Mechanisches Verhalten und Fehlerempfindlichkeit von Hartlötverbindungen

Untersuchungen an bauteilähnlichen Proben mit T-Stoß-Geometrie

Christian Leinenbach,
Hans Lehmann und
Hans-Jakob Schindler,
Dübendorf, Schweiz

Im Rahmen dieser Arbeit wurde das mechanische Verhalten von Lötverbindungen aus dem weichmartensitischen Stahl X3CrNi 13-4 mit AuNi18 anhand von bauteilähnlichen Proben mit T-Stoß-Geometrie in Zug- und Biegeversuchen untersucht. Zur Bewertung der Fehlerempfindlichkeit wurden bei einigen Proben typisierte rissähnliche Fehler unterschiedlicher Größe und Geometrie in die Lötzone eingeführt. Zur theoretischen Beschreibung müssen angesichts der auftretenden Spannungskonzentrationen bruchmechanische Modelle herangezogen werden. Als praxisgerecht vereinfachtes Verfahren der elastisch-plastischen Bruchmechanik wurde die Anwendbarkeit des Failure Assessment Diagrams (FAD) untersucht. Das Ziel der Untersuchung war eine ingenieurmäßige Beschreibung des Einflusses von Lötfehlern auf das Tragverhalten gelöteter Strukturen.

Das Hartlöten spielt als kostengünstiges Fügeverfahren mit einer im Vergleich zum Schweißen geringen thermischen Beanspruchung der Bauteile bei der industriellen Fertigung eine große Rolle. Eine zuverlässige Abschätzung der Integrität und des Langzeitverhaltens hartgelöteter Strukturen für unterschied-

liche Beanspruchungsbedingungen ist von sehr großem Interesse, wird jedoch durch den heterogenen und anisotropen Charakter der Lötverbindungen erheblich erschwert. Darüber hinaus weisen hartgelötete Strukturen in der Praxis häufig Fehler wie z.B. Poren und Bindefehler auf, die die Stabilität bei mechanischer Beanspruchung stark beeinträchtigen können. Bei industriellen Bauteilen werden häufig T-Stoß-Verbindungen realisiert.

Charakteristisch an einem T-Stoß ist, dass die Randbereiche der Lötfläche, wo die Wahrscheinlichkeit bestehender Lötfehler oder nachträglich durch Ermüdung angewachsener Risse besonders hoch ist, in einer einspringenden Ecke liegen, also in einem Bereich, wo eine globale Spannungskonzentration infolge der Kerbwirkung vorliegt. Zusätzlich wird eine lokale Spannungskonzentration an den Rissen oder Lötfehlern überlagert.

Dieser Zustand lässt sich nur mit bruchmechanischen Ansätzen adäquat theoretisch beschreiben und berechnen. Wegen der beschränkten Größe der Querschnitte und den im Allgemeinen relativ kleinen Rissen ist davon auszugehen, dass die Anwendbarkeit der linear-elastischen Bruchmechanik (LEBM) nicht mehr ohne Weiteres zulässig ist. Wenn aber auf die Theorie der elastisch-plastischen Bruchmechanik (EPBM) zurückzugreifen ist, vergrößert sich der rechnerische und experimentelle Aufwand für eine theoretische Beschreibung enorm und übersteigt oft das in der Praxis noch handhabbare Maß. Das Hauptziel der vorliegenden Untersuchung war es, eine Möglichkeit zu finden, wie dennoch entsprechende Sicherheitsnachweise für hartgelötete Strukturen erbracht werden können. Hierbei steht die Methode des Failure Assessment Diagrams (FAD) im Vordergrund. Die vorliegende Untersuchung ist Teil

Bild 1. FAD-Diagramm nach R6 Option 3, schematisch

eines Projekts zur Charakterisierung und Beurteilung von Lötverbindungen im Sinn der fehlertoleranten Auslegung [1-3].

Fehlerbeurteilung mit Failure-Assessment-Diagrammen

In der anwendungsorientierten Bruchmechanik hat sich die sogenannte R6-Methode, die auf dem 2-Parameter-Prinzip des FAD beruht, als allgemein akzeptiertes Vorgehen durchgesetzt [4]. Es erlaubt auf relativ einfache Art und Weise den Bogen zwischen LEBM und EPBM zu schlagen. Die meisten aktuellen internationalen Richtlinien zur bruchmechanischen Fehlerbewertung basieren auf dem Prinzip des FAD, wie z. B. die SINTAP-Prozedur oder BS7910 [5, 6]. Dabei wird einem rissähnlichen Fehler in einem Bauteil ein Punkt in der Ebene L_r - K_{Ic} mit

$$K_{Ic} = \frac{K_I}{K_{Ic}} \text{ und } L_r = \frac{F}{F_p} \text{ bzw. } L_r = \frac{\sigma_{app}}{R_p} \quad (1)$$

zugeordnet, wobei K_I die lokale Spannungsintensität, K_{Ic} die Bruchzähigkeit des Werkstoffs, F die Belastung, F_p die entsprechende plastische Kollapslast, σ_{app} die vorhandene (applizierte) Spannung und R_p die Streckgrenze bezeichnet. Dabei ist K_I von der Geometrie und Größe des Fehlers abhängig. Die FAD-

Bild 2. Probengeometrien; (a) Zugproben, (b) Biegeproben

Ebene wird durch eine Versagenslinie $K_{rf} = f(L_r)$ in einen zulässigen und einen unzulässigen Bereich unterteilt. Diese Versagenslinie stellt die im Allgemeinen semi-empirisch ermittelte untere Umhüllende einer Vielzahl experimentell und durch rechnerische Simulationen ermittelter Bruchzustände verschiedener Bauteil- und Rissgeometrien dar. Die bekannteste universelle Versagenslinie ist „Option 3“ nach R6 [4]:

$$f(L_r) = (1 + 0,5 L_r^2)^{-0,5} [0,3 + 0,7 \exp(-0,6 L_r^2)] \quad (2)$$

Sie wird rechts durch eine vertikale „Cut-off“-Linie begrenzt, deren Lage vom Streckgrenzenverhältnis des Werkstoffs abhängt. In Bild 1 ist schematisch ein FAD mit einer Versagenslinie gemäß Gleichung (2) dargestellt. Die Anwendbarkeit der FADs wurde bislang für Bulkwerkstoffe sowie für Schweißverbindungen verifiziert. Insbesondere für die statische Bauteilbewertung von Schweißverbindungen mit ausgeprägtem Festig-

keitsmismatch zwischen Schweißgut und Grundwerkstoff existieren in der SINTAP-Prozedur entsprechende Mismatch-Optionen, mit denen das FAD angepasst werden kann [7-9]. Es wurden in der Literatur jedoch keine Hinweise gefunden, ob diese Prozeduren auf Lötverbindungen übertragen werden können.

Eine konservativere Variante einer Versagenskurve im FAD erhält man, wenn man aufgrund entsprechender theoretischer Zusammenhänge der LEBM die Risspitzenöffnung CTOD berechnet und als Bruchkriterium einem kritischen Wert $CTOD_c$ entgegensetzt [10]. Ausgedrückt in K_I und L_r ergibt dies eine Interaktionskurve zwischen K_I und der vorhandenen globalen Spannung σ_{app} der Form

$$\frac{K_I}{K_{Ic}} = \sqrt{1 - \frac{\sigma_{app}}{m \cdot R_p}} \text{ bzw. } K_r = \sqrt{1 - \frac{L_r}{m}} \quad (3)$$

wobei m einen von den lokalen Constraint-Bedingungen abhängigen Faktor

Bild 3. Größenbezeichnungen für (a) gerade und (b) elliptische Fehler

bezeichnet. Für den ebenen Spannungszustand beträgt er 1, für einen ebenen Verschiebungszustand etwa 1.2 – 1.4. Die Rissspitzenöffnung CTOD ist zur Charakterisierung des lokalen Beanspruchungszustands eines Risses geeignet, weitgehend unabhängig davon, wie groß die plastische Zone im Vergleich zur Bauteilgröße ist. Damit besitzt CTOD einen größeren Gültigkeits- und Anwendungsbereich als die Spannungsintensitätsfaktoren, die das lokale elastische Spannungsfeld beschreiben und daher auf Fälle mit verschwindenden bzw. hinreichend kleinen nicht linearen Zonen beschränkt sind.

Werkstoffe und Versuchsdurchführung

Zur Herstellung der Proben wurden geschmiedete Platten aus X3CrNi13-4 verwendet, die stirnseitig mit Folie aus dem Goldbasislot AuNi18 verlötet wurden. Die Verbindung wird häufig bei hochbeanspruchten, korrosionsbeständigen Bauteilen wie z.B. Turbokompressorlaufräder, eingesetzt [11]. Die Lötung erfolgte bei 1.020 °C in Schutzgasatmosphäre. Im Anschluss an den Lötprozess erfolgte eine Anlasswärmebehandlung bei 520 °C für 5.5 h. Die mechanischen Eigenschaften der Ausgangswerkstoffe sowie der Lötverbindung sind in Tabelle 1 zusammengefasst [1-3]. Die im Vergleich zu den Kennwerten des Lotes hohe Festigkeit der Lötverbindung resultiert aus der Querdehnungsbehinderung der dünnen Lötnaht und des sich dadurch einstellenden dreiaxigen Spannungszustands [12].

	$R_{p0.2}$ [MPa]	R_m [MPa]	A_5 [%]	K_{Ic} [MPa $m^{0.5}$]
X3CrNi 13-4	920 ± 5	975 ± 25	17.5 ± 2.5	~300
AuNi18 (Herstellerangaben)	500–700	600–900	5–10	–
X3CrNi13-4–AuNi18	923 ± 7	976 ± 15	6 ± 0.5	49 ± 1.5

Tabelle 1. Mechanische Eigenschaften der Ausgangswerkstoffe und der Lötverbindung

Die Zugversuche erfolgten an den in Bild 2 a) dargestellten Proben auf einer Universalprüfmaschine mit elektrischem Spindelantrieb. Die Proben weisen beidseitig ein Gewinde auf und lassen sich somit in Einspannhülsen für Norm-Rundzugproben einspannen. Die Biegeversuche erfolgten an den in Bild 2 b) dargestellten 3-Punkt-Biegeproben. Beide Probenformen weisen einen für T-Stöße charakteristischen rechtwinkligen Absatz bzw. abrupten Querschnittsübergang mit entsprechender Spannungskonzentration im Bereich der Lötnaht auf.

Von Interesse war vor allem der Einfluss von Lötfehlern auf die Tragfähigkeit der Verbindung. Zur Untersuchung der Fehlerempfindlichkeit wurden bei einigen Proben typisierte rissähnliche Fehler durch Elektroerosion in die Lötfläche eingeführt. Die Fehler wiesen verschiedene Größen und Geometrien auf. Die „Risse“ bzw. Schnitte mit gerader Front wurden durch Drahterosion hergestellt, jene mit elliptischer Form durch Gesenkerosion. In Bild 3 sind die Geometrie und die Größe der eingebrachten Fehler dargestellt. Für sämtliche elliptischen Risse wurde ein Verhältnis $a/c = 2/3$ eingestellt. Die für die geraden und elliptischen Risse verwendeten Bezeichnungen sind in Bild 4 dargestellt.

Bild 5 zeigt eine Zugprobe (a) sowie eine Biegeprobe (b) in der Universalprüfmaschine. Zusätzlich zu Kraft und Traversenweg wurde die Verlängerung

der Probe mittels eines Messgebers über einer Messlänge von 50 mm erfasst. Für die Biegeversuche wurde zwischen der Schraube und dem oberen Gehänge ein Messgeber montiert, mit dem sich die Auslenkung der Lastarme gegenüber

Bild 4. Fehlergeometrien und -größen, schematisch

der Mitte messen ließ. Nach dem Einspannen wurden die Proben auf eine Vorlast von 400 N belastet. Anschließend wurden kraftgeregelte 3 Belastungs- und Entlastungszyklen zwischen 500 N und 2.000 N gefahren. Die nachfolgende Belastung bis zum Bruch erfolgte wegeregelt mit einer Traversengeschwindigkeit von 0,01 mm/s. Für jeden Proben- und Fehlertyp wurden mindestens 2 Versuche durchgeführt.

Bild 5. Versuchsaufbau; (a) Zugversuche, (b) Biegeversuche

Bild 6. Spannungsverläufe in den Proben mit T-Stoß-Geometrie bei (a) Zugbeanspruchung und (b) Biegebeanspruchung

Theoretische Betrachtungen – Spannungsintensitätsfaktoren und plastische Kollapslasten

Die Spannungsverteilung im Wurzelquerschnitt eines rechteckigen Querschnittsübergangs, wie er bei den beiden Probenformen vorliegt, wurde mithilfe des Boundary-Element-Programms NASBEM berechnet. Die Ergebnisse sind in Bild 6 dargestellt. Aus theoretischen Gründen weisen die Spannungen für $x \rightarrow 0$ eine Singularität auf. Anhand des Verlaufs der Spannungskomponente $\sigma_x(x)$ ist zu erkennen, dass über den gesamten Querschnitt eine ausgeprägte Mehrachsigkeit des Spannungszustands herrscht. Die Komponente $\sigma_y(x)$ lässt sich für rechnerische Zwecke für Zug- bzw. Biegebeanspruchung in der folgenden Form darstellen:

Zugbeanspruchung, $x/W < 0.5$:

$$\sigma_y(x) = \frac{N}{2 \cdot W \cdot t} \cdot \left(\frac{x}{W}\right)^{-0.2907} \cdot \left(1 - 0.0225 \left(\frac{x}{W}\right) + 5.803 \left(\frac{x}{W}\right)^2 - 15.156 \left(\frac{x}{W}\right)^3 + 13.236 \left(\frac{x}{W}\right)^4\right) \quad (4)$$

Biegebeanspruchung, $x/W < 0.5$:

$$\sigma_y(x) = \frac{4.7964 \cdot M}{W^2 \cdot t} \cdot \left(\frac{1}{2} - \frac{x}{W}\right) \cdot \left(\frac{x}{W}\right)^{-0.2877} \cdot \left(1 + 0.4718 \left(\frac{x}{W}\right) + 5.047 \left(\frac{x}{W}\right)^2 - 15.303 \left(\frac{x}{W}\right)^3 + 13.872 \left(\frac{x}{W}\right)^4\right) \quad (5)$$

Zugproben:

$$K_I = \frac{2.293 \cdot N}{\sqrt{W} \cdot t} \cdot \sqrt{\frac{a}{W} + 0.0271} \cdot \left(1 - 0.5454 \left(\frac{a}{W}\right) + 5.8863 \left(\frac{a}{W}\right)^2 - 8.9417 \left(\frac{a}{W}\right)^3 + 15.809 \left(\frac{a}{W}\right)^4\right) \quad (6)$$

Biegeproben:

$$K_I = \frac{8.97 \cdot M}{\sqrt{W} \cdot t} \cdot \sqrt{\frac{a}{W} + 0.0625} \cdot \left(1 - 0.0298 \left(\frac{a}{W}\right) - 0.2622 \left(\frac{a}{W}\right)^2 + 5.132 \left(\frac{a}{W}\right)^3 - 0.8777 \left(\frac{a}{W}\right)^4\right) \quad (7)$$

Hierbei bezeichnet t entsprechend Bild 4 die Dicke in z -Richtung, N und M bezeichnen die applizierte Zugkraft bzw. das Biegemoment. Für $0.5 < x/W < 1$ sind (4) und (5) symmetrisch bzw. antisymmetrisch bezüglich $a/W = 0.5$ zu ergänzen.

Für eine Fehlerbeurteilung auf der Basis des FAD ist die Kenntnis der im Bereich eines Fehlers vorliegenden Spannungsintensität K_I sowie die plastische Grenzlast N_p bzw. das plastische Grenzmoment M_p erforderlich. Für die durchgehenden Risse (Typ E, F, I und J) wurde $K_I(a)$ mit dem BEM-Programm NASBEM berechnet. Die Verläufe sind in Bild 7 ($a/c = 0$) gezeigt. Wie für von Spannungskonzentrationen ausgehende Risse typisch, steigen die Kurven im Anfangsbereich sehr steil an, um dann abzuflachen. Zur rechnerischen Beschreibung wurde ein Kurvenfitting der folgenden Form gewählt.

Gemäß den Gleichungen (6) und (7) tendiert K_I für $a \rightarrow 0$ nicht gegen 0 (wie es aus physikalischen Gründen streng genommen müsste), sondern gegen einen Anfangswert K_{I0} . Dieser Wert kann als SIF eines kleinen, bei der zerstörungsfreien Prüfung übersehbaren, rissartigen Fehlers in der betrachteten Ecke verstanden werden. Mit den Gleichungen (6) bzw. (7) lässt sich somit auch „rissfreien“ Proben ein nomineller SIF zuordnen, womit sich auch diese Proben analog zu den angerissenen im FAD darstellen lassen. Für die halbelliptischen Risse (Typ A, B und G) erfolgte die Berechnung von K_I an den Scheitelpunkten A und C mit einer auf der Basis von Gewichtsfunktionen hergeleiteten Näherungsmethode [10]. Die Verläufe von $K_I(a)$ für $a/c = 2/3$ sind ebenfalls in Bild 7 dargestellt.

Die entsprechenden SIF der Eckrisse C, D und H sind um etwa den Faktor 1,12 höher. Dieser Korrekturfaktor berücksichtigt den Einfluss einer freien Oberfläche und stammt aus der Analogie zum Verhältnis Randriss/Innenriss in 2D.

Die plastische Grenzlast im FAD ist definiert als die Belastung, bei der das Bauteil im hypothetischen Fall einer unendlich hohen Bruchzähigkeit versagt, was bei elastisch-plastischen Werkstoffen durch plastischen Kollaps erfolgt. In der Philosophie der R6-Methode wird diese Last durch relativ einfache mechanische Modelle berechnet. Entsprechend vereinfachte Berechnungsverfahren wurden auf die Verhältnisse der betrachteten Lötverbindung adaptiert. Im Folgenden sind die auf der Basis starr-

Bild 7. Verlauf von $K_I(a)$ an den Scheitelpunkten eines halbelliptischen Risses mit $a/c = 2/3$ und für einen durchgehenden Riss ($a/c = 0$), in dimensionsloser Darstellung für (a) Zugproben und (b) Biegeproben

plastischer Modelle hergeleiteten plastischen Grenzlaster für die bauteilähnlichen Proben als Näherungsformeln angegeben. Für die Herleitungen wird auf [2] verwiesen. Eine grafische Darstellung der Verläufe von N_p bzw. M_p bezogen auf die plastischen Grenzlaster im

fehlerfreien Zustand ist in Bild 8 in Abhängigkeit von Fehlertyp und Fehlergröße a zu sehen.

Zugproben ohne Riss (Typ Y):

$$N_p = W \cdot t \cdot R_m \quad (8)$$

Zugproben mit geradem Randriss (Typ I und J):

$$N_p = R_m \cdot t \cdot \left(\sqrt{W^2 - 2(aW - a^2)} - a \right) \cdot \left(1 - \frac{a}{3W} \right) \quad (9)$$

Zugprobe mit halbelliptischem Randriss (Typ G):

$$N_p = R_m \cdot (t - 2c) \cdot W + 2R_m \cdot \int_0^c \left(\sqrt{1 - 2 \left(a \sqrt{1 - \left(\frac{z}{c} \right)^2} - a^2 \left(1 - \left(\frac{z}{c} \right)^2 \right) \right)} - a \sqrt{1 - \left(\frac{z}{c} \right)^2} \right) \cdot \left(1 - \frac{a \sqrt{1 - \left(\frac{z}{c} \right)^2}}{3W} \right) dz \quad (10)$$

Zugprobe mit viertellelliptischem Randriss (Typ H):

$$N_p = R_m \cdot (t - c) \cdot W + R_m \cdot \int_0^c \left(\sqrt{1 - 2 \left(a \sqrt{1 - \left(\frac{z}{c} \right)^2} - a^2 \left(1 - \left(\frac{z}{c} \right)^2 \right) \right)} - a \sqrt{1 - \left(\frac{z}{c} \right)^2} \right) \cdot \left(1 - \frac{a \sqrt{1 - \left(\frac{z}{c} \right)^2}}{3W} \right) dz \quad (11)$$

Biegeproben ohne Riss (Typ X):

$$M_p = \frac{R_m \cdot t \cdot (W - a)^2}{6} \cdot \left(1 + \frac{a}{2W} \right) \quad (12)$$

Biegeprobe mit halbelliptischen Randrissen (Typ A und B):

$$M_p = \frac{R_m \cdot (t - c) \cdot W^2}{6} + \frac{1}{3} R_m \cdot \int_0^c \left(W - a \sqrt{1 - \left(\frac{z}{c} \right)^2} \right)^2 \cdot \left(1 + \frac{a \sqrt{1 - \left(\frac{z}{c} \right)^2}}{2W} \right) dz \quad (13)$$

Biegeprobe mit viertellelliptischen Randrissen (Typ C und D) in Biegeprobe:

$$M_p = \frac{R_m \cdot (t - c) \cdot W^2}{6} + \frac{1}{6} R_m \cdot \int_0^c \left(W - a \sqrt{1 - \left(\frac{z}{c} \right)^2} \right)^2 \cdot \left(1 + \frac{a \sqrt{1 - \left(\frac{z}{c} \right)^2}}{2W} \right) dz \quad (14)$$

Ermittlung eines FAD für hartgelötete Komponenten – Ergebnisse und Diskussion

In Tabelle 2 und Tabelle 3 sind die im Rahmen der Zug- und Biegeversuche ermittelten Bruchkräfte bzw. -momente für die unterschiedlichen Fehlergeometrien angegeben. Die größten Kräfte bzw. Momente wurden erwartungsgemäß bei den fehlerfreien Proben gemessen. Proben mit rechteckigen Fehlern ertrugen bei beiden Beanspruchungsarten die geringsten Lasten. Manche Probentypen (z. B. Typ C, D und X) zeigten eine ausgeprägte Streuung der Einzelmesswerte.

Um die Ergebnisse im FAD darstellen zu können, sind K_I und L_I gemäß Gleichung (1) zu ermitteln. Hierzu wurden die in Tabelle 2 und Tabelle 3 aufgeführten Mittelwerte der Bruchkräfte und -momente verwendet. Da alle Versuche bis zum Bruch ein im Wesentlichen lineares Verhalten zeigten, wird jeweils nur die Situation bei Maximallast als Versagenspunkt im FAD betrachtet. Somit wird K_I für $M = M_{\max}$ bzw. $N = N_{\max}$ berechnet. Für die Bruchzähigkeit K_{Ic} wurde der in Tabelle 1 angegebene Mittelwert für Erosionsschnitte verwendet ($K_{Ic} = 49 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{0.5}$). Das plastische Grenzmoment M_p bzw. die Grenzkraft N_p wurde entsprechend den im vorangegangenen Abschnitt angegebenen Gleichungen berechnet, wobei für die Zugfestigkeit R_m der Wert 976 MPa eingesetzt wurde. Damit ergibt sich für die betrachtete Lötverbindung das in Bild 9 gezeigte FAD.

Die Problematik bei der Anwendung der FAD-Philosophie auf Lötverbindungen besteht vor allem darin, dass sich Lötverbindungen wegen des ausgeprägten Mismatch der mechanischen Eigenschaften und der Lokalisierung der Bruchvorgänge makroskopisch spröde verhalten, auch wenn es sich mikromechanisch i. A. um duktile Bruchmechanismen handelt [12, 13]. Das FAD nach R6 geht dagegen von vollplastischem, duktilem Verhalten aus. Aus praktischen Gründen ist es sinnvoll, dass nicht die Festigkeits- und Zähigkeitseigenschaften des Lots allein, sondern jene der Verbindung als Ganzes im einachsigen Zugversuch verwendet werden und dass bei Letzterem nicht die Streckgrenze, sondern die einfacher zu ermittelnde Zugfestigkeit R_m heranzuziehen ist. Damit kommt die Cut-off-Linie auf $L_r = 1$ zu liegen. Zur Berechnung der plastischen Grenzlast ist zu berücksichtigen, dass unter Biegung einer Lötverbindung der Kollaps eintritt, bevor der ganze Querschnitt plastifiziert ist. Bei der Berechnung der Grenzlast wurde deshalb konservativerweise angenommen, dass der Kollaps eintritt, wenn die nominelle Spannung am Rand der Lötsschicht die Zugfestigkeit erreicht. Nur bei einem tiefen Anriss kann das ganze plastische Moment des Restquerschnitts mobilisiert werden.

Die vertikale Achse des FAD beschreibt den Grad der Ausnützung der Tragreserven in Bezug auf die Rissstabilität. Das Rissstabilitätskriterium der LEBM, $K_I < K_{Ic}$, wurde von keiner Probe

Fehlertyp	G	H	I	J	Y
F_{max} [kN]	42.5 (± 11.3)	45.8 (± 6.2)	33.1 (± 18.0)	18.6 (± 3.6)	123.3 (± 7.0)

Tabelle 2. Resultate der Messungen an bauteilähnlichen Zugproben

Fehlertyp	A	B	C	D	E	F	X
M_{max} [Nm]	334 (± 1.2)	387 (± 12.1)	310 (± 64.4)	417 (± 131.2)	224 (± 24.9)	139 (± 5.9)	559 (± 157.2)

Tabelle 3. Resultate der Messungen an bauteilähnlichen Biegeproben

verletzt, d. h., das Kriterium der LEBM scheint für die vorliegenden Versuche gültig zu sein, würde aber für sich allein betrachtet zu nicht konservativen Ergebnissen führen. Die effektive Bruchzähigkeit wird offensichtlich durch die Interaktion mit der in L_r erfassten globalen Spannung deutlich verringert.

Die horizontale Achse im FAD kann als klassisches Festigkeitskriterium – mit Berücksichtigung der Querschnittsreduktion infolge des Risses, aber ohne Berücksichtigung seiner lokalen Spannungskonzentration – interpretiert werden. Bei keiner der rissbehafteten Proben wird der Wert $L_r = 1$ erreicht.

Dies zeigt, dass die lokale Spannungskonzentration infolge der Risse die Tragfähigkeit beeinflusst. Zur Beurteilung des Tragverhaltens fehlerbehafteter Lötverbindungen ist deshalb eine bruchmechanische Betrachtungsweise erforderlich. Bei den Proben ohne künstlichen Anriss wurde die Zugfestigkeit im einachsigen Zugversuch (d. h. $L_r = 1$) i. d. R. überschritten. Die Geometrie des T-Stoßes führt offenbar trotz Spannungskon-

zentration zu einer Erhöhung der globalen Festigkeit. Dieses Verhalten lässt sich folgendermaßen erklären: Im einachsigen Zugversuch wurde gefunden, dass die Zugfestigkeit der Verbindung etwa mit dem Erreichen der Streckgrenze im Grundmaterial zusammenfällt [1]. Dies ist vermutlich keine einfache Koinzidenz, sondern darauf zurückzuführen, dass mit dem Fließbeginn des Grundmaterials die lokale Mehrachsigkeit im Lot, die für die Erhöhung der Fließgrenze im Lot verantwortlich ist, drastisch reduziert wird. Durch die auch im Grundmaterial wirksame globale Mehrachsigkeit im T-Stoß erhöht sich die Fließspannung im Grundmaterial, sodass die Dehnungsbehinderung und die entsprechende Mehrachsigkeit des Spannungszustands in der Lötsschicht im Vergleich zum einachsigen Zugversuch länger aufrecht erhalten bleibt. Durch die eingebrachten Risse wird diese Festigkeitssteigerung aber wieder zunichte gemacht, da die globale Spannungskonzentration in diesem Fall einen relativ hohen Spannungsintensitätsfaktor erzeugt, der für den Bruch

Bild 8. Plastische Grenzlast $N_p(a)$ bzw. Grenzmoment $M_p(a)$ für elliptische Risse mit $a/c = 2/3$ und für einen durchgehenden Riss ($a/c = 0$), in dimensionsloser Darstellung für (a) Zugproben und (b) Biegeproben

Bild 9. FAD für verschiedene Fehlergeometrien bei Zug- und Biegebeanspruchung

maßgebend wird. Deshalb haben Risse, rissähnliche Fehler oder ähnliche Schwachstellen in T-Stößen eine ausgeprägter festigkeitsvermindernde Wirkung als in glatten, einachsigen beanspruchten Verbindungen.

Die in Bild 9 gezeigte Versagenskurve nach R6 Option 3 führt erwartungsgemäß tendenziell durch die Mittelwerte der Versagenspunkte, da für die Materialparameter K_{Ic} und R_m die Mittelwerte aus den Zugversuchen und den bruchmechanischen Versuchen eingesetzt werden. Allerdings streuen die Materialparameter weit weniger stark als die Versagenspunkte der bauteilähnlichen Proben, sodass sich auch bei der Zugrundelegung unterer Grenzwerte für K_{Ic} und R_m aus der Versagenskurve nach R6 Option 3 keine untere Umhüllende der Versagenspunkte ergeben würde. Hierzu müssten auf K_{Ic} und R_m noch zusätzliche Sicherheitsfaktoren eingeführt werden. Eine andere Möglichkeit zur Bewertung der Fehlerempfindlichkeit gelöteter Bauteile ist die Verwendung der konservativeren Versagenskurve auf der Basis der kritischen Risspitzenöffnung $CTOD_c$ entsprechend Gleichung (3), die gemäß den bisherigen Ergebnissen (Bild 9) eine untere Umhüllende darzustellen scheint. Die Versagenskurve hat zudem den Vorteil, dass sie den Übergang zum rissfreien Zustand ($K_I = 0$) ohne das in R6 praktizierte Abschneiden der Kurve richtig wiedergibt.

Das Wichtigste in Kürze

Im Rahmen der Arbeit konnte gezeigt werden, dass eine Charakterisierung von Lötverbindungen mit bauteilähnlicher T-Stoß-Geometrie hinsichtlich ihrer Fehleranfälligkeit auf der Basis von

FADs möglich ist. Die direkte Übernahme der R6-Prozedur führt allerdings zu unbefriedigenden Ergebnissen. Es sind gewisse Modifikationen notwendig, die die speziellen Eigenarten einer Lötverbindung – namentlich die dünne Schicht, lokale Mehrachsigkeit, Materialmismatch – berücksichtigen. Eine viel versprechende, modifizierte Versagenskurve wurde in Gleichung (3) vorgeschlagen. Die Gültigkeit dieser Versagenskurve sowie die Anwendbarkeit statistischer Auswerteverfahren sind jedoch in weiteren Untersuchungen zu überprüfen.

Dank

Diese Arbeit entstand durch die finanzielle Unterstützung der MAN Turbomaschinen AG Zürich. Die Autoren möchten sich an dieser Stelle bei Herrn Dr. H. Gut bedanken.

Literatur

- 1 H. Lehmann, M. Harzenmoser, H. J. Schindler: Characterization of strength and fracture toughness of martensitic steel brazed with gold-nickel alloy, Proc. 9th International Conference on Mechanical Behaviour of Materials, Geneva, Switzerland, (2003), CD
- 2 H. Lehmann, H. J. Schindler: Mechanische Charakterisierung von Lötverbindungen zwischen X3CrNi13-4 und AuNi18: Tragverhalten und Fehlerempfindlichkeit von bauteilähnlichen Proben EMPA-Bericht Nr. 203, 305-2 (2005)
- 3 H. Lehmann, H. J. Schindler: Strength and fracture toughness of Gold-Nickel Brazing under different loading conditions, The Welding Journal, submitted
- 4 British Energy Generation Ltd., Assessment of the integrity of structures containing defects, R6-Rev. 4 (2002)
- 5 BS7910:1999: Guide on methods for assessing the acceptability of flaws in metallic structures, BSI 10 (2000)

Schon jetzt einplanen:

22. - 24.5.2007

Nürnberg, Germany

SENSOR+TEST 2007

DIE MESSTECHNIK-MESSE

14. Internationale Messe für Sensorik, Mess- und Prüftechnik mit begleitenden Kongressen

Die vollständigste Leistungs- und Innovationsschau vom Sensor bis zur Auswertung

Veranstalter:
AMA Service GmbH
Postfach 2352
31515 Wunstorf, Germany
Tel. +49(0)5033.9639-0
Fax +49(0)5033.1056
info@sensor-test.de

www.sensor-test.com

- 6 S. Webster, A. Bannister: Structural integrity assessment procedure for Europe – of the SINTAP programme overview, *Engineering Fracture Mechanics* 67 (2000), S. 481-514
- 7 Y. J. Kim, M. Koçak, R. A. Ainsworth, U. Zerbst: SINTAP defect assessment procedure for strength mismatched structures, *Engineering Fracture Mechanics* 67 (2000), S. 529-546
- 8 Y. J. Kim, K. H. Schwalbe: Mismatch effect on plastic yield loads in idealised weldments I. – weld centre cracks *Engineering Fracture Mechanics* 68 (2000), S. 163-182
- 9 Y. J. Kim, K. H. Schwalbe: Mismatch effect on plastic yield loads in idealised weldments II. – Heat affected zone cracks, *Engineering Fracture Mechanics* 68 (2000), S. 183-199
- 10 H. J. Schindler: Grundlagen der technischen Bruchmechanik, Vorlesungsmanuskript, ETH Zürich (2004)
- 11 J. Nowacki, P. Swider: Producibility of brazed high-dimension centrifugal compressor impeller, *Journal of Materials Processing Technology* 133 (2003), S. 74-180
- 12 M. C. Tolle, M. E. Kassner, E. Cerri, R. S. Rosen: Mechanical behavior and microstructure of Au-Ni-braze, *Metallurgical and Materials Transactions A* 26A (1995), S. 941-948
- 13 M. E. Kassner, T. C. Kennedy, K. K. Schrems: The mechanism of ductile fracture in constrained thin silver films, *Acta Materialia* 46 (1998), No. 18, S. 6445-6457

Die Autoren dieses Beitrags

Dr.-Ing. Christian Leinenbach, geb. 1974, studierte Werkstoffwissenschaften und Physik an der Universität des Saarlandes und der Luleå University of Technology, Schweden. Von 2000 bis 2005 war er wissenschaftlicher Mitarbeiter am Lehrstuhl für Werkstoffkunde der Technischen Universität Kaiserslautern, wo

er 2004 mit einer Arbeit zum Wechselverformungsverhalten von Titanlegierungen promovierte. Seit 2005 arbeitet er als Wissenschaftler bei der Eidgenössischen Materialprüfungs- und Forschungsanstalt (EMPA) in Dübendorf/Schweiz.

Dipl. Ing. Hans Lehmann, geb. 1965, studierte Werkstoffwissenschaften an der ETH Zürich. Nach seiner Tätigkeit von 1998 bis 2000 im Zentrallabor der ABB Kraftwerke AG in Baden/Schweiz arbeitete er von 2000 bis 2005 als wissenschaftlicher Mitarbeiter in der Gruppe Füge-technik der Eidgenössischen Materialprüfungs- und Forschungsanstalt

(EMPA) in Dübendorf/Schweiz. Seit 2005 ist er in der Forschungs- und Entwicklungsabteilung der NOVA Werke AG in Effretikon/Schweiz tätig.

Dr. sc. techn. Hans-Jakob Schindler, geb. 1953, studierte an der ETH Zürich Bauingenieurwesen und promovierte 1982 am Institut für Mechanik der ETH auf dem Gebiet der dynamischen Bruchmechanik. Anschließend arbeitete er in der Industrie und in der Forschung. Seit 2001 leitet er das Beratungs- und Berechnungsbüro Mat-Tec AG in Winterthur. Daneben ist er langjähriger Lehrbeauftragter für Bruchmechanik an der ETH Zürich.

Abstract

Mechanical Behaviour and Defect Assessment of Brazed Joints – Investigations of Component-Relevant T-Configured Specimens. The mechanical behaviour of brazed T-joint specimens of X3CrNi 13-4 with the filler metal AuNi18 under tensile loading as well as bending was investigated in this work. In order to consider the effect of brazing defects on the structural integrity, typical defects with different sizes and geometries were introduced in the brazing zone. A theoretical consideration of the strength and integrity of these components requires fracture mechanical approaches based on an elastic-plastic material behaviour. In applied fracture mechanics, failure assessment based on the so called Failure Assessment Diagrams (FAD) is widely used to evaluate the structural integrity of engineering components. This work was thus focused on the feasibility of the FAD on brazed specimens.

You will find the article and additional material by entering the document number MP 100781 on our website at www.materialstesting.de