², so dass die überlagerte Standardabweichung s 0,12 N/mm² beträgt. s zu den Werten von σ_{SZA50} nach Gleichung (2) berechnet sich durch Multiplikation mit 0,12.

2.5 Spannungsamplituden der Dauerfestigkeit

Die Erkenntnisse aus VDI 2230 [1] und den vorliegenden Versuchen zusammenfassend lässt sich ein neuer Geltungsbereich für die DSA nach Gleichung (2) gemäß VDI 2230 angeben. Um einerseits auch den Chargeneinfluss zu erfassen und andererseits dem teilweise erweiterten Geltungsbereich gerecht zu werden, wird bei der Berechnung anderer Bruchwahrscheinlichkeiten als der 50 %igen eine gegenüber VDI 2230 geänderte Standardabweichung von 0,12 N/mm² bezogen auf eine DSA von 1 N/mm² zugrundegelegt. Damit ergeben sich die DSA bei 1 %, 2,5 % und 10 % P_B nach Gleichung (3) bis Gleichung (5). Die nachfolgend definierten DSA gelten grundsätzlich für

- schlussvergütete Schaftschrauben,
- der Festigkeitsklassen 8.8 bis 12.9 und
- metrischen Regelgewinde M6 bis M24
- bei torsionsfreien Vorspannkraftverhältnissen von $0,3 \leq F_V / F_{V0,2} < 1$ oder
- torsionsbehafteten Vorspannkraftverhältnissen von $0,3 \leq F_M / F_{Mga50} \leq 1$,
- mittleren elastisch berechneten Biegespannungen bis in Höhe der 1,7fachen ertragbaren Zugspannungsamplitude,
- Biegeanteilen der Spannungsamplitude bis zu 20 %

$$\sigma_{SZA50} = \frac{A_S}{A_{d3}} \left(\frac{150 \text{ mm}}{d} + 45 \right) N / \text{mm}^2$$

$$\text{für } P_B = 50\% \text{ u. } \frac{\sigma_{Sba}}{\sigma_{SzbA}} \leq 0,2 \quad (2)$$

$$\sigma_{SZA10} = 0,85 \sigma_{SZA50} \text{ für } P_B = 10\% \quad (3)$$

$$\sigma_{SZA2,5} = 0,77 \sigma_{SZA50} \text{ für } P_B = 2,5\% \quad (4)$$

$$\sigma_{SZA1} = 0,72 \sigma_{SZA50} \text{ für } P_B = 1\% \quad (5)$$

Gleichung (2) entspricht der Definition nach VDI 2230, wobei der Faktor A_S / A_{d3} eine Umrechnung vom Spannungsauf den Gewindekernquerschnitt als Bezugsquerschnitt bedeutet.

Die Geltungsbereiche der mittleren Biegespannung und des Gewinendenndurchmessers sind durch Versuche abgedeckt. Es ist anzunehmen, dass die Gleichungen darüber hinaus gelten. Die DSA von torsionsbehaftet vorgespannten SMVen werden nach [8] und Abschnitt 2.4.2 sicher abgeschätzt. Ein eingeschränkter Geltungsbereich für die Beanspruchungsfrequenz erscheint aufgrund der Versuchsergebnisse überflüssig.

3 FE-Berechnungen

Die Schraube reißt unter Schwingbeanspruchung im Gewindegrund des ersten tragenden Gewindegangs. Die folgende beispielhafte Berechnung mit Hilfe FEM zeigt, dass eine zyklische Verformung mit plastischem Dehnungsanteil im Gewindegrund nur bei einer hohen Vorspannung und solchen Nennspannungsamplituden möglich ist, die einen vorübergehend fast vollständigen Verlust der Vorspannung in der SV bedeuten. Solche Spannungsamplituden beanspruchen die

SMV im Bereich der Kurzzeitfestigkeit. In der Regel ermüdet die Schraube aber unter rein elastischer Schwingbeanspruchung.

Die Berechnungen zeigen weiterhin, dass sich die zyklische elastische Beanspruchung im Gewindegrund durch die plastische Verformung während der ersten Belastung verringert.

Schließlich werden die Vergleichsspannungsamplituden nach v. Mises der SMVen im HFP und RRP im Gewindegrund des ersten tragenden Gewindegangs berechnet, um die gefundenen unterschiedlichen DSA zu erklären.

3.1 Beanspruchung im Gewindegrund

In *Bild 5* ist das vereinfacht rotationssymmetrische FE-Modell einer M8 SMV dargestellt. Es bildet den in *Bild 6* dargestellten Ausschnitt des RRP ab. Die Schnittfläche der Schraube ist im FE-Modell axial eingespannt, die der Vorrichtung axial und radial. Die Kontaktflächen im Gewinde und der Mutterauflage sind mit Kontaktelementen vernetzt. Ihre Kontaktsteifigkeit von 10^7 N/mm und größtmögliche Durchdringung von 10^{-4} mm wurden so gewählt, dass ihre weitere Steigerung bzw. Verringerung keinen signifikanten Einfluss auf das Berechnungsergebnis hat. Das Vorspannen und die Schwingbelastung der SMV wurden mit Hilfe einer Temperaturbelastung simuliert. Dabei hat nur die Schraube einen Wärmeausdehnungskoeffizienten und das nur in axialer Richtung. Das Werkstoffverhalten ist bilinear kinematisch verfestigend. Bis zum Erreichen einer Proportionalitätsgrenze R_p von 940 N/mm² steigt die Vergleichsspannung nach v. Mises bei einer Querkontraktionszahl von 0,3 über der Vergleichsdehnung entsprechend dem Elastizitätsmodul von 210.000 N/mm². Nach dem Überschreiten von R_p steigt sie, willkürlich gewählt, nur noch mit 0,45 % des Elastizitätsmoduls. Plastisch dehnt sich der Werkstoff mit einer Querkontraktionszahl von 0,5 in Richtung des höchsten Vergleichsspannungsgradienten.

In *Bild 7* ist das Werkstoffverhalten am Beispiel eines Zugstabs als Verlauf der Zugspannung σ_z beim simulierten Vor-

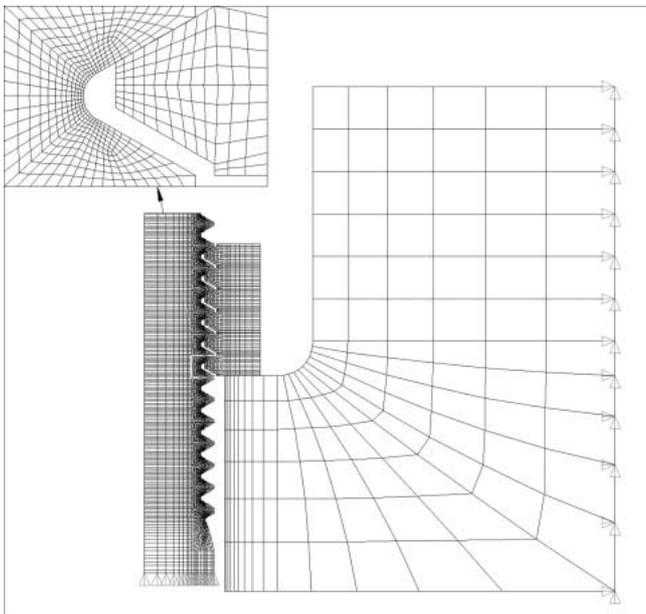


Bild 5. Rotationssymmetrisches FE Modell der SMV im RRP
Figure 5. Axially symmetrical model of the bolted connection in the new testing device

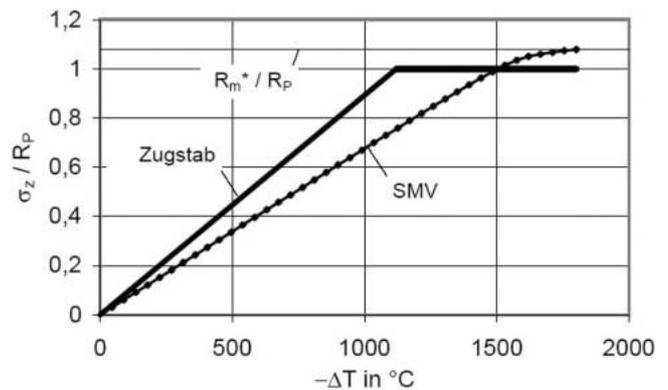


Bild 6. Ableitung rotationssymmetrischer FE-Modelle der SV im RRP

Figure 6. Cross section of new testing device used for axially symmetrical FE model

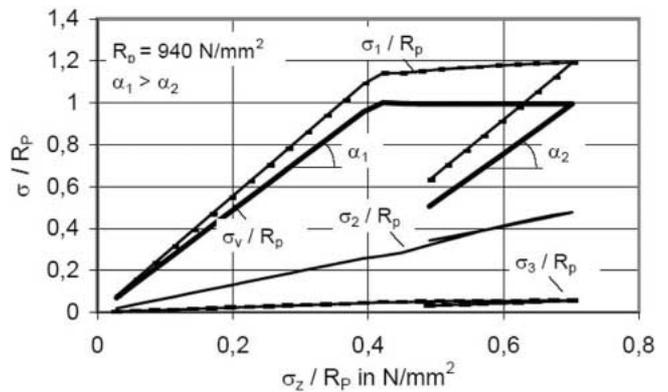


Bild 7. Werkstoff- und Bauteilverhalten beim Vorspannen der SMV in der FE-Rechnung

Figure 7. Behaviour of material versus bolt during preloading of the bolted connection

spannen über der Temperaturbelastung dargestellt. Zum Vergleich ist die Zugspannung in der SMV (bezogen auf den Gewidekernquerschnitt A_{d3}) dargestellt. Ihr linear elastischer Anstieg ist wegen der Biegnachgiebigkeiten von Mutter und Gewinde geringer. Die Nennspannung steigt über die Fließgrenze bis sie einen Grenzwert erreicht. Er ist mit der Bauteilzugfestigkeit der Schraube vergleichbar und wird im Folgenden als R_m^* bezeichnet. Das Verhältnis R_m^* / R_p beträgt 1,08.

In *Bild 8* sind die Hauptspannungskomponenten σ_1 , σ_2 und σ_3 und die Vergleichsspannung σ_v der höchstbeanspruchten Stelle im Gewindegrund des ersten tragenden Gewindegangs über der Zugspannung dargestellt. Die SMV wird bis zu einer Nennspannung von $0,7 R_p$ vorgespannt und von dort ausgehend schwingend entlastet. Der Gewindegrund beginnt beim Vorspannen ab einer Nennspannung von $0,4 R_p$ zu fließen. Bis dahin ist die elastische Steigung $\Delta\sigma_v / \Delta\sigma_z$ mit $\tan \alpha_1$ bezeichnet. Während der plastischen Verformung steigen σ_1 und σ_3 nur noch geringfügig, σ_2 dagegen stetig an. Bei nahezu gleichbleibender Vergleichsspannung vergrößert sich die Mehrachsigkeit des Spannungszustandes. Die schwingende Entlastung nach dem Vorspannen ist rein elastisch. $\Delta\sigma_v / \Delta\sigma_z$ hat sich wegen der erhöhten Mehrachsigkeit des Spannungszustandes auf $\tan \alpha_2$ verringert. Die lokale Vergleichsspannungsschwingbreite nach v. Mises berechnet sich hier

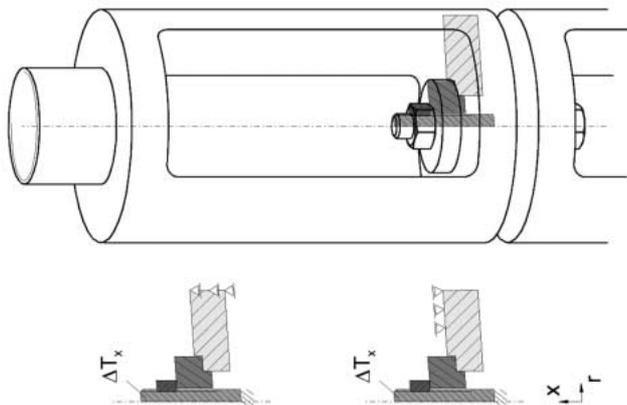


Bild 8. Hauptspannungskomponenten und v. Mises Vergleichsspannung im Gewindegrund während des Vorspannens und einer folgenden schwingenden Entlastung

Figure 8. Principal stress and v. Mises stress in the groove of a thread during preloading and following load cycling

nach der plastischen Verformung beim Entlasten als Amplitude aus den Differenzen von Ober- und -unterspannung der Hauptspannungskomponenten.

Die Funktion $\tan \alpha_2$ berechnet sich für die SMV in Bild 5 zu 2,31, siehe *Tabelle 2*. Der Gewindegrund beginnt ab einer Nennspannungsamplitude von $\sigma_a = R_p / \tan \alpha_2 = 0,43 R_p$ unter lokaler Druckbeanspruchung wieder zu fließen. Die DSA liegt bei SMVen aber nur bei ca. $0,1 R_p$. Die Restklemmspannung, die während einer Schwingung mit dieser Nennspannungsamplitude verbleibt, berechnet sich in Abhängigkeit von der Nennoberspannung σ_o als $\sigma_o - 2 R_p / \tan \alpha_2$. σ_o kann R_m^* nicht überschreiten. Die größtmögliche Restklemmspannung beträgt für diesen Grenzfall $R_m^* - 2 R_p / \tan \alpha_2 = 1,08 R_p - 0,86 R_p = 0,22 R_p$. Bei Oberspannungen unterhalb von $0,86 R_p$ ist die zyklische Verformung mit plastischem Dehnungsanteil nicht mehr möglich. Die Schraube würde im Verlauf der Spannungsamplitude σ_a von $0,43 R_p$ vollständig entlasten.

3.2 FE-Berechnungen zum Maschineneinfluss

Für die Ableitung rotationssymmetrischer FE-Modelle der SMVen im HFP und RRP wurden gemäß Bild 6 und *Bild 9* rotationssymmetrische Querschnitte aus dem RRP und HFP herausgeschnitten. Der Durchmesser der Durchgangsbohrung

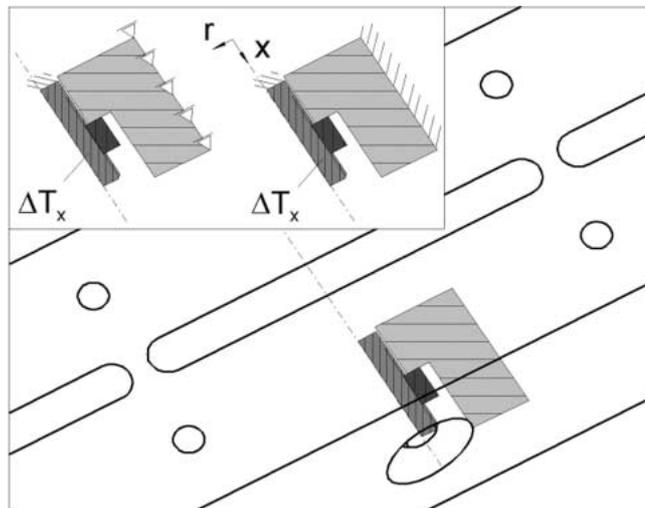


Bild 9. Ableitung eines rotationssymmetrischen FE Modells der SV im HFP

Figure 9. Cross section of conventional testing device used for axially symmetrical FE model

betrug im RRP 9 mm, im HFP dagegen nur 8,5 mm. Der Einfluss der nicht rotationssymmetrischen Anschlussstrukturen wurde durch die dargestellten Fallunterscheidungen in den Randbedingungen eingegrenzt. Das FE-Modell zu Bild 6 ist in Bild 5 dargestellt, das zu Bild 9 hat die gleiche Vernetzung von Schraube und Mutter. Pass- und Auflagefläche der Scheibe in Bild 9 wurden mit Kontaktelementen vernetzt.

Für beide Modelle wurden, wie in Abschnitt 3.1 zu Bild 8 beschrieben, die Verhältnisse von der Vergleichsspannung im ersten tragenden Gewindegang zur Nennspannung $\tan \alpha_1$ und $\tan \alpha_2$ berechnet. Sie sind in *Tabelle 2* zusammengefasst. Die Nennoberspannung betrug bei allen Rechnungen $0,7 R_p$, siehe Bild 8.

Die lokale Schwingbeanspruchung im ersten tragenden Gewindegang ist bei gleicher Nennspannungsamplitude in Abhängigkeit von den Randbedingungen beider FE-Modelle im HFP zwischen 3,6 % und 14,4 % geringer als im RRP. Im Mittel bestätigt das die 8,3 % größere DSA. Die starre Mutterauflage stellt einen oberen Grenzwert für die lokale Schwingbeanspruchung im ersten tragenden Gewindegang der Schraube dar. Zum Vergleich sind die zugehörigen Werte von $\tan \alpha_1$ und $\tan \alpha_2$ ebenfalls in *Tabelle 2* wiedergegeben.

Tabelle 2. Einfluss der Mutterauflagefläche auf $\tan \alpha_1$ und $\tan \alpha_2$

Table 2. Influence of the clamped parts' local stiffness on $\tan \alpha_1$ and $\tan \alpha_2$

Prüfvorrichtung	$\tan \alpha_1$	$\tan \alpha_2$	$\Delta \tan \alpha_2$ in %		
starre Mutterauflage	2,69	2,59	0,0	12,2	14,3
RRP in Bild 6, b)	2,43	2,31	-10,9	0,0	1,8
RRP in Bild 6, a)	2,40	2,27	-12,5	- 1,8	0,0
HFP in Bild 9, b)	2,31	2,18	-15,7	- 5,4	- 3,6
HFP in Bild 9, a)	2,13	1,97	-23,7	-14,4	-12,9

Referenz der Spalte für die Berechnung von $\Delta \tan \alpha_2$

Zusammenfassung

Das torsionsbehaftete Vorspannen und Biegeanteile der Schraubenbeanspruchung sind in SVen üblich, aber bei der Dauerschwingprüfung gemäß DIN 969 nicht vorgesehen, auch eine von der Lastamplitude unabhängige Änderung der Mittellast, wie sie in der SV durch Setzen in der Regel vorkommt, nicht. Diese Einflüsse werden entsprechend beim Ermüdungsfestigkeitsnachweis der SV nach VDI 2230 bislang nicht berücksichtigt.

Es wurde ein neuartiger RRP vorgestellt und auf Varianten dieses RRP in [1] verwiesen, die Versuche mit Vorspannungen der SMV mit Torsions- und kombinierten Zug- und Biegebeanspruchungen ermöglichen und eine Verringerung der Vorspannung durch Setzen wie in der SV einschließen.

In umfangreichen Versuchen auf diesen RRPern wurden die nach VDI 2230 bekannte DSA unter Zugbeanspruchung in Abhängigkeit vom Nenndurchmesser gemäß Gleichung (2) bestätigt und die unklaren Einflüsse aus torsionsbehaftetem und überelastischem Vorspannen, aus überlagerten Biegebeanspruchungen, wie auch Einflüsse der Charge und der Prüffrequenz auf die DSA von SMVen ermittelt. Der Geltungsbereich für Gleichung (2) und die Bruchwahrscheinlichkeitsverteilung wurden an die Ergebnisse angepasst.

Durch das torsionsbehaftete Vorspannen erhöht sich die DSA um mindestens 4,5%. Für Durchmesser oberhalb von M24 sollte diese Erkenntnis durch weitere Versuche abgesichert werden. Daher wurde bei der Berechnung der DSA nach Gleichung (2) diese Reserve nicht berücksichtigt.

Die Einflüsse der überelastischen Vorspannung und einer mittleren Neigung der Auflageflächen sind gering und wurden zusammen mit dem wesentlich größeren Chargeneinfluss mittels einer Gauß-Verteilung der mittleren DSA erfasst. Diese Verteilung wurde mit einer in eine Gauß-Verteilung transformierten arcsinÖP-Verteilung der Bruchwahrscheinlichkeit quadratisch überlagert, um eine Bruchwahrscheinlichkeitsverteilung zu erhalten, die den Chargeneinfluss beinhaltet. Für einen normierten Mittelwert von 1 N/mm^2 hat diese Verteilung eine Standardabweichung von $0,12 \text{ N/mm}^2$.

Die DSA bei kombinierter Zug- und Biegebeanspruchung wurde mit der gesonderten Gleichung (1) in Abhängigkeit von Gleichung (2) beschrieben. Ein Biegeanteil von bis zu 20% kann aber vernachlässigt werden.

Die Prüffrequenz hat zumindest bei hochfesten Schrauben aus Stahl keinen Einfluss auf die DSA.

Eine im HFP um 8,3% höher ermittelte DSA als im RRP wurde auf die geringere lokale Nachgiebigkeit der Mutterauf-

lagefläche im HFP zurückgeführt. Der im HFP verwendete Einsatz wird auf dem Innenring durch die Mutter belastet und liegt auf dem Außenring im Einspannkopf auf. Er verformt sich in der Art einer Tellerfeder. Dadurch erfährt die Mutter im Innenring eine schwächere Unterstützung als im Außenring. Die Kraftleitung lässt sich mit der in einer Zugmutter vergleichen. Mittels FEM wurden im Gewindegrund des ersten tragenden Gewindegangs der SMV im HFP Vergleichsspannungsamplituden berechnet, die den Versuchsergebnissen entsprechend geringer sind als im RRP. Der Einspannkopf und Einsatz besaßen beide die nach DIN 969 geforderte Mindesthöhe des Gewindenenddurchmessers. Im Sinne eindeutiger Versuchsergebnisse muss der Einsatz höher sein und auch sein Mindestaußendurchmesser festgelegt werden.

Der RRP hat sich als kostengünstige Alternative zu den üblicherweise eingesetzten Hydro- oder Hochfrequenzpulsern erwiesen, mit der auch Gewindenenddurchmesser bis M100 bei Frequenzen bis 1000 Hz geprüft werden können. Die fehlende Mittellastregelung hat bei Vorspannkraftverlusten von 2% durch Setzen und bei einem Geltungsbereich von Gleichung (2) für Vorspannkraftverhältnisse von $0,3 \leq F_V / F_{V0,2} < 1$ keine Bedeutung. Der Einschwingvorgang konnte unterdessen bei mitschwingenden Magneten und einer direkten Rückkoppelung der Sinusschwingung ohne Totzeit des Rechners auf 2000 Schwingspiele verkürzt werden.

Literatur

1. A. Alt, Fortschrittsberichte VDI; Reihe 1; Nr. 381; 2005; sowie Dissertation TU-Berlin; **2005**.
2. K. H. Kloos, W. Thomala, Verbindungstechnik; Heft 1; **1979**.
3. R. A. Schmidt, P. C. Paris, ASTM STP 536; 79–94; **1973**.
4. D. K. Benson, J. R. Hancock, *Metallurgical Transactions* **1974**, 5, 1711.
5. H. Mugrabi, K. Herz, X. Stark, *International Journal of Fracture*, **1981**, 17, 193.
6. C. Laird, P. Charsley, The Metallurgical Society of AIME, **1982**.
7. H. Mayer, M. Papakyriacou, R. Pippan, R. Stanzl-Tschegg, *Materials Science and Engineering*, **2001**, A314, 48.
8. W. Schneider, Dissertation, TH-Darmstadt; **1992**.

Korrespondenz Autor: Dr.-Ing. Uwe Arz, Institut für Werkstoffkunde der Technischen Universität Darmstadt, Grafenstraße 2, 64283 Darmstadt, E-mail: arz@mpa-ifw.tu-darmstadt.de

Eingegangen in endgültiger Form: 1. März 2007 T 139