

# BIAXIALE VERSUCHE AN RUMPFSTRUKTURNAHEN PROBEN MIT REALISTISCHEN LASTANNAHMEN

J. Schwinn<sup>1</sup>, D. Kohlgrüber<sup>2</sup>, E. Breitbarth<sup>1</sup>, M. Besel<sup>1</sup>

<sup>1</sup> Deutsches Zentrum für Luft- und Raumfahrt, Institut für Werkstoff-Forschung, Linder Höhe, D-51147 Köln

<sup>2</sup> Deutsches Zentrum für Luft- und Raumfahrt, Institut für Bauweisen und Strukturtechnologie, Pfaffenwaldring 38-40, 70569 Stuttgart

## Zusammenfassung

Der Entwicklungs- und Zulassungsprozess eines Flugzeugs beinhaltet immer ein aufwändiges experimentelles Versuchsprogramm. Optimierungspotential hinsichtlich Kosten und Zeit besteht durch Reduktion der Anzahl an – insbesondere sehr komplexen – Versuchen. Erreicht werden kann dies durch Steigerung der Aussagefähigkeit der einzelnen Versuche, ebenso wie durch den Einsatz geeigneter Simulationen. Ebendieser Weg wird in dieser Arbeit durch eine sinnvolle Verknüpfung von Simulationen und realitätsnahem biaxialen Experiment aufgezeigt.

Ausgehend von realistischen Lastannahmen werden mit einem Rumpfdimensionierungstool detaillierte Schnittlasten für den ermüdungskritischen oberen Rumpfbereich zwischen Tragflügel und Heckleitwerk ermittelt. Basierend auf diesen Lastdaten wird in einem biaxialen Versuch das statische und zyklische Verhalten einer Probe mit drei aufgebracht Stringern untersucht. Versuchsbegleitende Finite-Elemente-Simulationen ermöglichen eine präzise Bewertung der Risspitzenbeanspruchung mittels linear-elastischer Bruchmechanik. Im Szenario eines gebrochenen Stringers wird die Probe während des zyklischen Versuchsprogramms auf ihr Ermüdungsrissverhalten untersucht.

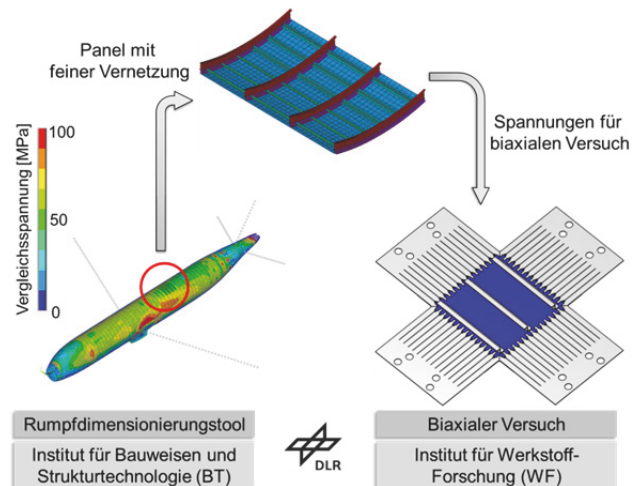
Zur Auswertung des Versuchs kommt neben Kraft-, Weg- und Dehnungsaufnehmern ein digitales 3D-Bildkorrelationssystem zum Einsatz, welches berührungslos eine großflächige Ermittlung der Verschiebungs- und Dehnungsfelder ermöglicht. Ein Vergleich der Verschiebungsfelder zwischen biaxialen Versuch und zugehöriger Simulation mit realitätsnaher Kraffteinleitung zeigt sehr gute Übereinstimmung für die Stringer-Hautfeld-Probe - sowohl ohne als auch mit Riss.

Mit Hilfe der bruchmechanischen Auswertung der Simulationen lässt sich das Rissfortschrittsverhalten der biaxialen Probe auswerten und mit an Standardproben ermittelten Daten aus der Literatur vergleichen.

## 1. EINLEITUNG

Full-Scale-Versuche während des Entwicklungs- und Zulassungsprozesses sind unerlässlich, zeichnen sich aber durch hohen zeitlichen Aufwand und immense Kosten aus. Erhebliches Einsparpotential bietet sich daher bei der Reduktion von Versuchen an Full-Scale-Strukturen. Möglich ist dies, indem die Aussagefähigkeit von vereinfachten, im besten Fall sogar Standard-Versuchen erhöht wird. Dazu muss sichergestellt werden, dass die Erkenntnisse der vereinfachten Versuche für Simulationen von komplexeren Strukturen genutzt werden, und hinreichend genaue Materialeigenschaften etwa schon im Entwicklungsstadium für das Bewerten von innovativen Konzepten herangezogen werden können.

In dieser Arbeit wird gezeigt, wie auf Basis von gegebenen betriebsnahen Lasten im biaxialen Versuch eine Hautfeld-Stringer-Struktur auf ihr Ermüdungsrissverhalten untersucht wird (**BILD 1**). Die Schnittlasten für den Versuch werden mit Hilfe eines Finite Elemente basierten Rumpfberechnungstools bestimmt. Die Auswertung des Versuchs wird durch begleitende linear-elastische Simulation mit bruchmechanischer Auswertung unterstützt.



**BILD 1:** Bestimmung der Lasten für den biaxialen Versuch mit dem Rumpfdimensionierungstool.

Ermüdung und Ermüdungsrisswachstum unter biaxialer Zugbelastung ist insbesondere im oberen Rumpf ein Auslegungskriterium [1]. Nach der linear-elastischen Bruchmechanik wird ein Riss mathematisch als Schnitt in einer Struktur angenommen. So entsteht an der Risspitze eine theoretisch unendlich große Spannung. Zur Beschreibung

des singulären Spannungsfeldes wird der Spannungsintensitätsfaktor herangezogen:

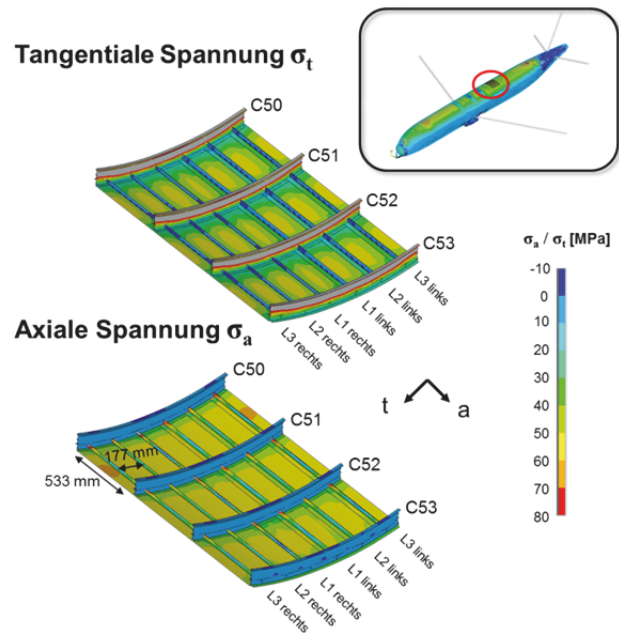
$$(1) \quad K_I = \sigma \sqrt{\pi a} Y(a)$$

Dieser ist von der Risslänge  $a$ , der äußeren Spannung  $\sigma$  und dem Geometriefaktor  $Y(a)$  abhängig. Für Standardproben und einfache Fälle ist der Geometriefaktor in der Literatur zu finden [2, 3]. Bei komplexeren Geometrien kommt der Ermittlung von  $Y(a)$  damit besondere Bedeutung zu. Mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode lassen sich Spannungsintensitätsfaktoren aber auch für kompliziertere Strukturen bestimmen. Für zyklische Belastung und Ermüdungsrisswachstum einer rissbehafteten Struktur kommt der zyklische Spannungsintensitätsfaktor  $\Delta K$  mit der Schwingbreite der äußeren Belastung  $\Delta\sigma = \sigma_{\max} - \sigma_{\min}$  zum Einsatz.

## 2. REALISTISCHE LASTANNAHMEN

Die Berechnung von betriebsnahen Lasten wurde vom Institut für Bauweisen und Strukturtechnologie des DLR mit dem Rumpfmodellierungs- und -dimensionierungstool für den Vorentwurf TRAFUMO/S-BOT+ [4, 5] durchgeführt. Dieses Tool modelliert ausgehend von Daten im CPACS-Format (Common Parametrized Aircraft Configuration Schema – parametrische Beschreibung von Flugzeugkonfigurationen) [6] eine Rumpfstruktur. Die Flugzeughaut sowie Druckschotte werden mit Schalenelementen diskretisiert, Stringer, Spante und Fußboden werden durch Balkenelemente repräsentiert, denen die realen Querschnitte der jeweiligen Bauteile zugewiesen werden. Das Modell wird anschließend mit Lasten aus einer zuvor durchgeführten Lastanalyse für ausgewählte Fluglastfälle sowie dem wirkenden Kabinen-Innendruck beaufschlagt.

Basierend auf Daten des Mittelstreckenflugzeugs A320 wurde ein getrimmter Reisefluglastfall mit einer Flughöhe von 12.000 m Höhe betrachtet. Die Standard Elementgröße der Rumpfhaut entspricht im Modell dem Abstand zwischen zwei Stringern bzw. Spanten. Im oberen Rumpfpaneel hinter dem Tragflügel wurde abweichend eine Netzverfeinerung vorgenommen, um höher auflösende lokale Schnittlasten zu erhalten. Dieser Bereich wurde gewählt, da sich dort in weiten Flugphasen die Zugbelastung infolge der Biegebelastungen um die Querachse mit den Umfangsspannungen überlagert, die aus dem erhöhten Kabineninnendruck resultieren. Die Ergebnisse für das Panel zwischen den Spanten C50 bis C53 und den Stringern L3 links und L3 rechts zeigt **BILD 2**. In Umfangsrichtung ergeben sich Spannungen in der Flugzeughaut von etwa 53 MPa und in Längsrichtung von etwa 50 MPa. Diese Werte wurden als betriebsnahe maximale Spannungen für den biaxialen Versuch übernommen. Da der gewählte Lastfall nur einen bestimmten Betriebszustand und nicht einen stochastischen Betriebslastenverlauf darstellt, wurde für den Ermüdungsversuch ein Lastverhältnis von  $R = \sigma_{\min} / \sigma_{\max} = 0,1$  angenommen. Dieses Lastverhältnis bewirkt durch die hohe Schwingbreite einen kritischen Ermüdungszustand mit hohen Rissfortschrittgeschwindigkeiten.



**BILD 2:** Axiale und tangentielle Spannung im oberen Rumpf hinter dem Tragflügel.

## 3. BIAXIALES PROBENDESIGN

Für eine gleichförmige Spannungs- und Dehnungsverteilung im Prüfbereich ist bei biaxialen Versuchen ein spezielles Prüfdesign nötig [7,8]. Dazu gehört, dass die Lasteinleitung über geschlitzte Bleche erfolgt, um Beeinflussungen der beiden Achsen voneinander zu trennen [9]. So können sich die Lasteinleitungsarme relativ flexibel zueinander bewegen und die Kontraktion infolge der anderen Achse tolerieren. Ohne die Arme wäre die Lasteinleitung zu steif und es käme zu starken Spannungskonzentrationen in den Ecken der Probe, was wiederum zu ungewollten Schädigungen führen kann. Die Lasteinleitungsarme werden an das Blech für den Prüfbereich mit ausreichender Überlappung geklebt. Dabei kommt ein Folienkleber zum Einsatz, der auf die vorbehandelten Klebeflächen aufgebracht wird. Das Einbringen der Schlitze und das Schneiden der Endkontur wird daraufhin per Wasserstrahlschneiden ausgeführt. Das Probendesign wurde so gewählt, dass auf den Messbereich von  $400 \times 400 \text{ mm}^2$  drei Stringer im Abstand von 177 mm aufgebracht werden können, wie es auch im ausgewählten Bereich des A320 der Fall ist. Der Prüfbereich wurde dementsprechend aus AA2024-T3 in 1,6 mm gefertigt.

Die Stringer im Versuch wurden den Originalstringern in Flächenträgheitsmomenten, Querschnitt und E-Modul nachempfunden. Aus fertigungstechnischen Gründen wurde ein einfaches Z-Profil gewählt. Mit einem Abstand von 27 mm wurden die Stringer zunächst mit 4 mm-Blindnieten (im Original: Vollniete) auf dem Prüffeld befestigt. Es stellte sich heraus, dass unter Zugbelastung eine Relativbewegung zwischen Stringern und Hautfeld auftrat, da die Blindniete nicht für eine ausreichende Verbindung sorgen konnten. Die Nieten wurden daher durch Stahlschrauben ersetzt.

#### 4. FE-SIMULATION MIT BRUCH-MECHANISCHER AUSWERTUNG

Die Auslegung der biaxialen Probe und der Versuchskräfte erfolgte anhand Finite-Elemente-Simulation (BILD 3) mit der Software ANSYS. Um eine realitätsnahe Abbildung in der Simulation zu gewährleisten, sind die an das Prüfblech angebrachten Lasteinleitungsarme ebenfalls modelliert worden. Hautfeld und Lasteinleitungsarme sind mit Hexaeder-Elementen mit linearer Ansatzfunktion vernetzt, während die Stringer durch SHELL-Elemente mit linearer Ansatzfunktion und realem Querschnitt realisiert wurden. Das Hautfeld hat in Dickenrichtung vier Elemente. Die Kräfteinleitung im Modell erfolgt im Bereich der Einspannungen über gekoppelte Knotenverschiebungen.

Mit Hilfe des FE-Modells wurde ermittelt, dass beim vorliegenden Probendesign für die betriebsnahen Lasten von  $\sigma_t=53 \text{ MPa}$  und  $\sigma_a=50 \text{ MPa}$  Versuchskräfte von 40 kN in beide Richtungen nötig sind (BILD 4).

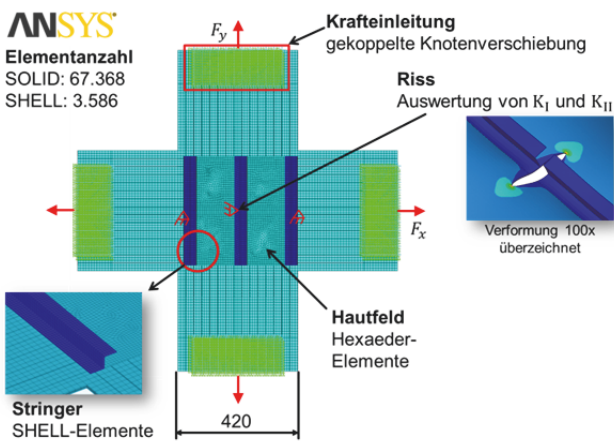


BILD 3: FE-Modell der biaxialen Probe.

Für die bruchmechanische Bewertung kann das FE-Modell mit einem Riss versehen werden. Somit ist es möglich, die Beanspruchung an den Rissspitzen infolge der äußeren Belastung zu bestimmen. Für die Berechnung der Spannungsintensitätsfaktoren  $K_I$ ,  $K_{II}$ ,  $K_{III}$  für die drei Rissmodi kommen die ANSYS-Routinen der Virtual Crack Closure Technique (VCCT), das J-Integral sowie das Interaktions-Integral (CINT, SIFS) zum Einsatz.

BILD 5 zeigt die mit der Simulation berechneten Geometriefunktionen für die biaxiale Probe mit und ohne die drei Stringer. Während der Geometriefaktor  $Y(a)$  in der Probe ohne Stringer mit steigender Risslänge stetig zunimmt, bleibt er in der Variante mit Stringern durch deren versteifende Wirkung mit  $Y=0,88..0,93$  nahezu konstant. Der Einfluss der Stringer auf den wirkenden Spannungsintensitätsfaktor  $K_I$  im Versuch ist damit erheblich. Für einen Riss mit  $2a=200 \text{ mm}$  ergibt sich bereits ein um etwa 10 % höherer Spannungsintensitätsfaktor im Blech in der Variante ohne die Stringer.

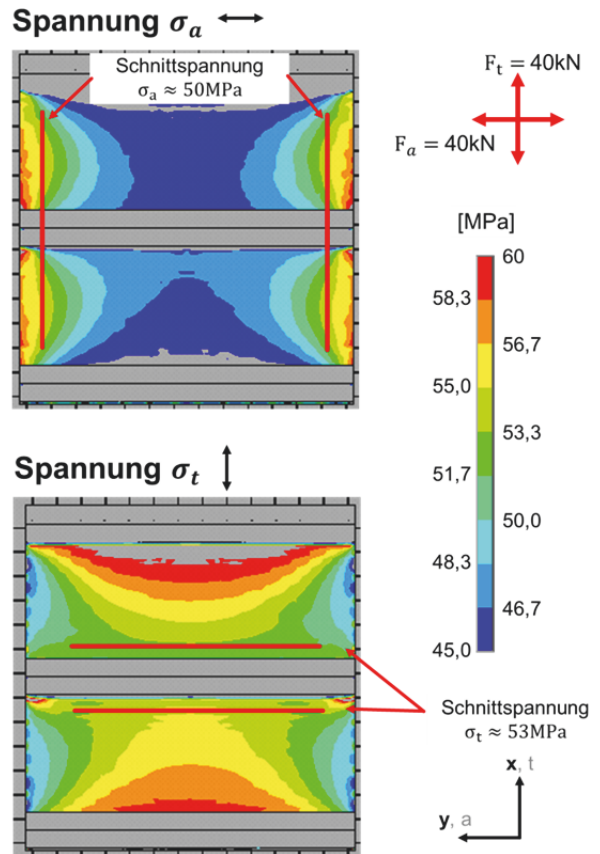


BILD 4: Schnittspannungen für die biaxiale Probe.

Die aufgebrachten Stringer sorgen für eine Versteifung, die insbesondere Einfluss auf den Spannungsintensitätsfaktor und damit den Rissfortschritt hat. FE-Simulation und Versuch zeigen aber auch, dass die Stringer im Versuch nicht in dem Maße Kraft aufnehmen, wie es in der Rumpfstruktur tatsächlich der Fall ist. Um dies realitätsnäher abzubilden, ist jedoch erheblicher Mehraufwand bei der Einspannung der Probe nötig. So könnten etwa die Stringer bis in die Einspannungen geführt und dort mit fixiert werden.

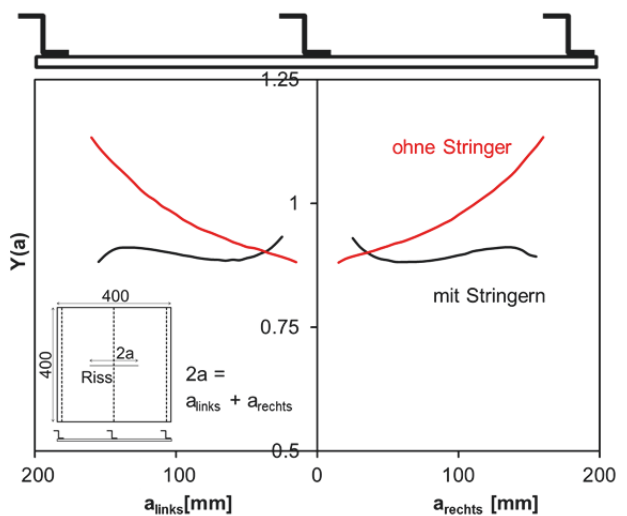


BILD 5: Geometriefunktionen für biaxiale Probe mit und ohne Stringer für einen senkrecht zu den Stringern wachsenden Riss.

## 5. VERSUCHSAUFBAU UND -DURCHFÜHRUNG

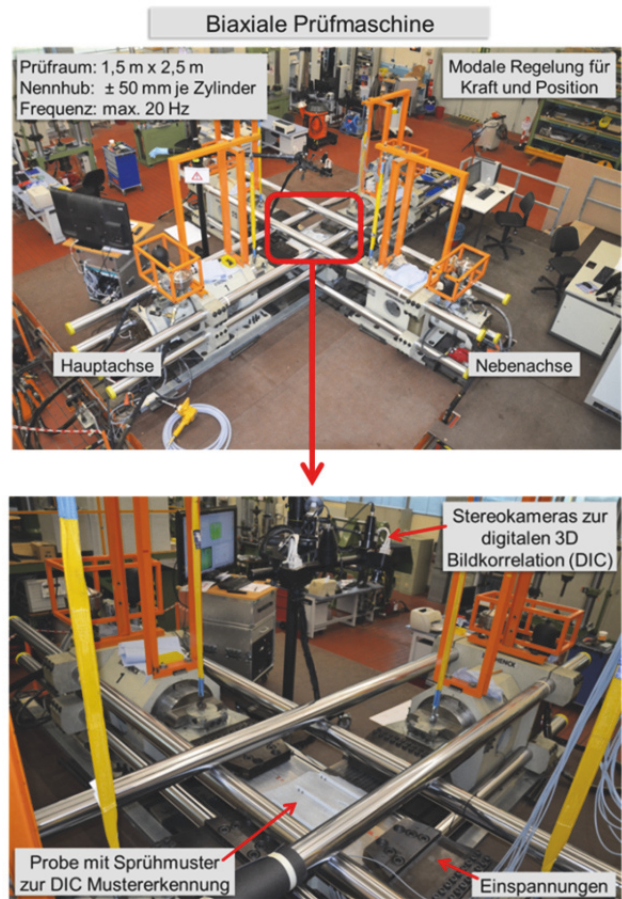
Die Versuchsdurchführung erfolgte auf der biaxialen Prüfmaschine des DLR-Instituts für Werkstoff-Forschung in Köln (**BILD 6**). Im Folgenden wird der Versuchsaufbau und die -durchführung im Detail vorgestellt.

### 5.1. Versuchsaufbau

Vor dem Einspannen in die biaxiale Prüfmaschine wurde die Probe mit XY-Dehnungsmessstreifen (2 auf dem Hautfeld, 2 auf den Stringern) versehen, sodass Dehnungswerte während des Versuchs zur Kontrolle zur Verfügung standen. Zusätzlich kam ein digitales 3D Bildkorrelationssystem (engl. digital image correlation, DIC) zum Einsatz. Die Stereokameras (siehe **BILD 6**) wurden auf einem Stativ so ausgerichtet und kalibriert, dass der gesamte Prüfbereich erfasst wird. Die Software GOM ARAMIS kam zur Analyse der Verschiebungs- und Dehnungsfelder zum Einsatz. Zur DIC-Auswertung muss die Probe mit einem stochastischen schwarz-weiß Sprühmuster (siehe auch **BILD 8**) versehen werden. Da die Kameras auf die Seite ohne Stringer ausgerichtet wurden, konnte der gesamte Prüfbereich bis auf leichte Überschneidungen durch die Nietköpfe bzw. Muttern einwandfrei erfasst werden.

Kraftmessdosen und Positionsgeber befinden sich in bzw. an den Zylindern der biaxialen Prüfmaschine. Die Kraftmessdosen wurden auf eine maximale Kraft von 200 kN für Haupt- und Nebenachse kalibriert.

Die eingesetzte Messtechnik erlaubt die ständige, umfassende Analyse des Zustands der Probe in der Prüfmaschine. Kraft- und Verschiebungssignal der Prüfmaschine, punktuelle Dehnungswerte der DMS sowie Verschiebungs- und Dehnungsfelder des gesamten Prüffelds aus der DIC-Messung können schon während des Versuchs abgeglichen und auf Plausibilität oder mögliche Fehler (z.B. Rissbildung an unerwünschter Stelle, unsymmetrische Probeneinspannung, Fehlkalibrierung von einzelnen Messeinrichtungen) untersucht werden. Nach dem Versuch dienen die erfassten Daten der umfangreichen Auswertung, insbesondere bei der Simulation mit bruchmechanischer Auswertung.



**BILD 6:** Probe in der biaxialen Prüfmaschine.

### 5.2. Versuchsdurchführung

Im ersten Teil des Versuchs wurde die Probe ohne Riss quasistatisch mit verschiedenen Lastverhältnissen und Kräften bis zu 80 kN in der Haupt- sowie Nebenachse belastet. Mit dem DIC-Messsystem wurden Aufnahmen bei den angefahrenen Lasten erstellt, um die daraus berechneten Verschiebungsfelder mit der Simulation zu vergleichen.

Anschließend wurde das Hautfeld sowie der mittlere Stringer durchtrennt, sodass sich ein Anfangskerb von  $2a=25$  mm ergab (siehe **BILD 8**). Zum Erzeugen eines Anrisses wurde senkrecht zum Riss in der Hauptachse mit einer maximalen Kraft von 30 kN bei einem Lastverhältnis von  $R=0,1$  geschwungen, bis sich eine Gesamtrisslänge von  $2a=30$  mm ergab. Im weiteren Verlauf wurde die Probe mit einem Lastverhältnis von  $R=0,1$  bei einer Frequenz von 5 Hz belastet. In Richtung der Stringer und damit senkrecht zum Riss wurde für diesen Versuchsteil mit der maximalen Kraft von  $F_{\max}=40$  kN geprüft, während die Kraft in die andere Richtung noch um 15% (auf  $F_{\max}=46$  kN) erhöht wurde, um ggf. Rissablenkungseffekte auszulösen.

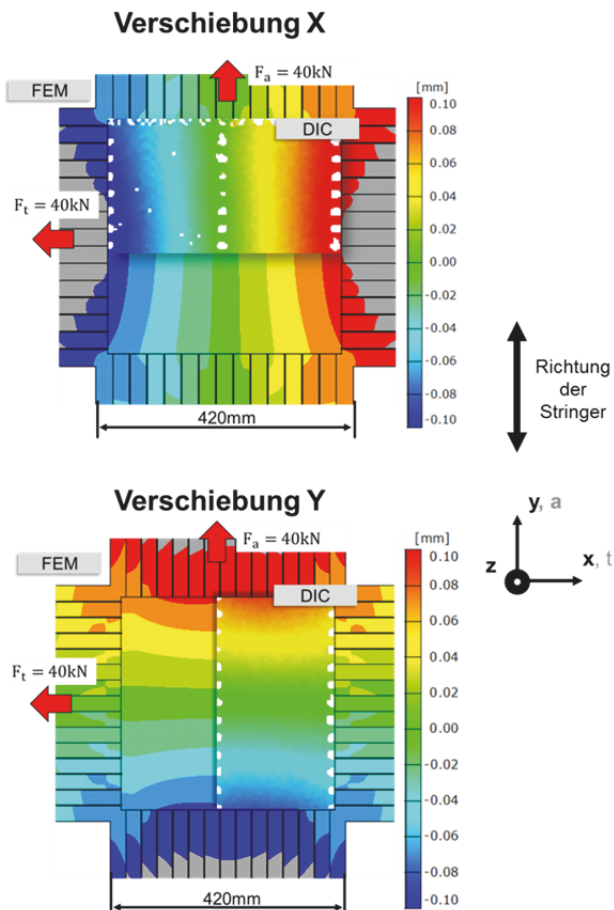
In regelmäßigen Abständen von  $\Delta a=2-4$  mm wurde der Versuch angehalten, um die Position der zwei Risspitzen zu dokumentieren. Dazu wurden diese mit einer Anreißnadel unter Zuhilfenahme eines Lichtmikroskops markiert und die Risslängen gemessen.

## 6. ERGEBNISSE UND DISKUSSION

### 6.1. Randbedingungen im Versuch und im FE-Modell

Ein überlagerter Vergleich der Verschiebungsfelder aus der FE-Simulation und der DIC-Messung für eine Belastung von 40 kN je Achse im rissfreien Zustand zeigt **BILD 7**. Um die gute Übereinstimmung von Experiment und Simulation zu verdeutlichen, sind die Ergebnisse vergleichend nebeneinander, aber nur halbseitig dargestellt. In voller Darstellung zeigt sich in den Verschiebungsfelder weiterhin die hohe Symmetrie im Versuch. Auch die Dehnungswerte der auf die Probe aufgetragenen DMS zeigten eine gute Übereinstimmung sowohl mit der Simulation als auch mit der DIC-Messung. Die Übereinstimmung von Simulation und Versuch war für verschiedene Lasten und Lastverhältnisse gegeben.

Zusammenfassend lässt sich feststellen, dass durch die gewählten Randbedingungen der Simulation die Verschiebungsfelder aus dem Versuch sehr gut wiederspiegelt werden, das Modell also eine hohe Güte besitzt.



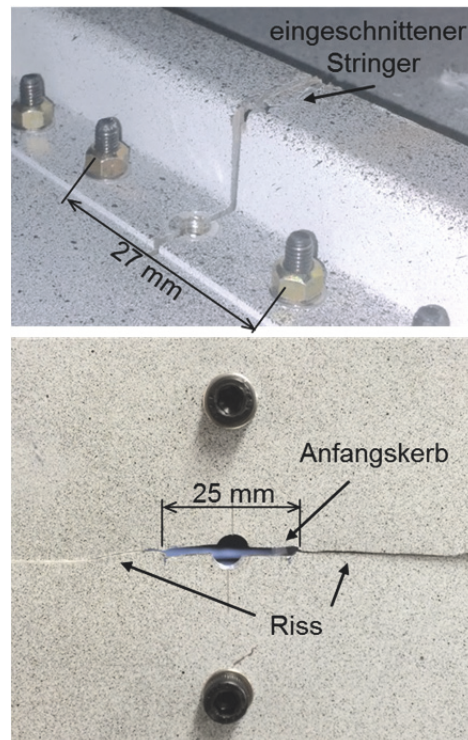
**BILD 7:** Verschiebungsfelder für den quasistatischen Versuch aus Simulation und Experiment im Vergleich.

### 6.2. Rissfortschritt

Linker und rechter Teil des Risses verlängerten sich im Versuch unter der zyklischen Last gleich schnell (**BILD 9**). Dies spricht für eine symmetrische Versuchskonfiguration. Der Riss ist zudem gerade (d.h. senkrecht zu den Strin-

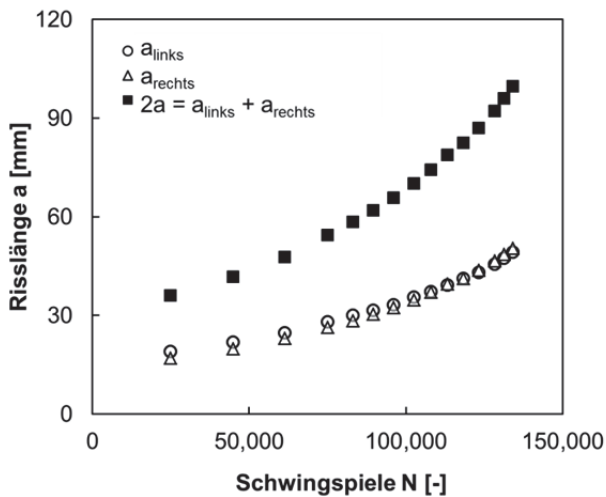
gern) weitergewachsen, ohne eine nennenswerte Auslenkung anzunehmen. Dies ist bei idealem Werkstoffverhalten auch zu erwarten, da es nur zu reiner Mode I Belastung kommt. Dennoch wäre eine Ablenkung denkbar, da es durch Inhomogenitäten im Material zu einer Schubbeanspruchung an der Rissspitze und damit zu einer Mode II Belastung sowie Rissablenkung kommen kann. Durch die zweiachsige Belastung und insbesondere die höhere Last in Rissrichtung würde dann ein Abknicken begünstigt.

Zur weiteren Auswertung wurde die Rissfortschrittsgeschwindigkeit  $da/dN$  über dem zyklischen Spannungsintensitätsfaktor  $\Delta K$  – berechnet mit Hilfe der Geometriefunktion für die biaxiale Probe (**BILD 5**) – aufgetragen, siehe **BILD 10**. Es zeigt sich, dass die aus dem biaxialen Versuch ermittelte Rissfortschrittskurve zu solchen passt, die der Literatur für einachsige Versuche entnommen werden können. Die per FE-Simulation bestimmte Geometriefunktion bzw. der daraus berechnete Spannungsintensitätsfaktor gibt damit die Beanspruchung an der Risspitze unter Belastung sehr gut wieder. Die biaxiale Belastung hat in diesem Fall offensichtlich keinen erkennbaren Einfluss auf die Rissfortschrittsgeschwindigkeit, wie es auch aus der Literatur bekannt ist [10].

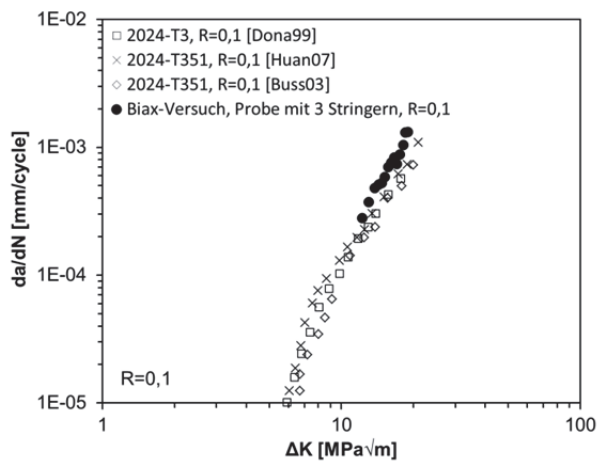


**BILD 8:** Detailaufnahmen des eingeschnittenen Stringers, des Anfangskerbs und dem zu beiden Seiten fortschreitenden Riss. Das schwarz-weiße Sprengelmuster wurde für die DIC-Erkennung aufgebracht.

Das Zusammenspiel aus bruchmechanischer Simulation und biaxialen Versuch zeigt insgesamt sehr gute Ergebnisse. Besonders wichtig ist das Wissen um den wirkenden Spannungsintensitätsfaktor, damit die Belastung infolge des Risses bekannt ist. Erst so können unerwartete Effekte, etwa des Materials, der Struktur oder der Umgebungsbedingungen, erkannt und untersucht werden.



**BILD 9:** Risslänge von linker und rechter Risspitze sowie die Gesamtrisslänge ( $2a$ ) des biaxialen Versuchs.



**BILD 10:** Rissfortschrittsverhalten der biaxialen Hautfeld-Stringer-Probe im Vergleich zu an Standardproben ermittelten Literaturwerten [11, 12, 13].

## 7. ZUSAMMENFASSUNG UND AUSBLICK

Ausgehend von betriebsnahen Lasten wurde ein biaxialer Versuch einer Haut-Stringer-Struktur unter Zug-Zug-Belastung durchgeführt. Die Verschiebungsfelder aus DIC-Messung und FE-Simulation zeigen sehr gute Übereinstimmung. Für das Szenario eines gerissenen Stringers wurde die Probe zyklischer Belastung ausgesetzt und auf das Ermüdungsrissverhalten untersucht. Mit Hilfe der Simulation mit bruchmechanischer Auswertung konnte das Rissfortschrittsverhalten der biaxialen Probe auf das von Standard-Proben zurückgeführt werden, was zu sehr guter Übereinstimmung mit den Literaturdaten führt.

Es wurde gezeigt, dass die Simulation und die bruchmechanische Auswertung für komplexe Strukturen anwendbar ist. Zukünftig kann der Weg „rückwärts“ gegangen werden: Mit Materialdaten von Standard-Proben kann das Rissfortschrittsverhalten und die sich ergebende Lebensdauer in komplexen Strukturen mit Hilfe der FE-Simulationen vorhergesagt werden. Daher soll eine bruchmechanische Auswerteroutine auch in das Rumpfdimensionierungstool integriert werden, um im Rumpf selbst die Spannungsintensitätsfaktoren und das Rissfort-

schrittsverhalten abschätzen zu können. Wird somit Rissfortschritt simuliert, sind auch die ermittelten Rissfortschrittsdaten des biaxialen Versuchs essentiell. Eine Bewertung bezüglich Damage Tolerance und Lebensdauer ist dann schon im Auslegungsprozess für reale Betriebsbedingungen möglich.

Zu beachten ist, dass im Einzelfall die Anwendbarkeit für andere Materialien, Materialklassen, Verbindungstechniken, Umgebungseinflüsse etc. geprüft werden muss. Beispielhaft genannt sei an dieser Stelle das anisotrope Verhalten von Aluminium-Lithium-Legierungen, bei denen Rissablenkung zu ungewöhnlichen Risspfaden führt [14].

## 8. DANKSAGUNG

Die vorliegende Arbeit entstand im Rahmen des DLR-Projekts „Integrierte Lastanalyse im DLR“ (iLoads).

Die Autoren möchten Christian Sick und Ines Druschke für die Durchführung des biaxialen Versuchs danken!

## 9. LITERATUR

- [1] Staley, J. & Lege, D. Advances in aluminium alloy products for structural applications in transportation  
Journal de Physique, 1993, Vol. 3, IV, Colloque C7, supplement au Journal de Physique 111, S. 179-190
- [2] Laham, S.  
Stress intensity factor and limit load handbook  
British Energy Generation Ltd, 1998, Issue 2
- [3] Liu, A.  
Summary of Stress-Intensity Factors  
ASM Handbook Volume 19, Fatigue and Fracture, ASM International, 1996
- [4] Scherer, J.; Kohlgrüber, D.; Dorbath, F.; Sorour, M.: A Finite Element based Tool Chain for Structural Sizing of Transport Aircraft in Preliminary Aircraft Design, DLRK 2013, Stuttgart, DocumentID: 301327
- [5] Geier, M.; Kohlgrüber, D.; Schwinn, J.; Breitbarth, E.  
Definition und Anwendung eines Lastenprozesses zur Ableitung realistischer Bauteiltest im DLR Projekt iLOADS  
DLRK 2016, Braunschweig, 13.-15. September 2016.
- [6] Nagel, B.; Böhnke, D.; Gollnick, V.; Schmollgruber, P.; Rizzi, A.; La Rocca, G.; Alonso, J.J.  
Communication in aircraft design: can we establish a common language?  
Paper presented at the 28th Congress of the International Council of the Aeronautical Sciences (ICAS), 23-28 September 2012, Brisbane
- [7] Mönch, E. & Galster, D.  
A method for producing a defined uniform biaxial tensile stress field  
British Journal of Applied Physics, 1963, 14, S. 810-812
- [8] Dalle Donne, C.; Trautmann, K.H. & Amstutz, H.  
Cruciform specimens for in-plane biaxial fracture, deformation and fatigue testing  
Multiaxial Fatigue and Deformation: Testing and Prediction, ASTM STP, 2000, 1387, S. 405-422

- [9] Kelly, D. A.  
Problems in creep testing under biaxial stress systems  
The Journal of Strain Analysis for Engineering Design, 1976, 11, S. 1-6
- [10] Liu, A.; Allison, J. E.; Dittmer, D. & Yamane, J.  
Effect of Biaxial Stresses on Crack Growth Fracture Mechanics, ASTM STP 677, ASTM International, 1979, 11, S. 5-22
- [11] Donald, K. & Paris, P. C.  
An evaluation of  $\Delta K_{eff}$  estimation procedures on 6061-T6 and 2024-T3 aluminum alloys  
International Journal of Fatigue, 1999, 21, Supplement 1, S. 47-57
- [12] Huang, X. & Moan, T.  
Improved modeling of the effect of R-ratio on crack growth rate  
International Journal of Fatigue, 2007, 29, S. 591 – 602
- [13] Bussu, G. & Irving, P.  
The role of residual stress and heat affected zone properties on fatigue crack propagation in friction stir welded 2024-T351 aluminium joints  
International Journal of Fatigue, 2003, 25, S. 77 - 88
- [14] Chen, D. & Chaturvedi, M.  
Near-threshold fatigue crack growth behavior of 2195 aluminum-lithium-alloy—prediction of crack propagation direction and influence of stress ratio  
Metallurgical and Materials Transactions A, Springer, 2000, 31, S. 1531-1541