

Untersuchungen zum Einfluß der elastischen Spannungskonzentration auf die Lebensdauer mechanisch gekerbter Bauteile

0. Einleitung

Zahlreiche Konstruktionsteile unterliegen während ihrer Einsatzzeit regellosen Schwingbeanspruchungen. An derartig beanspruchten Bauteilen entstehen häufig Schäden, die zur Einschränkung der Funktionsfähigkeit oder zum Ausfall der Konstruktionen führen. Im Interesse der Materialökonomie ist die Forderung nach optimaler Nutzung der Werkstofffestigkeit bei gleichzeitiger Vermeidung von Ausfällen zu erfüllen. Zu diesem Zweck muß die Lebensdauer abgeschätzt werden. Bisher ist es noch nicht möglich, umfassend und ausreichend sicher die Lebensdauer rechnerisch vorauszusagen, weil in die Schwingfestigkeit eines realen Bauteiles eine Vielzahl von Einflußgrößen eingehen.

Eine Alternative zur rechnerischen Vorhersage der Lebensdauer besteht in der experimentellen Lebensdauerabschätzung über wenige, wesentliche Einflußgrößen.

Sehr viele schwingbeanspruchte Bauteile weisen neben Fügungen mechanische Kerben in Form von Wellenabsätzen, Bohrungen, Nuten und Freistichen auf. Infolge dieser Kerben entstehen inhomogene Spannungsverteilungen, die zu Spannungskonzentrationen führen. Bei Schwingbeanspruchung werden Ermüdungsrisse am häufigsten gerade in Gebieten mit örtlichen Spannungskonzentrationen ausgelöst. Hieraus ergibt sich die Zielstellung, den Einfluß der Spannungskonzentration auf die Schwingfestigkeit zu analysieren.

1. Kenngrößen der Spannungskonzentration

Am Beispiel eines zugbelasteten Flachstabes ist ersichtlich, daß sich im Kerbgrund einer mechanischen Kerbe die maximale Hookesche Spannung $\sigma_{H \max}$ ausbildet, Bild 1. Diese Spannung klingt auch bei elastischem Spannungszustand nichtlinear ab. Die Formzahl α ist das Verhältnis von $\sigma_{H \max}$ zu einer gleichförmig verteilten Nennspannung σ_n im Nettoquerschnitt:

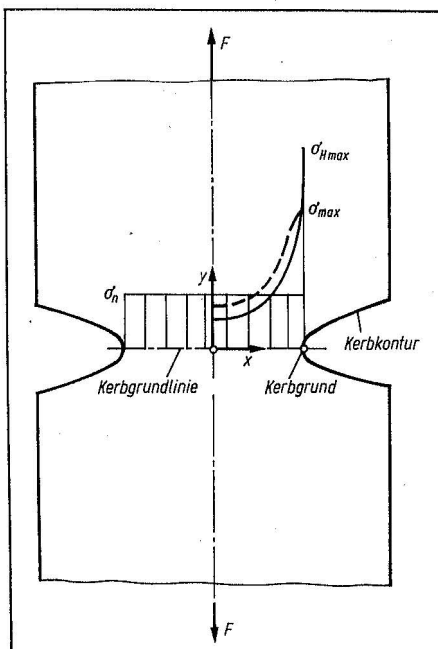


Bild 1
Spannungsverteilung $\sigma_y(x)$ im gekerbten Flachstab unter Zugbelastung F

$$\alpha = \sigma_{H \max} / \sigma_n \quad (1)$$

Das gilt auch für andere Lastfälle. Bei Biegung eines Flachstabes ohne Kerbe entsteht eine Formzahl größer 1, wenn sie auf eine gleichförmige Nennspannung bezogen wird. Im Unterschied dazu bezieht sich der Kerbfaktor α_K auf eine Nennspannung, die sich aus der elementaren Festigkeitsberechnung ergibt. Damit ist für alle ungekerbten Bauteile $\alpha_K = 1$. Für Zugbelastung gilt wegen $\sigma_n = \text{konst.}$:

$$\alpha = \alpha_K \quad (2)$$

Wird die Nennspannung auf den Bruttoquerschnitt bezogen, so entsteht der Häufungsfaktor (oder Grundformzahl) $\tilde{\alpha}$.

Ein weiterer Kennwert der Spannungskonzentration ist das auf die Spannung $\sigma_{H \max}$ bezogene Spannungsgefälle γ^* in der Kerbgrundlinie. Die genannten Beziehungen haben nur für den elastischen Spannungszustand unter Voraussetzung eines idealen, strukturlosen Körpers Gültigkeit. In Wirklichkeit kommt es zu einem Abbau der Spannungsspitze $\sigma_{H \max}$ durch Spannungsumverteilungen, die auf elastisch-plastisches Werkstoffverhalten und Einflüsse der kristallinen Struktur der Metalle zurückzuführen sind. Diese Effekte wurden von Neuber [1] [2] als Makrostützung und Mikrostützung beschrieben.

Die Mikrostützung ist für rein elastisches Materialverhalten nachweisbar. Neuber führte zur quantitativen Abschätzung dieser Spannungsminderung eine „Ersatzstrukturlänge“ q^* ein, mit deren Hilfe ein fiktiver, größerer Krümmungsradius q_F berechnet wird. Die Formzahl α modifiziert sich damit für die Mikrostützung zu einer Formzahl $\bar{\alpha}$:

$$\bar{\alpha} = \alpha \sqrt{q/q_F}, \quad \bar{\sigma}_{H \max} = \bar{\alpha} / \sigma_n \quad (3)$$

mit

$$q_F = q + s q^* \quad (4)$$

(s ist ein Faktor zur Berücksichtigung von Beanspruchungsarten und Festigkeitshypothesen, q ist der Krümmungsradius).

Die Makrostützung tritt als Folge des elastisch-plastischen Materialverhaltens in der Umgebung des Kerbgrundes auf und führt zu einer kleineren Spannung σ_{\max} .

Entsprechend Gl. (1) läßt sich eine Spannungsformzahl α_σ und eine Dehnungsformzahl α_ϵ angeben:

$$\alpha_\sigma = \sigma_{\max} / \sigma_n, \quad \alpha_\epsilon = \epsilon_{\max} / \epsilon_n \quad (5)$$

Im Vergleich zu diesen elastisch-plastischen Formzahlen ergeben sich für den Einsatz der elastischen Formzahl bei der Dimensionierung von Bauteilen folgende Effekte:

- Die elastische Formzahl kann für das *Zeitfestigkeitsgebiet* als erste Näherung des nichtlinearen Kerbgrundverhaltens betrachtet werden.
- Die Formzahl α gilt für alle Belastungsstufen, dagegen sind α_σ und α_ϵ von der Amplitudenhöhe abhängig. Daraus resultiert der große Aufwand zur Ermittlung der elastisch-plastischen Formzahlen sowohl auf rechnerischem als auch auf experimentellem Wege.
- Auch für elastisch-plastische Formzahlen ist die Vorgabe eines Stoffgesetzes problematisch, weil sich das Materialgesetz infolge Ermüdung ändert. Häufig wird die zyklische Spannungs-Dehnungslinie angewendet, die ein stabiles Werkstoffverhalten nach mehreren tausend Lastwechseln voraussetzt. Jedoch ist gerade

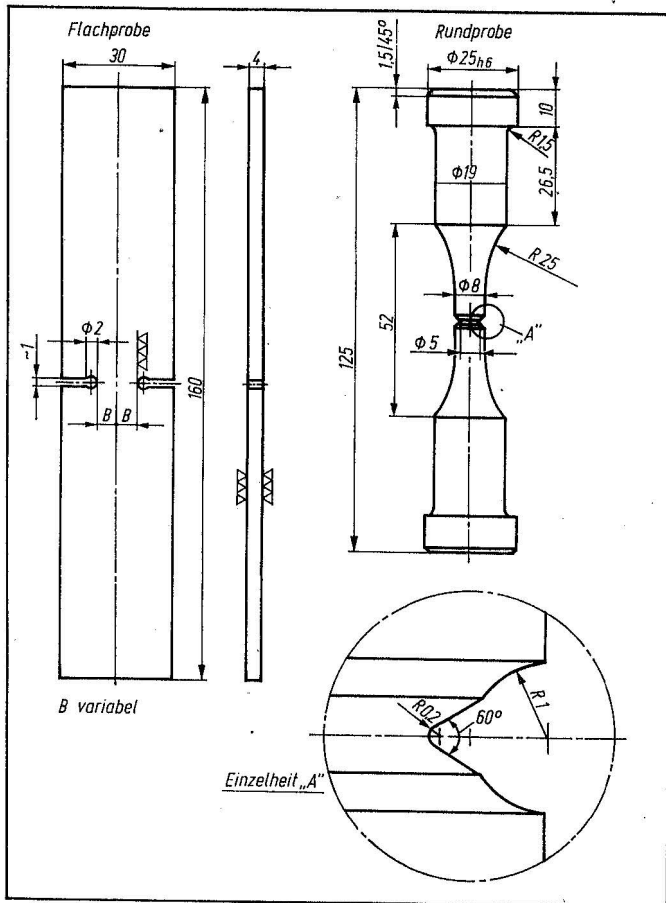


Bild 2. Konstruktionszeichnungen der Probestäbe

Tafel 1. Werte für den halben Bohrungsabstand B

Formzahlen der Rundprobe	entsprechende Flachproben: B mm	hergestellte Flachproben: B mm	Bezeichnung	Flachproben-Formzahlen $\alpha_H = \alpha_V$
$\alpha_{HR} = 3,76$	7,25	7,60	F8'	3,88
$\alpha_{VR} = 3,43$	5,85	6,00	F6'	3,46
zusätzliche Flachprobe:		3,90	F4'	2,46

bei regellosen Amplituden eine Stabilisierung noch nicht nachweisbar [3].

- Mit der Ausbildung von Makrorissen wird die Lebensdauer wesentlich vom Rißfortschritt beeinflusst. Dabei verändert sich auch die Belastungsgeometrie durch die kleiner werdende Nettoquerschnittsfläche. Diese Vorgänge sind auch mit α_σ bzw. α_ϵ nicht erfaßbar.
- Eine eindeutige Zuordnung von nichtlinearer Kerbbeanspruchung zur Schädigung kann bisher nicht angegeben werden, das gilt vor allem für Randombelastungen. Zum Beispiel muß eine einzelne große Amplitude nicht unbedingt eine große Schädigung hervorrufen.

Es zeigt sich, daß auch die aufwendige Ermittlung des elastisch-plastischen Kerbgrundverhaltens nicht zu exakten Aussagen über den Schädigungsverlauf schwingbeanspruchter Bauteile führt. Damit erhebt sich die Frage, ob nicht die elastische Formzahl α für das Zeitfestigkeitsgebiet als zweckmäßige Übertragungsgröße genutzt werden kann. Eine Übertragbarkeit liegt dann vor, wenn verschiedene Bauteile bzw. Probestäbe mit gleicher Formzahl etwa gleiche Wöhler- und Lebensdauerlinien aufweisen.

Für einige Flach- und Rundproben wurde bereits bei Einstufenbeanspruchungen [4] [5] [6] und Blockprogrammversuchen [5] eine ausreichende Übertragbarkeit von Wöhler- und Lebensdauerlinien über die elastische Formzahl nachgewiesen.

2. Versuchsprogramm und Versuchsdurchführung

Vor allem für die im Betrieb auftretende regellose Schwingbeanspruchung ist die Lebensdauerabschätzung am meisten umstritten. Selbst zwischen Blockprogramm- und Randomversuchen mit gleicher Häufigkeitsverteilung der Amplituden entstehen große Lebensdauerunterschiede, die auf Reihenfolgeeffekte zurückzuführen sind.

In Erweiterung zu den Arbeiten [4] bis [6] wurde ein Versuchsprogramm aufgestellt, das Randomversuche enthält [7].

Außerdem wurden Vergleichsformzahlen nach der Hauptspannungshypothese

$$\alpha_H = \sigma_1 / \sigma_n \quad (6)$$

und nach der Gestaltänderungsenergiehypothese

$$\alpha_V = \frac{1}{\sigma_n \sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2} \quad (7)$$

einbezogen, mit den Hauptspannungen σ_1 , σ_2 und σ_3 .

Als Prüfstäbe dienten einfache Proben aus *Baustahl St 38* mit mechanisch eingebrachten Kerben. Es handelt sich um Flachproben mit zwei Bohrungen, außen angesägt, und um eine Rundprobe mit Kreisumlaufkerbe, die aus fertigungstechnischen Gründen abgesetzt ist [7], Bild 2.

Es wurden zwei Flachproben verschiedener Bohrungsabstände mit der Rundprobe so verglichen, daß einmal die Vergleichsformzahl α_H nach der Hauptspannungshypothese und zum anderen α_V nach der Gestaltänderungsenergiehypothese von Flach- und Rundproben identisch war. Die Anpassung beider Spannungszustände wurde über die Variation der Bohrungsabstände bei den Flachproben realisiert. Die Bereitstellung der entsprechenden Abmessungen sowie die Berechnung der Formzahlen erfolgte rechnerisch über die Methode der finiten Elemente [7].

Da von vornherein nicht zu erwarten war, daß exakt einer der Vergleichsformzahlen gleiche Schwingfestigkeitswerte für beide Probenformen zuzuordnen sind, wurde eine dritte Flachprobe mit kleinerer Formzahl zusätzlich verwendet, um je Spannungshorizont eine nicht-lineare Interpolation zu ermöglichen.

Die rechnerische Optimierung der Flachproben-Geometrie ergab die in Tafel 1 angegebenen Werte für den halben Bohrungsabstand B. Die berechneten Bohrungsabstände konnten bei der Herstellung der Bohrlehre nicht exakt realisiert werden. Es entstanden Flachproben F8' mit $B = 7,60$ mm und F6' mit $B = 6,00$ mm. Als dritte Flachprobe wurde F4' mit $B = 3,90$ mm hergestellt.

Die Berechnung der Flachproben erfolgte für den ebenen Spannungszustand. Deshalb sind die beiden Vergleichsformzahlen bei lastfreiem Kerbrand identisch:

$$\alpha_H = \alpha_V, \quad (8)$$

im Unterschied zur Rundprobe.

Die Schwingfestigkeitsversuche wurden auf der prozeßrechnergesteuerten, servohydraulischen Prüfanlage der Sektion Grundlagen des Maschinenwesens der TU Dresden einheitlich mit einer Frequenz $f = 50$ Hz durchgeführt.

Es erfolgten ausschließlich Zug-Druck-Versuche für Mittelspannungen $\sigma_m = 0$. Insgesamt liegen über 300 Versuche zu vier Wöhler- und vier Lebensdauerlinien für eine Rundprobe sowie drei Flachproben F4', F6' und F8' vor.

Mit Hilfe des Prozeßrechners der Prüfanlage wurde eine Randomfolge von Schwingspielen mit dem Regellosigkeitskoeffizienten $i = 1,0$ realisiert. Als Belastungskollektiv diente ein normalverteiltes, symmetrisches Kollektiv. Dabei wurde ein in acht Spannungshorizonte gestuftes Amplitudenkollektiv nach *Haibach* und *Lipp* [8] mit dem Kollektivbeiwert $p = 0,25$ benutzt.

Im Bild 3 ist das Amplitudenkollektiv und die durch den Prozeßrechner über die Benutzung von 32-bit-Zufallszahlen erzeugte Belastungsfolge $\sigma_n(t)$ schematisch dargestellt.

Für die Wöhlerlinie wurden vier Spannungshorizonte im Zeitfestigkeitsgebiet mit je neun Proben untersucht. Die Randomversuche erfolgten auf zwei Horizonten mit je zehn Proben.

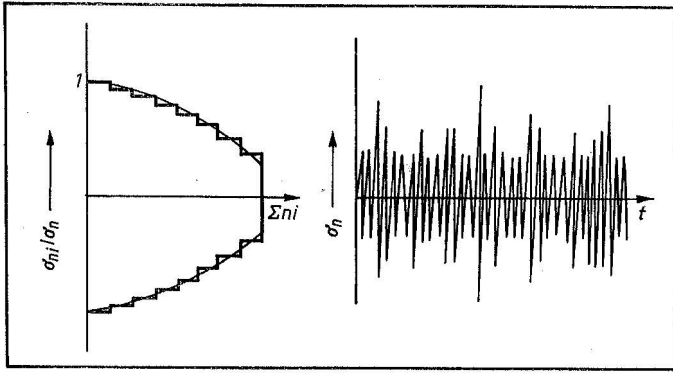


Bild 3. Amplitudenkollektiv und Belastungsfolge $\sigma_n(t)$

Bild 4. Vergleich der Versuchsergebnisse der Rundprobe RP mit den Wöhler- und Lebensdauerlinien der drei Flachproben F4', F6' und F8' für 50 % Bruchwahrscheinlichkeit

Zur Bestimmung der Dauerfestigkeit diente das Treppenstufenverfahren bei einer Grenzlastspielzahl $N_G = 2 \cdot 10^6$ Lastspiele.

3. Der ebene Spannungszustand in der Flachprobe

In der Flachprobe bildet sich infolge der gewählten Abmessungen mit der Dicke $h = 4$ mm weder ein ebener Spannungszustand (ESZ) noch ein ebener Verzerrungszustand (EVZ) aus. Trotzdem wurden sämtliche Flachproben mit dem ESZ berechnet. Der ESZ führt zur Vernachlässigung der Spannungskomponente σ_z . Das ist aber nur gültig, wenn der Kerbradius r sehr viel größer ist als die Scheibendicke h . Durch das Auftreten von σ_z kann es zu erheblichen Querdehnungsbehinderungen kommen. Für verschieden gekerbte Flachstäbe wurden bis zu 30 % Querdehnungsbehinderung festgestellt [9]. Im anderen Extremfall $r \ll h$ wird über die Dicke h ein EVZ ausgebildet. Nach Angaben von Löttsch [10] gilt für das Verhältnis $r : h < 0,1$ in guter Näherung der EVZ. Die verwendeten Flachproben, Bild 2, haben ein Verhältnis $r : h = 0,25$. Durch das Ansenken der Bohrungen verringert sich im Kerbgrund die Dicke h auf 3 mm, so daß $r : h = 0,33$ wird, also im Hinblick auf den EVZ noch ungünstiger.

Eine Begründung für die sinnvolle Verwendung des ESZ kann in diesem speziellen Fall über die Mikrostütztheorie gegeben werden. Der Kerbradius der Rundprobe beträgt 0,2 mm, dagegen bei der Flachprobe 1 mm. Daraus folgt eine unterschiedliche Mikrostützung für beide Proben, die über konkrete Werte der Ersatzstrukturlänge ϱ^* abgeschätzt werden kann. Bertele [11] gibt einen linear-logarithmischen Zusammenhang zwischen $\sigma_{0,2}$ und ϱ^* an. Für St 38 gilt $\sigma_{0,2} \approx 390$ MPa und daraus folgt $\varrho^* = 0,073$ mm.

Für die Flachprobe ergibt sich mit den Gleichungen (1) und (2):

$\bar{\sigma}_{H \max} = 0,92 \sigma_{H \max}$. Für die Rundproben gilt $\bar{\sigma}_{H \max} = 0,70 \sigma_{H \max}$. Für die vorliegenden Probenformen liegt das Absinken der Flachproben-Maximalspannung infolge Spannungskomponente σ_z [9] plus Absinken der kleineren Mikrostützung der Flachproben in der gleichen Größenordnung wie das Absinken der maximalen Rundproben-Spannung infolge der größeren Mikrostützwirkung. Damit ist die Formzahl der Rundprobe mit denen der Flachproben auf der Grundlage des ESZ vergleichbar.

4. Versuchsergebnisse

Die ausführliche Darstellung der Ergebnisse einschließlich statistischer Auswertung befindet sich in [7].

Die 50 %-Bruchwahrscheinlichkeitswerte für die vier Probenarten zeigt Bild 4.

Je Spannungshorizont läßt sich exakt aus den drei Flachprobenwerten die Geometrie einer Flachprobe entsprechend α_{HR} der Rundprobe sowie einer Flachprobe entsprechend α_{VR} der Rundprobe über eine nichtlineare Interpolation ermitteln, Bild 5.

Die Interpolation kann unter der Voraussetzung ausgeführt werden, daß sich bei stetiger Veränderung der Bohrungsabstände auch die zugehörigen Bruchlastspielzahlen stetig ändern.

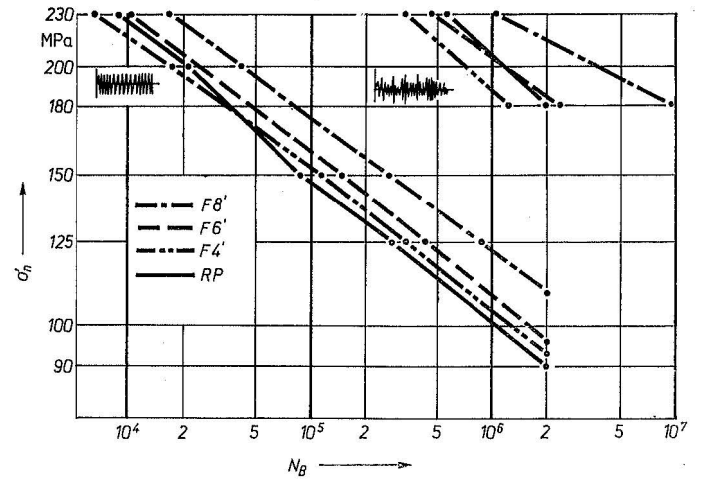


Bild 5. Abhängigkeit des halben Bohrungsabstandes B der Flachproben von den Bruchlastspielzahlen N_B für einen Spannungshorizont $\sigma_n = 125$ MPa (\bullet : experimenteller Wert, \otimes : extrapolierter Wert, P_B : Bruchwahrscheinlichkeit)

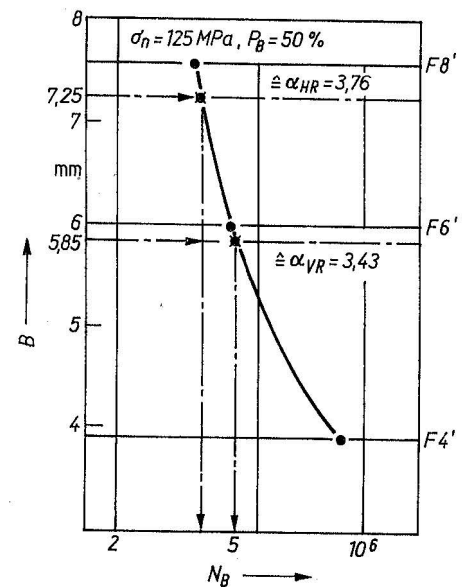
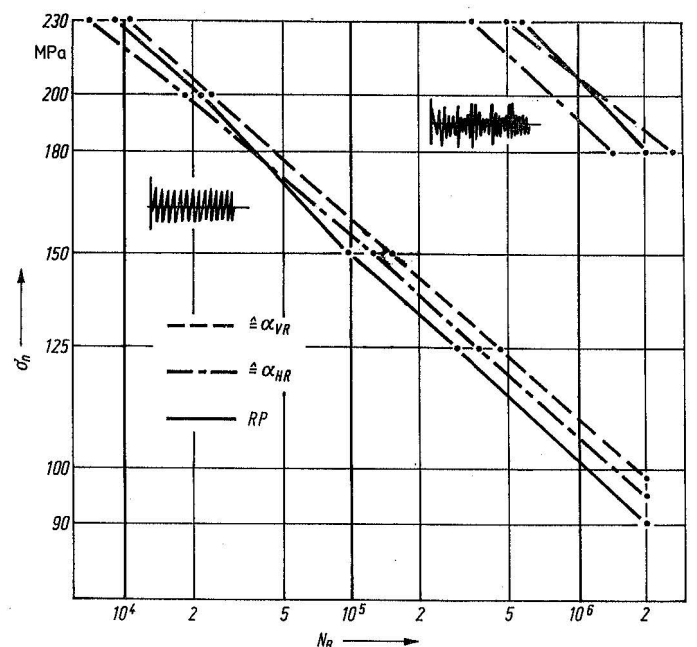


Bild 6. Vergleich der Schwingfestigkeit der Rundprobe mit den interpolierten Werten der Flachproben: — Rundprobe RP, - - - „ α_V -Flachprobe“, ····· „ α_H -Flachprobe“



Dadurch ist es möglich, den Formzahlen α_{HR} und α_{VR} der Rundprobe exakt Bruchlastspielzahlen der Flachproben mit genau gleichen Formzahlen zuzuordnen.

Im Bild 6 ist das Ergebnis dieser Interpolation dargestellt. Wird die Rundproben-Wöhlerlinie mit der „ α_H -Flachproben“-Wöhlerlinie ver-

glichen, so stimmen die Verhältnisse mit den von *Aicher* und *Kierner* [4] ermittelten Ergebnissen für ähnliche Versuche überein. Auch bei den vorliegenden Probestäben ist die Interpretation zu den Unterschieden beider Wöhlerlinien plausibel, daß die Rundprobe bei niedrigen Spannungshorizonten wegen des größeren Kerbumfanges eine größere Wahrscheinlichkeit für Anrisse als die Flachprobe aufweist. Das wiederum führt zur kleineren Lebensdauer der Rundprobe. (Der maximal beanspruchte Kerbgrundumfang beträgt bei der Flachprobe 8 mm und bei der Rundprobe 15,7 mm). Bei höheren Amplituden setzt der räumliche Spannungszustand die Vergleichsspannung der Rundprobe stärker herab, so daß mehr Lastwechsel von der Rundprobe ertragen werden als von der „ α_H -Flachprobe“.

Die Rundprobe erträgt unter stochastischer Belastung deutlich mehr Lastwechsel als die „ α_H -Flachprobe“, das gilt für beide Spannungshorizonte. Dagegen besteht eine sehr gute Übereinstimmung der Lebensdauerlinien der Rundprobe und der „ α_V -Flachprobe“.

Die Gestaltänderungsenergiehypothese ist zur Übertragung von Schwingfestigkeitswerten beim verwendeten Werkstoff St 38 sehr gut geeignet.

5. Streckgrenzenüberhöhung im Kerbgrund

Zur Einschätzung des Plastifizierungsgrades wurden die elastischen Maximalspannungen $\sigma_{H \max} = \alpha_{HR} \cdot \sigma_{n \max}$ im Kerbgrund für den höchsten Spannungshorizont $\sigma_{n \max} = 230$ MPa den statischen Werten für die Streckgrenze nach TGL 7960 gegenübergestellt. Die Streckgrenzenüberhöhung η beträgt mit $\sigma_s \approx 225$ MPa:

$$\eta = 3,83.$$

Demnach müßte also eine starke Plastifizierung in der Umgebung des Kerbgrundes vorliegen.

Die Verwendung der Spannung $\sigma_{H \max}$ ist jedoch unzweckmäßig, weil möglichst Vergleichsspannungen mit Materialkennwerten verglichen werden sollten. Für die Gestaltänderungsenergiehypothese gilt die kleinere Spannung $\sigma_{VR} = \alpha_{VR} \sigma_{n \max}$.

Zu beachten ist ferner, daß der in der TGL angegebene Streckgrenzenwert einer bestimmten Wahrscheinlichkeit zuzuordnen ist und nicht generell für alle Probestäbe gilt. Dieser Wert muß nur gewährleisten, daß die weitaus größte Anzahl von Bauteilen die angegebene Streckgrenze erreicht.

Um detaillierte Aussagen zu ermöglichen, wurden statische Versuche durchgeführt [7]. Bei den gekerbten Rundproben ergab sich eine Streckgrenze $\sigma_S(50\%) = 488$ MPa für 50% Erwartungswahrscheinlichkeit. Weiterhin muß berücksichtigt werden, daß beim „Hochfahren“ der Belastung die Mikrostützung zur Geltung kommt. Bei der Rundprobe erfolgt ein Abfall der Hookeschen Maximalspannung auf 70%. Damit entsteht eine Streckgrenzenüberhöhung

$$\eta_{50\%} = \frac{0,7 \sigma_{H \max}}{\sigma_S(50\%)} = 1,13. \quad (9)$$

Auf dem höchsten Spannungshorizont findet also mit 50% Erwartungswahrscheinlichkeit nur eine 1,13fache Streckgrenzenüberhöhung statt. Für 10% und 90% entsteht eine Überhöhung von 1,18 bzw. 1,09 bei den verwendeten Probestäben.

6. Zusammenfassung

Die elastische Formzahl ist für das Zeitfestigkeitsgebiet eine geeignete Übertragungsgröße von Wöhler- und Lebensdauerwerten unterschiedlich gestalteter Bauteile.

Anhand der durchgeführten Untersuchungen wurde deutlich, daß Mikrostützeffekte, realistische Materialkennwerte und die hochbeanspruchten Kerbgrundlängen die Verwendung der Formzahl als Übertragungsgröße auf andere Bauteile beeinflussen.

Die Übertragbarkeit von Wöhler- und Lebensdauerwerten verschiedener Bauteile mit gleicher Formzahl wird seit langem in der Gestaltfestigkeit pauschal verwendet, für regellose Belastungsfolgen fehlten jedoch bisher fundierte experimentelle Aussagen. Weiterführende Untersuchungen müßten verschiedene Mittelspannungen und damit stochastische Vorgänge mit einem Regellosigkeitskoeffizienten $i < 1,0$ sowie verschiedene, zusammengesetzte Beanspruchungen enthalten.

Literatur

- [1] *Neuber, H.*: Kerbspannungslehre. Berlin/Göttingen/Heidelberg: Springer-Verlag 2. Aufl. 1958.
- [2] *Neuber, H.*: Über die Berücksichtigung der Spannungskonzentration bei Festigkeitsberechnungen. Konstruktion, Berlin (West) **20** (1968) 7, S. 245—251.
- [3] *Klee, S.*: Das zyklische Spannungs-Dehnungs- und Bruchverhalten verschiedener Stähle. Inst. für Statik u. Stahlbau der TH Darmstadt, **22** (1973).
- [4] *Aicher, W.*; *Kierner, J.*: Schwingfestigkeit gekerbter Flach- und Rundproben gleicher Formzahl. Inst. für Statik und Dynamik der Luft- und Raumfahrtkonstruktionen (ISD), Bericht Nr. 69, Stuttgart 1969.
- [5] *Argyris, J. H.*; *Aicher, W.*; *Kierner, J.*: Schwingfestigkeit innen- und außengekerbter Flachstäbe gleicher Formzahl aus 3.4364.7 (7075 - T 6), ISD-Bericht Nr. 145, Stuttgart 1973.
- [6] *Schmalenbach, E. W.*: Wechselverformungsuntersuchungen an Kerb- und Biegeproben äquivalenter Geometrie. Diss. Karlsruhe 1975.
- [7] *Joensson, D.*: Beitrag zum Einfluß des elastischen Spannungszustandes auf die Schwingfestigkeit. Diss. TU Dresden 1981.
- [8] *Haibach, E.*; *Lipp, W.*: Verwendung eines Einheits-Kollektivs bei Betriebsfestigkeitsversuchen. TM Nr. 15/65 des LBF Darmstadt 1965.
- [9] *Wellinger, K.*; *Gaßmann, H.*; *Lüthle, J.*: Zeitfestigkeit und Dehnungsformzahl gekerbter Flachproben. Konstruktion, Berlin (West) **21** (1969), 6.
- [10] *Lötzsch, K.*: Beitrag zur Spannungsmechanik bei behinderter Verformung. Österreichisches Ing.-Archiv, Wien **8** (1959), S. 151—175.
- [11] *Bertele, L.*: Zur Frage der Lebensdauer vorhersage umlaufend gekerbter Stahlrundproben unter wiederholter Zug- und Druckbeanspruchung. Diss. TH München 1970. MaA 9413