Zeitschrift: IABSE reports = Rapports AIPC = IVBH Berichte

Band: 37 (1982)

Rubrik: Theme 10: Aluminium and aluminium elements

Nutzungsbedingungen

Die ETH-Bibliothek ist die Anbieterin der digitalisierten Zeitschriften auf E-Periodica. Sie besitzt keine Urheberrechte an den Zeitschriften und ist nicht verantwortlich für deren Inhalte. Die Rechte liegen in der Regel bei den Herausgebern beziehungsweise den externen Rechteinhabern. Das Veröffentlichen von Bildern in Print- und Online-Publikationen sowie auf Social Media-Kanälen oder Webseiten ist nur mit vorheriger Genehmigung der Rechteinhaber erlaubt. Mehr erfahren

Conditions d'utilisation

L'ETH Library est le fournisseur des revues numérisées. Elle ne détient aucun droit d'auteur sur les revues et n'est pas responsable de leur contenu. En règle générale, les droits sont détenus par les éditeurs ou les détenteurs de droits externes. La reproduction d'images dans des publications imprimées ou en ligne ainsi que sur des canaux de médias sociaux ou des sites web n'est autorisée qu'avec l'accord préalable des détenteurs des droits. En savoir plus

Terms of use

The ETH Library is the provider of the digitised journals. It does not own any copyrights to the journals and is not responsible for their content. The rights usually lie with the publishers or the external rights holders. Publishing images in print and online publications, as well as on social media channels or websites, is only permitted with the prior consent of the rights holders. Find out more

Download PDF: 08.12.2025

ETH-Bibliothek Zürich, E-Periodica, https://www.e-periodica.ch

THEME 10

Aluminium and Aluminium Elements

Aluminium et éléments de construction en aluminium

Aluminium und Bauteile aus Aluminium

Leere Seite
Blank page
Page vide

Fatigue Characteristics of Adhesive Joints between Aluminium Alloys

Caractéristiques de fatigue d'assemblages collés entre alliages d'aluminium

Ermüdungseigenschaften geklebter Verbindungen bei Aluminiumlegierungen

A.A. ISTAFANAOUS
Dr. Eng.
Military Technical College
Cairo, Egypt

SUMMARY
This paper deals with an experimental study of the fatigue characteristics of a set of adhesive-bonded single lap joints. The joints were produced from aluminium alloys bonded with an epoxyde adhesive. The study of the joint fatigue behaviour considered the influence of geometric parameters, overlap lengths and metal sheet thickness. In addition the influence of the number of fatigue cycles on adhesive constants and optimum overlap length was investigated.

RESUME
Cet article traite d'une étude expérimentale sur les caractéristiques de fatigue d'une série de joints collés avec recouvrement simple. Les assemblages sont réalisés entre des alliages d'aluminium au moyen d'une colle epoxy. L'étude du comportement à la fatigue des assemblages prend en considération l'influence des paramètres géométriques tels que la longueur de recouvrement et l'épaisseur des tôles métalliques. On a en plus étudié l'influence du nombre de cycles de fatigue sur les caractéristiques de la colle et sur la longueur de recouvrement optimale.

ZUSAMMENFASSUNG
Der Beitrag behandelt experimentelle Studien auf dem Gebiet geklebter Verbindungen mit einfacher Überlappung. Die Leichtmetallbleche wurden mit einem Epoxi-Klebstoff geklebt. Die Studie untersucht den Einfluss geometrischer Parameter wie Überlappungslänge und Blechstärke auf die Ermüdungsfestigkeit der Verbindungen. Zusätzlich wird der Einfluss der Lastwechselzahl auf die Eigenschaften des Klebstoffes sowie auf die optimale Überlappungslänge betrachtet.

1. INTRODUCTION

The development of adhesives, having improved mechanical properties, had increased their importance as joining materials. The adhesive bonding technique had found many applications in the industry of automobiles, aeronautics and constructions in general. However, lack of design information, control of manufacturing variables, and quality control experience are prime factors for the rather hesitant acceptance of this technique. In particular, informtion about the fatigue behaviour of bonded joints is lacking. This paper presents the results of our experimental study of single lap bonded joints as a contribution to the fatigue characteristics of such joints.

2.DESIGN AND PRODUCTION OF TEST SPECIMENS

The fatigue tests were carried out on single lap bonded joints produced from sheets of different thicknesses of material 2024 T3 clad aluminium alloy used for aeronautics. The joints were bonded by the adhesive Redux 609 . The form of joints is shown on Fig.1. During fatigue tests it was studied the influence of two geometric parameters:
-overlap length, (it was used l_o = 25,20,15,10 mm)
-metal sheet thickness, (it was used t= 1,3,5 mm)
It was decided to use fixed width for all joints (25 mm) taking into account that it has no effect on the fatigue strength of the joint

To produce the bonded joints, the surfaces were firstly pretreated by degreasing, mechanical etching and finally pickling in a solution of sulphuric acid and sodium bichromate. Then the adhesive was applied under pressure 10N/cm^2 and temperature 120°C for 60 minutes.

3.TESTING PROGRAM

The tests were carried out on three groups of joints. The first group included the joints produced from emtal sheet thickness t=1 mm. The second and third groups had sheet thickness 3 and 5 mm respectively.Each group included several subgroups with different values of overlap length.

Tensile axial loading was used for all tests with a ratio of minimum to maximum load in the fatigue cycle R=0,1. The value of maximum stress in fatigue loading cycle (σ_{max}) was changed such that σ_{max} would be in the order of (50-15)% σ_{st} (where σ_{st} was the strength corresponding to static failure of joint). The tests were stopped when the number of loading cycles was reaching N =10^7 cycles without failure of joint and the corresponding value of stress was considered as fatigue limit σ_f. During all tests the temperature was kept as ambiant one.

The testswere carried out on fatigue testing maching Vibrophore Amsler with high frequency, type 10 HFP 422. The used testing frequency was depending on sheet thickness as shown:

t	|mm|	1	3	5
f	|Hz|	91	100	125

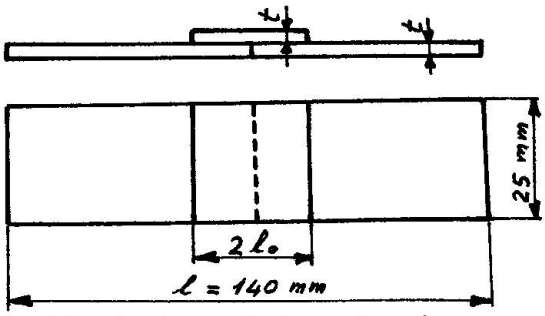

Fig.1 Form of Test Specimen

4. TEST RESULTS AND DISCUSSION

4.1. Results and Types of Failure

From the results of fatigue tests, it was plotted the fatigue curves for each parameter as shown in figures 2,3 and 4. These curves

gave us the possibility of better comparison of results.

The joints failure was either in the metallic sheet or in the adhesive layer.The metallic failure occured always in the middle of the cover plate. The metallic failure occured when we were near to fatigue limit (at $N=10^7$ cylces) in case of small thickness and great overlap (t= 1 mm, l_o= 20 mm) . For the joints with greater thickness all failures were in the adhesive only because the sheets are more rigid and they resist fracture.

4.2. Effect of Overlap Length

Fig.2. shows that the fatigue strength σ_{max} increases as the overlap length increases. For smaller values of N (at $N=10^5$ cycles), the fatigue strength increases by 50% and 100% as l_o increases to 15 mm and 20 mm respectively. For greater values of N (at $N=10^7$ cycles), the increase in fatigue strength is not so great.

The joints with thickness t= 3 mm (Fig.3) give the same type of results, the fatigue strength increases with the overlap. The joints with l_o=25 mm has better strength for small N but starting from $N=1,5 \times 10^6$ cycles their strength is smaller. For t=5 mm (Fig.4), the joints with l_o= 25 mm have smaller strength starting from $N=1,5 \times 10^5$ cycles. Then the great values of overlap are prefered only for small endurance ($N < 10^5$ cycles). The overlap l_o=10 mm gives a very high resistance which signifies that at great thickness and at great N, the increase of overlap is not able to cause an increase in fatigue strength. This shows that the effect of stress concentration became very great.

Then it can be concluded that the fatigue strength is higher, at high endurances, if the overlap length is decreased as the thickness increases.

4.3. Effect of Thickness of Metal Sheet

If we compare the influence of thickness on the fatigue strength for the same value of overlap, we see from Fig.5 that the strength is higher when t decreases. It must be noted that the increase of strength for t= 1 mm is relatively great in comparison with the increase obtained for t=3 mm. This is explained by the fact that the role of bending moment and stress concentration is very weak for the joints with small thickness.

4.4. Variation of F_{max}

It is plotted Fig.6 to give us the possibility to make a comparison from the point of view of fatigue force acting on the joint, F_{max}. It can be seen that for smaller endurance ($N < 10^5$ cycles) F_{max} increases when t decreases, while for higher endurance ($N > 10^5$cycles) F_{max} increases when t increases too.

4.5.Variation of Ratio (σ_{max}/σ_{st})

The fatigue test results were represented in another dimensionless scale (σ_{max}/σ_{st}) and due to this representation the curves were more separated at hight endurance (see Fig.7). The ratio σ_{max}/σ_{st} indicates the dynamic efficiency of the joint related to its static characteristics. The figure show that at high endurance ($N > 10^5$ cycles) the joint efficiency is great for smaller overlap while at small endurance ($N < 10^5$ cycles) the joint efficiency is great for greater overlap.

It was used the same representation to determine the effect of thickness for a given value of overlap (Fig.8). It is seen that for high endurance the joint efficiency increases with the thickness and for small endurance the joint

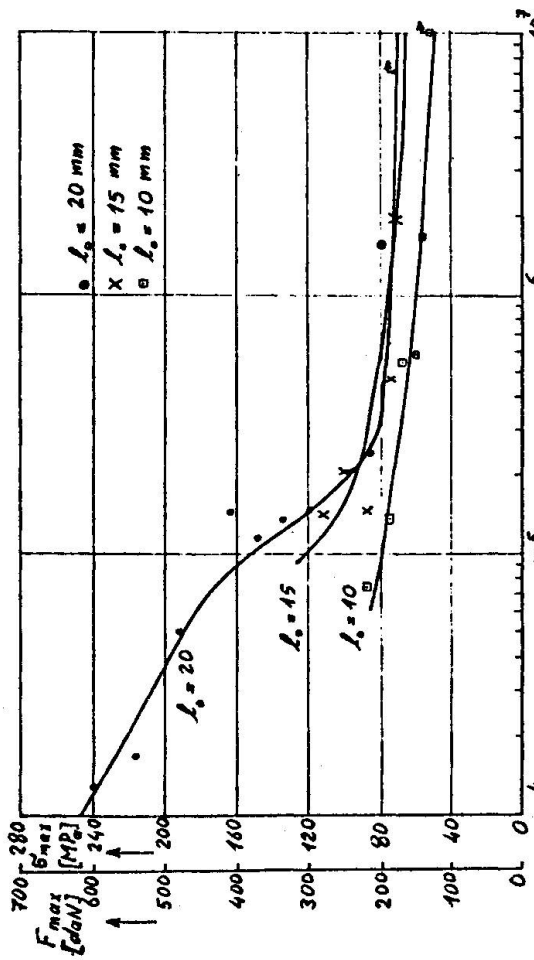

Fig.2 Fatigue Curves for Joints with t=1mm and Different l_o

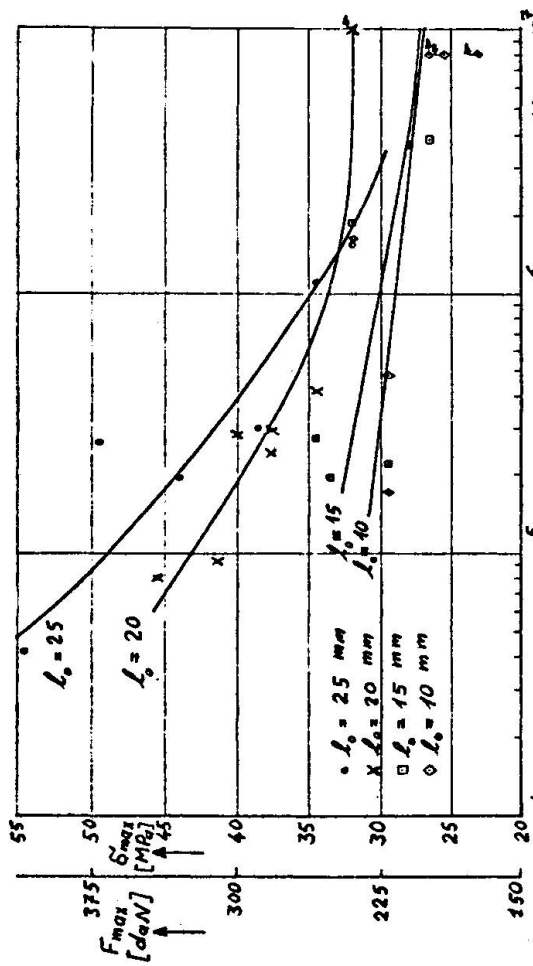

Fig.3 Fatigue Curves for Joints with t=3mm and Different l_o

Fig.4 Fatigue Curves for Joints with t=5mm and Different l_o

Fig.5 Influence of Sheet Thickness on Fatigue Strength for l_o = 20 mm

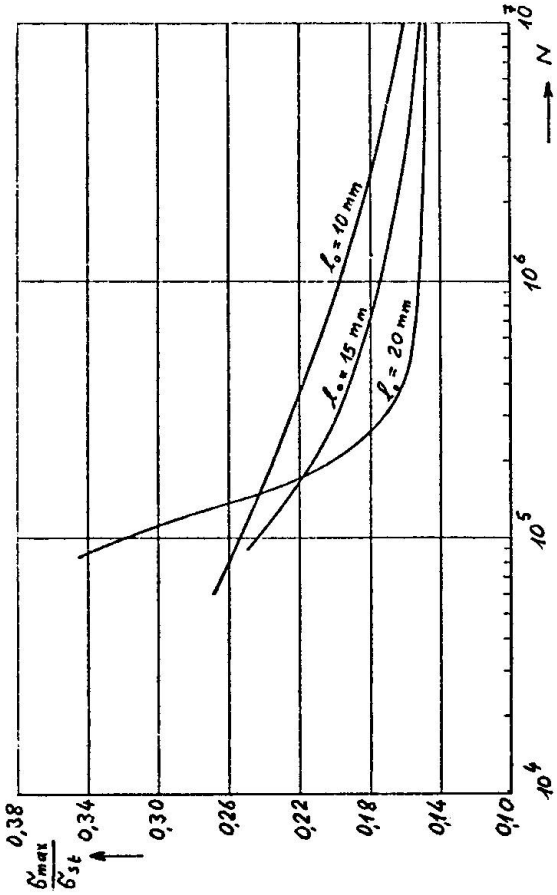

Fig.7 Influence of Overlap Length on ratio $\frac{\sigma_{max}}{\sigma_{st}}$ for t=1mm

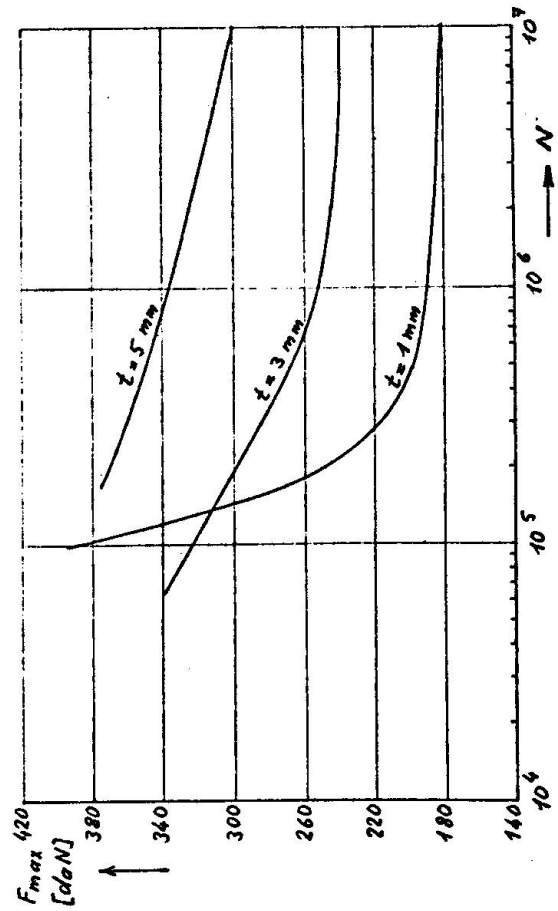

Fig.6 Influence of Sheet Thickness on Fatigue Force for l_o=20mm

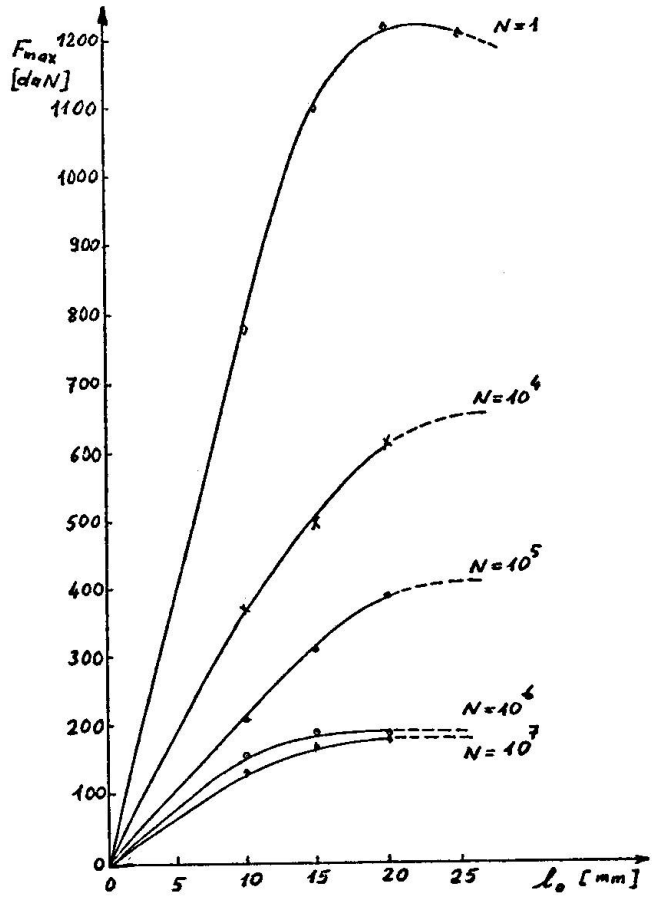

Fig.9 Variation of Fatigue Force with l_o for Different Endurances, t=1mm

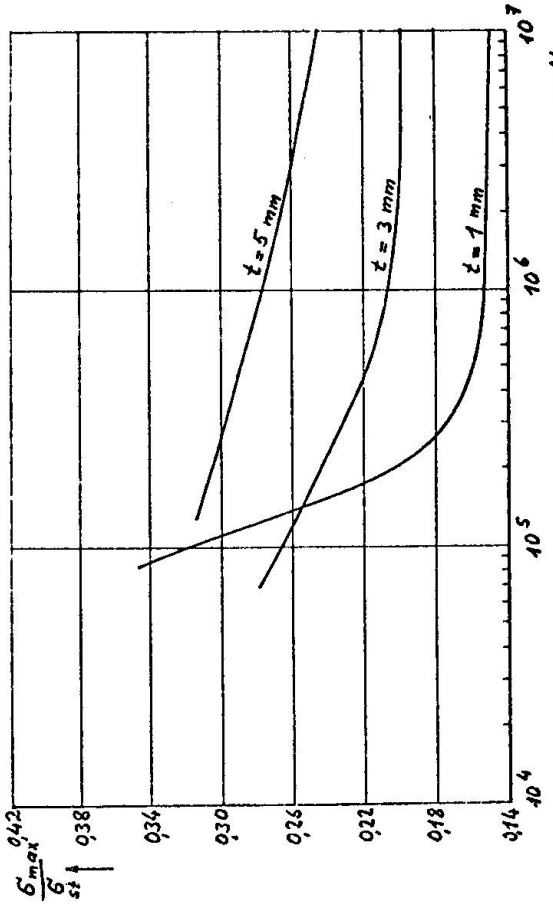

Fig.8 Influence of Sheet Thickness on ratio $\frac{\sigma_{max}}{\sigma_{st}}$ for l_o=20mm

efficiency is higher for smaller t.

5. EFFECT OF (N) ON THE ADHESIVE CONSTANTS τ_o AND C

In reference [1], Szépe had concluded that the value of maximum shear stress in an elastic adhesive layer assuming plates of unit width is :

$$\tau_{max} = \tau_{avg} \left(1 + \frac{Cl_o^2}{6Et}\right) \qquad (1)$$

It can be assumed that failure occurs in an adhesive layer when τ_{max} reaches the shear strength of the adhesive, τ_o. i.e., when $\tau_{avg} = \tau_u$

According to formula (1), the average ultimate shear stress of the adhesive-bonded lap joint can be calculated from the following formula:

$$\tau_u = \frac{\tau_o}{1 + Cl_o^2/6Et} \qquad (2)$$

and the ultimate load (F_u) of the bonded joint can be calculated:

$$F_u = \tau_u l_o = \frac{\tau_o}{\frac{1}{l_o} + \frac{Cl_o}{6Et}} \qquad (3)$$

In formula (3), there are two unknowns, τ_o and C, which can be regareded as adhesive constants . In order to determine the two unknowns, two equations are required. These may be obtained from tests on two joints with two different lengths of overlap.

In our case , from the fatigue curves shown in Fig. 2, it can be obtained the curves giving F_{max} as a function of l_o for different endurances, as it is shown on Fig. 9 [see references 3 and 4]. Applying formula (3) taking into account F_u as F_{max}, at each curve given in Fig. 9 it can be calculated the adhesive constants corresponding to each endurance. The result is drawn in Fig.10 which shows that τ_o decreases with number of cycles while C is not affected by it.

6.EFFECT OF (N) ON THE OPTIMUM OVERALAP LENGTH

In formula (3), the ultimate load will be maximum ($F_{u\ max}$) when the denominator is minimum. In this case the length of overlap is denoted by l_{opt}, where

$$l_{opt} = \frac{1}{\sqrt{\alpha}} \quad , \quad \alpha = \frac{C}{6Et} \qquad (4)$$

Substituting this in formula (3), $F_{u\ max}$ becomes

$$F_{u\ max} = \frac{1}{2}\ \tau_o\ l_{opt}$$

Hence, the optimum overlap length l_{opt} is

$$l_{opt} = \frac{2F_{u\ max}}{\tau_o}$$

In our case $F_{u\ max}$ can be considered as the maximum value of the force reached at each endurance (see Fig.9). The calculated values of l_{opt} are given in Fig.11 which shows that the required value of optimum overlap length is smaller as the endurance increases.

7. CONCLUSIONS

From the previous discussion, it can be concluded the following:
- To have a better fatigue strength of adhesively bonded joint, at high endurance,

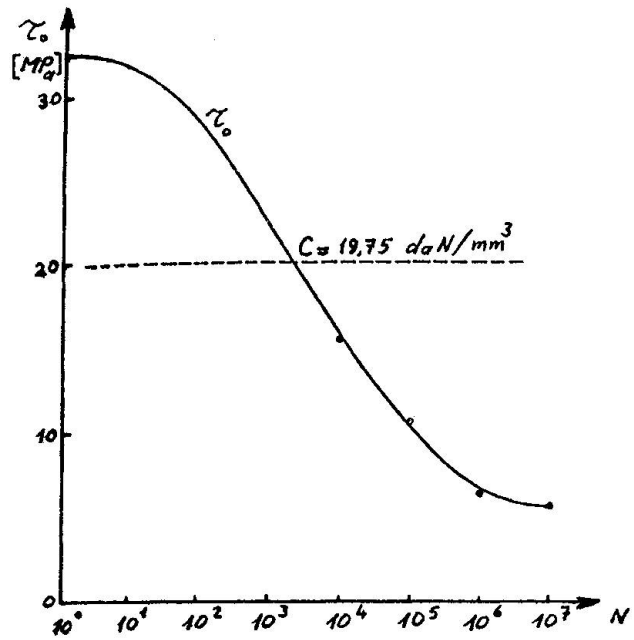

Fig.10 Variation of Adhesive Constants with Number of Cycles (Adhesive Redux 609)

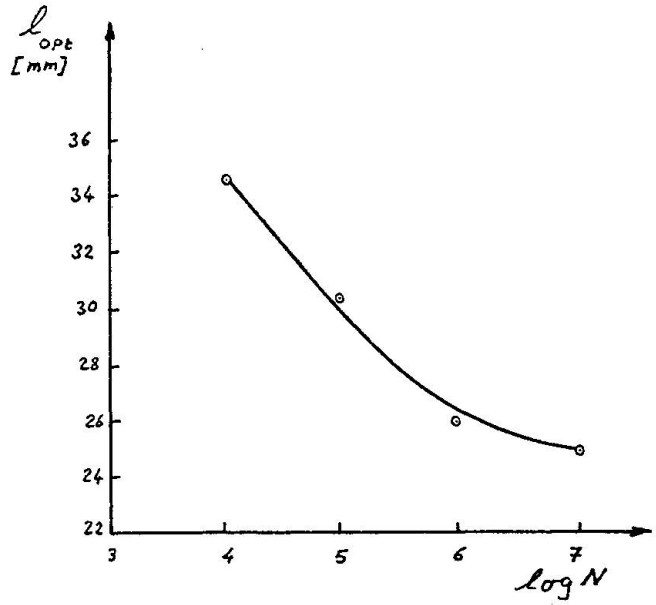

Fig.11 Variation of Optimum Overlap Length with Number of Cycles

it must be decreased the overalp length when the metal sheet thickness is great (Fig.4).

-For higher endurances ($N > 10^5$ cycles): use greater thickness and smaller overlap length . In spite of the great thickness decreases the fatigue strength (Fig.5), but the joint efficiency (Fig. 7 and 8) and fatigue force (Fig.6) are higher.

-For lower endurances ($N < 10^5$ cycles): use smaller thickness and greater overlap. This is the best solution from point of view of joint efficiency , fatigue force and fatigue strength.

-From point of view of fatigue strength: the use of thickness t=1 mm is the best for all endurances whatever the value of overlap.

-With increasing the number of fatigue cycles, the shear stress of the adhesive τ_o decreases while the adhesive constant C does not change and the required value of optimum overlap length is smaller.

NOTATIONS

l_o overlap length
t metal sheet thickness
σ_{max} fatigue strength
F_{max} fatigue force
N number of cycles to failure
E elastic modulus of the adherend
C constant of the adhesive, theoretically C= G/d
G shear modulus of adhesive
d thickness of adhesive
τ_{max} maximum shear stress in adhesive layer
τ_{avg} average shear stress
τ_u average ultimate shear stress
τ_o shear stress of the adhesive
F_u ultimate load of joint

REFERENCES

1. SZEPE F. : Strength of Adhesive- Bonded Lap Joints with Respect to Change of Temperature and Fatigue. Exp. Mechanics, May 1966
2. WANG D.Y. : Influence of Stress Distribution on Fatigue Strength of Adhesive-Bonded Joints. Exp. Mechanics, June 1964
3. NIRANJAN V., HAMEL D., YANG C. : Static and Fatigue Strength of FM-123-2 Adhesive in Douple Strap Joints of Various Lengths of Overlap. UTIAS Technical Note No. 160, August 1970

4. NIRANJAN V. : Bonded Structures and the Optimum Design of a Joint. UTIAS Technical Note No. 164, July 1971
5. HAMEL D., KORBACHER G., SMITH D. : Fatigue strength Optimization of Bonded Joints. ASME Trans., Journal of Basic Engineering, December 1971
6. VOLKERSEN O. : Recherches sur la Théorie des Assemblages Collés. Constraction Métallique, No.4, 1965, P.3 à 13
7. MONTERNOT H. : Guide du Collage. CETIM, 1978
8. BARROIS W. : Manuel sur la Fatigue des structures. AGARD, Décembre 1970

Festigkeit von zweiachsig beanspruchten Stumpfnahtverbindungen von Aluminiumlegierungen

Strength of Biaxially Stressed Butt Welds of Aluminium Alloys

Résistance des assemblages soudés bout à bout en alliages d'aluminium

W. HARRE
Dr. -Ing.
Otto-Graf-Institut
Stuttgart, BRD

ZUSAMMENFASSUNG
Schweissen verursacht bei vielen Aluminiumlegierungen eine beträchtliche Festigkeitseinbusse gegenüber dem unbeeinflussten Grundmaterial, was eine erhebliche Tragfähigkeitsminderung geschweisster Aluminiumbauteile zur Folge hat. Bei Stumpfnahtverbindungen lässt sich dieser Nachteil, wie die vorliegenden Versuchsergebnisse zeigen, durch die konstruktive Massnahme, die Schweissnähte schräg zur Kraftrichtung anzuordnen, teilweise kompensieren. Insbesondere bei dynamischer Beanspruchung weist die Schrägnaht gegenüber der Querstumpfnaht ein wesentlich günstigeres Tragverhalten auf.

SUMMARY
The effect of welding in many aluminium alloys so considerably reduces the strength in relation to the basic material that welded elements have greatly reduced capacities. As the test results show, with regards to butt joints, this disadvantage may be partially compensated by making the joint at an oblique angle to the direction of force. Especially for dynamic stresses the strength of the oblique weld is much greater than that of a transverse butt weld.

RESUME
Pour un grand nombre d'alliages en aluminium le soudage réduit considérablement la résistance par rapport à celle du matériau de base ce qui a pour conséquence une forte diminution de la capacité portante des éléments en aluminium. Comme le montrent les résultats d'essais, cet inconvénient peut être partiellement compensé dans les soudures bout à bout par des mesures constructives en disposant les soudures obliquement par rapport à la direction de l'effort. En particulier dans le cas des charges dynamiques, la soudure oblique possède une capacité portante bien supérieure à la soudure bout à bout transversale.

1. EINFÜHRUNG

Frühere Untersuchungen über das Festigkeitsverhalten von Aluminiumlegierungen und deren Schweißverbindungen haben erkennen lassen, daß die vergleichsweise hohe Festigkeit des unbeeinflußten Grundmaterials durch das Schweißen eine beträchtliche Abminderung erfährt [1, 2, 3, 4]. Querstumpfnahtverbindungen, die gegenüber Kehlnahtverbindungen wegen des verhältnismäßig ungestörten Kraftflusses ohnehin günstiger sind und die auf Grund der inzwischen vorhandenen Möglichkeiten in der Herstellung von Strangpreßprofilen auch bevorzugt in den Aluminiumkonstruktionen Anwendung finden, bedeuten z.B. eine Festigkeitseinbuße gegenüber dem unbeeinflußten Grundmaterials von bis zu rd. 30 % bei vorwiegend statischer Beanspruchung und von etwa rd. 25 %, was die Schwingfestigkeit anbetrifft, siehe Bild 1.

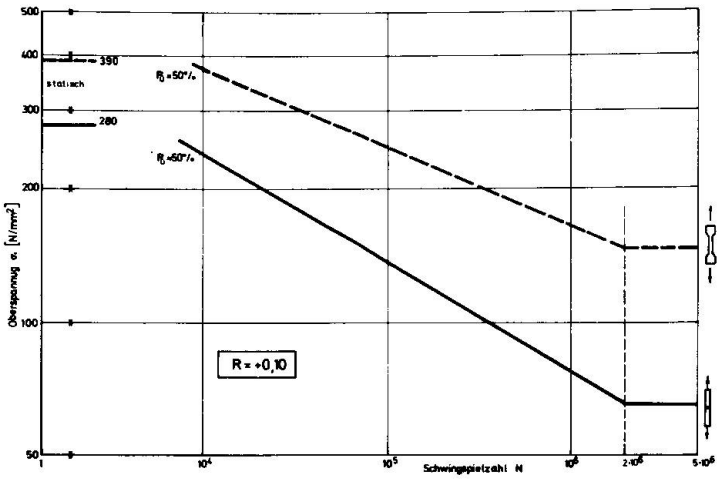

Bild 1. Statische und dynamische Festigkeit des Grundmaterials und der Stumpfnaht-Schweißverbindung bei der Aluminiumlegierung Al Zn Mg 1 (nach [1, 2, 3, 4])

Über die Ursachen und Einflüsse, die zu einem derartigen Festigkeitsabfall im Schweißnahtbereich führen, ist in der einschlägigen Literatur eingehend berichtet worden, siehe z.B. [4, 5, 6]. Im Ggs. zu den üblichen Baustählen, wo bei sorgfältiger Ausführung einer Querstumpfnahtverbindung bekanntlich ohne Schwierigkeiten die statische und auch in weiten Beanspruchungsbereichen die Schwingfestigkeit des zu verschweißenden Grundwerkstoffes erreicht wird, bedeutet daher bei Aluminiumlegierungen eine Schweißnahtverbindung in einem Bauteil eine empfindliche Verminderung der zumutbaren Beanspruchung, was sich nachteilig auf die Dimensionierung der Bauteile auswirkt und somit die eigentlichen Vorteile der Anwendung von Aluminiumlegierungen, nämlich vergleichsweise hohe Festigkeit bei geringem Eigengewicht, beträchtlich reduziert.

In dem Bestreben, nach Möglichkeiten zu suchen, um die anzusetzende Festigkeit geschweißter Aluminiumverbindungen zu steigern und so geschweißte Aluminiumbauteile und Konstruktionen ggf. wirtschaftlicher gestalten zu können, sowie im Hinblick auf die Tatsache, daß sich bisherige Untersuchungen über die Festigkeitseigenschaften von Aluminiumstumpfnahtverbindungen ausschließlich auf reine Querstumpfnahtverbindungen erstreckten, andererseits aber gerade in der Praxis von Aluminiumbauweisen verhältnismäßig häufig Anwendungsfälle auftreten können, in denen Stumpfnähte mehr oder weniger schräg zur Hauptbelastungsrichtung der Verbindung angeordnet werden bzw. aus konstruktiven Gründen oft sogar angeordnet werden müssen, siehe z.B. Bild 2, erschien es sinnvoll und zweckmäßig, die Festigkeitseigenschaften derartiger zweiachsig, d.h. durch Kombinationen von Normal- und Schubspannungen beanspruchter Stumpfnähte näher zu untersuchen.

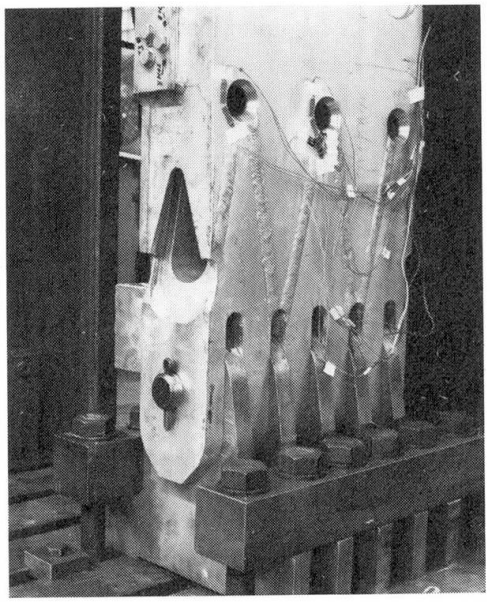

Bild 2. Beispiel für Schrägnahtanordnungen aus dem Pionierbrückenbau (Detail einer Untergurtverbindung)

Abgesehen davon, daß Werkstoffe unter bestimmten Voraussetzungen bei mehrachsiger Beanspruchung höhere Festigkeiten aufweisen können als bei einachsiger, haben solche schrägen Stumpfnähte zudem den entscheidenden Vorteil, daß sich die Kerbwirkung der Naht nicht wie bei der Querstumpfnaht auf einen Querschnitt (senkrecht zur Kraftrichtung) konzentriert, sondern jeder Querschnitt des Bauteils im Bereich der Verbindung immer nur mit einem Bruchteil in den ungünstigen Schweißnahtbereich fällt.

In folgenden soll über ein vor kurzem abgeschlossenes Forschungsprogramm berichtet werden, das zum Ziel hatte, die statischen und dynamischen Festigkeitseigenschaften von zweiachsig beanspruchten Aluminiumstumpfnahtverbindungen zu ermitteln. Ähnlich geartete, ältere Untersuchungen an Stumpfnahtverbindungen aus St. 37 sowie einige anfänglich durchgeführte Tastversuche mit Aluminiumstumpfnahtverbindungen hatten erkennen lassen, daß zumindest die dynamische Beanspruchbarkeit derartiger, schräg zur Kraftrichtung angeordneter Stumpfnähte deutlich größer ist als die reiner Querstumpfnähte.

2. VERSUCHSKRÖPER

Als Versuchskörper wurden Stumpfnahtverbindungen von Flachstäben mit schräg zur Kraftrichtung verlaufenden Nähten gewählt. In Bild 3 sind Form und Abmessungen der Versuchskörper dargestellt. Zur Herstellung dieser Versuchskörper wurden 10 mm dicke Aluminiumtafeln jeweils paarweise entlang einer entsprechend vorbereiteten Längsseite stumpf miteinander verschweißt und aus diesen Probeschweißungen in streifenförmigen Abschnitten die Ausgangsstücke für die Versuchskörper entnommen, siehe Bild 4.

Sämtliche Probeschweißungen waren vor der Entnahme der Ausgangsstücke mittels Röntgendurchstrahlung geprüft und dabei erkennbare fehlerhafte Schweißungen ausgesondert worden.

Es wurden 4 verschiedene Nahtneigungen untersucht : $\alpha = 0^\circ$, 30°, 45° und 60°.

Bild 5 zeigt beispielhaft die 4 verschiedenen Versuchskörperausführungen.

Die Stumpfnähte wurden durchweg als V-Nähte mit einem Öffnungswinkel von 60° in Handschweißung ohne Vorwärmung nach DIN 8552 ausgeführt. Als Schweißverfahren war nach den Empfehlungen der DIN 1732 das MIG - Schweißverfahren angewendet worden.

3. VERSUCHSPROGRAMM

Das Versuchsprogramm umfaßte drei Versuchsreihen mit insgesamt 60 statischen und 240 dyna-

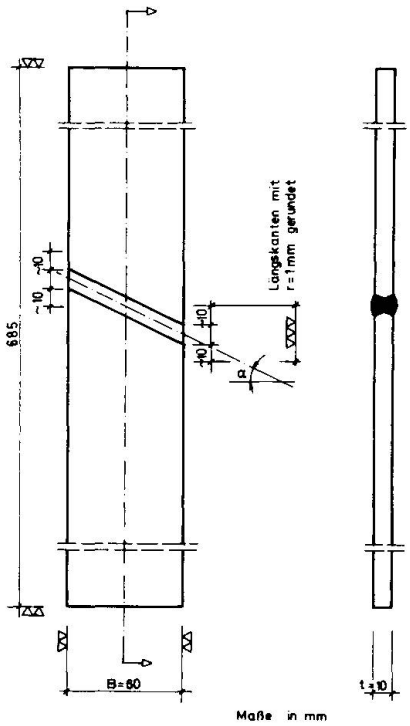

Bild 3. Form und Abmessungen der Versuchskörper

mischen Einzelversuchen mit Werkstoffkombinationen, die heute bevorzugt im Konstruktiven Ingenieurbau zur praktischen Anwendung kommen, siehe Bild 6.

Mit den Legierungen Al Zn 4,5 Mg 1 (F 35) und Al Mg Si 1 (F 32) wurden aus der Gruppe der aushärtbaren Legierungen zwei Werkstoffe gewählt, die sich hinsichtlich des Festigkeitsabfalls in den durch die Schweißwärme beeinflußten Zonen (WEZ) sehr stark unterscheiden und daher für die vorliegenden Untersuchungen von besonderem Interesse waren. Als nicht aushärtbare Legierung wurde Al Mg 4,5 Mn (W 28) mit in das Programm aufgenommen. Die Zusatzwerkstoffe wurden entsprechend DIN 4113 bzw. nach DIN 1732 festgelegt. Einziger Untersuchungsparameter jeder Versuchsreihe war die Neigung α der Stumpfnaht in Bezug auf die Kraftrichtung. Neben der Ermittlung der statischen Festigkeitseigenschaften sollte insbesondere das Schwingfestigkeitsverhalten durch die Aufstellung von Wöhlerlinien bestimmt werden. Erfahrungsgemäß weisen Versuchsergebnisse von Wöhlerversuchen infolge vielfältiger Einflüsse (Belastung, Prüfmaschine, Inhomogenität der Proben) häufig starke Streuungen auf, so daß die Frage nach der Mindestzahl von Versuchen schwer und nicht pauschal zu beantworten ist. Aus Kostengründen war im vorliegendem Fall der versuchstechnische Aufwand für jede aufzustellende Wöhlerlinie wegen der Vielzahl der erforderlichen Einzelversuche (Legierung, Nahtneigung) so klein wie vertretbar zu halten. In neuerster Zeit wurden im einschlägigen Schrifttum zur Frage der Mindestprobenzahl eine Reihe von Arbeiten bekannt [7, 8, 9]. Die gewonnenen Erkenntnisse zeigen für einen breiten praktischen Anwendungsbereich einen akzeptablen Kompromiß zwischen Probenaufwand und Aussagezuverlässigkeit auf. Dabei wird herausgestellt, daß ein gewisser Verlust an Zuverlässigkeit infolge gesenkten Probenbedarfs insbesondere dann hingenommen werden kann, wenn die Abweichungen so liegen, daß damit vorzugsweise eine vergrößerte Sicherheit verbunden ist. Im vorliegenden Fall sah der Kompromiß so aus, daß im Zeitfestigkeitsgebiet und im Übergangsgebiet jeweils 2 Lasthorizonte plaziert wurden, auf denen jeweils 5 Proben geprüft wurden, d.h. jede Wöhlerlinie wurde mit 20 Versuchen belegt. Die gewählte Anzahl von Versuchen stellte im Hinblick auf die statistische Auswertung und Aussagesicherheit der Ergebnisse die unterste Grenze dar.

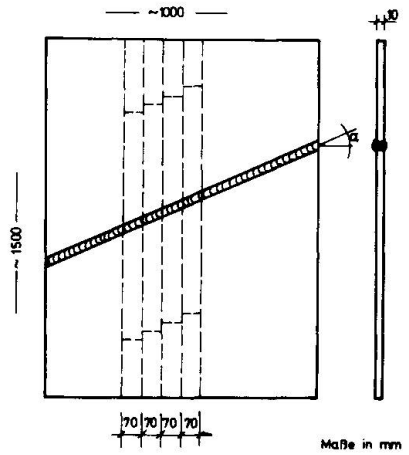

Bild 4. Entnahme der Ausgangsstücke für die Herstellung der Versuchskörper

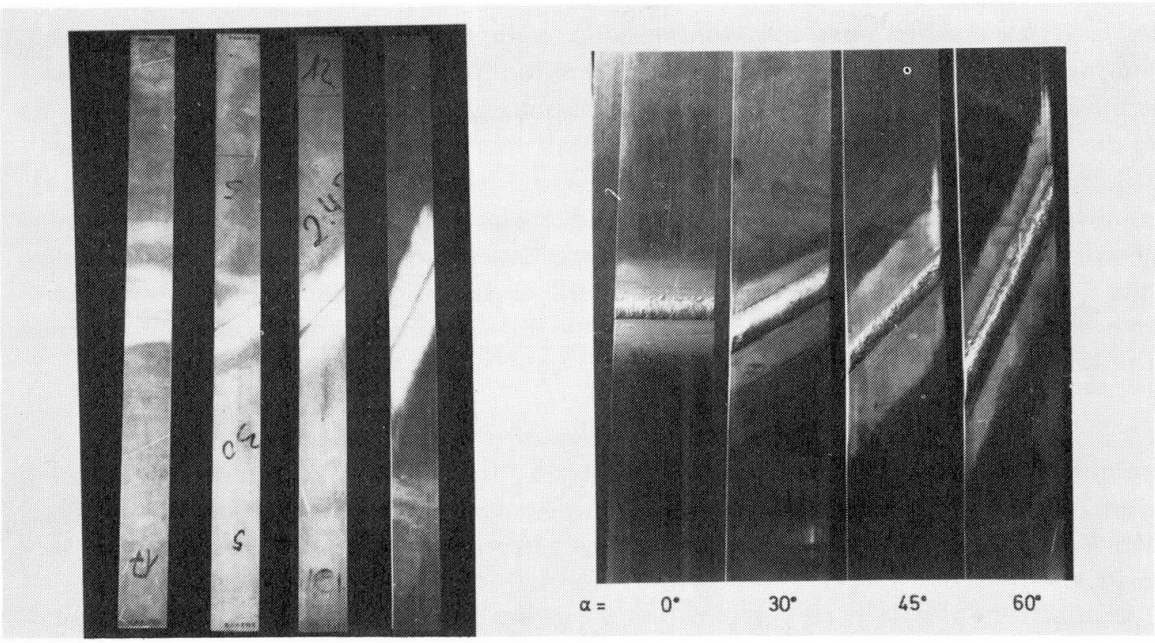

Bild 5 . Ausführung der Versuchskörper mit den verschiedenen Nahtneigungen α

4. VERSUCHSDURCHFÜHRUNG

Sämtliche Versuche wurden in einer servo-hydraulisch geregelten Universalprüfmaschine durchgeführt. Die Versuche wurden kraftgeregelt gefahren. Bei den statischen Zugversuchen wurde die Belastung stetig ansteigend bis zum Bruch der Versuchskörper aufgebracht. Die dynamischen Versuche wurden als Zugschwellversuche mit R = +0,10 bei einer Schwingspielfrequenz von n = 8 Hertz (480/min) durchgeführt.

5. VERSUCHSERGEBNISSE

5.1 Statische Festigkeitseigenschaften

Aus den in den statischen Zugversuchen erreichten Traglasten F_m der Versuchskörper wurden die auf den Querschnitt $A = t \cdot B$ bezogenen Bruchspannungen R_m errechnet. Die Ergebnisse sind in Bild 7 in Abhängigkeit von der Nahtneigung α

Versuchsreihe Nr.	Grundwerkstoff und Zusatzwerkstoff	Schweißnahtrichtung α	Anzahl der statischen Zugversuche n_1	Anzahl der Zugschwellversuche (R = +0,1) n_2
1	Al Mg Si 1 (warm ausgehärtet) und S-Al Si 5	0°	5	20
		30°	5	20
		45°	5	20
		60°	5	20
2	Al Mg 4,5Mn (weich) und S-Al Mg 4,5Mn	0°	5	20
		30°	5	20
		45°	5	20
		60°	5	20
3	Al Zn 4,5Mg 1 (warm ausgehärtet) und S-Al Mg 5	0°	5	20
		30°	5	20
		45°	5	20
		60°	5	20
Gesamtzahl der Einzelversuche			60	240

Bild 6 . Übersicht zum durchgeführten Versuchsprogramm

dargestellt. Es ist zu ersehen, daß die Nahtneigung α im untersuchten Bereich $0^\circ \leq \alpha \leq 60^\circ$ lediglich bei der Legierung Al Mg Si einen signifikanten Einfluß auf die Tragfähigkeit der Schweißverbindung ausübt, während bei den beiden anderen Legierungen praktisch keine Beeinflussung der Traglasten durch unterschiedliche Nahtanordnung festzustellen ist. Die Erklärung für das beobachtete Verhalten liegt in den spezifischen Kerbwirkungseinflüssen bei Aluminiumschweißverbindungen. Aluminiumschweißverbindungen wie die hier untersuchten Stumpfnahtverbindungen mit belassener Schweißraupe bedeuten für ein Bauteil sowohl eine geometrische Kerbe (Querschnittssprünge im Schweißnahtbereich) wie auch - je nach Legierungstyp - eine mehr oder weniger gravierende metallurgische Kerbe (Veränderungen der mechanisch - technischen Werkstoffeigenschaften in der WEZ).

Die geometrischen Kerben in der hier zu betrachtenden Art und Größenordnung üben bei Werkstoffen mit entsprechend hoher Duktilität, wie sie Aluminiumlegierungen i.a. auch im geschweißten Zustand noch aufweisen, keinen signifikanten Einfluß auf die statische Tragfähigkeit der Verbindung aus: Aluminiumlegierungen bzw. deren Schweißverbindungen besitzen eine im metallischen Werkstoffbereich als Kerbzähigkeit bezeichnete ausgeprägte Fähigkeit, sich örtlich plastisch zu verformen und so eine Spannungsumlagerung auf benachbarte Bereiche zu erlauben. So zeigen beispielsweise Stumpfnahtverbindungen im Zugversuch gleiche Festigkeiten unabhängig davon, ob die Schweißrampe abgearbeitet oder belassen wurde. Die metallurgischen Kerben dagegen wirken sich als Zonen geringerer Werkstoffestigkeit generell tragfähigkeitsmindernd aus.

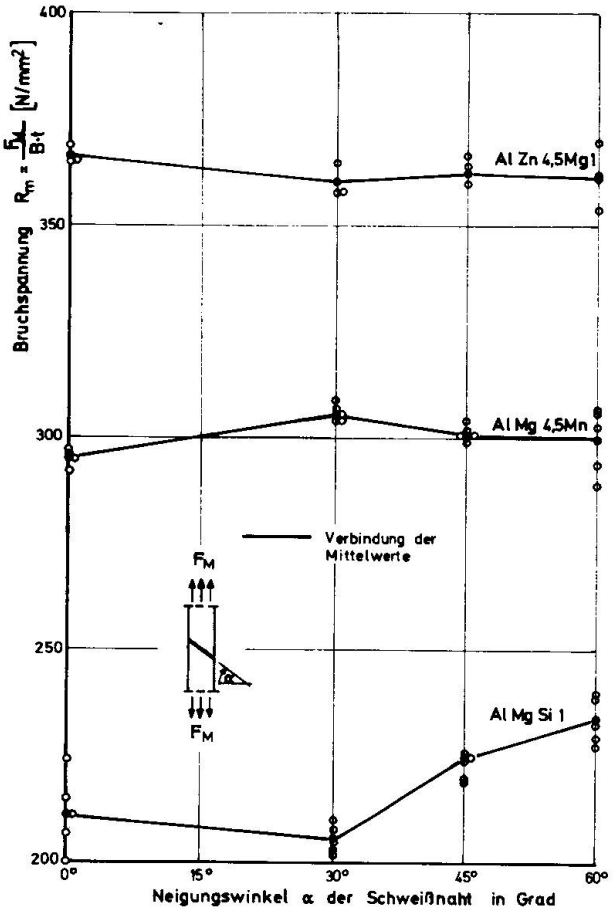

Bild 7. Abhängigkeit der Bruchspannung R_m von der Neigung α der Schweißnaht

Wie durch begleitende Härteuntersuchungen bestätigt wurde, weist von den untersuchten Legierungen Al Mg Si 1 naturgemäß den größten Festigkeitsabfall in der WEZ mit rd. 40 % auf, d.h. für diese Legierung aus dem Kreis der hier untersuchten ist der Nachteil einer metallurgischen Kerbe im Sinne einer beträchtlich verminderten Querschnittsfestigkeit (auf den Querschnitt bezogene Tragfähigkeit) am ausgeprägtesten, während bei Al Mg 4,5 Mn erwartungsgemäß fast kein Festigkeitsabfall zu verzeichnen war, und bei Al Zn 4,5 Mg 1 durch Wiederaushärtung die WEZ rd. 80 % der Ausgangsfestigkeit erreichte. Infolgedessen wirkte sich bei Al Mg Si 1 das "Auseinanderziehen" und damit Entschärfen der Kerbe durch eine in Bezug auf die Kraftrichtung schräge Anordnung der Schweißnaht am deutlichsten aus. Außerdem können sich konsequenterweise auch nur hier durch die mit der schrägen Nahtanordnung erzeugten zweiachsigen Beanspruchungsverhältnisse in der Verbindung merkliche Tragfähigkeitssteigerungen ergeben.

Die Erhöhung der bezogenen Tragfähigkeit ist erwartungsgemäß bei der Nahtanordnung $\alpha = 60^\circ$ mit rd. 15 % gegenüber $\alpha = 0^\circ$ am größten. Darüber hinaus ist einsichtig, daß bei Neigungen $\alpha < 30^\circ$ für die hier gewählten Versuchskörper praktisch keine Tragfähigkeitssteigerung möglich ist, da mit B = 60 mm und einer WEZ - Breite von rd. 25 mm bis etwa $\alpha = 30^\circ$ immer ein voller Versuchskörperquerschnitt in die WEZ fällt. Die vorliegenden Versuchsergebnisse der Legierung Al Mg Si 1 bestätigen qualitativ die Ergebnisse aus einer früheren Untersuchung an 4 mm dicken Stumpfschweißverbindungen dieser Legierung [10].

5.2 Dynamische Festigkeitseigenschaften

Die Ergebnisse der Schwingfestigkeitsversuche sind nach statistischer Aufbereitung und Auswertung in Form von Wöhlerlinien konstanter Überlebenswahrscheinlichkeit in den Bildern 8, 9 und 10 dargestellt. In allen drei Versuchsreihen wurde eine deutliche und in der Tendenz einheitliche Abhängigkeit der Schwingfestigkeit von der Nahtanordnung festgestellt: Die schräg zur Kraftrichtung angeordnete Stumpfnaht bewirkt in allen Fällen eine Erhöhung der Schwingfestigkeit gegenüber der Querstumpfnaht und damit eine teilweise Kompensation der Festigkeitseinbuße bei Querstumpfnahtverbindungen gegenüber dem ungestörten Grundmaterial. Je größer der Winkel α ist, desto größer ist der Zugewinn. Damit bestätigt sich erwartungsgemäß der günstige Einfluß derartiger Nahtlagen vor allem auf die Schwingfestigkeit der Aluminiumstumpfnahtverbindungen, der darin begründet ist, daß bei der Schrägnaht nicht sämtliche Mängel und Nachteile der Schweißnaht wie bei der Querstumpfnaht in einem Querschnitt konzentriert sind (kritischer Querschnitt am Nahtübergang), sondern jeder Querschnitt des Bauteils im Bereich der Verbindung immer nur mit einem Bruchteil in den ungünstigen Schweißnahtbereich fällt, siehe Bild 11. Ergänzend zu den Verhältnissen bei statischer Beanspruchung (siehe vorherigen Abschnitt 5.1) wirkt sich bei dynamischer Beanspruchung, unabhängig vom Legierungstyp, die mit der Schräglage erzielte Entschärfung der geometrischen Bauteilkerbe und die Verteilung sonstiger schweißtechnischer Mängel (Inhomogenitäten, Poren, Bindefehler etc.) besonders vorteilhaft auf die dynamische Tragfähigkeit der Verbindung aus. Zudem läßt sich durch Berechnungen mit Hilfe bekannter Festigkeitshypothesen sowie auf Grund von Versuchsergebnissen [11, 12] belegen, daß im Fall der wiederholten Belastung die mit der schrägen Nahtanordnung bewirkte zweiachsige Beanspruchung der Schweißverbindung prinzipiell zu einer höheren Festigkeit der Verbindung führt, da sich hier die besonders nachteiligen örtlichen Spannungsspitzen infolge der geometrischen Kerbe entlang der schrägen Schweißnaht in Schub- und Normalspannungsanteile aufspalten.

Bei den beiden aushärtbaren Legierungen läßt sich nach den Versuchsergebnissen durch die Anordnung einer Schrägnaht mit $\alpha = 60^\circ$ an Stelle einer Querstumpfnaht ($\alpha = 0^\circ$) eine Lebensdauersteigerung im Zeitfestigkeitsbereich um rd. 200 % erzielen: So beträgt beispielsweise bei einer Oberspannung von $\sigma_o = 150\ N/mm^2$ für $\alpha = 0^\circ$ die Zahl N der ertragenen Schwingspiele rd. 75 000 (Al Mg Si 1) und 160 000 (Al Zn 4,5 Mg 1), während bei $\alpha = 60^\circ$ N = 225 000 bzw. N = 460 000 Schwingspiele ertragen werden. Bei der nicht aushärtbaren Legierung Al Mg 4,5 Mn ist die Lebensdauersteigerung nach den Ergebnissen scheinbar noch beträchtlicher. So betragen die entsprechenden Werte für $\sigma_o = 150\ N/mm^2$ N = 42 000 ($\alpha = 0^\circ$) und N = 280 000 ($\alpha = 60^\circ$), was einer Lebensdauererhöhung um das 6-fache gleichkommt. Allerdings ist hier einschränkend zu berücksichtigen, daß das verhältnismäßig schlechte Abschneiden dieser Legierung bei $\alpha = 0$ (Querstumpfnaht) nicht typisch ist, sondern auf Unzulänglichkeiten bei der Herstellung dieser Schweißproben zurückzuführen ist: Infolge mangelhafter Fluchtung der Bleche beim Verschweißen wiesen sämtliche Versuchskörper dieser Legierung mit Querstumpfnaht einen Versatz in der Schweißverbindung auf. Durch diese Exzentrizität wurden bei der Prüfung der Versuchskörper zusätzliche Biegebean-

spruchungen in der Verbindung verursacht, die erfahrungsgemäß zu beträchtlichen Schwingfestigkeitseinbußen führen [13]. Bei korrekter Ausführung der Versuchskörper ist nach bekannten Ergebnissen mit Querstumpfnähten dieser Legierung (siehe z.B. [14]) mit einem Wöhlerlinienverlauf für $\alpha = 0^o$ zu rechnen, der etwa mit dem von Al Mg Si 1 bei $\alpha = 0^o$ vergleichbar ist, d.h. die anzusetzende Lebensdauersteigerung der Schweißverbindung durch die Schrägnahtanordnung wird bei Al Mg 4,5 Mn etwa wie bei den anderen zwei Legierungen im Zeitfestigkeitsbereich grob verallgemeinert rd. 200 % betragen. Auch hinsichtlich der Dauerfestigkeit bestätigen die Versuchsergebnisse, daß die Stumpfschweißverbindung durch schräge Nahtanordnung erheblich leistungsfähiger wird. Bei 60° Nahtneigung wurde für alle drei untersuchten Legierungen eine Dauerfestigkeitssteigerung von etwa 30 % festgestellt. Bild 12 zeigt beispielhaft die typischen Bruchformen der Schwingfestigkeitsversuche bei den verschiedenen Nahtanordnungen. Die einzelnen Bruchausbildungen Nr. 1 bis Nr. 4 veranschaulichen den Vorgang der Festigkeitssteigerung durch die konstruktive Maßnahme der zur Kraftrichtung schrägen Nahtanordnung und die damit verbundenen unterschiedlichen Versagenskriterien : Bei

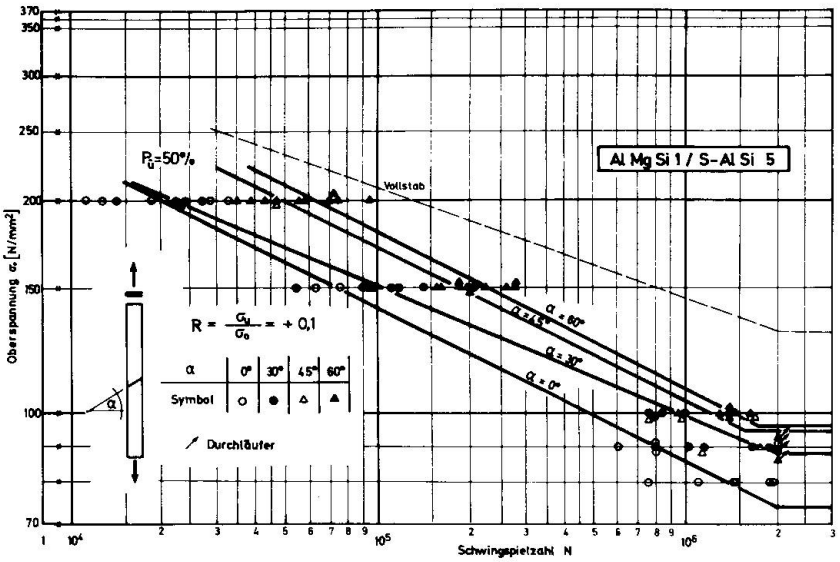

Bild 8. Wöhlerlinien für Stumpfschweißverbindungen mit schräg zur Kraftrichtung angeordneter Naht

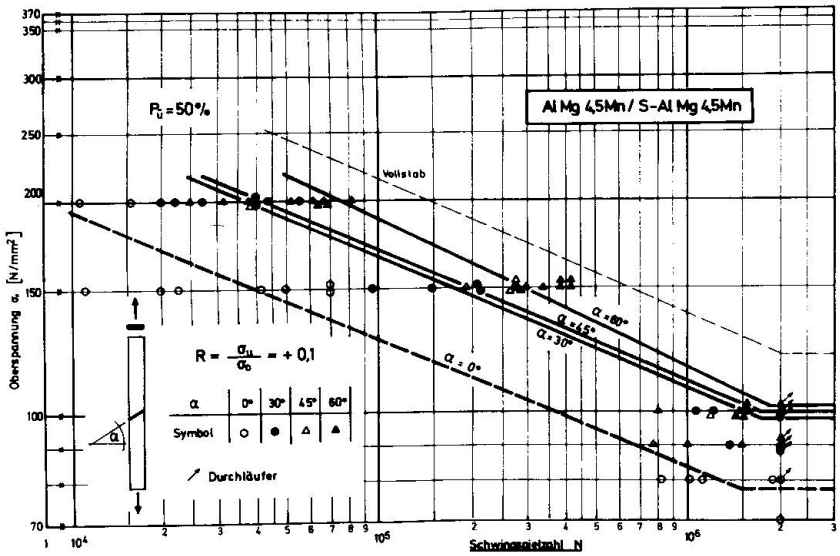

Bild 9. Wöhlerlinien für Stumpfschweißverbindungen mit schräg zur Kraftrichtung angeordneter Naht

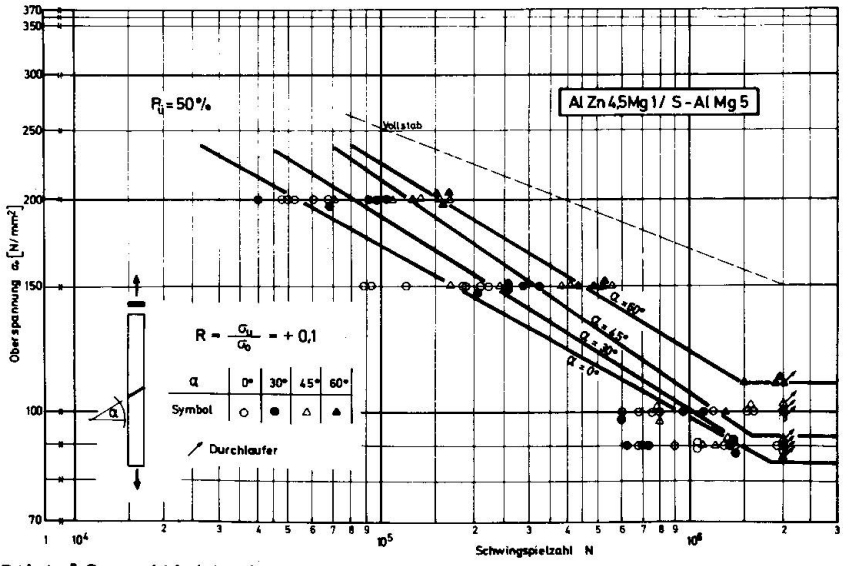

Bild 10. Wöhlerlinien für Stumpfschweißverbindungen mit schräg zur Kraftrichtung angeordneter Naht

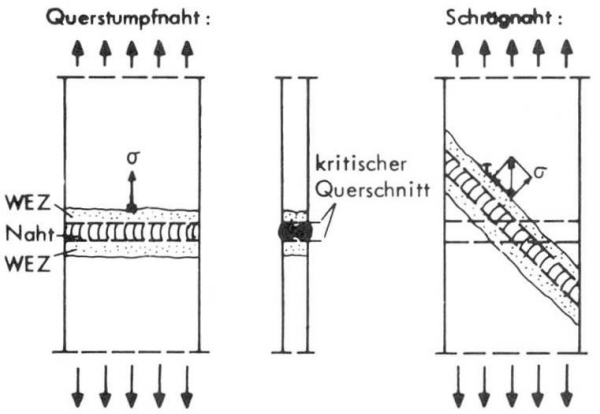

Bild 11. Querschnittsituation im Verbindungsbereich bei Querstumpfnaht und Schrägnaht

$\alpha = 0^\circ$ ist der Bruchquerschnitt des Bauteils eindeutig vorgegeben, hier fallen der bezüglich der geometrischen Kerbwirkung ungünstigste Querschnitt und der metallurgisch schwächste Querschnitt in einem Normalschnitt (Schnitt senkrecht zur Kraftrichtung) am Nahtrand zusammen. Es entsteht die sog. reine Bruchform Nr. 1. Bei $\alpha = 30^\circ$ bereits beginnt sich die Divergenz zwischen dem geometrisch kleinsten Querschnitt, dem Normalschnitt, einerseits und dem kerbwirkungsmäßig (geometrisch wie metallurgisch) ungünstigsten Querschnitt parallel zur Schrägnaht (in dem wiederum begünstigend eine zweiachsige Beanspruchung vorliegt) andererseits abzuzeichnen. Es entsteht die sog. Mischbruchform Nr. 2, der Bruch verläuft zwischen den beiden konkurrierenden Querschnitten, d.h. zwischen dem Normalschnitt in Höhe des Nahtanfanges bzw. -endes und dem Querschnitt entlang des Nahtrandes. Bei $\alpha = 45^\circ$ ist die Divergenz noch deutlicher ausgeprägt, hier ist der kerbwirkungsmäßig ungünstigste, jedoch zweiachsig beanspruchte Querschnitt am Nahtrand entlang um über 40 % größer als der Normalschnitt ! Es steht also ein geometrisch verhältnismäßig großer und zweiachsig beanspruchter, jedoch durch die Kerbwirkungen in der Schwingfestigkeit ungünstig beeinflußter Querschnitt "im Wettstreit" mit dem geometrisch kleinsten, dem Normalschnitt, der aber zu einem großen Teil durch unbeeinflußtes Grundmaterial verläuft. Es bildet sich die Mischbruchform Nr. 3 aus, der Bruch verläuft z.T. parallel zur Naht, größtenteils jedoch senkrecht zur Kraftrichtung im Bereich der WEZ. Bei $\alpha = 60^\circ$ schließlich wird der Normalschnitt als geometrisch kleinster Querschnitt maßgebend, es entsteht die reine Bruchform Nr. 4. Hier ist der gekerbte Querschnitt parallel zum Nahtrand flächenmäßig so erheblich größer, daß zusammen mit den zweiachsigen Beanspruchungsverhältnissen in diesem Querschnitt trotz der Kerbwirkungseinflüsse eine größere Tragfähigkeit vorliegt, als im Normalschnitt mit größtenteils unbeeinflußtem Grundmaterial.

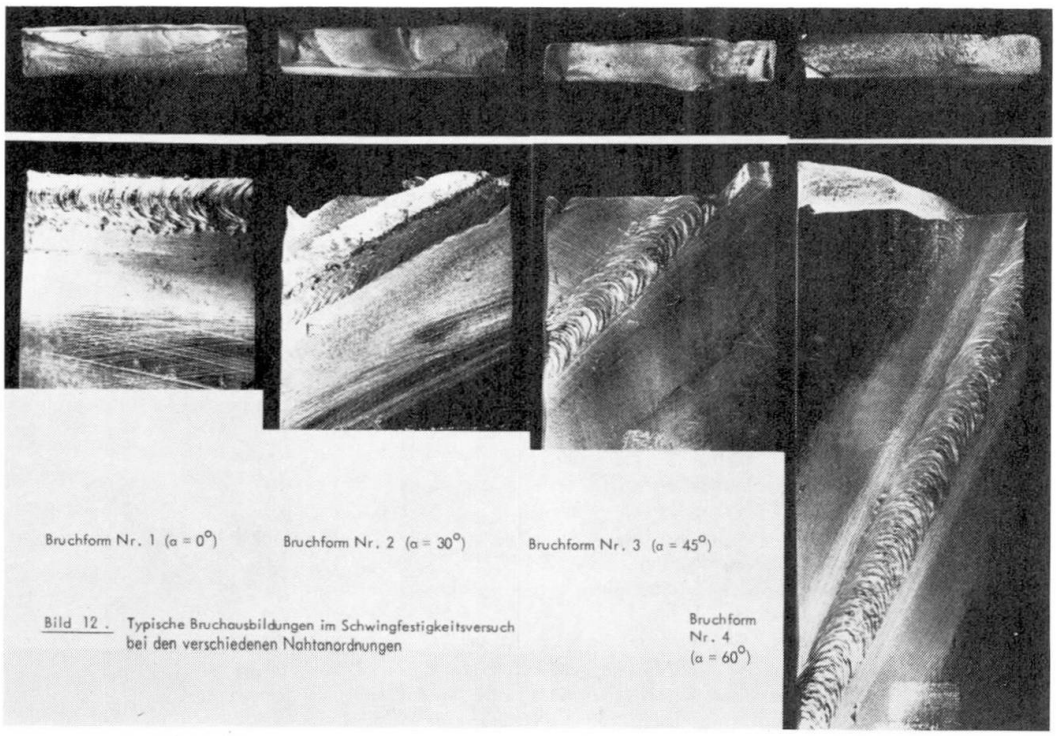

Bild 12. Typische Bruchausbildungen im Schwingfestigkeitsversuch bei den verschiedenen Nahtanordnungen

6. FOLGERUNGEN UND ZUSAMMENFASSUNG

Die Untersuchungsergebnisse lassen erkennen, daß sich die Festigkeitseinbußen von Aluminiumschweißverbindungen gegenüber dem unbeeinflußten Grundmaterial bei Stumpfnahtverbindungen durch entsprechende Nahtanordnung teilweise kompensieren lassen. Das günstigere Tragverhalten von schräg zur Kraftrichtung angeordneten Stumpfnähten gegenüber Querstunpfnähten beruht einmal darauf, daß sich die Kerbwirkung der Naht nicht in einem Bauteilquerschnitt konzentriert, sondern jeder Querschnitt des Bauteils im Bereich der Verbindung immer nur mit einem Bruchteil in den ungünstigen Schweißnahtbereich fällt. Zum anderen wird durch die schräg zur Kraftrichtung angeordnete Naht die Beanspruchung der Verbindung zweiachsig. An die Stelle der Hauptspannungen = Normalspannungen im Fall der Querstumpfnaht treten bei der Schrägnaht je nach Nahtneigung entsprechende Kombinationen von Schub- und Normalspannungen, was sich günstig auf die Tragfähigkeit der Verbindung auswirkt. Abgesehen von jeweiligen Neigungswinkel α wird die Laststeigerung der Schrägnaht entscheidend vom Legierungstyp und von der Beanspruchungsart beeinflußt. Bei statischer Beanspruchung ist davon auszugehen, daß nur Legierungen mit starkem Festigkeitsabfall in der WEZ eine größere Tragfähigkeit entwickeln, während sich bei dynamischer Beanspruchung generell eine Festigkeitssteigerung gegenüber der Querstumpfnaht einstellt. Selbstverständlich wird es in der Praxis nicht immer möglich sein, eine Stumpfschweißverbindung als Schrägnahtverbindung auszuführen und häufig werden sich Neigungswinkel von etwa 60°, die sich nach den Untersuchungsergebnissen als besonders günstig erwiesen haben, in praktischen Konstruktionen schon allein wegen der resultierenden großen Verbindungslängen nicht realisieren lassen. Grundsätzlich jedoch sollten nach den vorliegenden Ergebnissen beim Entwurf von geschweißten Aluminiumkonstruktionen die jeweiligen Möglichkeiten der Anordnung von Schrägnähten an Stelle von Querstumpfnähten überprüft werden. In vielen Fällen kann sich eine günstigere Dimensionierung der Bauteile und damit eine Steigerung der Wirtschaftlichkeit der Aluminiumbauweisen ergeben.

LITERATURVERZEICHNIS

[1] HARRE, W. ; ROSTASY, F.S. : Untersuchung der Festigkeitseigenschaften von ungeschweißten und geschweißten Probestäben aus der Aluminiumlegierung Al Zn Mg 1 F 36. Materialprüfung 16 (1974) Nr. 6.

[2] KOSTEAS, D. : Statisches und dynamisches Festigkeitsverhalten von Aluminiumverbindungen des konstruktiven Ingenieurbaus Schweißen und Schneiden 24 (1972).

[3] HARRE, W. ; ROSTASY, F.S. : Beitrag zur Schwingfestigkeit von Schweißverbindungen der Aluminiumlegierung Al Zn Mg 1. Heft 70 der Schriftenreihe des Otto-Graf-Instituts an der Universität Stuttgart 1976.

[4] STEINHARDT, O.: Dauerfestigkeitsuntersuchungen an stumpfgeschweißten Aluminiumstäben. Tech. Mitteilungen 62 (1969).

[5] WOOD, J.L.: Flexural fatigue strength of butt welds in NP 5/6 type aluminium alloy. Brit. Weld. J. 6 (1956) Nr. 8.

[6] KLOCK, H ; SCHOER, H.: Schweißen und Löten von Aluminiumwerkstoffen. Deutscher Verlag für Schweißtechnik, Fachbuchreihe Schweißtechnik 70, 1977.

[7] MAENNIG, W.W. : Das Abgrenzungsverfahren, eine kostensparende Methode zur Ermittlung von Schwingfestigkeitswerten - Theorie, Praxis und Erfahrungen. Materialprüfung 19 (1977), Heft 8, S. 280 - 289.

[8] Statistical planning and evaluation of fatigue tests. A Survey of recent results. Int. Journ. of Fracture 11 (1975), S. 123 - 129

[9] SEEBACHER, G.: Untersuchungen zur Eignung des Abgrenzungsverfahrens zur Schätzung der Dauerfestigkeit von Stahlwerkstoffen. VDI - Z 119 (1977), Heft 21, S. 1043 - 1045.

[10] WERNER, G.: Verbesserung der Tragfähigkeit von Aluminiumschweißverbindungen. Alumimium 55 (1979), Heft Nr. 10.

[11] ROS, M. ; EIDINGER, A.: Die Bruchgefahr fester Körper bei wiederholter Beanspruchung. Diskussionsber. Nr. 173 d. eidg. MPA Zürich, Zürich 1950.

[12] ISSLER, L.: Festigkeitsverhalten metallischer Werkstoffe bei mehrachsiger phasenverschobener Schwingbeanspruchung. Diss. Universität Stuttgart 1973.

[13] WYLDE, J.G. ; MADDOX, S.J. : Effect of Misalignment on fatigue strength of transverse butt welded joints. Mechan. Engenieering 1979.

[14] KOSTEAS, D.: Beitrag zum Zeit- und Dauerfestigkeitsverhalten von Al Zn Mg 1 und Al Mg 4,5 Mn. Schweißen und Schneiden 26 (1974), Heft 6.

Fatigue Life Predictions of Aluminium Structures

Estimation de la durée de vie de fatigue des structures en aluminium

Vorhersage der Lebensdauer von Aluminium-Tragwerken

R. JACCARD
Dr., Ph.D.
Swiss Aluminum Ltd.
Zürich, Switzerland

SUMMARY
The fatigue life prediction of aluminum structures have to be based on SN data that have been collected in full scale fatigue tests. Since such tests are expensive and time consuming in most cases, only a limited number of data points can be accumulated. Simulated SN curves based on simple fracture mechanics models and the physical appearance of crack growth are suitable to fill the data gap. Such curves are a lower bound of SN data if the appropriate fracture mechanics model is selected and the curves are calibrated at the lowest data points of the considered test series.

RESUME
L'estimation de la durée de vie des structures en aluminium doit être basée sur des données de Wöhler déterminées par des essais de fatigue en vraie grandeur. Vu le coût et le temps exigés pour de tels essais, on ne peut en général rassembler qu'un nombre limité de points de données. Des courbes de Wöhler simulées par des modèles simples de la mécanique de rupture sont susceptibles de combler ce manque de données. Ces courbes simulées sont une limite inférieure des données de Wöhler, pour autant qu'un modèle approprié de la mécanique de rupture soit choisi et que les courbes soient calibrées par le point de donnée le plus bas de la série d'essais considérés.

ZUSAMMENFASSUNG
Zur Vorhersage der Lebensdauer von Aluminium-Tragwerken sind Wöhlerkurven an Testkörpern in natürlicher Grösse durchzuführen. Derartige Grossversuche sind zeit- und kostenaufwendig, so dass Messwerte nur in beschränktem Umfange ermittelt werden können. Aus diesem Grund fällt den Wöhlersimulationen, welche mit einfachen bruchmechanischen Modellen und den Gesetzen der Rissausbreitung vorgenommen werden, eine grosse wirtschaftliche Bedeutung zu. Eine Wöhlerlinie, die aufgrund eines Kantenrisses berechnet und mit einem Messpunkt einer Wöhler-Versuchsserie geeicht wird, stellt dann einen unteren Grenzwert für alle Wöhlerdaten mit höheren oder gleichen Spannungsdifferenzen dar, falls der Eichpunkt jenem Masspunkt entspricht, welcher die geringste Lastspielzahl der betrachteten Spannungsdifferenz aufweist.

1. INTRODUCTION

SN testing or the Wöhler procedure is the traditional approach to investigate the fatigue behavior of materials. It is a one parametric description of the materials behavior under cyclic loading. The results are often depicted in a double logarithmic plot with the number of cycles to failure on the X axis and the stress ranges on the Y axis. SN data are collected on small specimens subjected either to cyclic loading in tension, bending or torsion. Such tests are inexpensive and quite useful for alloy development. To design structures and vehicles, especially in the case of welded components, SN data found for small test specimens are not conservative as shown in Fig. 1 where the 95.5 % lower confidence limits of beam and tensile specimen tests are plotted. Some of the main reasons for the lower beam life might be the variation in flaw size and the existence of residual stress.

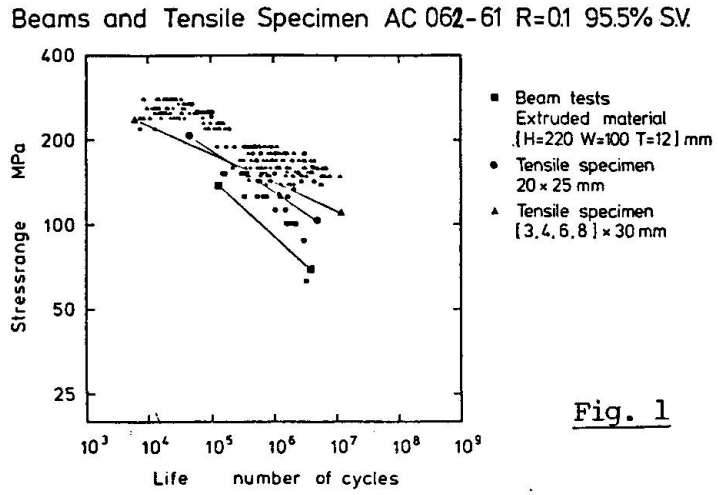

Fig. 1

It is obvious that the safe fatigue design of any large structure requires full scale testing of beams, components or even the structure or vehicle itself. Such tests are expensive and since in most cases only low frequencies can be used, they are time consuming. As it will be shown, it is possible to simulate SN curves by using Linear Elastic Fracture Mechanics models (LEFM). The fracture mechanics approach is based on the physical phenomenon of crack growth. It is a three parametric description of the fatigue problem. The parameters are crack growth rate, defect geometry, and stress range.

The crack growth rate depends on the stress intensity range ΔK, the material, the load history, and the environment. It is determined on calibrated test specimens by standardized test procedures [1,2]. Figure 2 contains the crack growth rate, da/dN, of the aluminum alloy AlMg0.7Si at four different R-ratios ($R=\sigma_{min}/\sigma_{max}$). The typical polygonal shape of the da/dN vs ΔK curve is quite obvious. The crack growth rate is higher at larger R-ratios. In the threshold regime this difference is significant, while at growth rates above 10^{-7} m/cycle all the curves lie close together. There are basically three branches. As confirmed by [3], each branch is associated with a typical fractographic appearance.

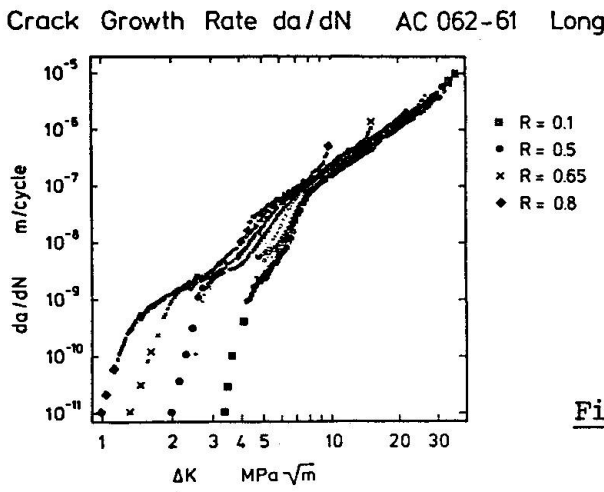

Fig. 2

In the lowest branch, the threshold regime from 10^{-11} up to 10^{-9} m/cycle, the fracture surface exhibits a cleavage-like highly faceted appearance. In the mid range, up to 10^{-6} m/cycle, striations can be observed. Above 10^{-6} the branch of faster fracture is reached. In this region the fracture surface depicts dimples, particle rupture, and occasionally few very large striations.

The crack growth rate or the da/dN data are statistically treated by a regression analysis to determine the crack growth constant C and the exponent n. These two parameters are the basic input to the fatigue equation. Figures 3 and 4.

The defect geometry is evaluated by the defect analysis leading to the selection of the appropriate fracture mechanics model, the crack geometry function y, and the initial crack size a. [5]

The third parameter in the LEFM approach, the stress range, is controlled by the design, the geometry of structural detail, the stress-strain relationship (plastic deformation), temperature effects and secondary deformations such as out of plane bending. As mentioned before, the stress ratio R, that is the quotient minimum stress divided by maximum stress, has to be considered as well. The R-ratio is important to select the associated crack growth rate polygon.

2.FATIGUE LIFE PREDICTION BASED ON LEFM MODELS

Fatigue life predictions of components (Figure 3) depends on the fatigue equations and the stress intensity range or the effect of the LEFM model. The life or the number of cycles to propagate a crack from the initial crack size a_1 to the final size a_2 is determined by integrating the fatigue equation (Figure 4).

Fig. 3 Fatigue Life Prediction of Components (1)

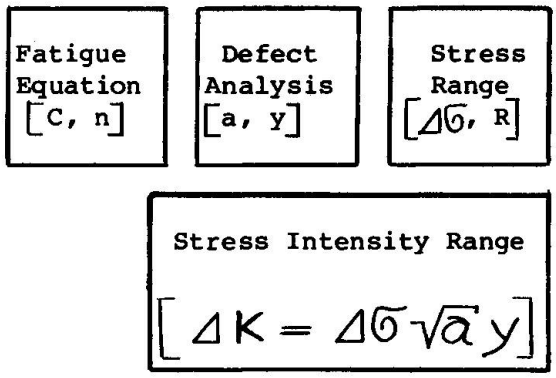

Fig. 4 Fatigue Life Prediction of Components (2)

$$da/dN = C\ [\Delta K]^n$$

or integrated Fatigue Equation:

$$\Delta N = \int_{a_1}^{a_2} \frac{da}{C\,(\Delta K)^n}$$

In the case of aluminum alloys this procedure has to be carried out taking into account the R-ratio (selection of appropriate da/dN values) and the polygonal shape of the da/dN curve (multiple regression intervals). The results reported in this paper have been calculated by the computer program FAGRO [6] that includes a library of LEFM models and a data base of fatigue equations of various aluminum alloys. The LEFM model most frequently used is the surface crack by J.C. Newman [7].

Figure 5 contains the result of defect analysis that has been performed on extruded beams. The number of estimated cycles using the surface crack model [7] corresponds well with the life determined in the SN tests. Thus the dimensions of the initial crack size (a = half minor, c = half major axis) determined from macroprints and a light microscope of 50 x seem to be adequate.

Fig. 5 Defect Analysis Examples

Material: ANTICORODAL 062-61				
Beams H = 220 mm W = 100 mm T = 12 mm Stress Range : 100 N/mm2				
Spec. No.	a mm	C mm	$N_{estim.}$ Cycles	N_{tested} Cycles
J131	0.15	3.0	747'000	873'000
J128	0.25	0.5	234'000	230'000
J124	0.14	0.72	227'000	202'000
J125	0.30	0.55	2'970'000	2'744'000
Macro - Prints, Microscope 50 x				

Figures 6 and 7 illustrate typical crack growth behavior at a low and a high number of cycles. In both cases the number of cycles consumed to grow the crack from its initial size to twice that size, is at least 50 %. In the case of a low number of cycles, the life elapsed in the interval between 1.0 mm and 11.5 mm is still 30 % of the total life. Whereas in the case of high cycles the corresponding life is just 2.4 %.

Fig. 6 Crack Growth (Low Cycle)

Crack Size mm	ΔK MPA $\sqrt{m}$	Increm. Life %	Total Life Cycles
11.50	38.00		0
		30.0	
1.05	13.04		8'378
		19.2	
0.30	7.83		13'738
		50.8	
0.15	5.28		27'944

Fig. 7 Crack Crowth (High Cycle)

Crack Size mm	ΔK MPA $\sqrt{m}$	Increm. Life %	Total Life Cycles
11.50	22.20		0
		2.4	
1.05	7.58		55'800
		10.4	
0.30	4.57		288'800
		87.6	
0.15	3.08		2'511'200

The effect of finite specimen dimensions is, in the case of high cycle fatigue, neglectable (Figure 8).

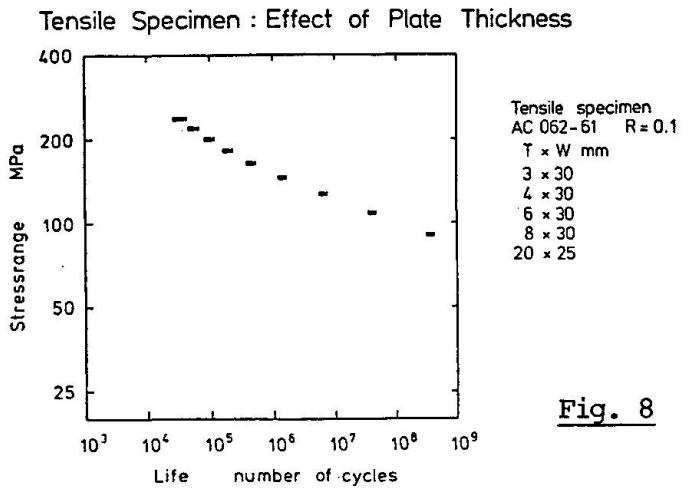

Fig. 8

Existence of residual stress yields a significant reduction of the fatigue life (Figures 9 and 10). In Figure 10 it is demonstrated how a designer can include the residual stress in his calculations.

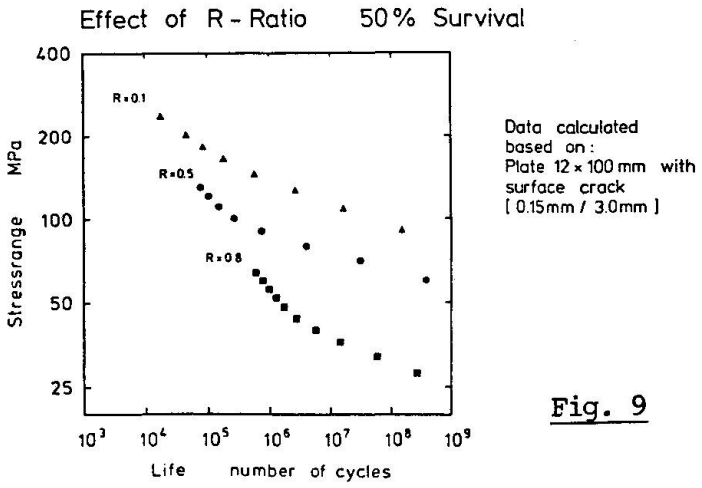

Fig. 9

Fig. 10 Life Prediction Examples

Effect of Residual Stress:

σ_{max} =	67 N/mm2	σ_{min} =	6 N/mm2
$\sigma_{res.}$ =	130 N/mm2	$\Delta\sigma$ =	61 N/mm2
$\sigma_{max\,e}$ =	197 N/mm2	$\sigma_{min\,e}$ =	136 N/mm2

R - Ratio:	Life:
0.1	4'464'760'000
0.7	1'384'000

Considering Figure 11, another important observation can be made: Assume two structural components, the first one with a small, the second one with a larger initial crack, are dimensioned according to a given stress intensity range ΔK e.g. the threshold value ΔK_{TH}. The one with the larger crack exhibits a lower stress range than the one with the smaller crack, but both are subjected to the same stress intensity range ΔK. By computing the lives of both components one realizes that the component with the larger crack size has a considerable longer life than the one with the smaller crack.

Fig. 11 Effect of Crack Size

Halfcircular Crack			
Initial Crack mm	Final Crack mm	Initial ΔK MPA $\sqrt{m}$	Life Cycles
0.2	15.0	2.47	44'482'400
0.4	15.0	2.48	82'097'400

Same Initial Stress Intensity Range Does Not Yield Same Life!

3. SN DATA SIMULATIONS

The main advantage and economic efficiency of LEFM models are SN data simulations and the inter- or extrapolation of SN test results.

Figure 12 contains three SN curves that have been generated using a surface crack with an a/c ratio approximating an edge crack condition. The reason why an edge crack was selected rather than a penny shape crack was the fact that the edge crack yields a life a little more conservative than the penny shape crack.Various calculations have comfirmed this.

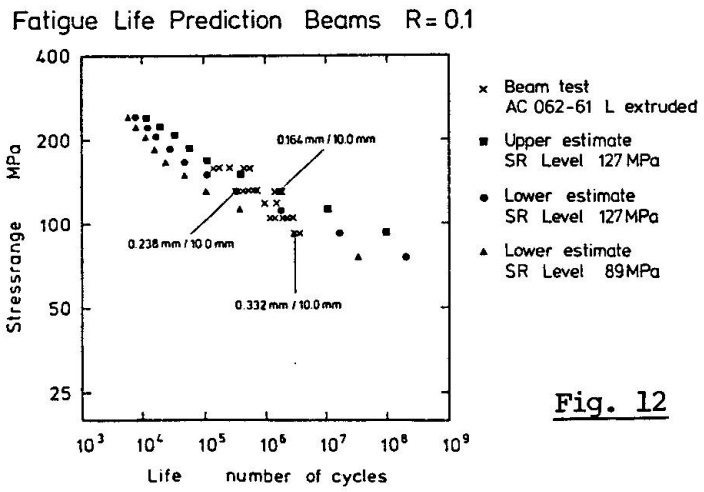

Fig. 12

Considering the data on Figure 12, it becomes obvious that the SN curve computed using the single edge crack model and calibrated at a data point of a SN test series, is a lower bound to all SN data at equal or higher stress range levels if the data point of calibration represents the lowest life of the tested stress levels. This observation is of great economic importance for SN testing. It is no longer necessary to fabricate thirty or more expensive full scale test specimens to generate SN data over several stress ranges. With about one fifth of the number of specimens and the SN simulation, a conservative lower bound can be determined if the specimens are tested at the lowest stress range level.

4. SUMMARY AND CONCLUSIONS

- The fatigue behavior of aluminum structures can be described by fracture mechanics models.

- These models are useful to inter- and extrapolate SN DATA.

- In the case of Anticorodal-062 the upper limit of crack propagation resistance of tensile specimen can be calculated by the SN curve generated, based on the halfcircular surface crack model and the average threshold defect size.

- The SN curve, computed using the single edge crack model and calibrated at a data point of a test series, is a lower bound to all SN data at equal or higher stress range levels, if the data point of calibration represented the lowest life of the tested stress level.

- A structure with a small initial crack length and the same initial stress intensity range as a second structure with a large initial crack length will have a smaller fatigue life. The fatigue life reduction is approximately proportional to the ratio of the initial crack size.

- The number of cycles consumed to propagate a fatigue crack from the initial crack size to the double size is at least 50 % of the total life.

- The effect of residual stress can be taken into account by adding the residual stress to the maximum and to the minimum stress. The fatigue equations have then to be selected according to R-ratio based on these effective stresses.

REFERENCES

[1] LEUPP, J.: Rissfortschrittsmessungen auf Hochfrequenzpulsatoren, SAR 1/1980, Seiten 24 - 27

[2] DONALD, K.: MILLER, G.: Fatigue Crack Growth Rate - Testing on Extruded and as Cast Aluminium Alloys Using Compliance Measurement Techniques, DEL RESEARCH, Report Contract AL 603 Alusuisse

[3] STOFANAK, R.J.: On the Fatigue Crack Propagation and Associated Fracture Micromechanism of Cast and Extruded Aluminum Alloys, Master Thesis, 1981, Lehigh University

[4] JACCARD, R.: Gegenüberstellung von Bruchmechanik und Wöhlerkurven, 7th Int. Light Metal Congress, Leoben, 1981-6-22, Verlag Düsseldorf

[5] JACCARD, R.: Die Bedeutung der Defektanalyse in der Ermüdung geschweisster Aluminium-Tragwerke, Schweizer Ingenieur und Architekt, Heft 52, 1981, Seiten 51 - 58

[6] JACCARD, R.: FAGRO a Computer Program to Evaluate Fatigue Crack Growth, developped by Alusuisse, Language: FORTRAN IV, Hardware: VAX 11/780

[7] NEWMAN, J.C.: A Review and Assessment of the Stress Intensity Factors for Surface Cracks, STP 687, 1979, pages 16 - 42