



Technische
Universität
Braunschweig



Gegenseitige Beeinflussung von Rissen und Beulen in schubbelasteten Aluminiumpanels

Julia Bierbaum

TU Braunschweig, Institut für Flugzeugbau und Leichtbau

Niedersächsisches Forschungszentrum für Luftfahrt -
Forschungsbericht 2014-02



Gegenseitige Beeinflussung von Rissen und Beulen in schubbelasteten Aluminiumpanels





TU Braunschweig - Niedersächsisches Forschungszentrum für
Luftfahrt

Berichte aus der Luft- und Raumfahrttechnik

Forschungsbericht 2014-02

Gegenseitige Beeinflussung von Rissen und Beulen in schubbelasteten Aluminiumpanels

Julia Bierbaum

TU Braunschweig - Institut für Flugzeugbau und Leichtbau

Diese Arbeit erscheint gleichzeitig als von der Fakultät für Maschinenbau der Technischen Universität Carolo-Wilhelmina zu Braunschweig zur Erlangung des akademischen Grades eines Doktor-Ingenieur genehmigte Dissertation.



Herausgeber der NFL Forschungsberichte:

TU Braunschweig - Niedersächsisches Forschungszentrum für Luftfahrt
Hermann-Blenk-Straße 27 · 38108 Braunschweig
Tel: 0531-391-9822 · Fax: 0531-391-9804
Mail: nfl@tu-braunschweig.de
Internet: www.tu-braunschweig.de/nfl

Titelbild: Artur Frost

Copyright Titelbild: Fakultät für Maschinenbau, TU Braunschweig

Bibliografische Information der Deutschen Nationalbibliothek
Die Deutsche Nationalbibliothek verzeichnet diese Publikation in der
Deutschen Nationalbibliografie; detaillierte bibliografische Daten
sind im Internet über <http://dnb.d-nb.de> abrufbar.

1. Aufl. - Göttingen: Cuvillier, 2014
Zugl.: (TU) Braunschweig, Univ., Diss., 2014

978-3-95404-646-1

© CUVILLIER VERLAG, Göttingen 2014
Nonnenstieg 8, 37075 Göttingen
Telefon: 0551-54724-0
Telefax: 0551-54724-21
www.cuvillier.de

Alle Rechte vorbehalten. Ohne ausdrückliche Genehmigung
des Verlages ist es nicht gestattet, das Buch oder Teile
daraus auf fotomechanischem Weg (Fotokopie, Mikrokopie)
zu vervielfältigen.

1. Auflage, 2014

Gedruckt auf umweltfreundlichem, säurefreiem Papier
aus nachhaltiger Forstwirtschaft.

978-3-95404-646-1



Gegenseitige Beeinflussung von Rissen und Beulen in schubbelasteten Aluminiumpanels

Von der Fakultät für Maschinenbau der
Technischen Universität Carolo-Wilhelmina zu Braunschweig

zur Erlangung der Würde eines
Doktor-Ingenieur
(Dr.-Ing.)

genehmigte
Dissertation

von

Dipl.-Ing. Julia Bierbaum
aus Hamburg

eingereicht am: 08. August 2013

mündliche Prüfung am: 13. Dezember 2013

Gutachter: Prof. Dr.-Ing. Peter Horst
Prof. Dr.-Ing. habil. Norbert Huber

Vorsitzender: Prof. Dr.-Ing. Peter Hecker

2014





Danksagung

Diese Dissertation ist während meiner wissenschaftlichen Tätigkeit am Institut für Flugzeugbau und Leichtbau der Technischen Universität Braunschweig entstanden. Somit haben zum erfolgreichen Abschluss sehr viele Personen beigetragen. Sie alle im Einzelnen zu erwähnen wäre zu umfangreich wäre, aber sie werden beim Lesen dieser Zeilen wissen, dass sie an dieser Stelle gemeint sind. Ich danke allen ganz herzlich für die vielseitige Unterstützung, die ich in den vergangenen Jahren erfahren habe.

Ein besonderer Dank gehört allen voran Professor Peter Horst. Sie haben mir die Promotion ermöglicht und mich in der Zeit am Institut mit Ihren Ratschlägen und Ideen, vielen Freiheiten und konstruktiver Kritik immer wieder motiviert und die Arbeit maßgeblich vorangetrieben. Ganz herzlichen Dank dafür.

Ebenfalls möchte ich mich bei Herrn Professor Norbert Huber für die Übernahme des Zweitgutachtens bedanken. Sie waren bereit diese Arbeit zu bewerten, obwohl wir uns erst am Tag der Verteidigung kennen gelernt haben. Für Ihren Einsatz zum Gelingen danke ich Ihnen. Den Vorsitz der Prüfungskommission hat Professor Peter Hecker übernommen, wofür ich Ihnen herzlich danken möchte.

Darüber hinaus gilt mein Dank allen Kollegen, die während meiner Zeit ebenfalls am Institut tätig waren und die mit vielen Diskussionen diese Arbeit vorangebracht haben, sowie den Mitarbeitern aus der Werkstatt, ohne die die Durchführung der Versuche nicht möglich gewesen wäre. An dieser Stelle sei besonders Astrid erwähnt. Nicht nur als Raumteilerin hast Du mir immer mit Rat und Tat zur Seite gestanden, sondern auch mit Deinen Anmerkungen zu dieser Arbeit sehr geholfen. Danke für alles.

Ebenfalls zum erfolgreichen Gelingen dieser Promotion haben natürlich meine Freunde und meine Familie beigetragen. Denn ihr habt mich zwischendurch mal auf andere Gedanken gebracht und euch mit mir über Erfolge gefreut, so dass es doppelt schön war.

Der größte Dank geht aber an meine Eltern und Geschwister. Es ist geschafft und ihr haltet "den Aufsatz" in den Händen. Eure Geduld und der stete Zuspruch waren die wichtigste Unterstützung in den vergangenen Jahren. Immer wieder habt ihr mich aufgebaut, mit großen und kleinen Gesten motiviert und gezeigt, dass ihr zu jeder Zeit voll hinter mir steht. Dafür kann ich euch gar nicht oft genug danken! Ich bin froh, dass es euch gibt.





Übersicht

Bei der Auslegung moderner Flugzeugstrukturen muss die Zuverlässigkeit der Bauteile nachgewiesen werden. Zwei der nachzuweisenden Disziplinen sind das Stabilitäts- und Damage Tolerance Verhalten. Sie werden in Metallen aufgrund ihrer unterschiedlichen, kritischen Lastfälle in der Regel getrennt betrachtet. Das kombinierte Auftreten ist aber in Form von so genannten accidental damages z.B. in Rumpfschalen wahrscheinlich.

Im Rahmen dieser Arbeit wird explizit der wechselseitige Einfluss von Schubbeulen und Rissen in Aluminiumstrukturen untersucht. Durch die Schubbeule wird eine Hauptspannung verursacht, die einem Zugfeld gleicht. Sie verändert sich im Panel und über seine Dicke und ist außerdem von der Ausprägung der Beulverformung abhängig. Dies lässt Effekte auf einen Riss und sein Wachstum erwarten. Gleichzeitig wird eine steigende Risslänge das Beulverhalten beeinflussen. Es soll die Frage beantwortet werden, inwiefern aktuelle Abschätzungen zu nicht konservativen Ergebnissen führen, wenn die Kombination auftritt.

Schubversuche an gerissenen, unversteiften, quadratischen Aluminiumpanels verknüpfen die Stabilitäts- und Damage Tolerance Problematik. Mittels der Versuche wird nachgewiesen, dass die Kombination von Rissen und Beulen bei ausreichend hoher Last zu Rissfortschritt führt. Verschiedene Versuchskonfigurationen, Risspositionen und -orientierungen ermöglichen die Diskussion der Einflüsse auf das Risswachstum. Wesentlich ist die maximale Hauptspannung, die aufgrund des Zugfeldes in der Diagonalen des Panels entsteht.

Darüber hinaus werden die Versuchspanels mit Finite Elemente Modellen simuliert und berechnet. Die validierten Modelle ermöglichen eine detaillierte Analyse und Prognose des Panelverhaltens mit zunehmender Risslänge. Darüber hinaus erfolgt eine Auswertung der Rissspitzenbelastung über die Berechnung von Konturintegralen. Sie zeigt, dass das Biegemoment, welches aus der out-of-plane Verformung entsteht, den beliebig orientierten Riss über der Paneldicke beeinflusst. Für den Rissfortschritt bleibt aber die maximale Hauptspannung maßgeblich.

Basierend auf den Erkenntnissen der Versuchs- und FE-Ergebnissen, werden Berechnungsmodelle entwickelt, die jeweils eine vereinfachte Methode zur Rissfortschrittsprognose darstellen. Sie erlauben zum einen eine sehr einfache und kostengünstige Abschätzung des Rissfortschrittsverhaltens ausschließlich für kleine Risslängen, zum anderen eine aufwändigere Näherungslösung, die das Endversagen des Panels berücksichtigt. Letztere führt zu tendenziell sehr guten und konservativen Abschätzungen der Panellebensdauer. Die Berechnungsmodelle bestätigen, dass die zunehmende out-of-plane Verformung bedingt durch steigende Risslängen das Risswachstum beschleunigt. Eine Vernachlässigung dieses Effekts führt zu einer Überschätzung der ertragbaren Lastwechsel.

Abstract

In aeronautics, buckling stability failure and damage tolerance behaviour are two of the main drivers for the design of metallic structures. Regarding their reliability they are treated separately due to their different critical loading conditions. Nonetheless, a combined occurrence of cracks and buckling is likely, considering accidental damages, for example in fuselage side shells.

This work analyses the reciprocal interaction of shear buckling and cracks in aluminium structures. Out-of-plane deformation of a buckle leads to stress distribution which is similar to a tensile load case. Its strength varies depending on the strength of the buckle, the position in the panel and over the panel thickness. Therefore influences on a crack can be expected. At the same time crack propagation will change the buckling behaviour as well. This leads to the question whether standard methods to predict a structure's reliability for a combined occurrence are sufficient or not.

Shear tests on unstiffed, quadratic aluminium panels containing a crack realise the combination of shear buckling and cracks. The results show that shear load of sufficient value leads to crack propagation. Influences on the crack propagation behaviour are discussed due to a variation of test set-ups, crack positions and orientations. The main influencing factor for all cases is the maximum principle stress resulting from the tensile field of the out-of-plane deformation.

Finite element method permits a simulation of the test panels. Once the model is validated a detailed analysis and prediction of the panel behaviour for different conditions and crack lengths is possible. An analysis of contour integrals give information about the crack tip loading. The results show an influence of the bending moment caused by the out-of-plane deformation on the crack tip loading over the panel thickness. The maximum principle stress remains the main influencing factor for the crack propagation.

Based on the test and finite element results calculation methods are developed. They offer a simplified approach for a crack propagation prediction. The first method is simple and cost-efficient satisfying the analysis of short cracks. The second is more complex giving a good approximate solution for the total failure of the panel, which in general is a conservative estimate. Both methods confirm an increasing crack propagation rate due to an increasing out-of-plane deformation for larger cracks. Neglecting this effect leads to an overestimation of endured load cycles.



Inhaltsverzeichnis

Übersicht	vii
Abstract	viii
Abbildungsverzeichnis	xiii
Tabellenverzeichnis	xvii
Symbolverzeichnis	xix
1 Motivation	1
1.1 Stand der Forschung	3
1.1.1 Einfluss von Rissen auf das Stabilitätsverhalten	4
1.1.2 Einfluss von Krümmungen auf Risse	4
1.2 Darstellung der Vorgehensweise	6
2 Grundlagen	7
2.1 Bruchmechanik	7
2.1.1 Rissbeanspruchungsarten	8
2.1.2 Spannungs- und Verschiebungsfeld an einer Rissspitze	8
2.1.3 Berechnung der Spannungsintensitätsfaktoren K	10
2.1.4 Energiefreisetzungsrate G	13
2.1.5 J -Integral	14
2.1.6 Rissfortschritt bei zyklischer Belastung	15
2.2 Stabilitätsverhalten von Schubpanels	17
2.2.1 Berechnung des kritischen Beulwertes	17
2.2.2 Zug- und Druckfelder unter Schubbelastung	18
2.3 Finite Elemente Methoden	19
2.3.1 Nichtlineare Finite Elemente Methode	20
2.3.2 Bruchmechanik in der FEM	20
2.3.3 Stabilitätsberechnung	24
3 Versuche	25
3.1 Versuchsaufbau	25
3.1.1 Prüfeinrichtung PApS	25
3.1.2 Messtechnik	27
3.2 Versuchsvorbereitung	32
3.3 Versuchsdurchführung	33



Inhaltsverzeichnis

3.4	Darstellung und Vergleich der Versuchsergebnisse	35
3.4.1	Referenz-Panel T_2.0_40_o+Z1	35
3.4.2	Veränderung der Rissorientierung α - Panels T_2.0_40_o+Z1-3	43
3.4.3	Veränderung der Paneldicke t - Panels T_3.2_83_o+Z1-3	45
3.4.4	Veränderung der Schubkraft $F_{S,max}$ - diverse Panels	47
3.4.5	Veränderung der Rissposition x, y - Panels T_2.0_40(50)_o+A1	49
3.4.6	Variation der Belastungsart - Panels T_2.0_XX_o+-(++)Z1	51
3.4.7	Vorerüdung der Panels - Panels T_X_m+Z	56
3.4.8	Zusammenfassung der Versuchsergebnisse	60
3.5	Diskussion von stochastischen Effekten und Umwelteinflüssen	61
3.5.1	Fehler im Material	61
3.5.2	Imperfektionen	62
3.5.3	Prüfemperatur	62
3.5.4	Einbau des Panels	63
3.5.5	Ermüdung der Prüfvorrichtung	64
3.5.6	Fazit	64
4	Finite Elemente Methode	65
4.1	Modellbeschreibung	65
4.1.1	Gerissene FE-Modelle	68
4.1.2	Ungerissene FE-Modelle	69
4.2	Berechnung, Auswertung und Validierung der FE Modelle	70
4.2.1	Auswertung der FE-Ergebnisse	70
4.2.2	Validierung der FE-Modelle an ungerissenen Panels	71
4.3	Darstellung und Vergleich der FE-Ergebnisse	74
4.3.1	Spannungsverteilung im ungerissenen Zustand	75
4.3.2	Referenzpanel p_2.0_40_o+Z1	76
4.3.3	Veränderung der Paneldicke t	78
4.3.4	Veränderung der Schubkraft $F_{S,max}$	79
4.3.5	Veränderung der Rissposition x, y	79
4.3.6	Wechselnde Belastung	82
4.3.7	Zusammenfassung der FE Ergebnisse	83
4.4	Auswertung der Spannungsintensitätsfaktoren	84
4.4.1	Schalenelemente	84
4.4.2	Solidelemente	90
4.4.3	Einfluss der out-of-plane Verformung auf K_I	97
4.4.4	Zusammenfassung	99
5	Ansätze zur Rissfortschrittsberechnung	101
5.1	Ansatz 1: Nichtbeachtung der Beulverformung (ungebeulter Zustand, konstante Schubspannung)	101
5.1.1	Zentrale Risse	102
5.1.2	Außermittige Risse	102



5.2	Ansatz 2: Konstanter Einfluss der Beulverformung (gebeulter Zustand, Buecknersches Prinzip)	105
5.2.1	Zentrale Risse	108
5.2.2	Außermittige Risse	110
5.2.3	Zusammenfassung der Ergebnisse	110
5.3	Ansatz 3: Berücksichtigung der wechselseitigen Beeinflussung von Rissfortschritt und Beulverformung (K_I -Faktor-Lösung)	112
5.3.1	Zentrale Risse	112
5.3.2	Außermittige Risse	113
5.3.3	Zusammenfassung der Ergebnisse	115
5.4	Fazit	115
6	Zusammenfassung	119
	Literaturverzeichnis	123
A	Abbildungen	132
B	Tabellen	155
C	Grundlagen und Versuchsauswertung	172





Abbildungsverzeichnis

1.1	Vergleich von σ_1 eben und gebeult	2
2.1	Prinzipskizze der Rissmodi	8
2.2	Plastische Zone an Rissspitzen	10
2.3	Riss unter Einzellast	11
2.4	prinzielle Darstellung des J -Integral	14
2.5	prinzielle Rissfortschrittskurve	16
2.6	Darstellung von Schalen-Quaterpointelementen	21
2.7	Integrationspfad eines Flächenintegrals	22
3.1	Versuchsaufbau	26
3.2	Prinzipskizze der Versuchseinrichtung PApS	26
3.3	ARAMIS® Auswertung Methodenvergleich 1	28
3.4	ARAMIS® Auswertung Methodenvergleich 2	29
3.5	Messung der Risslänge mit Digitalkamera und -mikroskop	31
3.6	Definition der Versuchspanels	32
3.7	Erläuterung des Panelnamens	33
3.8	Prinzipskizze des Testpanels T_2.0_40_o+Z1	35
3.9	Rissfortschrittsergebnisse von T_2.0_40_o+Z1	36
3.10	Prinzip der Auswertung der Rissspitze in Schlißbildern	37
3.11	Rissspitzenverlauf über Paneldicke für verschiedene Risslängen	38
3.12	ARAMIS®-Grafiken für u_3 bei $F_{S,max}$ von T_2.0_40_o+Z1	39
3.13	ARAMIS®-Schnitte für u_3 bei $F_{S,max}$ von T_2.0_40_o+Z1	39
3.14	DMS-Ergebnisse von T_2.0_40_o+Z1 mit $2a = 0$ mm	41
3.15	DMS-Ergebnisse von T_2.0_40_o+Z1 mit zunehmender Risslänge	42
3.16	Versuchsergebnisse a über N und $u_{3,max}$ von T_2.0_40_o+Z1 bis Z3	44
3.17	Versuchsergebnisse der DMS von T_2.0_40_o+Z1 bis Z3	44
3.18	Versuchsergebnisse von T_3.2_83_o+Z1 bis Z3	46
3.19	Versuchsergebnisse von T_3.2_83_o+Z1 bis Z3	46
3.20	Rissfortschrittsgeschwindigkeiten für verschiedene Schubbelastungen	47
3.21	Prinzipskizze des Testpanels T_2.0_40_o+A1	49
3.22	Rissfortschritt von T_2.0_40_o+A1	50
3.23	Prinzipskizze für Versuche mit wechselnder Belastung	52
3.24	Rissfortschritt von T_2.0_40_o+-Z1 und T_2.0_50_o+-Z1	52
3.25	u_3 bei wachsender Risslänge von T_2.0_40_o+-Z1	54
3.26	Versuchsergebnisse von T_2.0_40_o++Z1	55
3.27	Prinzipskizze des Testpanels T_2.0_50_m+-Z1	56
3.28	Versuchsergebnisse von T_2.0_50_m+-Z1	57



Abbildungsverzeichnis

3.29	Rissfortschritt $2a$ über N von T_2.0_40_m+Z und T_2.0_50_m+Z . . .	58
3.30	Rissfortschritt $2a$ über N von T_3.2_83_m+Z und T_3.2_100_m+Z . .	59
3.31	Einfluss der Hallentemperatur auf $u_{3,max}$ -Verformung	63
4.1	Finite Elemente Modell des Schubpanels	66
4.2	Zwangsbedingungen des FE Modells	67
4.3	FE Modell des Schubpanels	69
4.4	Vergleich der u_3 -Verformung eines ungerissenen Panels	71
4.5	Vergleich der u_3 -Verformung bei steigender Last	74
4.6	Verteilung von σ_1 im ungerissenen Panel	75
4.7	Vergleich von Versuchs- und FE Ergebnissen - Teil 1	77
4.8	FE-Ergebnisse (S8R5) für τ_{kr} für zentrale Risse	78
4.9	FE-Ergebnisse bei variierender Schubkraft für Paneldicken $t = 2,0$ mm	80
4.10	Prinzipiskizze zur Modellierung der Rissverschiebung	80
4.11	Beulverformungsbild von p_2.0_40_o+A1 bei $2a \approx 110$ mm	81
4.12	FE-Ergebnisse von $\sigma_{1,max}$ und $\gamma_{S,max}$ für außermittige Risse	82
4.13	FE-Ergebnisse bei negativer Schubkraft für Paneldicke $t = 2,0$ mm . .	83
4.14	K_I bei Schalenelementen	85
4.15	K_{II} bei Schalenelementen	86
4.16	K_I und K_{II} für außermittige Risse bei Schalenelementen	88
4.17	K_I und K_{II} bei negativer Schubkraft	89
4.18	K_I bei Solidelementen	91
4.19	K_I über Paneldicke bei Solidelementen	92
4.20	Rissöffnung über der Dicke bei positiver Schubkraft	92
4.21	Prozentuale Abweichung ΔK_I vom Mittelwert	93
4.22	K_{II} über Paneldicke bei Solidelementen	94
4.23	K_I und K_{II} für negative Schubkraft über der Dicke	95
4.24	Rissöffnung über der Dicke bei negativer Schubkraft	96
4.25	Prozentuale Abweichung ΔK_I vom Mittelwert für $F_{S,max} = -40$ kN .	96
4.26	Einfluss der out-of-plane Verformung auf K_I	98
4.27	K_I über der Dicke im ungebeulten Zustand	98
5.1	Rissfortschrittsvergleich Versuch und Analytik (ungebeult, mittig) . .	103
5.2	Rissfortschrittsvergleich Versuch und Analytik (ungebeult, außermittig)	104
5.3	FE-Verteilung der Hauptspannung σ_1 entlang der Diagonalen	106
5.4	Prinzipiskizzen zur Anwendung des Bueckner-Prinzips	107
5.5	Rissfortschrittsvergleich Versuch und Analytik (Bueckner, mittig) . .	109
5.6	Rissfortschrittsvergleich Versuch und Analytik (Bueckner, außermittig)	111
5.7	Funktion $K_I(a)$	113
5.8	Rissfortschrittsvergleich Versuch und Analytik ($K(a)$, mittig)	114
5.9	Rissfortschrittsvergleich Versuch und Analytik ($K(a)$, außermittig) . .	116
A.1	Zugfeldtheorie	132
A.2	Darstellung von Solid-Quaterpointelemente	133



A.3	Schliffbild einer Risspitze mit $a = 56,5$ mm	133
A.4	Versuchsergebnisse von T_2.0_50_o+Z1 bis Z3	134
A.5	Versuchsergebnisse bei unterschiedlichen $F_{S,max}$ mit $t = 3,2$ mm	135
A.6	Versuchsergebnisse von T_2.0_40_o+A1 und T_2.0_50_o+A1	136
A.7	Versuchsergebnisse von T_2.0_40_o+-Z1 und T_2.0_50_o+-Z1	137
A.8	Versuchsergebnisse von T_2.0_40_o++Z1	138
A.9	Versuchsergebnisse von T_2.0_45_o++Z1	138
A.10	Rissfortschrittsbilder bei Vorermdung	139
A.11	Prinzipskizze f#r Versuche mit Vorermdung	139
A.12	Versuchsergebnisse von T_2.0_40_m100+Z	140
A.13	Versuchsergebnisse von T_2.0_50_om+Z	141
A.14	Versuchsergebnisse von T_3.2_83_om+Z und T_3.2_100_om+Z	142
A.15	Vergleich von Versuchs- und FE Ergebnissen - Teil 2	143
A.16	FE-Ergebnisse (S8R5) bei variierender Kraft f#r $t = 3,2$ mm	144
A.17	Vergleich der u_3 -Verformung von p_2.0_50_o+A1 bei $2a \approx 140$ mm	144
A.18	Vergleich von $u_{3,max}$ Versuch und FE f#r au#ermittige Risse	145
A.19	FE-Ergebnisse (S8R5) f#r τ_{kr} f#r au#ermittige Risse und $-F_S$	145
A.20	Auszug aus FEM-Ergebnisdatei	146
A.21	Spannungsintensit#tsfaktoren K_I von Solid- und Schalenelementen	147
A.22	Spannungsintensit#tsfaktoren K_I #ber Paneldicke bei Solidelementen	147
A.23	Prozentuale Abweichung ΔK_I vom Mittelwert	148
A.24	Spannungsintensit#tsfaktoren K_{II} #ber Paneldicke bei Solidelementen	148
A.25	K_I und K_{II} f#r -50 kN #ber t	149
A.26	Prozentuale Abweichung ΔK_I vom Mittelwert f#r $F_{S,max} = -50$ kN	149
A.27	Rissfortschrittsvergleich Versuch und Analytik (eben, mittig)	150
A.28	Rissfortschrittsvergleich Versuch und Analytik (eben, au#ermittig)	151
A.29	Rissfortschrittsvergleich Versuch und Analytik (Bueckner, au#ermittig)	151
A.30	Rissfortschrittsvergleich Versuch und Analytik (Bueckner, mittig)	152
A.31	Rissfortschrittsvergleich Versuch und Analytik ($K(a)$, mittig)	153
A.32	Rissfortschrittsvergleich Versuch und Analytik ($K(a)$, au#ermittig)	154
C.1	Prinzip des DIC	173
C.2	Skizze zur Auswertung des induktiven Wegaufnehmers	175





Tabellenverzeichnis

3.1	Ertragene Lastwechsel bei Schubkraftänderung	48
4.1	Vergleich der Versuchs- und FE-Ergebnisse	73
4.2	Werte und Vergleich von K_I , K_{II} für S8R5_2.0_40_o+Z1	87
B.1	Übersicht der Materialkennwerte Al6056-T4	155
B.2	Übersicht der Materialkennwerte Al6056-T651 und Al6056-T6	155
B.3	Übersicht aller Versuchspanels Teil 1	156
B.4	Übersicht aller Versuchspanels Teil 2	157
B.5	Übersicht aller Versuchspanels Teil 3	158
B.6	Übersicht der DMS-Positionen und aller Kalibrierfaktoren Teil 1	159
B.7	Übersicht der DMS-Positionen und aller Kalibrierfaktoren Teil 2	160
B.8	Konvergenzanalyse zu Bestimmung der Netzfeinheit (Schale)	161
B.9	Konvergenzanalyse zu Bestimmung der Netzfeinheit (Solid)	161
B.10	Werte und Vergleich von K_I , K_{II} für S8R5_2.0_43_o+Z1	162
B.11	Werte und Vergleich von K_I , K_{II} für S8R5_2.0_45_o+Z1	163
B.12	Werte und Vergleich von K_I , K_{II} für S8R5_2.0_50_o+Z1	164
B.13	Werte und Vergleich von K_I , K_{II} für S8R5_3.2_70_o+Z1	165
B.14	Werte und Vergleich von K_I , K_{II} für S8R5_3.2_83_o+Z1	166
B.15	Werte und Vergleich von K_I , K_{II} für S8R5_3.2_87,5_o+Z1	167
B.16	Werte und Vergleich von K_I , K_{II} für S8R5_3.2_100_o+Z1	168
B.17	Werte und Vergleich von K_I , K_{II} für S8R5_2.0_40_o+A1	169
B.18	Werte und Vergleich von K_I , K_{II} für S8R5_2.0_50_o+A1	170
B.19	Hauptspannung $\sigma_{1,eben}$	171
C.1	Fallunterscheidung zur Ermittlung der Hauptspannungsrichtung φ aus DMS-Ergebnissen nach Hoffmann [37]	174





Symbolverzeichnis

Griechische Symbole

α	Rissorientierung im Panel bezogen auf das Modellkoordinatensystem
β	Seitenverhältnis
Γ	Kurve für Linienintegral
γ	Schubwinkel
γ_A	Spezifische Oberflächenenergie/Materialkonstante
γ_T	Thermische Längenausdehnungskoeffizient
Δ	Differenz zweier Werte
δ_t	Rissöffnungsverschiebung bei CTOD
δ_{ij}	Kronecker-Delta
ε	Dehnung
θ	Winkelkoordinate im radialen Bezugssystem
λ	Eigenwert
ν	Querkontraktionszahl
Π	Potenzielle Energie
π	Kreiszahl
ρ	Materialdichte
$\sigma_{1,2}$	Hauptspannungen
$\sigma_{i,j}$	Cauchy Spannungstensor
τ	Schubspannung
τ'	normierte Schubspannung
φ	Hauptspannungsrichtung
φ_a	Rissfortschrittsrichtung, -drehung
ξ	lokale Koordinaten
Ψ	Verdrehung des Kamerabalkens
ψ	Hilfswinkel

Lateinische Symbole

$2a$	Gesamtrisslänge
------	-----------------



Symbolverzeichnis

A	Oberfläche
a	Halbe Risslänge
b	Länge des Panels
c	Breite des Panels
C_F	Forman-Parameter
C_P	Paris-Parameter
D	Biegesteifigkeit
E	Elastizitätsmodul
F	Kraft
f	Kraftangriffspunkt
$F'_{S,krit}$	Überschreitung der kritischen Beulkraft
$f^{I,II}$	Funktion zur K -Faktorberechnung über Spannungszustand
f_{test}	Prüffrequenz
$F(\dots)$	Funktion von (...)
G	Energiefreisetzungsrate
$g^{I,II}$	Funktion zur K -Faktorberechnung über Verschiebungslösung
G_C	Kritische Energiefreisetzungsrate
i	Hilfsvariable, Platzhalter
$I^{1,2}$	Interaktionsintegral
J	J-Integral
K_σ	Anfangsspannungsmatrix
K	Spannungsintensitätsfaktor
k	Empfindlichkeit eines DMS
K_C	Bruchzähigkeit (Materialkennwert)
k_τ	Beulwert
K_{eq}	Vergleichsspannungsintensitätsfaktor für Mixed-Mode
\mathbf{K}_l	lineare Steifigkeitsmatrix
\mathbf{K}	Elementsteifigkeitsmatrix
m	Anzahl der Elemente
m_F	Forman-Exponent
m_P	Paris-Exponent
N	Lastwechselzahl
n	Anzahl der Teilabschnitte

xx

n_i	Normalenvektor
n_x, n_y, n_{xy}	Normal- und Schubkraftfluss
N_0	Anzahl der Lastwechsel zum Risschärfen
N_{FE}	Formfunktionen der FE-Elemente
O	Position des Risszentrums
P	Einzellast
p	Drucklast
q	Skalierungsfaktor, Wichtungsfunktion
$q^{(a)}$	Knotenpunktvariable der FE-Elemente
R	Spannungsverhältnis
r	Radius
S	Oberflächenenergie
s	3D Rissfront über der Dicke
t	Dicke des Panels
t_i	Schnittspannungen
\bar{U}	Formänderungsenergiegedichte
u	Eigenvektor
U	Formänderungsenergie
u	Verschiebung in x im kartesischen Koordinatensystem
v	Verschiebung in y im kartesischen Koordinatensystem
W	Arbeit
w	Verschiebung in z im kartesischen Koordinatensystem, Durchbiegung
Y	Geometriefaktor für K

Abkürzungen

Al	Aluminium
AW	Mittelwert
C3D20	Elementtyp Solid (20 Knoten, 27 Gaußpunkte) von Abaqus®
CTOD	Rissöffnungsverschiebung (C rack T ip O pening D isplacement)
DIC	Digital Image Correlation
DMS	Dehnungsmessstreifen
ESZ	Ebener Spannungszustand
EVZ	Ebener Verzerrungs-/Dehnungszustand



Symbolverzeichnis

FEM	Finite Elemente Methode
GP	Gauß Punkt
IFL	Institut für Flugzeugbau und Leichtbau
LW	Lastwechsel
MPC	Multiple Point Constraint
MW	Messwert
PApS	Prüfeinrichtung zur Analyse plastizierender Strukturen
PCL	Patran Command Language
S8R5	Elementtyp Schale (acht Knoten, vier Gaußpunkte) von Abaqus®
SIF	Spannungsintensitätsfaktor
St	Stahl
VCCT	Virtual Crack Closure Technique

Indizes

0	Basis- oder Initialzustand
1, 2, 3	Richtungen eines Koordinatensystems, Verweis auf x , y und z in einem kartesischen Koordinatensystem
6056	Materialkennwerte
a , b , c	Messgitterkanalbezeichnungen eines Dehnungsmessstreifens
B_{krit}	Kritische Beul- (-last, -winkel, ...)
el	Elastischer Anteil
erm	Vorermüdung
eq	Vergleichswert, effektiver Wert
f	Vorermüdung
I , II , III	Indizes für die drei Bruchmodi
$krit$	Kritisch
max	Maximalwert
min	Minimalwert
PCL	Patran Command Language (Programmiersprache von Patran)
pl	Plastischer Anteil
RS	Anteil resultierend aus reinem Schubspannungszustand
S	Schub
v	virtuell
x , y , z	Achsenbezeichnung in einem kartesischen Koordinatensystem
ZF	Anteil resultierend aus idealem Zugfeld



1 Motivation

Der Sicherheitsaspekt spielt bei der Entwicklung moderner Flugzeugkonzepte eine zentrale Rolle. Jeder Flugzeugunfall oder unvorhergesehene Vorfall führt zu einer detaillierten Untersuchung, die in vielen Fällen schärfere Richtlinien nach sich zieht. Als Beispiel sei der Aloha Airlines Flug 243 erwähnt, bei dem im Jahr 1988 nicht erkannte Materialermüdung in Kombination mit Korrosion ein Strukturversagen der Flugzeugrumpfschale zur Folge hatte. Als Maßnahme wurden unter anderem kürzere Inspektionsintervalle eingeführt [89]. Ein weiteres Beispiel sind die Risse in diversen A380-Flügeln, die 2012 zu kürzeren Inspektionsintervallen der Flügel und einer Nachbesserung in der Fertigung zur Behebung der Ursachen führten [95].

Die Gewährleistung der Sicherheitsaspekte wird für Flugzeugstrukturen über die nachgewiesene Zuverlässigkeit bei verschiedenen Belastungsszenarien erfüllt. Der Nachweis erfolgt sowohl über Versuche als auch über mathematische und/oder numerische Berechnungen (z.B. Finite Elemente Simulationen). Diese werden an gesamten Bauteilen (z.B. ganzes Flugzeug, vollständiger Flügel, ganzes Leitwerk, etc.) oder aber an einzelnen Komponenten (z.B. Rumpfausschnitt, Flügel-Rumpf-Anschluss) durchgeführt.

Zwei dieser Aspekte sind das Stabilitäts- und das Damage Tolerance Verhalten. Ersteres ist besonders für dünnwandige Strukturen, wie sie zum Beispiel im Flugzeugrumpf vorkommen, ein kritischer Fall. Tritt Instabilität auf, kann sie zu einer Beulverformung führen, die Strömungsablösungen oder im schlimmsten Fall das Totalversagen der Struktur zur Folge hat. Das Damage Tolerance Verhalten beschreibt die Eigenschaft, vorhandene Schäden bis zu einem gewissen Grad zu ertragen, ohne dass ein vollständiges Versagen der Struktur durch Bruch eintritt.

Beide Fachgebiete spielen bei der Entwicklung neuer Flugzeuge eine immer größere Rolle, da die Notwendigkeit nach Gewichtsreduzierung für einen nachhaltigen Betrieb zu einem immer größeren Ausreizen der Grenzen für vorhandene Materialien und Konzepte führt. Dies ist auch deshalb möglich, da die Auslegung von Leichtbaustrukturen dank moderner und rechnergestützter Methoden immer präziser möglich ist.

Bei der Auslegung hinsichtlich der Aspekte Stabilität und Damage Tolerance wird bei metallischen Strukturen im Allgemeinen davon ausgegangen, dass zwei verschiedene Belastungsarten die Ursache des jeweiligen Problems darstellen. Während ein Stabilitätsversagen in der Regel in druck- oder schubbelasteten Regionen auftritt und bei Flugzeugen beispielsweise in seitlichen Rumpfreionen oder auf der Flügeloberseite zum Hautbeulen führen kann, werden zugbelastete Bereiche, wie z.B. die Rumpfoberseite, auf Schädigungen in Form von Ermüdungsrissen untersucht. Somit werden beide Fachgebiete seit Jahren ausführlich betrachtet und die Möglichkeiten zur Vorausberechnung des Verhaltens von Strukturen weiterent-

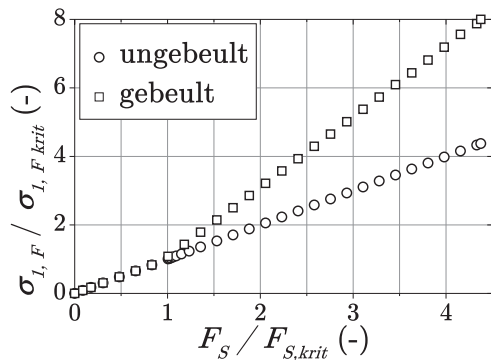
1 Motivation

wickelt. Die Arbeiten beschränken sich aufgrund der unterschiedlichen, kritischen Belastungsfälle in der Regel auf eine der beiden Disziplinen.

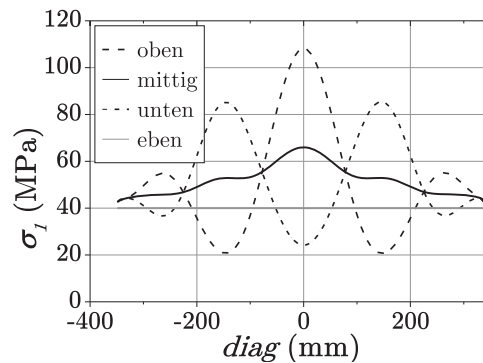
Wenn anstelle von Ermüdungsrissen accidental damages berücksichtigt werden, die z.B. durch Fremdkörper (Steine, Metallteile, Werkzeuge, Vögel, etc.) entstehen, ist die Kombination beider Phänomene ein realistisches Szenario. Denn die versteiften, gekrümmten Rumpfschalen eines Flugzeuges sind häufig einer Torsionsbelastung ausgesetzt, was im ebenen Fall eine Schubbelastung darstellt. Durch ein solches, kombiniertes Auftreten entstehen Effekte, die sowohl das Damage Tolerance als auch das Stabilitätsverhalten beeinflussen.

Zum einen führt eine reine Schubbelastung in einem quadratischen, ebenen Panel bereits vor Eintreten einer Beulverformung zur Entstehung eines Spannungsfeldes, das sich in zwei Komponenten aufteilt. Es bildet sich ein diagonal verlaufendes Zugfeld im Panel aus, da die maximale Hauptspannung unter 45° angreift. Gleichzeitig entsteht eine Druckbelastung die senkrecht zum Zuganteil angreift. Somit wirkt bei einer reinen Schubbelastung immer auch eine Zugbelastung in dem Bauteil. Tritt ein accidental damage in diesem Bereich auf, stellt sich die Frage, inwiefern der Schaden durch die Schubbelastung zu einem Versagen im Sinne des Damage Tolerance Verhaltens der Struktur führt.

Zum anderen steigt bei einer Schubbelastung eines Panels mit Eintreten der Beulverformung die maximale Hauptspannung bei Betrachtung der Mittelebene schneller als es für den ungebeulten Zustand bei gleicher Last der Fall ist (vgl. Abbildung 1.1(a)). Je höher die Überschreitung der kritischen Schubkraft $F_{S,krit}$ ist, desto größer ist die Differenz zwischen der Belastung eines ebenen und eines gebeulten Zustandes. Somit ist auch die Beanspruchung eines Risses im gebeulten Zustand stärker, was einen starken Einfluss auf das Risswachstum erwarten lässt.



(a) $\sigma_{1,max}$ bei zunehmender Beulüberschreitung



(b) σ_1 über der Paneldicke t normal zur Hauptbeule

Abbildung 1.1: Vergleich der Hauptspannung σ_1 im ebenen und im gebeulten Zustand

Des Weiteren lassen sich aufgrund der Spannungsverteilung im gebeulten Panel Einflüsse auf einen Riss vermuten: Im Bereich der Hauptbeule ist der Wert der maximalen Hauptspannung am größten und nimmt im Übergang zu den Nebenbeulen

ab (vgl. Abbildung 1.1(b)). Der Spannungszustand im Panels und damit die Beanspruchung eines Risses ist in einem gebeulten Schubpanels demzufolge nicht überall identisch, sondern von der Stärke der Beule und der Beulform abhängig.

Außerdem entsteht aufgrund der Beulverformung auch ein starkes Biegemoment über der Paneldicke. Während die maximale Hauptspannung im ebenen Fall über der gesamten Dicke des Panels identisch ist, steigt der Zuganteil mit der Beulverformung auf der Beulaußenseite an. Auf der Beulinnenseite hingegen wirkt sich der Druckanteil stärker aus (vgl. Abbildung 1.1(b)). Dieser potenzielle Einfluss des Biegemoments auf einen Riss soll ebenfalls untersucht werden.

Ziel dieser Arbeit ist es den aufgrund der genannten Effekte wechselseitigen Einfluss von Rissen und Schubbeulen in ebenen, unversteiften Aluminiumstrukturen zu beschreiben. Sowohl die Versteifungen als auch Krümmung der realen Flugzeugpanels werden dabei nicht berücksichtigt, um zum einen die Einflussparameter überschaubar zu halten, zum anderen die vorhandene Versuchsanlage am Institut für Flugzeugbau und Leichtbau der Technischen Universität Braunschweig nutzen zu können. Bei den Untersuchungen stehen sowohl das veränderte Beulverhalten aufgrund der Schädigung als auch das Risswachstum resultierend aus der Beulbelastung im Fokus. Es soll eine Abschätzung der zu ertragenden Lastwechsel eines Panels nach Auftreten eines Risses für die Kombination beider Vorfälle ermittelt werden, um die Empfindlichkeit der wechselseitigen Beeinflussung bewerten zu können. So ist es möglich die Auswirkungen von Rissen in schubbeanspruchten Bereichen und die daraus resultierende Notwendigkeit zur Ergreifung möglicher Maßnahmen zu beurteilen.

1.1 Stand der Forschung

Untersuchungen zum Stabilitäts- und Damage-Tolerance-Verhalten sind seit den 60er Jahren bis heute ein zentrales Thema in der Forschung und Entwicklung. So wurden in den vergangenen Jahren im Bereich des Stabilitätsverhaltens zum Beispiel Untersuchungen zum Nachbeulverhalten von versteiften und unversteiften Strukturen bei unterschiedlichen Belastungen und Materialien (z.B. Mariano et al. [5], Horst [38], Heitmann [35], Mallela et al. [50], Sun et al. [82]) oder zur Optimierung nicht konventioneller Strukturen als Flugzeugrumpfversteifungen (z.B. Klinzmann [43], Mulani et al. [54]) durchgeführt. Außerdem sind mittels praktischer Versuche und Simulationsmethoden Schädigungen und Risse sowie Risswachstum sowohl für metallische als auch Faserverbundwerkstoffe bei verschiedenen Beanspruchungen untersucht und beurteilt worden (z.B. Adden [1], Aliabadi [2], Häusler [39], Moreira et al. [52], Ritchie et al. [71], Shen et al. [77]). Da in der Literatur eine Vielzahl von Veröffentlichungen zu jeweils einer der beiden Disziplinen zu finden ist, ist eine vollständige Darstellung an dieser Stelle nicht sinnvoll. Es wird daher nur der Stand der Forschung von kombinierten Belastungen in Metallen berücksichtigt.

1 Motivation

1.1.1 Einfluss von Rissen auf das Stabilitätsverhalten

Der Einfluss von Rissen auf das Stabilitätsverhalten unterschiedlicher Strukturen wird häufig mit Hilfe der Finiten Elemente Methode analysiert. Als Vergleichswert dient der kritische Eigenwert einer gerissenen Struktur.

Brighenti [17, 18, 19] untersucht den Einfluss von unterschiedlichen Querkontraktionszahlen, Risspositionen und -orientierungen sowie Einspannungszuständen auf den kritischen Beulwert von gerissenen, ebenen Rechteckpanels unter axialer Zug- und Druckbelastung. Die wesentlichen Erkenntnisse sind, dass bei Druckbelastungen nur die Einspannungsart von Bedeutung ist und der kritische Beulwert mit zunehmender Risslänge sinkt. Unter Zugbelastung entstehen lokale Beuleffekte, die den Riss ebenfalls beeinflussen.

Vaziri et al. [90] vergleichen gerissene Rumpfstrukturen, die mit Innendruck- und axialer Druckbelastung beaufschlagt werden. Dabei steht die Veränderung des Beulverhaltens mit unterschiedlicher Lastverteilung (von reiner Axialdruck- bis zu reiner Innendruckbelastung) im Fokus. Sie zeigen auch, dass der kritische Schubbeulwert bei Rissen in axialer Richtung mit zunehmender Risslänge sinkt. Dies wird auch von Rose et al. [72] für die numerische Untersuchung des Verhaltens von Längsrissen in gekrümmten Rumpfstrukturen mit Schalenelementen bestätigt.

Gerissene Schalen unter Schubbelastung werden von Alinia et al. [3, 4] ebenfalls in einer umfangreichen FE-Analyse betrachtet. Auch hier steht die Veränderung des Beulwerts im Fokus, der Einfluss auf Rissfortschrittsparameter wird nicht betrachtet. Die wesentlichen Erkenntnisse sind, dass der Beulwert mit zunehmender Risslänge sinkt und Risse im Zugfeld der Beule kritischer zu bewerten sind als in den Druckbereichen. Dies spiegelt sich auch in der Bedeutung der Rissposition (im Randbereich oder Zentrum des Panels) und -orientierung für die Verringerung der Steifigkeit und die Durchbiegung des Panels im Nachbeulbereich wider. Hierbei ist ein Riss mitten in der Platte, der quer zur Beule liegt, der kritischste Fall.

Alle hier genannten Untersuchungen lassen den Einfluss der Beulen auf den Rissfortschritt außer Acht.

1.1.2 Einfluss von Krümmungen auf Risse

Folias [28], [29] präsentiert als einer der ersten einen mathematischen Zusammenhang zwischen Spannungsintensitätsfaktoren und der Krümmung einer Schale. Dabei nimmt der Spannungsintensitätsfaktor aufgrund der Krümmung zu. Diese rein mathematischen Betrachtungen basieren auf jeweils einem einzigen Lastfall bzw. einer vorgegebenen Krümmung (sphärisch, zylindrisch) und berücksichtigen ausschließlich die Initialkrümmung, aber nicht die Veränderung des Risses oder des damit verbundenen Beulverhaltens.

Risse und ihr Aufbiegeverhalten in Schalen-Rumpfstrukturen, die mit Innendruck belastet werden, betrachten Rahman et al. für unversteifte, versteifte und genietete Bauteile mittels nichtlinearer Finiten Elemente Berechnungen [63]. Dabei nimmt das Aufbiegen mit zunehmender Risslänge bei konstanter Last zu, bei steigender Last

und konstanter Risslänge jedoch ab, da der Riss aufgrund der steigenden Umfangsspannung „gerade gezogen“ wird. Die Variation der Krümmung und der Zusammenhang zwischen Aufbiegen und Spannungsintensitätsfaktoren wird dabei nicht berücksichtigt.

Vergleichbare Berechnungen gibt es auch von Young et al. [102]. Der Biegefaktor stellt das Verhältnis zwischen den Spannungsintensitätsfaktoren einer ebenen und gekrümmten Schale dar. Zusätzlich zu den von Rahmann präsentierten Ergebnissen stellt Young eine Zunahme des Biegefaktors bei steigender Krümmung der Schale fest.

Desweiteren zeigen FE-Berechnungen an versteiften, gekrümmten Rumpfstrukturen unter axialer Drucklast, dass lokales Hautbeulen in der Regel eine Steigerung der Spannungsintensitätsfaktoren zur Folge hat, da sich sowohl die Längs- als auch Umfangsspannungen verändern (vgl. Young [103]). Dabei wird eine Abhängigkeit der Risslänge und -position festgestellt. Experimentelle Vergleiche werden nicht dargestellt.

Obodan et al. [57] untersuchen den Einfluss von Krümmungen auf das J-Integral. Sowohl analytisch, numerisch als auch experimentell bestätigt er, dass mit zunehmender Krümmung auch der Wert des J -Integrals aufgrund der höheren Biegung des Risses steigt. Je kürzer der Riss ist, desto stärker ist der Einfluss der Krümmung auf das Risswachstum.

Die FE-Berechnungen von Rissen in innendruckbelasteten, versteiften Rumpfstrukturen bei Tavares et al. [87] beschreiben die Rissfront über der Dicke und darüber den Einfluss der Biegung auf den Riss. Die Arbeit bestätigt, dass die Spannungsintensitätsfaktoren durch das Aufziehen des Risses steigen. Außerdem wird die Rissfront über der Dicke unterschiedlich belastet und verläuft demzufolge schräg über der Dicke.

Eine numerische Berechnungsmethode für die Risspitzenbelastung von Mixed-Mode Problemen einschließlich Biegung geben sowohl Rankin et al. [64] als auch Viz et al. [91]. Weiterführende Arbeiten ergänzen die Betrachtung auf komplexe, dreidimensionale Mixed-Mode Belastung aufgrund von nichtebenen Scher-, Torsions- und Biegebelastungen. Eine FE-Analyse der Risspitzenbelastung zeigt, dass eine ebene Plattentheorie für die Beschreibung von z.B. nichtebenen Scherbeanspruchungen in unmittelbarer Risspitzenumgebung nicht ausreicht. Lokale 3D-Effekte führen zu Abweichungen der klassischen Theorien. Dabei steht aber die Beschreibung der Risspitzenbeanspruchung und nicht das Rissfortschrittsverhalten im Vordergrund. (vgl. Zehnder et al. [105])

In entsprechenden Mode-I/Mode-III-Versuchen treten Kontaktprobleme der Rissflanken auf, die bei steigender Risslänge das Risswachstum mindern. Ohne Kontakt weisen Zehnder et al. auch experimentell einen Einfluss der Scherbeanspruchung auf das Risswachstum mit verringerter Restfestigkeit nach (vgl. Zehnder et al. [104], Yan et al. [101]).

Diese Darstellung ist nicht vollständig, zeigt aber, dass es eine wechselseitige Beeinflussung von Rissen und Beulen gibt. In keiner dieser Arbeiten liegt eine Schubbe-

1 Motivation

lastung als Ursache für die Beule zugrunde noch wird das Rissfortschrittsverhalten näher betrachtet.

1.2 Darstellung der Vorgehensweise

In den folgenden Kapiteln werden die Vorgehensweisen und Ergebnisse der in dieser Arbeit durchgeführten Versuche und Berechnungen an schubbelasteten, gerissenen Aluminiumpanels dargestellt. Zum leichteren Verständnis wird ein kurzer Überblick über den Aufbau und die Struktur der Arbeit gegeben.

Kapitel 2 stellt zunächst die Grundlagen bereit, die für die Untersuchungen im Rahmen dieser Arbeit notwendig sind. Es beinhaltet sowohl die Grundgedanken der linear-elastischen Bruchmechanik als auch analytischen Methoden für ihre Berechnung. Desweiteren werden analytische Verfahren zur Berechnung von Stabilitätsproblemen von ebenen Schubpanels vorgestellt. Es wird außerdem die Methode der Finiten Elemente erläutert. Dabei liegt der Fokus auf der Bereitstellung numerischer Ansätze zur Lösung bruchmechanischer und geometrisch nichtlinearer Probleme. Letztere sind für die numerische Analyse von Stabilitätsproblemen notwendig. In Kapitel 3 folgt eine Darstellung der Schubversuche, die an unversteiften, gerissenen Aluminiumpanels durchgeführt werden. Ziel dieser Versuche ist es, grundsätzliche Erkenntnisse über die Interaktion von Rissen und Beulen zu gewinnen. Somit stellen die Variationen von Versuchs- und Panelparametern die Basis der Arbeit dar. Die Ergebnisse der Versuche werden ausführlich diskutiert und verglichen. Anhand einer Betrachtung möglicher Einflussparameter auf die Versuche werden die Ursachen für die Streuungen der Ergebnisse erörtert.

Die Versuchspanels werden mittels der Finiten Elemente Methode (FEM) simuliert. Die Simulation ermöglicht unter anderem durch die Auswertung der Rissspitzenumgebung mithilfe der Spannungsintensitätsfaktoren K eine tiefer gehende Betrachtung der im Versuch beobachteten Phänomene. Sowohl das Vorgehen als auch die Ergebnisse werden in Kapitel 4 präsentiert. Nach der Darstellung der Modellierungsaspekte und Berechnungsmethoden, werden die FE-Modelle anhand der Versuchsergebnisse validiert. Anschließend erfolgt die Darstellung und der Vergleich der FE-Ergebnisse sowohl untereinander als auch mit den Versuchsergebnissen.

Auf den Erkenntnissen der Versuchs- und FE-Ergebnisse basieren drei Ansätze zur Rissfortschrittsberechnung, die in Kapitel 5 hergeleitet und erläutert werden. Sie prognostizieren die Rissfortschrittsgeschwindigkeit für verschiedene Versuchskonfigurationen. Es wird zum einen sowohl die Spannungsverteilung eines ungebeulten, ungerissenen als auch eines gebeulten, ungerissenen FE-Modells genutzt, zum anderen die Ergebnisse der K -Faktoren aus den FE-Berechnungen. Ein Vergleich der Berechnungsergebnisse von drei Fällen (1. ebenen, 2. gebeult ohne Wechselwirkung und 3. gebeult mit Wechselwirkung der out-of-plane Verformung bei Risswachstums) verdeutlicht den Einfluss der Beulverformung auf den Rissfortschritt.

Kapitel 6 fasst die wesentlichen Ergebnisse aus den Versuchen und Modellen zusammen. Abschließend erfolgt ein Ausblick auf mögliche, weiterführende Arbeiten.

2 Grundlagen

Im Folgenden sollen die grundlegende Ansätze und Berechnungsmethoden bereitgestellt werden, die im weiteren Verlauf der Arbeit verwendet werden. Dazu zählen in erster Linie analytische und numerische Methoden der Bruchmechanik sowie der Stabilitätstheorie.

2.1 Bruchmechanik

Im Rahmen der Bruchmechanik werden Versagens- und Bruchprozesse von Strukturen beschrieben, die ihren Ursprung zum Beispiel in unvermeidlichen Materialdefekten, konstruktionsbedingten Fehlern oder auch Schädigungen des Bauteils durch externe Eingriffe haben. Da Defekte wie Fehlstellen oder Poren im Material zum Teil naturgemäß gegeben sind, verfolgt die Bruchmechanik den Ansatz, ihre Beanspruchung in Abhängigkeit von der Geometrie des Bauteils, der Belastung, dem Material und dem Defekt selbst zu beschreiben. Diese Beanspruchung wird mit einem bruchmechanischen Kennwert verglichen, so dass über den Vergleich eine Bewertung erfolgt, beispielsweise ob die Sicherheit und Funktionalität des Bauteils trotz des Risses gewährleistet ist oder kurz-/längerfristig kritisch wird. Der Grundgedanke ist, dass der Riss sich dann ausbreiten wird, wenn eine kritische Belastung oder Verschiebung an der Risspitze überschritten wird. (vgl. Kuna [47])

Die linear elastische Bruchmechanik setzt perfekt elastisches Material voraus. Da duktile Werkstoffe wie das im Rahmen dieser Arbeit verwendete Aluminium diese Voraussetzung nicht erfüllen, müssen Einschränkungen gelten.

1. Die Verformungen sind reversibel.

2. Vorhandene Nichtlinearitäten sind im Verhältnis zum restlichen Bauteil oder der Risslänge auf ein sehr kleines Gebiet beschränkt.

Deshalb können sie vernachlässigt und das Verformungsverhalten des gesamten Bauteils mithilfe des Hooke'schen Gesetzes beschrieben werden (vgl. Hahn [34]):

$$\sigma = E \cdot \varepsilon \quad (2.1)$$

Diese Annahme der lokalen Beschränkung ist nur für makroskopische Betrachtungen zulässig, das heißt auf Bauteilebene im Millimeterbereich. Auf kleinerer Ebene, z.B. der Nano- oder Meso-Ebene, werden Bruchvorgänge im Rahmen der Materialwissenschaften ebenfalls beschrieben. In diesen Größenordnungen bestimmen atomare Bindungen oder das Materialgefüge das Rissverhalten, so dass z.B. spezifische Materialmodelle zur Beschreibung notwendig sind. (vgl. Gross et al. [33], Liebowitz [48]) Diese Arbeit beschränkt sich ausschließlich auf die Betrachtung auf makroskopischer Ebene, um dem Aspekt des Hautbeulens gerecht zu werden.

2 Grundlagen

2.1.1 Rissbeanspruchungsarten

Risse werden in drei grundlegende Beanspruchungsarten eingeteilt (vgl. z.B. Hahn [34], Richard et al. [70]). Über die Öffnungsart bezogen auf die Rissfront bzw. -ebene bedingt durch die Belastung werden folgende Rissmodi charakterisiert:

- Mode I entsteht durch Normalbeanspruchungen (vgl. Abbildung 2.1(a)) und wird Öffnungsmodus genannt.
- Mode II entsteht durch Gleiten der Rissoberflächen in entgegengesetzte Richtungen (vgl. Abbildung 2.1(b)). Er wird als ebener, transversaler Schermodus bezeichnet.
- Mode III entsteht durch Gleiten der Rissoberflächen quer zueinander (vgl. Abbildung 2.1(c)). Er heißt nichtebener, longitudinaler Schermodus.

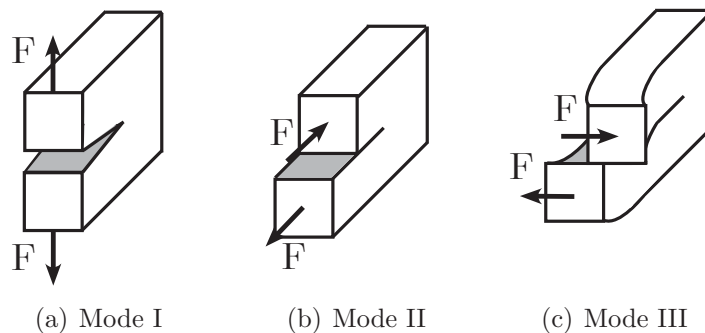


Abbildung 2.1: Prinzipskizze der drei grundlegenden Rissmodi [47]

Alle Rissöffnungsarten lassen sich auf diese drei Modi zurückführen. Überlagern sie sich, wird von einer Mixed-Mode Belastung gesprochen (vgl. Kapitel 2.1.3).

2.1.2 Spannungs- und Verschiebungsfeld an einer Risspitze

Die Beschreibung des Spannungsfeldes an einer Risspitze basiert auf Arbeiten von Griffith [32] und Westergaard (in [84] und [97]). Irwin [40] formulierte den folgenden Ansatz für eine ideal scharfe Risspitze (der physikalisch endliche Kerbradius wird als Null angenommen) in einer unendlichen Scheibe unter einachsiger Zugbelastung σ normal zur Rissflanke. Dabei ist der betrachtete Radius r um die Risspitze deutlich kleiner als die halbe Risslänge a ($r \ll a$). Die Lösung des Randwertproblems eines solchen Risses (idealer Mode I-Fall) beschreibt in Polarkoordinaten r und θ geschrieben den Spannungszustand an der Risspitze:

$$\begin{aligned} \begin{Bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \tau_{12} \end{Bmatrix} &= \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \begin{Bmatrix} \cos\frac{\theta}{2} \begin{bmatrix} 1 - \sin\frac{\theta}{2} \sin\frac{3\theta}{2} \\ 1 + \sin\frac{\theta}{2} \sin\frac{3\theta}{2} \end{bmatrix} \\ \sin\frac{\theta}{2} \cos\frac{\theta}{2} \cos\frac{3\theta}{2} \end{Bmatrix} \\ &\rightarrow \begin{Bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \tau_{12} \end{Bmatrix} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \begin{Bmatrix} f_{11}^I(\theta) \\ f_{22}^I(\theta) \\ f_{12}^I(\theta) \end{Bmatrix} \end{aligned} \quad (2.2)$$

Für die beschriebene Risskonfiguration und den speziellen Belastungsfall einer reinen Zugspannung σ gilt für den Spannungsintensitätsfaktor K_I (auch K -Faktor genannt)

$$K_I = \sigma \cdot \sqrt{\pi a} \quad (2.3)$$

In vergleichbarer Weise kann auch eine Lösung für das Verschiebungsfeld an der Rissspitze gefunden werden:

$$\begin{aligned} \begin{Bmatrix} u \\ v \end{Bmatrix} &= \frac{K_I}{2G_S} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} (\kappa - \cos(\theta)) \begin{Bmatrix} \cos\frac{\theta}{2} \\ \sin\frac{\theta}{2} \end{Bmatrix} \\ &\rightarrow \begin{Bmatrix} u \\ v \end{Bmatrix} = \frac{K_I}{2G_S} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \begin{Bmatrix} g_1^I(\theta) \\ g_2^I(\theta) \end{Bmatrix} \end{aligned} \quad (2.4)$$

mit $\kappa = 3 - 4\nu$ für den ebenen Verzerrungszustand (EVZ) bzw. $\kappa = (3 - \nu)/(1 + \nu)$ für den ebenen Spannungszustand (ESZ). G_S ist der Schubmodul, der sich für isotrope Materialien wie folgt berechnet:

$$G_S = \frac{E}{2(1 + \nu)} \quad (2.5)$$

Für eine detaillierte Herleitung dieser asymptotischen Nahfeldlösungen sei auf die Literatur verwiesen (z.B. Hahn [34], Kuna [47], Richard et al. [70]).

Für ein gerissenes Bauteil in einer unendlichen Scheibe unter ebener Schubbelastung (Mode II-Riss) ergibt sich äquivalent zu Gleichung 2.3:

$$K_{II} = \tau \cdot \sqrt{\pi a} \quad (2.6)$$

mit einem zu Gleichung 2.2 vergleichbaren Gleichungssystem.

Mit der Einschränkung der Gültigkeit für kleine Radien r um die Rissspitze ist dies ein weit verbreiteter Ansatz. Er besagt, dass unabhängig vom Belastungsfall für $r \rightarrow 0$ eine Spannungssingularität um die Rissspitze herrscht, die proportional zu $\frac{1}{\sqrt{r}}$ ist.

Plastische Zone an der Risspitze

Die Spannungssingularität führt aufgrund der lokalen Spannungsüberhöhung und der damit überschrittenen Fließgrenze des Materials zur Ausbildung einer plastischen Zone in der Risspitzenumgebung. Eine Abschätzung des Gebiets, in dem die Fließgrenze überschritten wird, führt zu einer typischen Nierenform um die Risspitze. Sie ist für den ebenen Spannungszustand (ESZ) in Abbildung 2.2(a) prinzipiell dargestellt. Abbildung 2.2(b) zeigt die Veränderung der plastischen Zone im Bereich des ebenen Dehnungszustandes (EVZ) anhand eines dicken Bauteils.

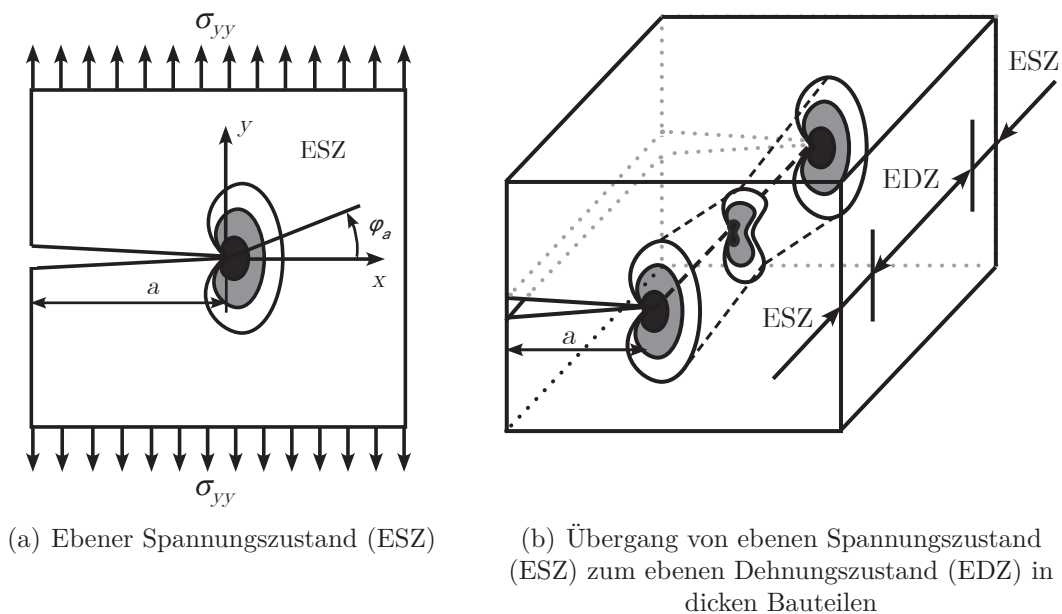


Abbildung 2.2: Prinzipielle Darstellung der plastischen Zonen an Risspitzen nach [70]

Die plastische Zone bewirkt eine theoretische Verlängerung des vorhandenen Risses und lässt sich für idealisierte Zustände berechnen (vgl. z.B. Dugdale [24], Irwin et al. [41], Rice [66] und [67]). Unter der Annahme, dass die plastische Zone um die Risspitze sehr klein ist, gelten weiterhin die Theorien der linearen elastischen Bruchmechanik.

2.1.3 Berechnung der Spannungsintensitätsfaktoren K

Der in Kapitel 2.1.2 eingeführte Spannungsintensitätsfaktor K hängt vom Rissmodus ab. Da für einen Mode I-Riss sowohl die Spannung σ als auch die Risslänge a in die Berechnung eingehen (vgl. Gleichung 2.3) eignet sich K als Parameter, um die Beanspruchung unterschiedlicher Risskonfigurationen direkt miteinander vergleichen zu können.

Andere Fälle, wie z.B. endliche Platten, zylindrische Bauteile oder Eckanrisse, führen zu ähnlichen Lösungen. Diese unterscheiden sich häufig nur durch eine Multiplikation der Gleichung 2.3 mit einem Korrekturfaktor Y . Dieser hängt vom Material, der Risskonfiguration, der Bauteilgeometrie und -belastung ab. Es gilt:

$$K_I = Y \cdot \sigma \sqrt{\pi \cdot a} \quad (2.7)$$

In der Literatur sind Formeln zur Berechnung von K bzw. Y für unterschiedliche Fälle zu finden (z.B. Gross et al. [33], Rösler et al. [73], Tada et al. [85]). Bei komplexen Belastungen, die sich aus der Überlagerung mehrerer Teilbelastungsfälle zusammensetzen, lässt sich das Superpositionsprinzip anwenden, in dem die jeweils bekannten Lösungen für die einzelnen Teilbelastungsfälle miteinander addiert werden.

Auf eine Auflistung der Berechnungen von K für verschiedene Fälle soll verzichtet und nur eine, für diese Arbeit relevante Form vorgestellt werden. Die Berechnung des K -Faktors für einen Zentralriss unter Einzellast P am Kraftangriffspunkt f bezogen auf die Rissmitte (vgl. Abbildung 2.3) erfolgt nach Tada et al. [85] für K_I^{a+} (K_I^{a-}) an der Risspitze in positiver (negativer) x -Richtung:

$$K_I^{a+} = \frac{P}{2 \cdot \sqrt{\pi a}} \sqrt{\frac{a+f}{a-f}} \quad (2.8)$$

$$K_I^{a-} = \frac{P}{2 \cdot \sqrt{\pi a}} \sqrt{\frac{a-f}{a+f}} \quad (2.9)$$

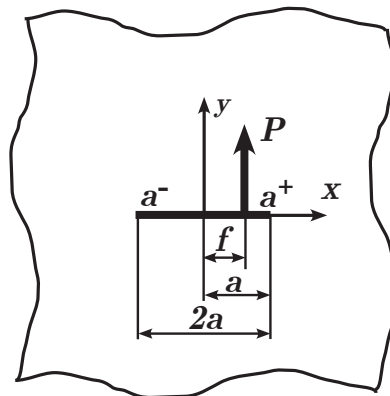


Abbildung 2.3: Riss unter Einzellast

Zusätzlich wird ein Korrekturfaktor Y eingeführt, der den Randeinfluss eines endlichen Panels für Zentralrisse berücksichtigt. Wenn c die Gesamtbreite des Panels ist, ergibt sich nach Tada et al. [85]:

$$Y = \left\{ 1 - 0,025 \left(\frac{2a}{c} \right)^2 + 0,06 \left(\frac{2a}{c} \right)^4 \right\} \sqrt{\frac{1}{\cos \left(\frac{\pi a}{c} \right)}} \quad (2.10)$$

2 Grundlagen

Diese empirisch ermittelte Gleichung berechnet den Randeinfluss für jedes $\frac{a}{c}$ -Verhältnis mit einer Genauigkeit von 0,1%. Da der Randeinfluss auf die in dieser Arbeit betrachteten Risse gering ist, kann diese Genauigkeit als ausreichend angesehen werden.

K bei Mixed-Mode Belastungen

Mixed-Mode Belastungen entstehen aus der Überlagerung von mindestens zwei Rissmodi. Sie führen bei ausreichender Belastung nicht nur zu Rissfortschritt, sondern aufgrund des asymmetrischen Spannungsfeldes in der Rissspitzenumgebung auch zu Rissdrehung. Letzteres ist dadurch bedingt, dass sich der Riss immer senkrecht zur Normalspannung ausrichtet, um einen möglichst energiearmen Zustand zu erreichen. Dies ist für einen Makroriss in der Regel der Mode I-Fall (vgl. 2.1).

Ebene Mixed-Mode Fälle sind eine ausschließliche Mischung aus Mode I- und II-Belastungen, während eine Mischung aller drei Modi räumlicher Mixed-Mode genannt wird. Um die Belastung an der Rissspitze charakterisieren zu können, kann ein effektiver Spannungsintensitätsfaktor $K_{eq} = F(K_I, K_{II}, K_{III})$ berechnet werden. Bei diesen Gleichungen ist der Einfluss der einzelnen Modi auf den Rissfortschritt unterschiedlich gewichtet. In der Literatur werden sowohl für ebenen als auch für räumliche Mixed-Mode Fälle Berechnungsmethoden für K_{eq} hergeleitet (vgl. z.B. Borrego et al. [16], Kim et al. [42], Pyttel et al. [62], Richard et al. [69]).

Da im Rahmen dieser Arbeit dünne Aluminiumpanels untersucht werden, ist der ebenen Mixed-Mode Fall maßgeblich interessant. Richard et al. [70] präsentieren folgenden Ansatz für ebene Mixed-Mode Fälle:

$$K_{eq} = \frac{K_I}{2} + \frac{1}{2} \sqrt{K_I^2 + 5,336 \cdot K_{II}^2} \quad (2.11)$$

So lässt sich der Mixed-Mode Fall mit dem eines singulären Bruchmodus vergleichen und K_{eq} auch für die Berechnung des Rissfortschritts nutzen. Der Drehwinkel φ_a bezogen auf die Rissflanke (vgl. Abbildung 2.2) für $K_I \geq 0$ berechnet sich nach Richard et al. [70]:

$$\varphi_a = \mp \left[155^\circ \frac{|K_{II}|}{|K_I| + |K_{II}|} \right] - 83,4^\circ \left[\frac{|K_{II}|}{|K_I| + |K_{II}|} \right]^2 \quad (2.12)$$

Ist $K_I \geq 0$ ist $\varphi_a \leq 0$.

K -Konzept

Neben der Beschreibung der Rissspitzenbeanspruchung stellt sich die in der Praxis relevante Frage, ab welcher Belastung ein Riss wachsen wird. Da der K -Faktor als Zustandgröße angesehen wird, der die Beanspruchung der Rissspitze vollständig charakterisiert, kann ein Rissfortschrittskriterium formuliert werden, das so genannte K -Konzept.

Wenn für einen Mode I-Fall K_I einen kritischen Wert $K_{I,c}$ übersteigt, reicht die Belastung an der Risspitze aus, um eine Trennung des Materials zu verursachen. Rissfortschritt entsteht demzufolge wenn

$$K_I \geq K_{I,c} \quad (2.13)$$

Dieser kritische Wert $K_{I,c}$ wird Riss- oder Bruchzähigkeit genannt und ist ein materialspezifischer Kennwert, der in der Regel über Normversuche nach ISO-12737 [8] oder ASTM-1820 [56] bestimmt wird. Er ist ein wichtiger Parameter für Rissfortschrittsgesetze. Für andere Modi lassen sich äquivalente Bruchkriterien sowie die entsprechenden Bruchzähigkeiten vergleichbar bestimmen.

Neben der Betrachtung der Spannungsverteilung an einem Riss (vgl. Kapitel 2.1.2 und 2.1.3) stellt eine Energiebilanz eine weitere Möglichkeit zur Bestimmung der Rissbeanspruchung dar. Als erstes wird die Energiefreisetzungsrage als Grundgedanke kurz vorgestellt und anschließend das J -Integral als weitere Möglichkeit erläutert.

2.1.4 Energiefreisetzungsrage G

Der klassische Energieansatz von Griffith [32] führt die Energiefreisetzungsrage G ein, die als Rissausbreitungskraft verstanden werden kann. Sie beschreibt die Verringerung der potentiellen Energie des Körpers Π um die benötigte Energie zur Erzeugung neuer Oberflächen des Risses dA bei einer Rissverlängerung um da (vgl. Gross et al. [33]):

$$G = -\frac{d\Pi}{dA} \quad (2.14)$$

Auch für diesen Fall kann ein Kriterium für das instabile Risswachstum analog zum K -Konzept formuliert werden, denn der Riss wird nur wachsen, wenn mindestens diese kritische, elastische Energie zur Erstellung neuer Rissflanken im System vorhanden ist. Dadurch ergibt sich das energetische Bruchkriterium mit G_c als kritische Energiefreisetzungsrage:

$$G \geq G_c \quad (2.15)$$

Eine Erweiterung des Griffith'schen Ansatzes durch Irwin [40] für die Anwendung von Metallen berücksichtigt die benötigte Energie bei der Entstehung der plastischen Zone, in dem sich die spezifische Oberflächenenergie $\gamma_A = \gamma_{el} + \gamma_{pl}$ aus dem elastischen und plastischen Anteil zusammensetzt. Durch die Verwendung der Zusammenhänge zwischen K und G (vgl. Richard et al. [70]) gilt für einen Riss der Länge $2a$ in einer Scheibe unter Zugbelastung:

$$G = \frac{K_I^2}{E^*} = \frac{\pi\sigma^2 a}{E^*} > G_c = 2\gamma_A = \frac{K_{I,c}^2}{E^*} = \frac{\pi\sigma_c^2 a}{E^*} \quad (2.16)$$

Es ist $E^* = E$ für den ebenen Spannungszustand (ESZ) bzw. $E^* = \frac{E}{(1-\nu)^2}$ für den ebenen Verzerrungs- oder Dehnungszustand (EVZ). Rissfortschritt wird eintreten, wenn die kritische Bruchzähigkeit K_c erreicht oder überschritten ist.

2 Grundlagen

Eine Erweiterung der Energiefreisetzungsrate auf Mixed-Mode Belastungen mit einer Rissausbreitung in x -Richtung ergibt (vgl. Kuna [47]):

$$G = G_I + G_{II} + G_{III} = \frac{1}{E^*} (K_I^2 + K_{II}^2) + \frac{1+\nu}{E} K_{III}^2 \quad (2.17)$$

Die vollständige Herleitung der Energiebetrachtungen kann in der Literatur nachvollzogen werden (vgl. z.B. Damage Tolerance Assessment Handbook [25], Hahn [34], Irwin [40], Kuna [47]).

2.1.5 J -Integral

Das J -Integral von Rice [68] basiert ebenfalls auf einer Energiebetrachtung. In Abbildung 2.4 sei ds ein beliebiger Weg entlang der geschlossenen Kurve Γ um die Risspitze in einem linear-elastischen Material. Die Schnittspannungen $t_i = \sigma_{ij}n_j$ wirken von außen auf Γ . n_j ist der Normalenvektor, der am Schnitt angreift und nach außen zeigt. Erfolgt ein infinitesimales Risswachstum, so ändert sich die potenzielle Energie im betrachteten Bereich. Mit der elastischen Energiedichte $\bar{U} = \int \sigma_{ij}d\varepsilon_{ij}$ und dem Verschiebungsvektor \vec{u} berechnet sich das J -Integral entlang der Linie Γ wie folgt (vgl. Shih et al. [79]):

$$J = \int_{\Gamma} \left(\bar{U} dy - \vec{\sigma} \frac{\partial \vec{u}}{\partial x} ds \right) d\Gamma \quad (2.18)$$

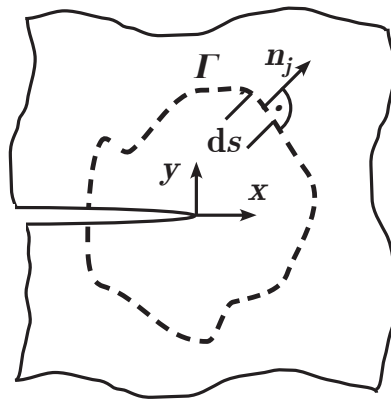


Abbildung 2.4: prinzipielle Darstellung des J -Integral

Das J -Integral ist auch für nichtlineares Werkstoffverhalten gültig und darf plastische Verformungen im Integrationsgebiet einschließen. Da der Weg um die Risspitze frei wählbar ist (für den Beweis sei auf die Literatur verwiesen, z.B. Kuna [47] oder Rice [68]), bieten sich in der Praxis vielfältige Anwendungsmöglichkeiten, z.B. im Rahmen der Finiten Elemente Methode.

Für den rein linear-elastischen Fall eines Risses unter reiner Zugbelastung gilt, dass der Betrag von J dem der Energiefreisetzungsrate G_I entspricht und somit für Gleichung 2.16 anwendbar ist:

$$G_I = J = \frac{K_I^2}{E^*} \quad (2.19)$$

Dementsprechend kann auch ein J_c als Bruchkriterium experimentell ermittelt werden (vgl. Hahn [34], Richard et al. [70]).

Weitere Methoden zur Berechnung bruchmechanischer Kenngrößen sind z.B. die Rissöffnungsverschiebung (vgl. Burdekin et al. [22]), die VCCT-Methode (**V**irtual **C**rack **C**losure **T**echnique, vgl. Krueger [44]) oder auch die sogenannten „Materiellen Kräfte“ (vgl. Maugin [51]). Sie seien an dieser Stelle erwähnt, um zu zeigen, dass es vielfältige Möglichkeiten gibt. Sie sollen nicht ausführlicher dargestellt werden, da sie im Rahmen dieser Arbeit keine weitere Verwendung finden. Sowohl diese als auch weitere Ansätze sind in der Literatur beschrieben und diskutiert (z.B. in Beden et al. [11]).

2.1.6 Rissfortschritt bei zyklischer Belastung

Ermüdungsrisswachstum entsteht, wenn zeitlich veränderliche Belastungen auf das Bauteil wirken. Dies hat ein zeitlich veränderliches Spannungsfeld und damit unterschiedliche Rissspitzenbeanspruchungen zur Folge, die zu Risswachstum führen kann.

Die Spannungsintensitätsfaktoren können bei einer zyklischen Zugbelastung mit konstanter Amplitude bzw. Schwingbreite $\Delta\sigma$ für einen Mode I-Riss wie folgt beschrieben werden (vgl. Richard et al. [70]). Mit $\Delta\sigma = \sigma_{max} - \sigma_{min}$ ist

$$\Delta K_I = \Delta\sigma \cdot \sqrt{\pi a} \cdot Y \quad (2.20)$$

Daraus folgt, dass $\Delta K_I = K_{I,max} - K_{I,min}$ ist. Wird zusätzlich das Spannungs- bzw. Lastverhältnis $R = \frac{\sigma_{min}}{\sigma_{max}}$ eingeführt, ergibt sich:

$$\Delta K_I = (1 - R) \cdot K_{I,max} \quad (2.21)$$

Für die anderen beiden Rissmodi können äquivalente Beziehungen entwickelt werden.

Das Risswachstum pro Lastwechsel wird in Abhängigkeit von ΔK in einer sogenannten Rissfortschrittskurve aufgetragen. Abbildung 2.5 zeigt den qualitativen Verlauf einer solchen Kurve bei konstanter Ermüdungsbelastung als doppeltlogarithmische Funktion.

Der Verlauf lässt sich in drei charakteristische Bereiche einteilen. Bereich I beginnt mit Erreichen des kritischen Werts ΔK_{th} . Unterhalb dieses Wertes findet kein Ermüdungsrisswachstum statt. Der Wert „beschreibt gewissermaßen die «bruchmechanische Dauerfestigkeit»“ (Kuna [47]). Ein Riss wird stabil wachsen, wenn seine Beanspruchung $\Delta K_{th} \leq \Delta K \leq \Delta K_c$ ist.

Im Bereich I dominiert das Initial- und Mikrorisswachstum. Der Bereich II (Makrorisswachstum) wird primär durch die Belastung bestimmt. Das Risswachstum läuft

2 Grundlagen

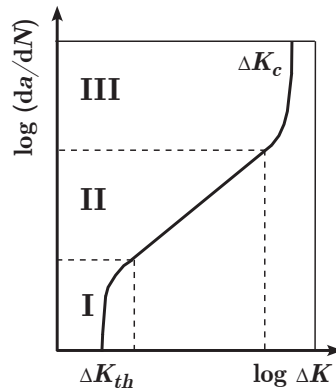


Abbildung 2.5: Prinzipskizze einer Rissfortsgeschwindigkeitskurve $\frac{da}{dN}/\Delta K$

stationär ab, so dass ein linearer Zusammenhang zwischen da/dN und ΔK besteht. Bereich III gibt das instationäre Risswachstum wieder, welches dem Versagen des Bauteils vorausgeht.

Der Verlauf der Rissfortschrittsskurve ist sowohl vom Material als auch vom Spannungsverhältnis R abhängig. Er wird in der Regel experimentell bestimmt. Darauf basierend sind einige Rissfortschrittsgesetze entwickelt worden. Mit deren Hilfe kann die Lebensdauer von geschädigten Bauteilen bei zyklischer Belastung über ΔK berechnet werden.

Paris Gleichung

Paris und Erdogan [58] stellen eine Approximation für den Bereich II der Abbildung 2.5 vor, in dem sie die sogenannte Paris-Gerade durch die über Versuche ermittelten Daten legen. Dieser lineare Zusammenhang für die doppeltlogarithmische Darstellung führt zu folgender Berechnungsformel:

$$\frac{da}{dN} = C_P \cdot (\Delta K)^{m_P} \quad (2.22)$$

C_P und m_P sind materialspezifische Kennwerte. Sie lassen sich sehr zuverlässig über zwei bekannte Punkte auf der Paris-Geraden ermitteln und sind dementsprechend auch von R abhängig. Für das Initialrisswachstum sowie den Bereich vor dem Versagen ist das Paris-Gesetz nicht gültig.

Forman Gleichung

Forman et al. [30] erweitern die Möglichkeit zur Rissfortschrittsberechnung um den Bereich III:

$$\frac{da}{dN} = \frac{C_F \cdot (\Delta K)^{m_F}}{(1 - R) \cdot K_C - \Delta K} \quad (2.23)$$

C_P , m_P und K_C sind ebenfalls material- und R -abhängige Konstanten, die sogenannten Formanparameter. Sie werden über Angleichen der Rissfortschrittsskurve

an die Ergebnisse von Normversuchen bestimmt. Da R in der Forman-Gleichung nicht nur über die Materialparameter, sondern als Faktor im Nenner eingeht, ist sie für praktische Anwendungen sehr interessant. Darüber hinaus schließt sie das beschleunigte Risswachstum vor dem Endversagen mit ein, was ebenfalls ein wichtiger Aspekt für realistische Lebensdauerprognosen ist.

Weitere Rissfortschrittsgesetze sind in der Literatur beschrieben (z.B. in Beden et al. [11], FAA Handbuch [25]). Sie ergänzen die oben genannten Gesetze um spezifische Anwendungsbereiche, z.B. das Spektrum von R oder den Bereich I der Kurve. Sind die spezifischen Materialparameter genau genug bestimmt, sind die Rissfortschrittsgesetze grundsätzlich in der Lage die Risswachstumsgeschwindigkeit sehr genau wiederzugeben.

Es sei erwähnt, dass es weitere Einflüsse auf das Risswachstum gibt. Hierzu zählen beispielsweise die Interaktion von mehreren Rissen miteinander, plastische Zonen an der Risspitze oder die Reihenfolgeeffekte bei variablen Belastungsamplituden. Auch hierfür werden Methoden zur Berechnung der Lebensdauer bereit gestellt (z.B. Pearson [59], Suresh et al. [83], Willenborg et al. [99] oder Walker in [25]).

2.2 Stabilitätsverhalten von Schubpanels

Bei Stabilitätsproblemen eines Panels entsteht eine Verformung aus der Mittelebene heraus. Dieses Phänomen wird als Beulen oder out-of-plane Verformung bezeichnet. Bei der Berechnung von Strukturen spielt der Beulbeginn, der auch die Stabilitätsgrenze darstellt, eine entscheidende Rolle. Bis zu diesem Wert werden Belastungen von der Struktur ertragen, ohne dass Beulen und daraus resultierende Biegung auftritt. Die wichtigsten Einflussparameter für den Beulbeginn von ebenen, unversteiften Platten sind das Seitenverhältnis $\beta = \frac{b}{c}$, die Biegesteifigkeit D und die Einspannungsart. Krümmungen, Imperfektionen oder Versteifungen können den kritischen Beulwert sowohl negativ als auch positiv beeinflussen.

2.2.1 Berechnung des kritischen Beulwertes

Für die nachfolgend dargestellte Berechnung des kritischen Beulwertes gelten die Annahmen, dass es keine Längung der Mittelebene des Panels gibt und die Dicke t klein im Verhältnis zur Länge b und Breite c des Panels ist. Außerdem muss die Durchbiegung w im Verhältnis zu den Panelabmaßen klein sein. (vgl. Bulson [21]) Eine Betrachtung des Kräfte- und Momentengleichgewichts einer ebenen, isotropen Platte liefert die allgemeine Differentialgleichung des Plattenproblems (vgl. Wiedemann [98]):

$$D \left(\frac{\partial^4 w}{\partial x^4} + 2 \frac{\partial^4 w}{\partial x^2 \partial y^2} + \frac{\partial^4 w}{\partial y^4} \right) = n_x \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + 2n_{xy} \frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y} + n_y \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} \quad (2.24)$$

2 Grundlagen

mit der Biegesteifigkeit D :

$$D = \frac{Et^3}{12(1-\nu^2)} \quad (2.25)$$

und den Normalkraftflüssen n_x und n_y beziehungsweise dem Schubkraftfluss n_{xy} . Für eine Platte unter reiner Schubbelastung, wie sie im Folgenden untersucht wird, sind $n_x = n_y = 0$.

Diese allgemeine Differentialgleichung kann für unterschiedliche Lastfälle und Randbedingungen gelöst werden, wobei häufig nur numerische Lösungsverfahren oder Näherungslösungen möglich sind. Der Fall einer gelenkig gelagerten Platte unter einseitiger **Druckbelastung** kann mit einem doppelten Reihenansatz nach Timoshenko [88] exakt gelöst werden. Es ergibt sich für die kritische Druckspannung σ_{kr} (vgl. Pflüger [60] oder Wiedemann [98]):

$$\sigma_{kr} = k_{kr} \cdot \frac{\pi^2 \cdot E}{12 \cdot (1 - \nu^2)} \cdot \left(\frac{t}{b}\right)^2 \quad (2.26)$$

k_{kr} ist der kritische Beulwert, der die niedrigste Beullast kennzeichnet. Über ihn gehen die Belastung, die Randbedingungen, das Seitenverhältnis und die Anzahl der Halbwellen in die Berechnung ein. Für ein quadratisches, rundum gelenkig gelagertes Panel ist $k_{kr} = 4$.

Für ein Rechteckpanel unter reiner **Schubbelastung** ergibt sich analog zu der Druckbelastung für die kritische Schubspannung:

$$\tau_{kr} = k_{kr} \cdot \frac{\pi^2 \cdot E}{12 \cdot (1 - \nu^2)} \cdot \left(\frac{t}{b}\right)^2 \quad (2.27)$$

Für ein quadratisches, ringum fest eingespanntes Panel, demzufolge ist $\beta = 1$, ist $k_{kr} = 15$ (vgl. Pflüger [60] mit Bezug auf Stein und Neff [81]).

Für eine Vielzahl von Fällen sind Kurven in der Literatur angegeben, aus denen sich der Wert für k_{kr} ablesen lässt (vgl. z.B. Luftfahrttechnisches Handbuch [55] oder Pflüger [60]). Des Weiteren sind Lösungen für unterschiedliche Seitenverhältnisse, Einspannungen und die Einflüsse von Versteifungen in der Literatur zu finden, (z.B. Pflüger [60], Schnadel [75], Tan et al. [86]).

2.2.2 Zug- und Druckfelder unter Schubbelastung

Bei der Betrachtung einer quadratischen, ebenen Platte unter reiner Schubbelastung F_S wird das Spannungsfeld für Belastungen unterhalb der kritischen Beullast von Membranspannungen bestimmt. Sie teilen sich gleichmäßig in eine Zug- und Druckkomponente auf, die diagonal im Panel verläuft. Im ungebeulten Zustand lassen sich die resultierenden Hauptspannungen $\sigma_{1,2}$ im Panel mit $\psi = 45^\circ$ und $\sigma_x = \sigma_y = 0$ MPa nach Gleichung C.1 berechnen:

$$\begin{pmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \tau_{12} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \tau_{xy} \\ -\tau_{xy} \\ 0 \end{pmatrix} \quad (2.28)$$

mit

$$\tau_{xy} = \frac{F_S}{t \cdot b} \quad (2.29)$$

Für eine Belastung oberhalb τ_{kr} beschreibt Wagner ([92], [93], [94]) das Entstehen von Falten für eine ringsum eingespannte Platte. Diese Falten, die ebenfalls diagonal in der Platte liegen ($\psi = 45^\circ$), zeigen eine versteifende Wirkung, was er mit der Entstehung eines Zugfeldes begründet. Während bei weiterer Belastung quer zu den Falten die Steifigkeit verringert wird und keine zusätzliche Drucklast aufgenommen werden kann, übernimmt die Zugkomponente die steigende Last aufgrund der wachsenden Schubbelastung. Sie wirkt also tragend, vergleichbar mit einer Zugdiagonalen im Fachwerk. Die Einspannung dient dabei als Druckpfosten. Kuhn et al. ([45], [46]) ergänzen diese Zugfeldtheorien durch die Beschreibung des Übergangsbereiches von der ebenen Membranspannung zum idealen Zugfeld. Dies kann anschaulich durch die Verschiebung des Mohrschen Spannungskreises erklärt werden (vgl. Abbildung A.1). Da sich das ideale Zugfeld erst nach theoretisch unendlicher Überschreitung des kritischen Beulwertes einstellt, wird im Folgenden immer vom unvollständig ausgeprägten Zugfeld ausgegangen (vgl. Wiedemann [98]).

Auf eine mathematische Beschreibung der Zugfeldtheorie wird an dieser Stelle verzichtet. Es wird im Folgenden nur die Tatsache von Interesse sein, dass nach Überschreiten der kritischen Beullast ein Zugfeld vorhanden ist. Die Reststeifigkeit im Nachbeulbereich oder das Endversagen durch Schubbeulen stehen nicht im Fokus dieser Arbeit. Sie können in Handbüchern über Stabilitätsprobleme oder Elastostatik nachvollzogen werden (vgl. z.B. Pflüger [60], Wiedemann [98]).

2.3 Finite Elemente Methoden

Die Finiten Elemente Methode (FEM) stellt ein numerisches Berechnungsverfahren dar, das die Lösung von partiellen Differentialgleichungen ermöglicht. Es basiert auf Arbeiten von Ritz, Galerkin und Trefftz (vgl. Kuna [47]). Anstelle des Differentialgleichungssystems wird ein äquivalentes Variationsproblem formuliert, dessen Randwertaufgabe für endliche Teilstücke (\rightarrow Finite Elemente (FE)) mithilfe geeigneter Ansatzfunktionen numerisch lösbar ist.

Die FEM ist nicht nur bei der Strukturberechnung zu einem unverzichtbaren Hilfsmittel geworden, so dass für die allgemeinen Theorien und Berechnungsgrundlagen auf umfassende Literatur zurückgegriffen werden kann (z.B. Bathe [10], Zienkiewicz et al. [106], [107]). Im Folgenden wird deshalb nur auf die für diese Arbeit relevanten, nichtlinearen Berechnungsmethoden, numerischen Analysen von Rissen und die Berechnung geometrischer Imperfektionen (Beulen) eingegangen. Der Fokus liegt auf den Methoden, die die kommerzielle Software „ABAQUS®“ nutzt. Sie wird bei späteren Berechnungen als Löser verwendet (vgl. ABAQUS Manual [6]).

2.3.1 Nichtlineare Finite Elemente Methode

Bei linearen FE-Berechnungen wird die Belastung in einem Schritt aufgeprägt und die Gleichgewichtsbedingungen des Systems numerisch gelöst.

Nichtlineare FE-Berechnungen nutzen dagegen ein inkrementelles Verfahren, das zum Beispiel auf Zeit- oder Lastinkrementen beruht. Die Gleichgewichtsbedingungen werden nach jedem Lastinkrement iterativ gelöst. Anschließend erfolgt die Aufprägung des nächste Zeit- oder Lastschritts. Auf diese Weise werden physikalische oder geometrische Nichtlinearitäten in die Berechnung integriert und realistisch abgebildet.

In der Finiten Elemente Methode finden verschiedene Iterationsverfahren zur Lösung nichtlinearer Gleichungssysteme Anwendung (vgl. Bathe [10], Wriggers [100], Zienkiewicz et al. [106], [107]). ABAQUS® verwendet im Standardfall das Newton-Raphson-Verfahren zur Lösung der nichtlinearen Gleichgewichtsbedingungen eines jeden Inkrements (vgl. [6]). Mithilfe einer Taylor-Reihenentwicklung wird eine Linearisierung der Funktion ausgehend von einem bekannten Anfangspunkt vorgenommen. Entspricht dieser Anfangspunkt beispielsweise der Kraft F_i mit der dazugehörigen Verschiebung u_i ergibt sich:

$$F(u_i + \Delta u_{i+1}) = F(u_i) + \left. \frac{\partial F}{\partial u} \right|_{u_n} \Delta u + \dots \quad (2.30)$$

Dabei entspricht die Ableitung $\left. \frac{\partial F}{\partial u} \right|_{u_n}$ der Tangente an die Kurve der Funktion.

$$\left. \frac{\partial F}{\partial u} \right|_{u_n} \Delta u = K(u_n) \quad (2.31)$$

$K(u_n)$ wird auch Tangentensteifigkeitsmatrix bezeichnet. Über Gleichung 2.30 wird Δu_{i+1}^0 ermittelt und darüber eine erste Näherungslösung der Gesamtverschiebung u_{i+1}^1 . Mit dieser Näherung u_{i+1}^1 wird der wahre Funktionswert $F(u_{i+1}^1)$ und darüber die Abweichung ΔF_{i+1}^1 berechnet. Erfüllt die Abweichung das vorgegebene Abbruchkriterium nicht, dient ΔF_{i+1}^1 als neuer Startwert und die Iteration wird wiederholt, eine zweite Näherungslösung gefunden, etc. (vgl. Kuna [47])

Damit das Newton-Raphson-Verfahren konvergiert, muss die Funktion für das definierte Lastinkrement ΔF_{i+1} stetig sein. Es sei außerdem erwähnt, dass die Berechnung der Tangentensteifigkeitsmatrix für jeden Iterationsschritt einen hohen Rechenaufwand erfordert. Dieser wird aber über eine sehr hohe Konvergenzgeschwindigkeit verglichen mit anderen Verfahren kompensiert.

2.3.2 Bruchmechanik in der FEM

Im vorangegangenen Kapitel 2.1.2 wird beschrieben, dass bei einer Belastung von gerissenen Bauteilen eine Spannungssingularität an der Riss Spitze entsteht, die proportional zu $\frac{1}{\sqrt{r}}$ ist. In der FE wird diese Abhängigkeit mithilfe der sogenannten „Quaterpoint-Elemente“ abgebildet. Sie zeichnen sich dadurch aus, dass die Knoten

eines isoparametrischen Elements mit quadratischem Ansatz auf einer Seite zu einer Risspitze degeneriert und die Mittelknoten der Elementseiten auf den $\frac{l}{4}$ -Punkt in Richtung Risspitze verschoben werden. Dies ist sowohl für Schalen- als auch Solidelemente möglich (vgl. Abbildungen 2.6 und A.2 bzw. Barsoum [9]).

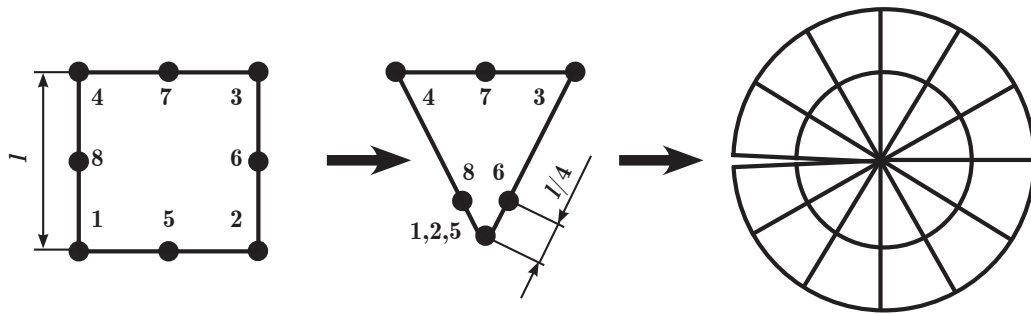


Abbildung 2.6: Darstellung der Degenerierung eines 8-Knotenschalenelements zu einem Quaterpuntelement in ABAQUS®

Mit einer ausreichenden Anzahl an Quaterpuntelementen um die Risspitze (16-36 Elemente laut ABAQUS User Manual [6]) wird die Spannungsüberhöhung in Nierenform sehr gut wiedergegeben. In dem Fall können die Spannungsintensitätsfaktoren K direkt aus der Nahfeldlösung durch Umstellen der Gleichungen 2.2 oder 2.4 ermittelt werden. Darauf soll an dieser Stelle nicht näher eingegangen werden, da ABAQUS® Konturintegrale zur Berechnung von K verwendet. Die Umstellung der Nahfeldlösung kann in der Literatur nachvollzogen werden (vgl. z.B. Kuna [47]).

Konturintegrale

In der FEM bieten sich Konturintegrale zur Auswertung der Risspitzenbeanspruchung an, da sie nicht nur die Spannungsüberhöhung der Risspitzenknoten, sondern ein Gebiet um sie herum auswerten. So kann ein potentieller Fehler der berechneten Spannungsüberhöhung an der Risspitze durch zu grobe Elementierung über die Berücksichtigung mehrerer Konturen kompensiert werden.

ABAQUS® verwendet Elementringe als Kontur um die Risspitze für die Berechnung des in Kapitel 2.1.5 beschriebenen J -Integrals. Die Elementringe müssen im Rahmen der Modellierung zwar vorgesehen werden, sie sind aufgrund der Wegunabhängigkeit des J -Integrals aber keinen expliziten Geometrien unterworfen.

Es soll zunächst die Berechnung eines Konturintegrals für den zweidimensionalen Fall in ABAQUS® dargestellt werden (vgl. ABAQUS Manual [6]). Die Risspitze besteht in diesem Fall aus einem einzigen Knoten. Das in Kapitel 2.1.5 beschriebene J -Integral wird nicht in Form eines Linienintegrals, sondern als Flächenintegral ausgewertet. Wird eine geschlossene Kontur um die Fläche A der Risspitze gelegt (vgl. Abbildung 2.7), folgt aus Gleichung 2.18:

$$J_k = - \int_A (U \delta_{kj} - \sigma_{ij} u_{i,k}) q_{,j} dA + \int_{\Gamma^+ + \Gamma^-} (U n_k) q(d) s \quad (2.32)$$

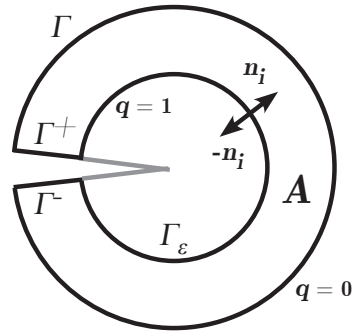


Abbildung 2.7: Integrationspfad zur Auswertung eines Flächenintegrals

Um dieses Integral auszuwerten, werden die oben genannten Elementringe als Konturen genutzt. Die erste Kontur umfasst nur die Elemente der Risspitze. Bei der zweiten wird der nachfolgende Elementring hinzugenommen, etc. q der Formel 2.32 ist dabei eine Wichtungsfunktion, die so gewählt ist, dass $q = 0$ ist für alle Knoten, die auf der Außenseite Γ der Kontur liegen. Für alle Knoten im Integrationsgebiet ist $q = 1$, außer für die Mittelknoten der äußeren Kontur. Sie stellen einen Übergangsbereich dar für die q Werte zwischen 0 und 1 entsprechend der Position des Knotens auf der Seite annehmen kann. Dies wird über die Formfunktionen $N_{FE,a}(\xi_1, \xi_2)$ und die Knotenpunktvariable $q^{(a)}$ für alle Knoten a eines Elementes mit n_k Knoten realisiert (vgl. Kuna [47]):

$$q = \sum_{a=1}^{n_k} N_{FE,a}(\xi_1, \xi_2) q^{(a)} \quad (2.33)$$

Diese sowie die weiteren Größen, die zur Berechnung des J -Integrals nach 2.32 benötigt werden, generiert die FE-Lösung der berechneten Struktur (z.B. die Spannungen σ_{ij} und Dehnungen ε_{ij} , die Verschiebungen der Knoten u_i) oder sind über die Elementwahl bekannt (Elementformulierung zur Definition des Normalenvektors n_j , Ableitung der Verschiebung mittels Formfunktionen). Somit kann J unter Verwendung geeigneter, numerischer Integrationsvorschriften berechnet werden.

Bei einem dreidimensionalen Modell besteht die Rissfront s aus mehreren Knoten über der Dicke. Für jeden dieser Knoten wird das J -Integral berechnet, indem die Ebene normal zur Rissfront betrachtet und das Flächenintegral in ein Volumenintegral überführt wird (vgl. ABAQUS Manual [6]). Die Annäherung ist analog zum 2D-Fall, denn es wird statt einer geschlossenen Kontur eine geschlossene Fläche betrachtet, ähnlich einer schlauchförmigen Hülle um die Risspitze. Es ergibt sich:

$$J = -\frac{1}{\Delta A} \int_V (U \delta_{kj} - \sigma_{ij} u_{i,k}) q_{k,j} dV \quad (2.34)$$

Die Lösung des Integrals erfolgt ganz analog zum 2D-Fall, nur dass q_k eine Vektorfunktion darstellt, die an den Außen- und Stirnflächen der umschließenden Fläche

$q_k = 0$ ist. An der Innenfläche des ‐Schlauches‐ aber entspricht q_k der virtuellen Rissausbreitung Δa_v . Zwischen den beiden Flächen ist $0 < q_k < \Delta a_v$. Die übrigen Größen sind bekannt, so dass das Gleichung 2.34 mittels numerischer Integration für jedes Element der berücksichtigten Konturen berechnet und aufsummiert werden kann. Als Ergebnis steht der Wert von J pro Knoten entlang der Rissfront. [6] Da das J -Integral immer einen skalaren Wert darstellt, enthält der Wert keine Informationen über den Rissmode. Dies kann in ABAQUS® über die Ermittlung der K -Faktoren basierend auf den Gleichungen 2.17 und 2.19 erfolgen. Für den ebenen Mixed-Mode-Fall gilt:

$$G = J = \frac{1}{E^*} (K_I^2 + K_{II}^2) \quad (2.35)$$

Mithilfe des Interaktionsintegrals nach Shih und Asoro [78] kann der Anteil von J für die einzelnen Bruchmodi berechnet werden. Dafür wird neben dem Ist-Zustand (1) ein Hilfszustand (2) eingeführt, dessen Lastfall beliebig, aber mit bekannter K -Faktorlösung zu wählen ist. Unter der Annahme, dass das Superpositionsprinzip gilt, kann die Summe des J -Integrals wie folgt geschrieben werden:

$$J^{(1+2)} = \int_{\Gamma} \left[\frac{1}{2} (\sigma_{ij}^{(1)} + \sigma_{ij}^{(2)}) (\varepsilon_{ij}^{(1)} + \varepsilon_{ij}^{(2)}) \delta_{1j} - (\sigma_{ij}^{(1)} + \sigma_{ij}^{(2)}) (u_{i,1}^{(1)} + u_{i,1}^{(2)}) \right] n_j d\Gamma \quad (2.36)$$

δ_{ij} steht für das Kronecker-Delta. Umgeschrieben und mit Verwendung von Gleichung 2.35 führt dies zu der vereinfachten Schreibweise (vgl. Rao et al. [65]):

$$J^{(1+2)} = J^{(1)} + J^{(2)} + \frac{2}{E^*} (K_I^{(1)} K_I^{(2)} + K_{II}^{(1)} K_{II}^{(2)}) \quad (2.37)$$

Dabei ist der letzte Summand das sogenannte Integrationsintegral $I^{(1,2)}$, weil er die gemischten Terme enthält. Da der Hilfszustand (2) beliebig wählbar ist, wird er als pure Mode I Belastung gewählt, so dass $K_I^{(2)} = 1$ und $K_{II}^{(2)} = 0$ ist. $I^{((1), Mode I)}$ kann mithilfe der Konturintegrale und der Nahfeldlösung (vgl. Gleichungen 2.2 und 2.4) berechnet werden. Somit ergibt sich für den Zustand (1):

$$K_I^{(1)} = \frac{E^*}{2} \cdot I^{((1), Mode I)} \quad (2.38)$$

Eine vergleichbare Lösung ergibt sich für entsprechende Annahmen einer puren Mode II Belastung, so dass ein lösbares Gleichungssystem entsteht und K_I und K_{II} über Konturintegrale ermittelt werden können. Für eine ausführliche Herleitung wird auf Rao et al. [65] verwiesen.

Für Solidelemente erfolgt die Berechnung der K -Faktoren auf äquivalente Weise an jedem Knoten über der Dicke der Rissfront.

Es gibt diverse, weitere Möglichkeiten der K -Faktorenberechnung. Eine sehr häufig genutzte ist die Auswertung der Knotenverschiebungen und Spannungen an den Risspitzelementen über die virtuelle Riss schlieungsmethode (VCCT, vgl. Krüger [44]).

2.3.3 Stabilitätsberechnung

Neben der in Kapitel 2.2.1 vorgestellten, analytischen Methode zur Berechnung der kritischen Beullast, können auch numerische Methoden verwendet werden. In diesem Fall dient die lineare Eigenwertanalyse als Grundlage zur Berechnung. Sie löst folgende Gleichung (vgl. Rust [74]):

$$(\mathbf{K}_l + \lambda \mathbf{K}_\sigma) \mathbf{u} = 0 \quad (2.39)$$

\mathbf{K}_l ist die lineare Steifigkeitsmatrix, \mathbf{K}_σ die Spannungsmatrix der Anfangsbelastung, λ der Eigenwert mit dem dazugehörigen Eigenvektor \mathbf{u} . λ stellt einen Multiplikator der aufgeprägten Last, beispielsweise einer Kraft F dar. Die kritische Beulkraft $F_{B,krit}$ ergibt sich zu:

$$F_{B,krit} = \lambda \cdot F \quad (2.40)$$

Diese Methode der Eigenwertanalyse setzt voraus, dass bis zum Erreichen der kritischen Beullast ein linear elastisches Verhalten der Struktur gegeben ist. Die iterative Lösung des Systems berechnet so viele kritische Eigenwerte λ_i und die dazugehörigen Eigenvektoren \mathbf{u}_i , wie es Freiheitsgrade im System gibt. In der Regel ist der kleinste, kritische Eigenwert einer nichttrivialen Lösung von Bedeutung, da er die niedrigste, kritische Beullast darstellt. Der dazugehörige Eigenvektor repräsentiert die entsprechende kritische Beulform.

Die so ermittelte kritische Beullast basiert auf einer perfekten Struktur. Demzufolge stellt das Ergebnis häufig einen Maximalwert dar, der in der Realität aufgrund vorhandener Imperfektionen unterschritten wird.

Im zweiten Schritt wird die so ermittelte Eigenvektor \mathbf{u}_i des kritische Eigenwerts λ_i skaliert als Imperfektion auf die unbelastete Struktur aufgeprägt (vgl. Gleichung 2.41):

$$\mathbf{x} = \mathbf{x}_0 + q \cdot \mathbf{u}_i \quad (2.41)$$

So entsteht eine geringe Deformation, die der kritischen Eigenform und damit der Beulform entspricht. Das Aufprägen der Imperfektion führt in der anschließenden, geometrisch nicht-linearen Berechnung dazu, dass die Lösung in die entsprechende Beulform gezwungen wird. Dadurch wird sie partiell vorgegeben, aber auch Verzweigungsstellen des Lösungspfades einfacher überwunden. Die Imperfektion ist klein zu wählen, da die zusätzliche Deformation in das Endergebnis eingeht.

3 Versuche

Um die Frage der wechselseitigen Beeinflussung von Beulen und Rissen zu untersuchen werden zunächst Versuchsergebnisse dargestellt. Sie stellen die Basis dieser Arbeit dar (vgl. Bierbaum et al. [13]). In den Versuchen werden manuell Risse in unversteifte Aluminiumpanels eingebracht, die anschließend einer zyklischen Schubbelastung ausgesetzt werden. Diese Belastung erzeugt eine Beulverformung. Die daraus resultierende Hauptspannung σ_1 führt dazu, dass der Riss wächst. Die Risslänge wird nach einer vorgegebenen Anzahl an Lastwechseln gemessen.

Im Rahmen dieser Versuche werden verschiedene Parameter variiert, wie zum Beispiel die Paneldicke, die Schubkraft oder die Rissposition. So werden unterschiedliche Einflüsse sowohl auf das Beulverhalten als auch auf den Rissfortschritt überprüft. Die Durchführung dieser Versuche erfolgt an der Prüfeinrichtung zur Analyse plastizierender Strukturen (PAPs), die am Institut für Flugzeugbau und Leichtbau (IFL) der Technischen Universität Braunschweig entworfen wurde (vgl. Horst [38]).

In den folgenden Abschnitten wird zunächst der Versuchsaufbau einschließlich der Messtechnik beschrieben, bevor detailliert auf die Versuchsdurchführung eingegangen wird. Abschließend erfolgt eine ausführliche Darstellung und Diskussion der Versuchsergebnisse.

3.1 Versuchsaufbau

Die Prüfeinrichtung PAPs (vgl. Abbildung 3.2) ermöglicht es, dünnwandige Strukturen unter Schubbelastung zu testen. Abbildung 3.1 zeigt den Versuchsaufbau. Zu erkennen ist der Schubrahmen einschließlich der zusätzlichen Messgeräte, die zur experimentellen Untersuchung der wechselseitigen Beeinflussung von Hautbeulen und Rissen benötigt werden. Während auf der vorderen Seite das Mikroskop zur Aufnahme des Risses sowie der induktive Wegaufnehmer zu erkennen ist (vgl. Abbildung 3.1(a)), befindet sich das ARAMIS[®]-System zur Messung der Beulverformung auf der Rückseite (vgl. Abbildung 3.1(b)).

Darüber hinaus werden Dehnungsmessstreifen zur Analyse der Oberflächendehnungen verwendet, die in der Abbildung nicht zu erkennen sind. Kapitel 3.1.1 bis 3.1.2 erklären die Auswertungsmethoden zur Ermittlung relevanter Messdaten.

3.1.1 Prüfeinrichtung PAPs

Abbildung 3.2 zeigt eine Prinzipskizze der Prüfeinrichtung PAPs. Sie besteht aus einem zweiteiligen Schubrahmen, der aus Stahlträgern gefertigt und auf einem Doppel-T-Träger montiert ist (Positionen D). Beide Seiten des Schubrahmens werden mittels Schrauben verbunden, dazwischen befindet sich das Panel (schraffierte Fläche),

3 Versuche

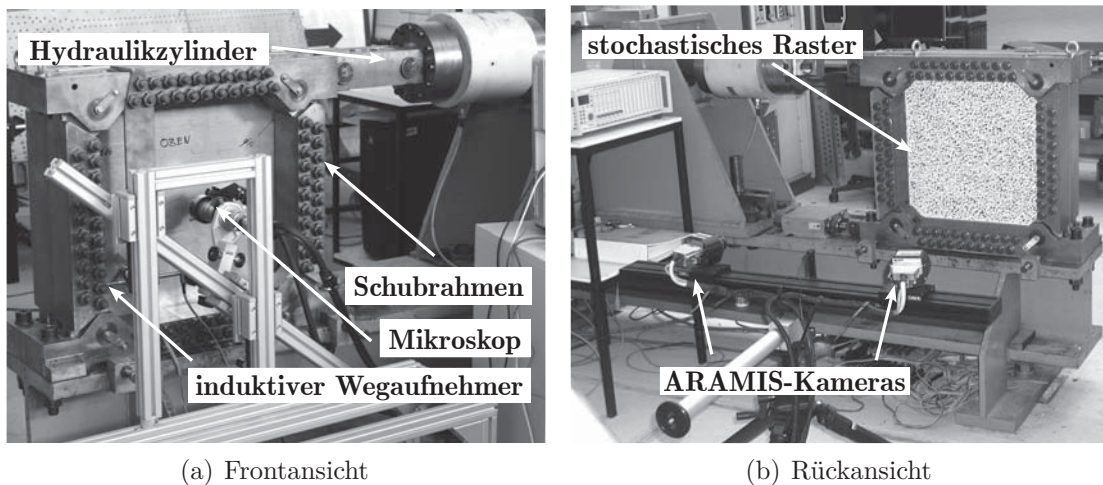


Abbildung 3.1: Versuchsaufbau

das in den Schubrahmen geklemmt wird. Auf diese Weise wird eine rundum feste Einspannung des Panels mit einem Freifeld der Größe $500 \times 500 \text{ mm}^2$ ermöglicht.

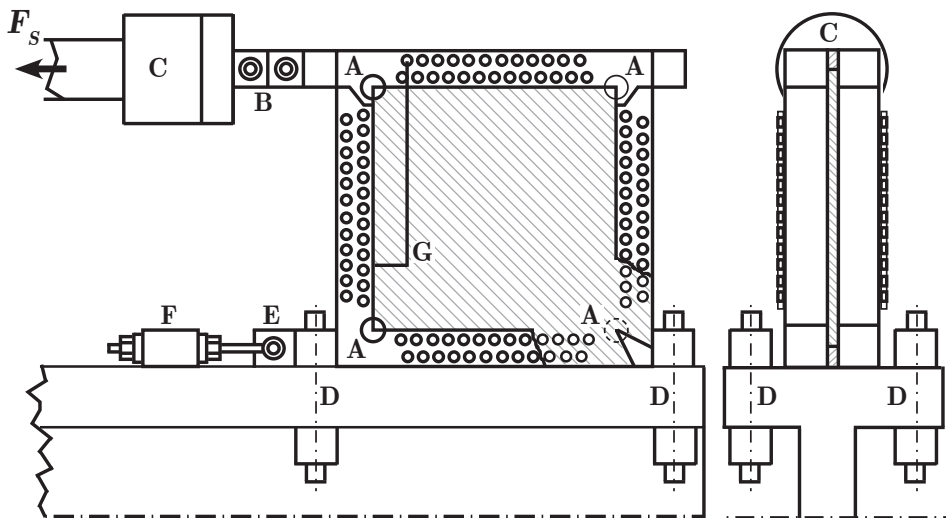


Abbildung 3.2: Prinzipskizze der Versuchseinrichtung PAPs

Der Schubrahmen ist mit einer Kraftbrücke (Position B) an einen Hydropulszylinder (Position C) gekoppelt. Bewegt sich dieser, wird die Verformung des Rahmens verursacht und über den Rahmen auf die Platte übertragen. Aufgrund der Aussparungen der Ecken im Panel und der wartungsfreien Lagerung in allen vier Ecken des Schubrahmens (Positionen A), wird eine reine Schubbelastung erreicht, die nach Überschreiten der kritischen Beullast eine Verformung des Panels aus seiner Ebene heraus verursacht. Sie wird im Folgenden auch Beulen oder out-of-plane Verformung genannt. Der Schubrahmen ist gegen Verschieben gesichert (Positionen E und F).

Ein induktiver Wegaufnehmer (Position G) misst den Schubwinkel des Rahmens. Die Regelung des Hydropulszylinders kann sowohl manuell als auch computergestützt in Kraft- und/oder Wegsteuerung erfolgen. Da der Zylinder in beide Richtungen gefahren werden kann, sind wechselnde und schwellende, außerdem statische Belastungen bis zu einer Schubkraft von $F_{S,max} = \pm 250$ kN und zyklische Belastungen bis zu $F_{S,max} = \pm 200$ kN mit einer Prüffrequenz von bis zu $f_{test,max} = 1$ Hz möglich. Der maximale Schubwinkel ist $\gamma_{S,max} = \pm 10^\circ$.

3.1.2 Messtechnik

Mithilfe von Kraft- und Wegmessdosen, dem optischen Messsystem ARAMIS[®], Dehnungsmessstreifen und einem induktiven Wegaufnehmer werden die Versuchsparameter sowie die Veränderung des Panels bei wachsender Risslänge aufgezeichnet. Eine Fotokamera bzw. ein Digitalmikroskop erfasst den Riss und seine Veränderung über die Versuchsdauer.

Die Funktionen und Auswertungsroutinen werden in den folgenden Abschnitten erläutert. Sämtliche Kalibrierfaktoren sind in den Tabellen B.6 und B.7 aufgelistet.

ARAMIS[®]

Das optische Messsystem ARAMIS[®] basiert auf dem Prinzip der Bildüberlagerungen (digital image correlation). Es wird im Anhang C.2.1 ausführlicher dargestellt. Das ARAMIS[®]-System dient im Rahmen dieser Arbeit vorrangig der Verformungsmessung des Panels unter Schubbelastung. Die Veränderung der Beulform mit zunehmender Risslänge sowie der maximalen out-of-plane-Verformung $u_{3,max}$ stehen hier im Mittelpunkt der Beobachtung. Deshalb werden nach einer definierten Anzahl Lastwechsel ΔN während eines statischen Versuches Bilder von der Verformung des Panels aufgenommen und ausgewertet (vgl. Wegner [96]).

Bei der Auswertung der ARAMIS[®]-Daten kommen zwei unterschiedliche Methoden zum Einsatz, um die Veränderung der $u_{3,max}$ -Verformung über die Lebensdauer zu ermitteln:

1. Alle maximalen Stufen der statischen Versuche eines Panels werden auf den ungerissenen, unbelasteten Zustand bezogen (Fmax-Methode). Es werden demzufolge die Veränderungen über die gesamte Versuchsdauer des Panels gemessen, sowohl die der Umgebungsvariablen (z.B. Veränderungen des Stativs, der Umgebungstemperatur), als auch die des Panels selbst (z.B. plastische Verformungen).
2. Es wird nur die maximale Stufe eines einzelnen, statischen Versuchs ausgewertet (Stufenmethode). Als Referenz gilt die Nullstufe dieses Versuchs. Dadurch wird die zeitliche Dauer des Versuchs auf wenige Minuten reduziert und demzufolge langfristige Veränderungen (Beispiele siehe Punkt 1) nicht berücksichtigt.

3 Versuche

Um Vor- und Nachteile zu verdeutlichen, wird die Auswertung der out-of-plane Verformung u_3 entlang der Diagonalen eines Panels bei maximaler Last mit beiden Methoden in Abbildung 3.3 verglichen.

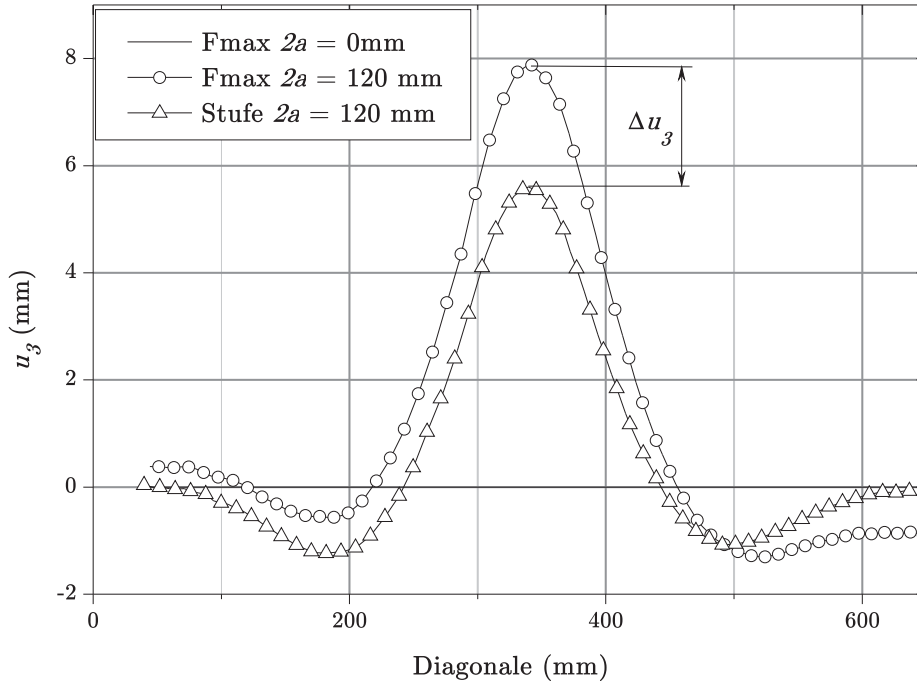


Abbildung 3.3: Beispielhafter Vergleich der Auswertung mittels Stufen- und Fmax-Methode für die ARAMIS[®] u_3 -Verformung: Die Fmax-Methode berücksichtigt plastische Verformung aufgrund der zunehmenden Risslänge

Bei der Risslänge $2a = 120$ mm weist das Panel aufgrund einer permanenten, plastischen Verformung bereits im unbelasteten Zustand eine Deformation gegenüber dem ursprünglichen Einbauzustand (Nullstufe im ungerissenen Panel) auf. Die Fmax-Methode bezieht diese vorhandene Deformation in die Ergebnisse mit ein, da die Referenzstufe der Einbaustand ist und alle Deformationen über die gesamte Versuchsdauer erfasst werden. In der Stufenmethode, die als Referenz die Nullstufe des aktuellen Versuchs verwendet, wird diese vorhandene Deformation nicht berücksichtigt. Deshalb ist die darüber ermittelte maximale out-of-plane Verformung $u_{3,max}$ verglichen mit der Fmax-Methode um $\Delta u_3 \approx 2$ mm geringer. Für diesen Fall ist also die Fmax-Methode exakter.

Der Vorteil der Fmax-Methode aus dem genannten Beispiel wird zum Nachteil, wenn sich die Umgebungsvariablen ändern, die einen Einfluss auf die Verformungsmessung haben und somit zu Messfehlern führen. Ein Beispiel ist die Verdrehung des Kame-rabalkens, wie sie in Abbildung 3.4 dargestellt ist.

Auch hier weist das Panel bei einer Risslänge von $2a = 177,72 \text{ mm}$ im unbelasteten Zustand eine plastische Deformation Δu_3 auf, die von der Stufenmethode nicht berücksichtigt wird. Demzufolge müsste die Fmax-Methode wieder zu größeren Werten der maximalen out-of-plane Verformung $u_{3,max}$ führen. Dies ist deshalb nicht der Fall, da während der Gesamtversuchsdauer aber eine unbeabsichtigte Verdrehung des Kamerabalkens um den Winkel Ψ erfolgte. Diese Verdrehung wird bei der Fmax-Methode in die Auswertung einbezogen und ihr Einfluss kann nicht ohne Weiteres umgerechnet werden. In der Stufenmethode hat die Verdrehung keine Auswirkung, so dass sie in diesem Fall trotz der Vernachlässigung von Δu_3 das bessere Ergebnis liefert.

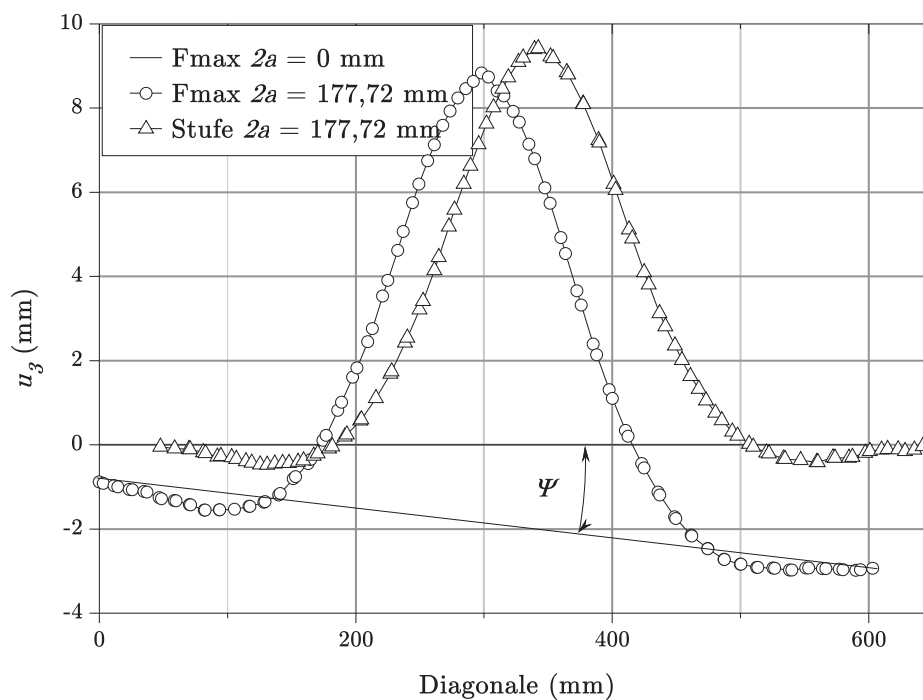


Abbildung 3.4: Beispielhafter Vergleich der Auswertung von Stufen- und Fmax-Methode für die ARAMIS[®] u_3 -Verformung: Die Fmax-Methode berücksichtigt Verdrehung des Kamerabalkens um Ψ einschließlich Messfehler

Die Auswertung der ARAMIS[®]-Ergebnisse erfolgt grundsätzlich nach der Fmax-Methode, um die gesamte Verformung des Panels über die Versuchsdauer zu berücksichtigen. In Ausnahmefällen, in denen äußere Einflüsse unbemerkt zu einer Verdrehung des Kamerabalkens von mehr als $\Psi = 15^\circ$ führen, wird auf die Stufenmethode zurückgegriffen. Für diese Fälle wird davon ausgegangen, dass der Fehler aus der Verdrehung des Kamerabalkens größer ist als die Vernachlässigung der plastischen Panelverformung über die Lebensdauer. Tabellen B.3, B.4 und B.5 geben Aufschluss über die jeweilige Methode der Auswertung.

3 Versuche

Im Anschluss an die ARAMIS[®]-Messung werden Schnitte in die Ergebnisdarstellung gelegt, die Messergebnisse exportiert und umgerechnet, um z.B. die maximale out-of-plane Verformung $u_{3,max}$ zu unterschiedlichen Risslängen auszuwerten. Diese Schnitte liegen, soweit nicht anders betont, diagonal im Panel und quer zur Beule (s. Abbildung C.1(c)). Für die Auswertung und grafischen Darstellungen wird immer der Betrag von $u_{3,max}$ verwendet, um die Ergebnisse unabhängig von der Beulrichtung vergleichen zu können. Dabei ist die Beulrichtung wie folgt definiert. Zeigt das Maximum der Hauptbeule

a) zum ARAMIS[®]-System \rightarrow positiv (+)

b) zum Fotoapparat/Mikroskop \rightarrow negativ (-) (vgl. Abbildung 3.1)

Die Richtung der Beule wird durch minimale Imperfektionen bestimmt, die z.B. durch die Einspannung, bereits vorhandene Biegung oder Beulen im Testpanel verursacht werden. Sie sind mit dem ARAMIS[®]-System nicht messbar, da sich das System bei Messungen immer auf eine Referenzstufe bezieht und nur die Veränderung misst. Ist diese Referenzstufe bereits verformt, bleibt dies unberücksichtigt. Des Weiteren ist eine entsprechende Imperfektion nicht beeinflussbar, somit bleibt die Beulrichtung bei allen Panels zufällig. Tabellen B.3, B.4 und B.5 geben die wahren Beulrichtungen jedes Panels an.

Dehnungsmessstreifen

Neben dem ARAMIS[®]-System werden in einigen Versuchen auch Dehnungsmessstreifen (DMS) in Form von 0°/45°/90°-Rosetten des Typs RY93-6/120 verwendet, um zum einen den Beulbeginn zu verifizieren, zum anderen eine Referenzspannung an der Oberfläche des Panels ermitteln zu können. Die entsprechenden Panels mit ihren DMS-Positionen sowie spezifischen Empfindlichkeiten sind in Tabellen B.6 und B.7 aufgelistet. Weitere Details zur Auswertung sind im Anhang C.2.2 zu finden. Bei gleichen Belastungen entstehen theoretisch auch gleiche Spannungen, so dass bei Wiederholungsversuchen zum Teil auf DMS-Messungen verzichtet wird.

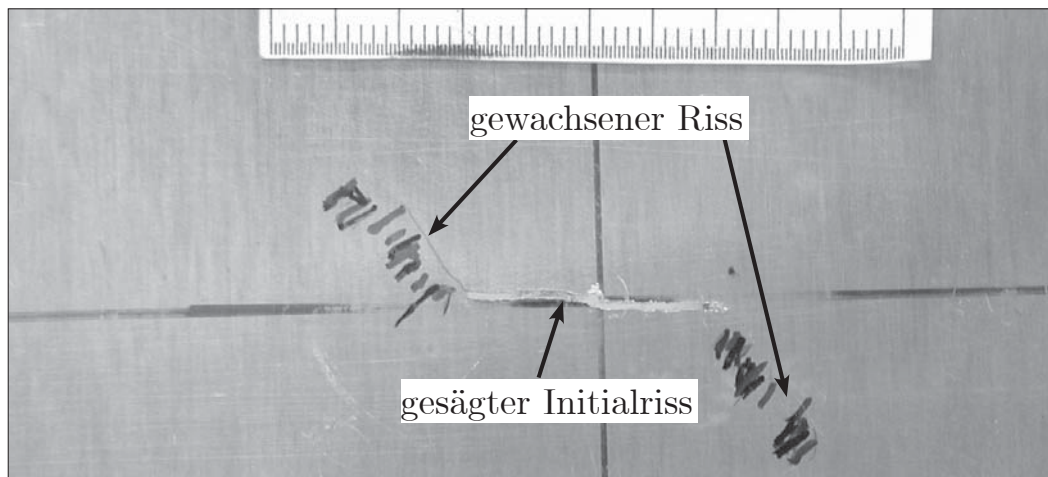
Um den Beulbeginn zu bestimmen, wird je ein DMS an der gleichen Position auf der Vorder- und Rückseite appliziert, so dass sie sich „gegenüber“ liegen. Der Beulbeginn tritt dann ein, wenn auf der positiven Beulseite entlang der Druckdiagonalen ein Zuganteil entsteht, da dann neben der reinen Membranspannung im ebenen Fall anteilig Biegespannung aufgrund der Beule in die Messwerte mit eingeht (vgl. Kapitel 2.2.2). Liegt beispielsweise Kanal a des DMS in der Druckdiagonalen, werden die Werte von ε_a mit anliegender Spannung erst negativ (Membranspannung), mit Beulbeginn und auftretender Biegespannung steigen sie wieder an. Die Schubkraft F_S , die bei Erreichen des Minimumwerts von ε_a anliegt, entspricht der kritischen Beulkraft $F_{S,krit}$. Die Umrechnung in die kritische Beulspannung erfolgt über

$$\tau_{krit} = \frac{F_{S,krit}}{(b \cdot t)} \quad (3.1)$$

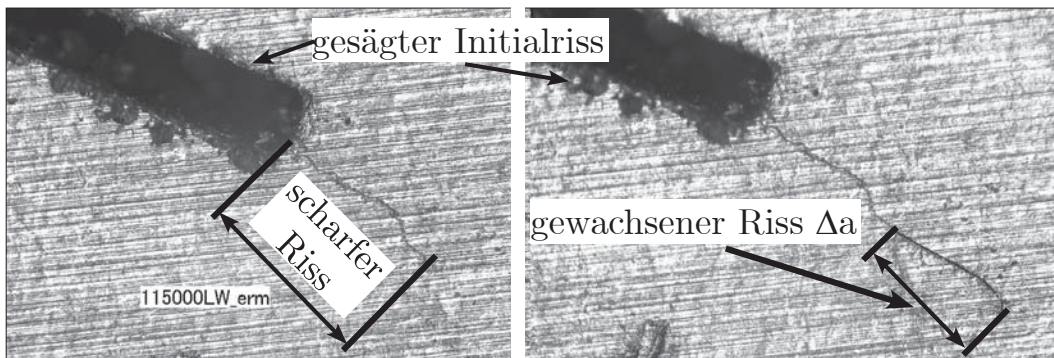
mit b als Breite und t als Dicke des Panels.

Der Übergang in die out-of-plane Verformung geschieht nicht ad hoc sondern flie-

bend, so dass ε_a mehrere Sekunden im Minimum verweilt. Da die Auswertungsroutine aber nur den ersten Minimalwert und somit den frühestmöglichen Beginn des Übergangsbereichs und die dazugehörige Schubkraft ausgibt, ist davon auszugehen, dass die Versuchsergebnisse für τ_{kr} tendenziell zu niedrig sind. Des Weiteren führen Imperfektionen im Panel zu einem vorzeitigen Beulbeginn (vgl. Kapitel 2.2). Die im Versuch ermittelten Werte dienen daher zur Bestimmung einer Größenordnung, die mit dem theoretischen Wert nach Gleichung 2.27 oder dem der Finite Elemente Berechnungen (vgl. Kapitel 2.3.3) verglichen werden kann.



(a) Digitale Spiegelreflexkamera (T.2.0.40.o+Z2) mit $2a \approx 44,6$ mm bei $N = 50000$ LW



(b) Digitalmikroskop VHX (T.2.0.40.m+Z2) mit links $2a \approx 27,95$ mm bei $N = 115000$ LW, rechts $2a \approx 29,63$ mm bei $N = 120000$ LW

Abbildung 3.5: Aufzeichnungsmethoden zum Messen der Risslänge

Messung der Risslänge

Die Aufzeichnung der Risslänge erfolgt mithilfe einer digitalen Spiegelreflexkamera oder eines Digitalmikroskops auf der Frontseite der Versuchsanlage.

3 Versuche

Im Fall der Fotokamera wird der Riss unter maximaler Last, also im geöffneten Zustand, fotografiert und die Risslänge anschließend über Pixelauszählung bestimmt. Bei größeren Risslängen wird der Abstand zwischen Panel und Kamera vergrößert und mindestens die halbe Risslänge a vollständig abgelichtet (vgl. Abbildung 3.5(a)). Eine potenzielle Rissdrehung wird so eindeutig erkannt. Bereits bei der Aufnahme ist auf die eindeutige Identifizierung der Rissspitze aufgrund der Kameraauflösung, unterschiedlicher Lichtverhältnisse und zum Teil Unschärfen aufgrund fehlender Tiefenschärfe zu achten.

Das Digitalmikroskop VHX-600 der Firma Keyence ermöglicht eine Aufnahme des Risses im ungeöffneten Zustand, da die Rissspitze eindeutig bei hundertfacher Vergrößerung von der restlichen Oberfläche unterschieden wird. Aufgrund des entsprechenden Bildausschnitts und der Vergrößerung wird nur die gewachsene Risslänge Δa aufgenommen und die Gesamtrisslänge über die Summation der Einzelbilder ermittelt (vgl. Abbildung 3.5(b)). Da die Auswertung der Bilder direkt am Mikroskop erfolgen kann, ist die Risslängenmessung erheblich genauer und daher trotz eines höheren Zeitaufwandes zur Lokalisierung der Rissspitze zu bevorzugen.

3.2 Versuchsvorbereitung

Alle im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Versuche werden an unversteiften, quadratischen Aluminiumpanels vom Material Al 6056T4 vorgenommen (vgl. Abbildung 3.6). Tabelle B.1 enthält eine Auflistung der Materialkennwerte. Die Vorbereitung der Platten, zum Beispiel das Zuschneiden, Bohren oder Auftragen des ARAMIS®-Rasters, erfolgt manuell am Institut für Flugzeugbau und Leichtbau.

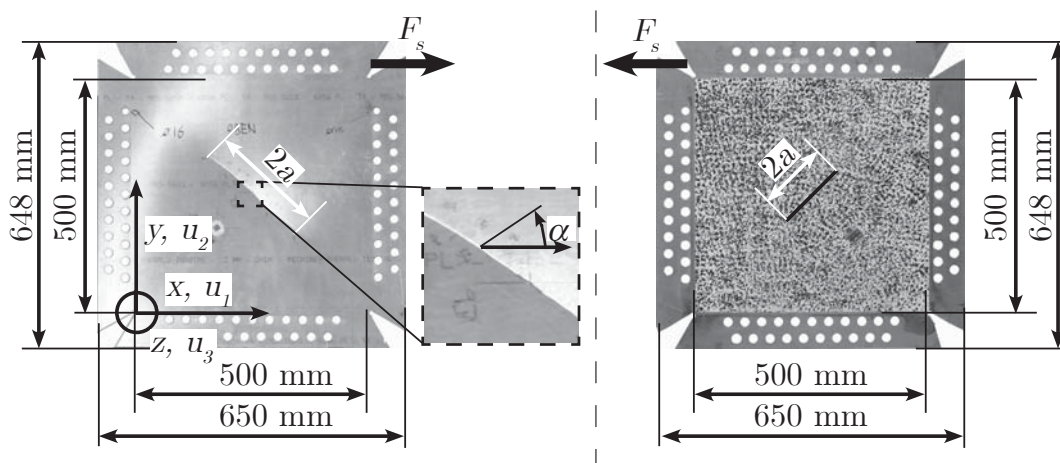


Abbildung 3.6: Panel mit Definition der Rissorientierung α und des globalen Koordinatensystems,
links: Frontansicht mit 500 x 500 mm Freifeld,
rechts: Rückansicht mit ARAMIS®-Raster

Um verschiedene Aspekte des Beuleinflusses auf den Riss zu untersuchen, werden folgende Versuchsparameter variiert:

- Rissorientierung α
- Paneldicke t
- maximale Schubkraft $F_{S,max}$
- Rissposition x, y
- Art der Belastung (schwellend oder wechselnd)
- Belastungsverhältnis R
- Anzahl der Lastwechsel N_{erm} , die zur Vorermüdung aufgeprägt werden

Eine Übersicht über alle Panels und Versuchsvariationen zeigen Tabellen B.3, B.4 und B.5. Der Panelname beinhaltet die wichtigsten Informationen über die Versuchsdurchführung und wird beispielhaft in Abbildung 3.7 erklärt.

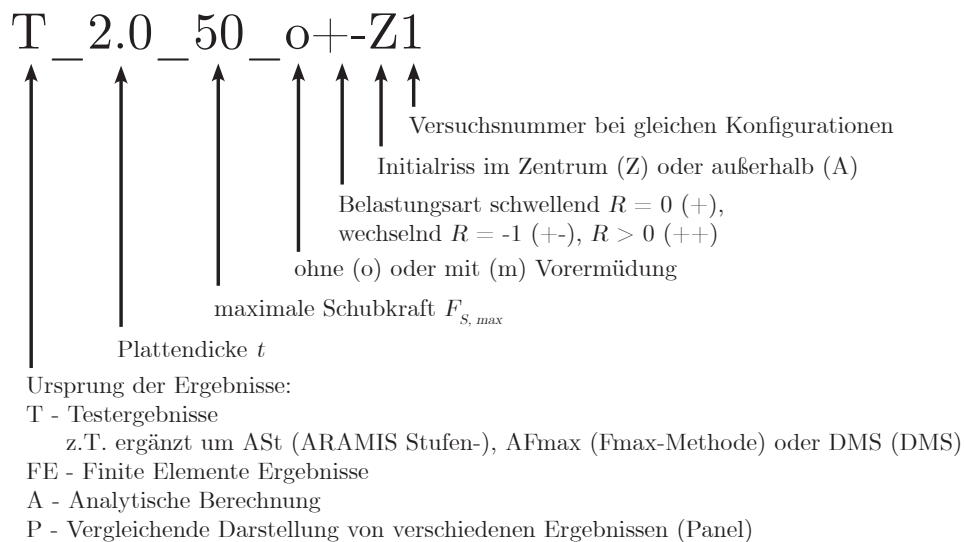


Abbildung 3.7: Erläuterung des Panelnamens: Testergebnisse von einer 2mm dicken Platte mit Initialriss in Panelmitte ($x = y = 250$ mm), die mit +/- 50kN ohne Vorermüdung belastet wird.

3.3 Versuchsdurchführung

Bei der Versuchsdurchführung wechseln sich statische und zyklische Belastungen ab. Die statischen Tests dienen zur Aufzeichnung der DMS- und ARAMIS®-Messwerte und werden in der Regel mit einer Belastungsgeschwindigkeit von 1kN/s bis zur maximalen Schubkraft $F_{S,max}$ gefahren und dort einige Sekunden gehalten bevor die Entlastung einsetzt. Die Risslänge $2a$ wird im Fall einer Messung mit dem Fotoapparat ebenfalls unter maximaler Last aufgenommen.

3 Versuche

Die zyklischen Tests verursachen das Risswachstum, welches auf Dauer zum Versagen des Panels führt. Sie werden mit einer definierten Anzahl ΔN bis zur maximalen Last mit einer Prüffrequenz von $f_{test} = 0,5\text{Hz}$ durchgeführt. Während der anschließenden, statischen Belastung werden wieder die Messungen vollzogen. Somit stehen für alle ΔN -Lastwechsel die Ergebnisse zur Verfügung und ergeben ein Bild über das Verhalten des Panels bei unterschiedlichen Risslängen bis zu seinem Versagen. Der Versuchsablauf ist für alle Tests prinzipiell wie folgt:

1. statischer Referenztest im ungerissenen Zustand
2. z.T. zyklische Belastung zur Vorermdung im ungerissenen Zustand mit anschließendem statischen Referenztest
3. mechanisches Einsägen des Risses der Länge $2a \approx 20\text{mm}$ mit einem Metall-Sägeblatt
4. statischer Referenztest im gerissenen Zustand
5. zyklische Belastung (Anzahl N_0) bis $2a \approx 25\text{mm}$ (zum Schärfen des Risses)
6. statischer Referenztest mit scharfem Riss
7. z.T. zyklische Belastung zur Vorermdung mit $-F_{S,max}$ mit anschließendem statischen Referenztest
8. zyklische Ermüdungslastwechsel mit definierter Anzahl ΔN mit anschließendem statischen Test
9. Versuchsende bei ausreichend großer Risslänge oder Versagen des Panels

Der erste statische Referenztest (1) liefert Messdaten im ungerissenen Zustand, die zum Beispiel für den Vergleich mit Finite Elemente Rechnungen von Bedeutung sind. Die zyklischen Belastungen (2) werden nur für Panels T_2.0_43_m+Z1 und T_2.0_50_m+Z2 durchgeführt, um eine Vorermdung im ungerissenen Zustand zu testen. Das Schärfen (5) ist notwendig, da das Einsägen des Risses (3) mit einem Sägeblatt stumpfe Rissfronten verursacht. Es muss sich über die zyklischen Belastungen ein Anriss entwickeln, der die gesamte Spannungsüberhöhung in sich vereint (vgl. Rösler et al. [73]). Dies geschieht dort, wo das Material bereits eine lokale Spannungsüberhöhung erfährt, zum Beispiel an Imperfektionen im Material. Da diese Phänomene einer stochastischen Verteilung unterliegen und nicht beeinflusst werden können und N_0 außerdem von der Belastung, der Qualität des mechanisch erzeugten Risses und der Beulrichtung abhängt, variieren die Werte stark. Für die Auswertung des Rissfortschritts a zu N wird der Wert N_0 deshalb immer subtrahiert und nur der Rissfortschritt ab (6) gezählt. Die zyklische Belastung (7) wird nur für Panels mit Vorermdung durchgeführt, während (8) den Rissfortschritt und die Messdaten für unterschiedliche Risslängen erzeugt. Dies geschieht so lange, bis entweder $2a$ mindestens ein Drittel der Diagonale des Panels erreicht hat, oder die Platte so schubweich wird, dass die maximale Schublast nicht mehr ertragen wird und ein Stabilitätsversagen eintritt.

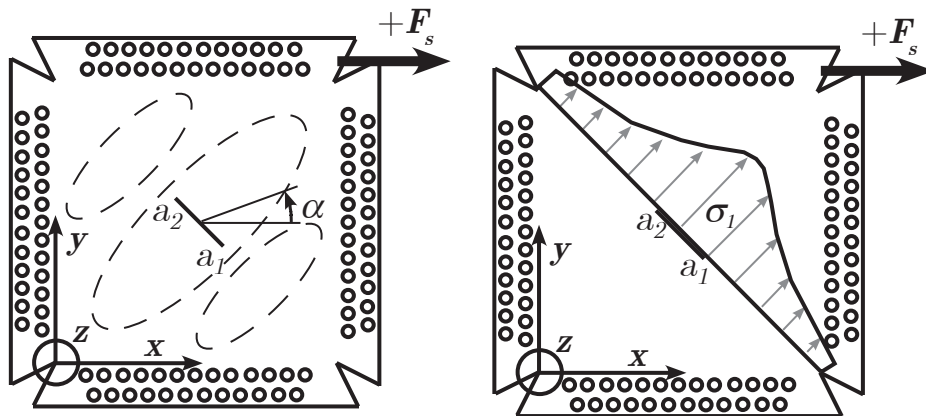
3.4 Darstellung und Vergleich der Versuchsergebnisse

Dieses Kapitel stellt die Ergebnisse aus den Versuchen dar. Dabei werden im ersten Abschnitt 3.4.1 alle Ergebnisse eines einzelnen Testpanels als Referenz ausführlich beschrieben. Einige Ergebnisse, wie z.B. die Beulform oder das grundsätzliche Verhalten des Risses sind für alle Panel identisch. Im Folgenden (vgl. Kapitel 3.4.2 bis 3.4.7) werden deshalb der Übersichtlichkeit halber die Variationen der Versuchsparameter als Vergleiche zum Referenzpanel präsentiert.

3.4.1 Referenz-Panel T_2.0_40_o+Z1

Die Ergebnisse in diesem Kapitel beziehen sich auf die Versuchsergebnisse von Panel T_2.0_40_o+Z1. Bei diesem Panel der Dicke $t = 2,0\text{mm}$ liegt der Riss unter $\alpha \approx -45^\circ$ in der Mitte des Panels ($x = y = 250\text{mm}$) mit einer geschärften Anfangsrisslänge von $2a \approx 25\text{mm}$ und einer maximalen Schubkraft $F_{S,max} = +40\text{ kN}$ bei einem Belastungsverhältnis von $R = 0$ (vgl. Abbildung 3.8(a)). Zusätzlich sind DMS bei $x = y = 125\text{mm}$ auf beiden Seiten appliziert.

Diese Konfiguration eignet sich gut als Referenz, da in diesem Fall der Riss über der gesamten Länge normal zum Zugfeld liegt (vgl. Kapitel 2.2.2 und Abbildung 3.8(b)). Er erfährt somit eine maximale Belastung im Mode I. Aufgrund der Positionierung in der Mitte des Panels und somit mittig in der Beule ist die Belastung außerdem symmetrisch. Beide Risspitzen erfahren demzufolge theoretisch die gleiche Beanspruchung. Mit einer Schubbelastung von $F_{S,max} = +40\text{ kN}$, die einer Überschreitung der theoretisch ermittelten kritischen Beullast von $F'_{S,krit} \approx 2,5$ (s. Gleichung 2.27) entspricht, ist darüber hinaus eine deutliche Beulverformung zu erwarten.



(a) Rissposition und -orientierung im Versuchspanel (b) Rissorientierung im Verhältnis zur Hauptspannungsrichtung σ_1 in Panelmitte (vgl. Abbildung 1.1(b))

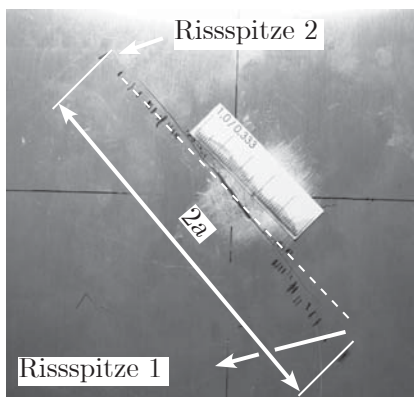
Abbildung 3.8: Prinzipskizze des Testpanels T_2.0_40_o+Z1 mit $\alpha = -45^\circ$ und $x = y = 250\text{mm}$

3 Versuche

Rissfortschritt, -geschwindigkeit und -richtung

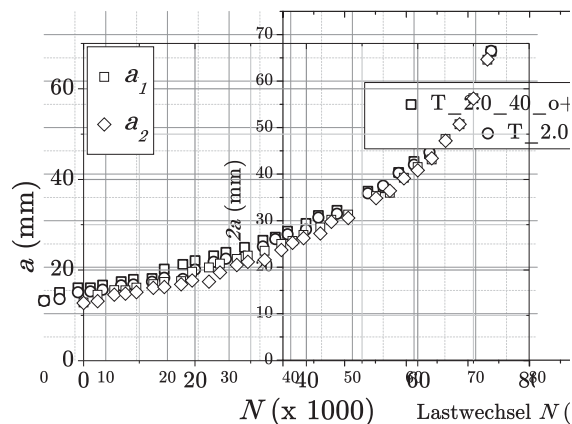
Abbildung 3.9(a) zeigt ein Foto des Risses nach $\Delta N = 72500$ Lastwechseln mit $2a = 132,88$ mm, was ca. 20% der Diagonalen entspricht. Der Riss verläuft weitestgehend gerade durch das Panel und es ist keine signifikante Rissdrehung erkennbar. Ein Vergleich mit der Diagonalen des Panels (vgl. gestrichelte, weiße Linie in Abbildung 3.9(a)) zeigt, dass der Riss bereits beim Scharfwerden etwas von der Diagonalen abweicht. Da der Winkel aber sehr gering ist, wird dieser Aspekt im Folgenden vernachlässigt. Eine Betrachtung der Rissspitzen belegt, dass beide nach dem Scharfwerden mit etwa der gleichen Geschwindigkeit wachsen, wie Abbildung 3.9(b) zeigt.

(a)



(a) Foto nach $\Delta N = 72500$ Lastwechseln bei $2a = 132,88$ mm

(b)



(b) a über N beider Rissspitzen

Abbildung 3.9: Rissfortschrittsergebnisse von T_2.0_40_o+Z1

Rissspitzenverlauf über der Paneldicke

Neben der Rissfortschrittsrichtung interessiert auch das Verhalten des Risses über der Paneldicke t , um unter anderem Biegeeinflüsse aufgrund der Beulverformung zu untersuchen. Diese sind zu erwarten, da die Spannungsverteilung auf der Beulober- und -unterseite verschieden ist (vgl. Kapitel 1 und Abbildung 1.1). Das Verhalten über der Paneldicke wird durch eine Betrachtung der Risspitze analysiert.

Die Öffnung des Risses von T_2.0_40_o+Z1 bei maximaler Last ist nicht ausreichend, um die Risspitze genügend einsehen oder ihren Verlauf über der Dicke messen zu können. Daher kann während der in Kapitel 3.3 beschriebenen Versuche keine Aussage über den Rissspitzenverlauf über der Paneldicke getroffen werden. Drei zusätzliche Panels der Dicke $t = 3,2$ mm werden mit einer jeweils unterschiedlichen Anzahl an zyklischen Lastwechseln belastet. So entstehen verschiedene Risslängen, deren Rissspitzen denen aus den oben beschriebenen Versuchen gleichen. Die resultierenden Risslängen sind $a_1 \approx 17,5$ mm, $a_2 \approx 35$ mm und $a_3 \approx 56,5$ mm.

3.4 Darstellung und Vergleich der Versuchsergebnisse

Um den Verlauf über der Dicke zu bestimmen, wird der Ausschnitt um jede Rissspitze separiert, poliert, die Rissspitze im Schlibbild unter dem Mikroskop lokalisiert und die Position gemessen. Als Bezugspunkt für die Veränderung der Rissspitzenposition dient ein Loch, welches so nah an der Rissspitze gebohrt wird, dass es unter dem Mikroskop noch sichtbar ist (vgl. Abbildung A.3). Anschließend wird immer eine Schicht der Dicke Δt vom Material abgetragen, die Oberfläche poliert, die Rissspitzenposition erneut lokalisiert und gemessen. So kann die Position der Rissspitze Schicht für Schicht bestimmt und der Verlauf über der Dicke nachträglich rekonstruiert werden. Das prinzipielle Vorgehen zur Auswertung ist in Abbildung 3.10 dargestellt. Die Rissspitzenverschiebung Δa berechnet sich über

$$\Delta a = \sqrt{(x_1 - x_0)^2 + (y_1 - y_0)^2} \quad (3.2)$$

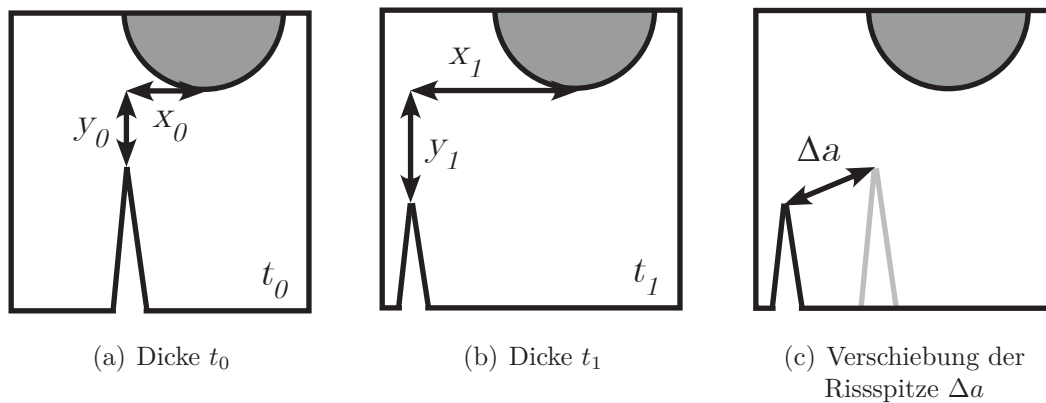


Abbildung 3.10: Prinzipskizze zur Auswertung der Rissspitze in Schlibbildern

Um die Rissspitze lokalisieren und die abgeschliffene Dicke Δt messen zu können, muss zum einen die Probenoberfläche sauber poliert, zum anderen das Material eben abgeschliffen werden. Des Weiteren ist die gleiche Ausrichtung der Probe von einem Bild zum nächsten wichtig, um das Referenzkoordinatensystem der geometrischen Beziehungen zu erhalten. Da die Ausrichtung von Hand eingestellt wird, sind minimale Unterschiede nicht zu vermeiden. Somit spiegeln die Werte von Δa den qualitativen Verlauf über der Dicke wieder. Sie sind nicht als absolute Werte anzusehen. $a_2 \approx 17,5$ mm fehlt aufgrund eines Fehlers bei der Fertigung der Schlibbildprobe.

Es kann in Abbildung 3.11 eindeutig festgestellt werden, dass die Rissspitze nicht gerade durch das Panel verläuft, sondern auf der stärker zugbelasteten Seite weiter fortgeschritten ist als auf der druckbelasteten. Dies ist für alle Risslängen und jeweils beide Rissspitzen der Fall. Somit hat das Biegemoment, das aus der Schubbeule resultiert, einen Einfluss auf den Verlauf der Rissspitze. Der nichtlineare Verlauf der Punkte für $a_1 \approx 17,5$ mm lässt eine Krümmung der Rissfront vermuten. Dies kann für andere Proben nicht nachgewiesen werden. Somit ist keine eindeutige Aussage über die Abhängigkeit der Krümmung der Rissfront von der Gesamtrisslänge oder von der Rissspitzenposition (a_1 oder a_2) möglich.

3 Versuche

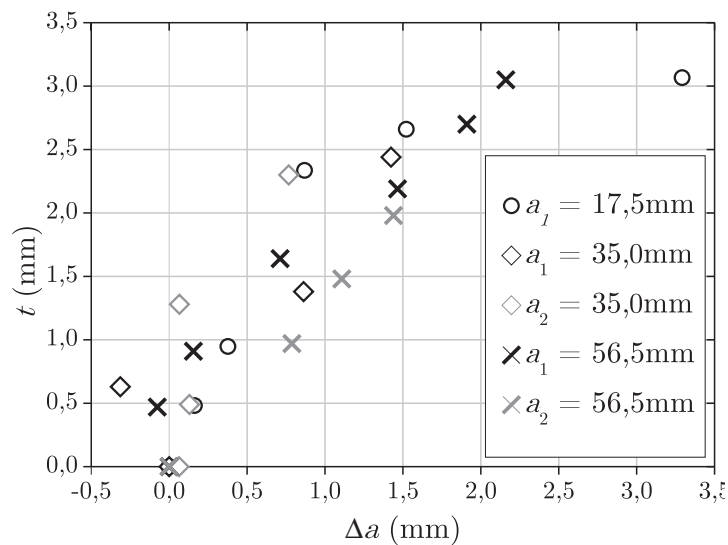


Abbildung 3.11: Rissspitzenverlauf Δa über Paneldicke t für verschiedene Risslängen

ARAMIS®

Die Auswertung der ARAMIS®-Messergebnisse von T_2.0_40_o+Z1 (Fmax-Methode) in Abbildung 3.12(a) zeigt die grundsätzliche Beulverformung des Panels. Sie besteht aus einer Hauptbeule, die diagonal über das Panel verläuft. Zwei Nebenbeulen sind in den Ecken erkennbar. Das Beulbild ist etwa symmetrisch zur Diagonalen, die senkrecht zum Riss liegt, was aufgrund der reinen Schubbelastung und Symmetrie des Panels zu erwarten ist.

Die Fehlstellen in der Grafik basieren zum einen darauf, dass die Randbereiche über den Kamerawinkel nicht vollständig erfasst werden, zum anderen an den applizierten DMS, die eine übermäßige Oberflächenverzerrung verursachen. Solche Facetten werden vom System gelöscht. Mit zunehmender Risslänge nimmt die maximale out-of-plane Verformung $u_{3,max}$ zu, ohne dass sich die Beulform verändert (vgl. Abbildung 3.12(b) mit $2a \approx 132,88$ mm). Die Zunahme der out-of-plane Verformung wird besonders deutlich, wenn man die Auswertung der Schnitte in Abbildung 3.13 betrachtet. Hier ist ebenfalls die nicht veränderte Beulform sowie eine geringe, vernachlässigbare Verdrehung des Kamerabalkens erkennbar, weshalb die Auswertung nach der Fmax-Methode zulässig ist (vgl. Kapitel 3.1.2). Diese übersichtlichere Darstellung sowie die maximalen $u_{3,max}$ -Verformungswerte aufgetragen über der Risslänge werden im Folgenden verwendet, um quantitative Werte direkt vergleichen zu können.

DMS

Die Betrachtung der Einzeldehnungen der DMS-Ergebnisse eines statischen Versuchs in Abbildung 3.14(a) lässt einen klassischen Verlauf erkennen (vgl. Kapitel 3.1.2):

3.4 Darstellung und Vergleich der Versuchsergebnisse

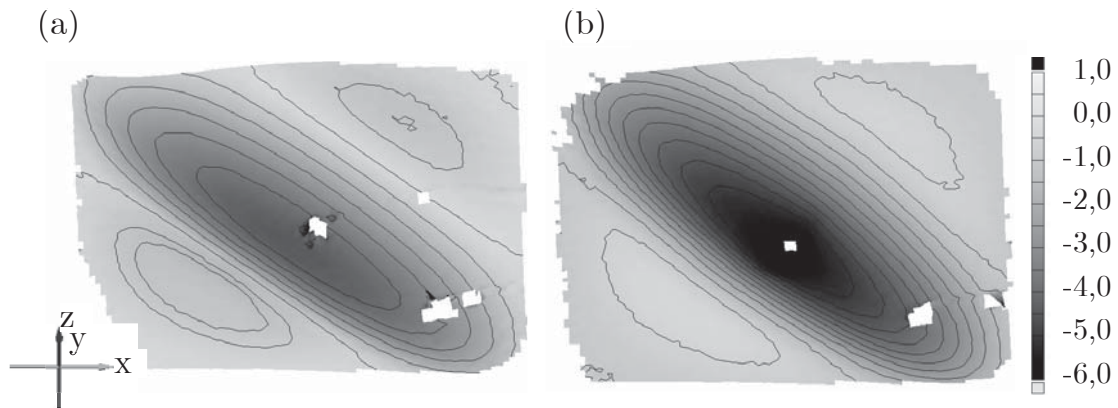


Abbildung 3.12: ARAMIS®-Grafiken für die out-of-plane Verformung u_3 bei maximaler Schubkraft $F_{S,max}$ von T.2.0_40_o+Z1
 (a) ungerissener Zustand ($2a = 0$ mm), (b) $2a \approx 132,88$ mm

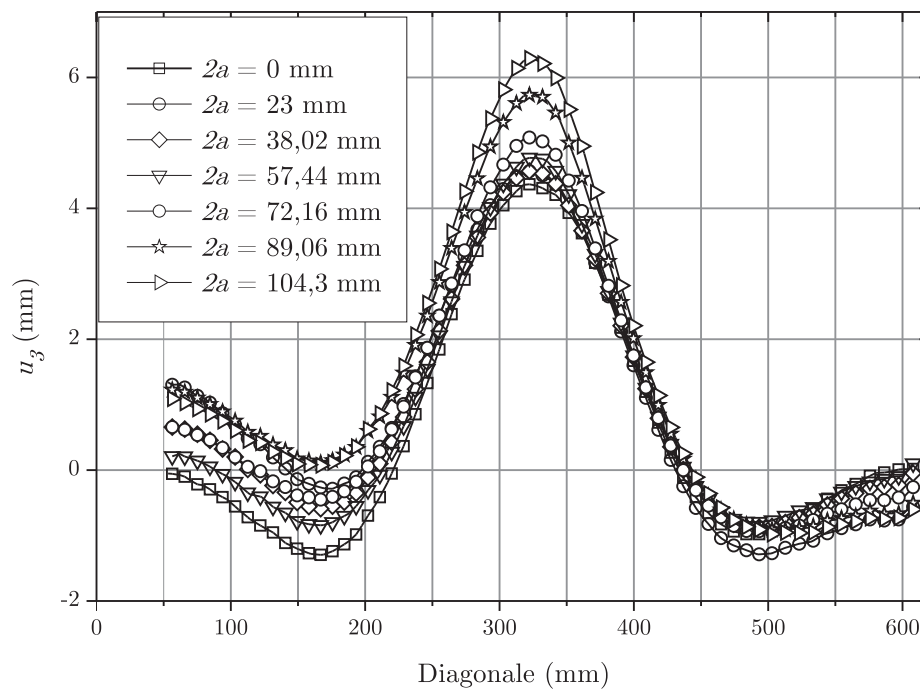


Abbildung 3.13: Auswertung der ARAMIS®-Schnitte: Out-of-plane Verformung u_3 bei maximaler Schubkraft $F_{S,max}$ von T.2.0_40_o+Z1 bei zunehmender Risslänge, Panel- und Rissmitte bei $diag \approx 320$ mm, vgl. Abbildung 3.21(a)

3 Versuche

Bis zum Zeitpunkt $t \approx 67\text{s}$ wird die Entwicklung des Zug- und Druckfeldes deutlich, da ε_c (in der Zugdiagonalen liegend) sofort positive Werte, ε_a (in der Druckdiagonalen) aber negative Werte annehmen. Der Beulbeginn tritt in Abbildung 3.14(a) am Minimum von ε_a bei einer Schubkraft von $F_{S,Bkrit} = 8,275\text{ kN}$ zum Zeitpunkt $t = 66,4\text{s}$ ein. Damit ergibt sich für dieses Panel im Versuch die kritische Schubspannung $\tau_{kr} = 8,275\text{ MPa}$ vor dem Hintergrund des sehr niedrigen Wertes aufgrund der in Kapitel 3.1.2 diskutierten Einflüsse.

Im weiteren Verlauf $t > 70\text{s}$ entwickelt sich die out-of-plane Verformung und das daraus resultierende Zugfeld immer stärker, bis die Maximallast erreicht ist. Bei der Entlastung nehmen sowohl die Beulverformung als auch Dehnungswerte wieder ab bis sie bei $F_S = 0\text{ kN}$ wieder die Ausgangswerte $u_3 = 0\text{ mm}$ und $\varepsilon_{a,b,c} = 0\text{ ‰}$ erreicht haben, da die Versuche im linear-elastischen Bereich durchgeführt werden.

Sehr ähnlich verlaufen auch die Ergebnisse der Hauptspannungen $\sigma_{1,2}$ (vgl. Abbildung 3.14(b)), die gemäß Anhang C.2.2 berechnet werden. Während auf der positiven Beulseite (+) sowohl σ_1 als auch σ_2 kurz nach Überschreiten der kritischen Beullast positive Werte annehmen, wird auf der negativen Seite (-) auch das Biegemoment aufgrund der Beule über die negativen Werte von σ_2 deutlich. Ebenfalls zu erkennen ist der Beulbeginn aufgrund des Minimums von $\sigma_2(+)$. Dieses ist aber nicht so ausgeprägt, wie das der Dehnungen. Da sich der Verlauf der Dehnungen und Spannungen auch mit zunehmender Risslänge nicht grundsätzlich ändert, werden zukünftig nur die maximalen Hauptspannungen $\sigma_{1,2}$ bei maximaler Schubkraft $F_{S,max}$ über der Gesamtrisslänge $2a$ betrachtet. Abbildung 3.15(a) zeigt, dass die Hauptspannungen $\sigma_{1,2}$ bis $2a \approx 90\text{ mm}$ um einen konstanten Wert schwanken und sich nicht maßgeblich ändern. Erst bei größeren Risslängen nehmen $\sigma_{1,2}$ auf der positiven (negativen) Beulseite zu (ab). Das Spannungsfeld bleibt in gewisser Entfernung vom Riss für kleine Risslängen weitestgehend unverändert und der Einfluss des Risses auf das Schubpanel vernachlässigbar. Die Auswertung der kritischen Beullast τ_{krit} anhand von ε_a (vgl. Abbildung 3.15(b)) bestätigt diese Ergebnisse. Es wird ebenfalls erst ab einer Gesamtrisslänge von $2a \approx 100\text{ mm}$ eine Abnahme der kritischen Beulspannung und damit eine Reduzierung der Steifigkeit des Panels erkennbar.

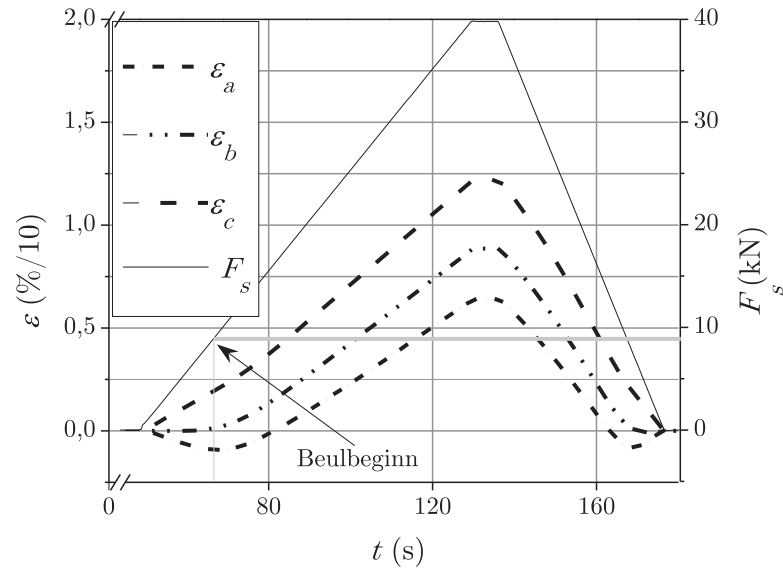
Der Schubwinkel γ_S wird mithilfe eines induktiven Wegaufnehmers aufgezeichnet und entsprechend der in C.3 dargestellten Berechnungsform ausgewertet. Der maximale Schubwinkel $\gamma_{S,max}$ zum Zeitpunkt der vollständigen Belastung mit $F_{S,max}$ zeigt allerdings das Gegenteil, da er auch schon bei kleineren Risslängen zunimmt. In diesem Fall ist der Schubwinkel geeigneter zur Verifizierung der Plattenreststeifigkeit, da das Minimum von ε_a nicht eindeutig abzulesen ist (vgl. Kapitel 3.1.2). Somit ist die dazugehörige Kraft nicht eindeutig, was an der großen Streubreite der Ergebnisse ebenfalls deutlich wird.

Zusammenfassung der Versuchsergebnisse von T_2.0_40_o+Z1

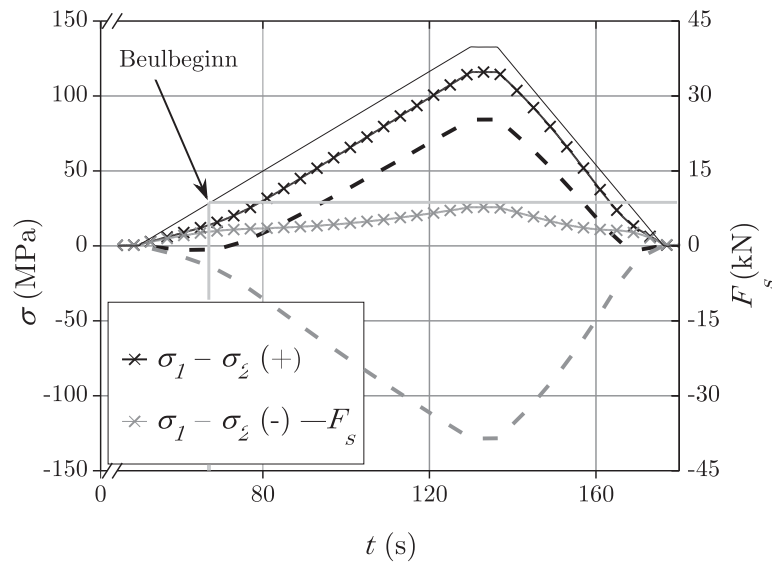
Die Versuchsergebnisse von T_2.0_40_o+Z1 zeigen, dass

1. ein Zentralriss unter $\alpha = -45^\circ$, der demzufolge normal zum Zugfeld liegt, gerade und annähernd diagonal durch das Panel läuft.

3.4 Darstellung und Vergleich der Versuchsergebnisse



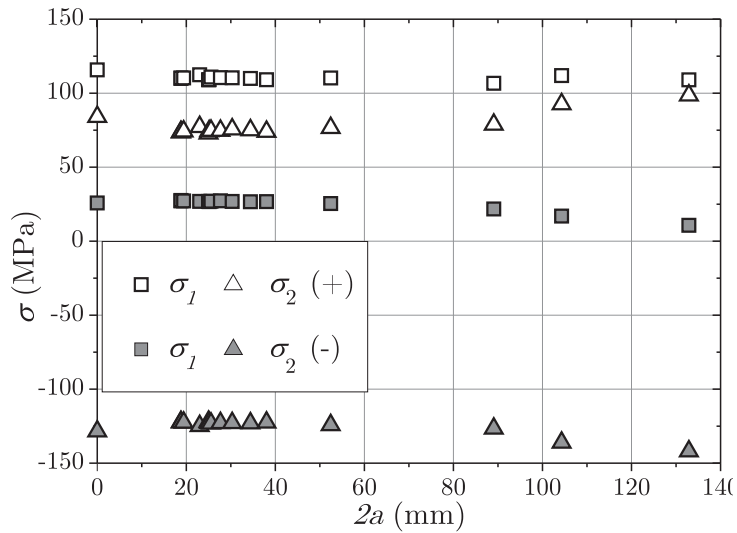
(a) Schubkraft F_S und Dehnungen $\varepsilon_{a,b,c}$ auf positiver Beulseite



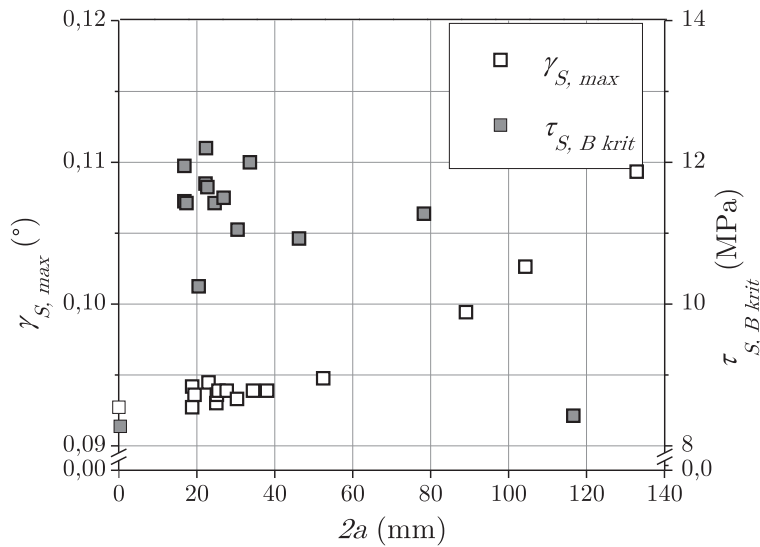
(b) Hauptspannungen $\sigma_{1,2}$

Abbildung 3.14: DMS-Ergebnisse von T_2.0_40_o+Z1 mit $2a = 0$ mm bei statischer Belastung

3 Versuche



(a) Hauptspannungen $\sigma_{1,2}$ bei maximaler Schubkraft $F_{S,max}$



(b) Schubwinkel $\gamma_{S,max}$ und kritische Beulspannung τ_{krit}

Abbildung 3.15: DMS-Ergebnisse von T_2.0_40.o+Z1 bei maximaler Schubkraft $F_{S,max}$ mit zunehmender Risslänge

3.4 Darstellung und Vergleich der Versuchsergebnisse

2. ein Riss, der symmetrisch zur Hauptbeule liegt, an beiden Rissspitzen mit etwa der gleichen Geschwindigkeit wächst.
3. sich die grundsätzliche Beulform auch bei zunehmender Risslänge nicht ändert.
4. die maximale out-of-plane Verformung $u_{3,max}$, die Hauptspannungen $\sigma_{1,2}$ (+) und der Schubwinkel $\gamma_{S,max}$ nach Überschreiten einer kritischen Risslänge ($2a \approx 80$ mm) mit zunehmender Risslänge steigen.
5. die Hauptspannungen $\sigma_{1,2}$ (-) und die kritische Beulspannung τ_{krit} mit zunehmender Risslänge abnehmen.
6. die Rissfront über der Paneldicke schräg verläuft und auf der positiven Beulseite weiter fortgeschritten ist als auf der negativen.

Es kann also für den Referenzfall ein Einfluss der Beule auf den Riss festgehalten werden. Zum einen reicht das durch die Beule entstehende Zugfeld aus, um Risswachstum zu verursachen, zum anderen kann ein Einfluss des Biegemoments bei genauer Betrachtung des Rissfront festgestellt werden. Eine offensichtliche Veränderung des prinzipiellen Beulverhaltens ist auch für große Risslängen nicht erkennbar.

Im Folgenden werden die Versuchsergebnisse weiterer Panels vorgestellt und in Relation zu diesem Referenzpanel T_2.0_40_o+Z1 gestellt, um sich auf die Unterschiede und daraus resultierenden Erkenntnisse konzentrieren zu können.

3.4.2 Veränderung der Rissorientierung α - Panels T_2.0_40_o+Z1-3

Es wird eine Veränderung der Rissorientierung vorgenommen, die übrigen Randbedingungen bleiben identisch (Beulüberschreitungsgrad, Rissposition, etc.). Dadurch liegt der Riss nicht mehr normal zum Zugfeld, sondern ist um α gedreht. Dies führt zu einer Mixed-Mode Belastung an der Rissspitze und erlaubt eine Untersuchung des Einflusses der Hauptspannungsrichtung auf den Rissfortschritt.

Die Ergebnisse von Panel T_2.0_40_o+Z2 mit einer um 45° gedrehten Rissorientierung gegenüber der Zugdiagonalen auf $\alpha = 0^\circ$ zeigen, dass der Riss schon beim Scharfwerden dreht und wieder annähernd diagonal und gerade durch das Panel mit $\alpha = -45^\circ$ verläuft (vgl. Abbildung 3.5(a)). Das Zugfeld der Hauptbeule dominiert also die Rissorientierung beim Scharfwerden.

Da das Verhalten des Risswachstums nach dem Scharfwerden dem des Referenzpanels gleicht, werden im Folgenden die Ergebnisse der Panels T_2.0_40_o+Z1 bis T_2.0_40_o+Z3 (identische Randbedingungen zum Referenzpanel) direkt verglichen. Der einzige Unterschied ist die kürzere Anfangsrisslänge von T_2.0_40_o+Z2, da sie auf die Diagonale projiziert wird.

Die Rissfortschrittsgeschwindigkeit ab einer Gesamtrisslänge von $2a \approx 25$ mm (vgl. Abbildung 3.16(a)) verlaufen für die Panels Z1 und Z2 fast identisch, während Z3 ca. 12000 Lastwechsel länger hält. Die maximale out-of-plane Verformung $u_{3,max}$ ist bei Z1 etwas stärker ausgeprägt als bei Z2 und Z3 (vgl. Abbildung 3.16(b)), wobei dies aufgrund der unterschiedlichen Auswertungsmethoden (Fmax- und Stufenmethode)

3 Versuche

und der fehlenden Risslängen $2a > 100$ mm für Z1 nur als Tendenz gesehen werden kann.

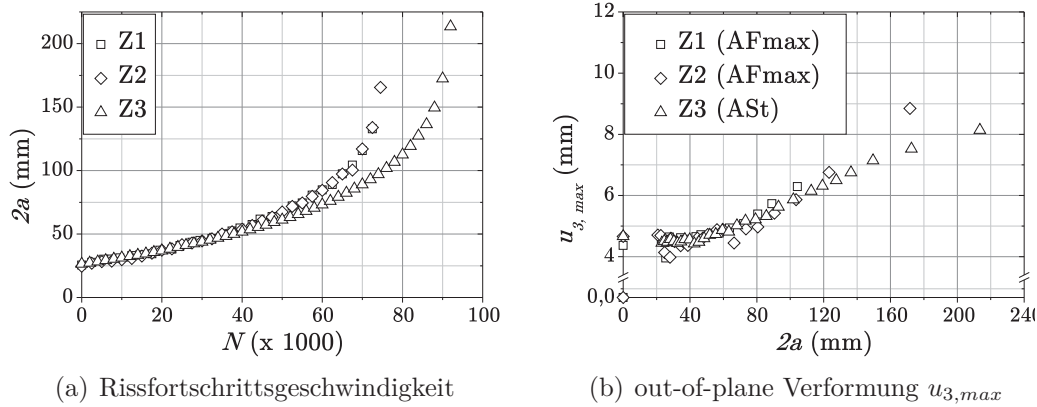


Abbildung 3.16: Übersicht der Versuchsergebnisse a über N und $u_{3,max}$ von T_2.0_40_o+Z1 bis Z3

Der Vergleich der Hauptspannung σ_1 zeigt eine gute Übereinstimmung aller Panels (vgl. Abbildung 3.17(a)). Die Abweichung von Z3 gegenüber den anderen beiden Panels ist in der veränderten Positionierung der DMS begründet (vgl. Tabellen B.6 und B.7). σ_1 nimmt zum Rand hin ab. Deshalb weist Z3, bei dem der DMS weiter in der Mitte positioniert ist, etwas höhere Spannungen auf.

Bei der Betrachtung des Schubwinkels $\gamma_{S,max}$ zeigt sich, dass Z2 um ca. 15% von den beiden anderen Panels abweicht (vgl. Abbildung 3.17(b)), aber alle Panels mit zunehmender Risslänge schubweicher werden. Für Z2 ab einer Risslänge $2a > 90$ mm sind Messergebnisse des Schubwinkels $\gamma_{S,max}$ trotz positiver Belastung negativ, weshalb ein Messfehler für dieses Panel nicht ausgeschlossen werden kann.

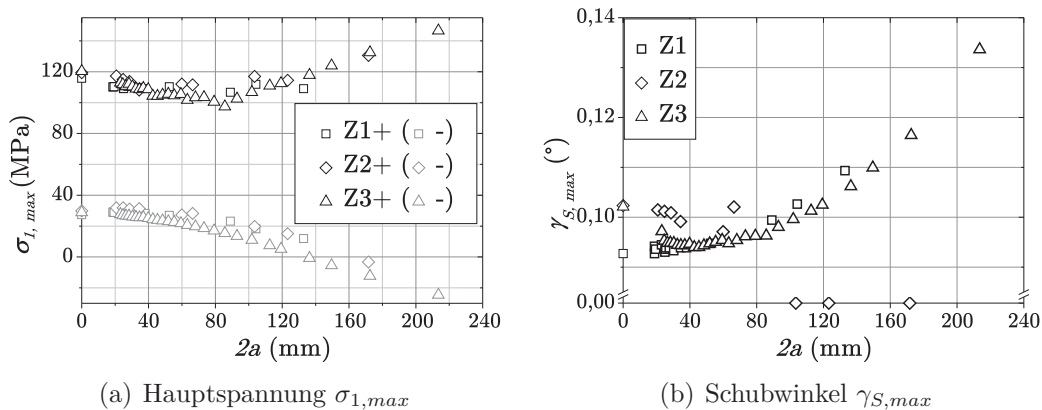


Abbildung 3.17: Übersicht der DMS-Versuchsergebnisse von T_2.0_40_o+Z1 bis Z3

Die wesentliche Erkenntnis aus diesen Versuchen ist, dass Risse mit einem Initialwinkel von $\alpha = 0^\circ$ mit einem Winkel $\alpha = -45^\circ$ wachsen. Des Weiteren kann geschlossen

3.4 Darstellung und Vergleich der Versuchsergebnisse

werden, dass Versuche, die mit gleichen Belastungen und Randbedingungen durchgeführt werden, nicht zu den exakt gleichen Ergebnissen führen. Die Anzahl der ertragenen Lastwechsel bis zum Versagen des Panels variiert in den betrachteten Fällen um ca. 15%. Dies ist für Rissfortschrittsversuche nicht ungewöhnlich und kann als gutes Ergebnis im Rahmen der Streuung verstanden werden. Eine vollständig statistische Betrachtung kann aufgrund einer zu geringen Anzahl an Versuchspanels nicht durchgeführt werden. Im weiteren Verlauf wird häufig die Streubreite der durchgeführten Versuche gezeigt, um das Spektrum der Ergebnisse darzustellen. Außerdem erfolgt in Kapitel 3.5 eine Diskussion über mögliche Einflussparameter auf den Versuch, die diese Streubreite erklären.

3.4.3 Veränderung der Paneldicke t - Panels T_3.2.83_o+Z1-3

Durch die Veränderung der Paneldicke t wird eine höhere Biegesteifigkeit des Panels erreicht (vgl. Gleichung 2.25). Ihr Einfluss auf das Beul- und Damage Tolerance Verhalten wird über die Versuchsergebnisse von Panel T_3.2.83_o+Z1-3 im Folgenden beschrieben.

Um die kritische Beullast auch weiterhin zu überschreiten, muss bei einer größeren Paneldicke aufgrund der höheren Biegesteifigkeit auch eine Erhöhung der maximalen Schubkraft $F_{S,max}$ erfolgen (vgl. Gleichung 2.27). Deshalb werden in diesem Kapitel Panels der Dicke $t = 3,2$ mm mit $F_{S,max} = 83$ kN getestet, was einer Überschreitung der theoretisch ermittelten, kritischen Beullast von $F'_{S,krit} \approx 1,27$ entspricht (vgl. Gleichung 2.27). Sie ist also etwa halb so groß wie im Referenzpanel ($F'_{S,krit,ref} \approx 2,5$). Diese Last führt aber für kleine Risslängen zu einem Hauptspannungswert $\sigma_{1,max}$ an den DMS-Positionen, der dem des Referenzfalls entspricht (vgl. Abbildung 3.19(a)). Die übrigen Randbedingungen (Rissorientierung und -position) entsprechend denen des Referenzpanels.

Für Panels T_3.2.83_o+Z1 und Z3 wird ein vergleichbarer Rissfortschrittsverlauf zum Referenzpanel gemessen (vgl. Abbildung 3.18(a)). Daraus kann geschlossen werden, dass die Hauptspannung $\sigma_{1,max}$, die für die beiden gemessenen Panels (Z1 und Referenz) Werte der gleichen Größenordnung aufweisen, ein wesentlicher Einflussparameter für die Rissfortschrittsgeschwindigkeit ist. Die Durchbiegung oder der Schubwinkel haben offenbar nur einen indirekten Einfluss. Auffällig ist die Abweichung der Rissfortschrittsgeschwindigkeit für Panel T_3.2.83_o+Z2. Da für dieses Panel auch die größte out-of-plane Verformung $u_{3,max}$ gemessen wird, kann eine Imperfektion vermutet werden.

Die maximale out-of-plane Verformung $u_{3,max}$ ist für T_3.2.83_o+Z1 und Z3 bei etwa gleichen Spannungswerten an den Paneloberfläche kleiner als beim Referenzpanel. Dies ist darin begründet, dass die kritische Beullast weniger überschritten wird und die Beule daher weniger ausgeprägt ist. Im Umkehrschluss folgt, dass bei gleichem Überschreitungsgrad in dickeren Panels eine größere, maximale Hauptspannung an der Oberfläche vorliegt als in dünnen Panels. Die Ursache ist das größere Biegemoment aufgrund der größeren Dicke.

3 Versuche

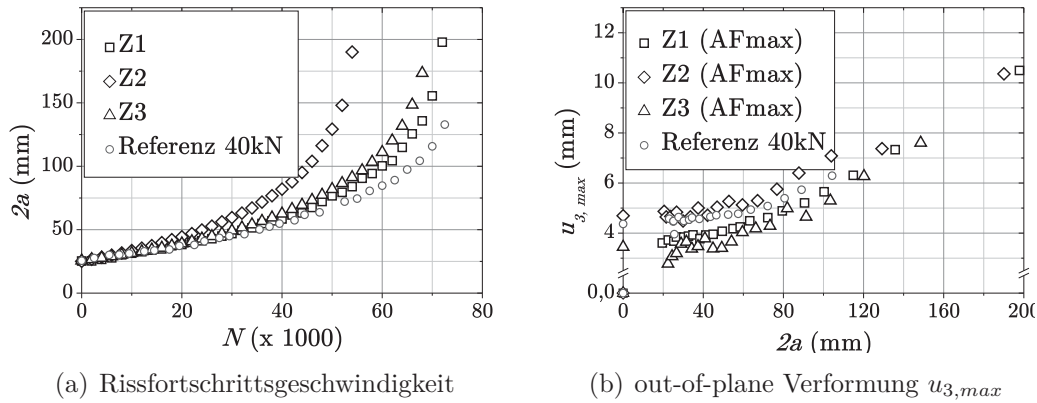


Abbildung 3.18: Übersicht der Versuchsergebnisse von T_3.2_83_o+Z1 bis Z3 mit T_2.0_40_o+Z1 als Referenzpanel

Da die Messwerte von DMS und Wegaufnehmer nur für T_3.2_83_o+Z1 vorhanden sind, ist eine differenzierte Aussage über die Unterschiede in der Belastung der drei Panels nicht möglich (vgl. Abbildung 3.19(a)). Die maximale Hauptspannung $\sigma_{1,max}$ fällt für T_3.2_83_o+Z1 zunächst auf der positiven Beulenseite mit zunehmender Risslänge ab, bevor sie ab $2a \approx 60$ mm wieder ansteigt (vgl. Abbildung 3.19(a)). Dieser Verlauf ist stärker ausgeprägt als für Panels der Dicke $t = 2,0$ mm. Auch der Abfall von $\sigma_{1,max}$ auf der negativen Beulenseite ist stärker als für das Referenzpanel. Dies lässt darauf schließen, dass das Biegemoment höher ist und die aus dem Risswachstum resultierenden Veränderungen (z.B. Umlenkungen der Spannungen) stärker ausfallen als bei dünnen Panels. Der größere Schubwinkel $\gamma_{S,max}$ verglichen mit dem Referenzpanel ist durch die höhere Schubkraft bedingt (vgl. Abbildung 3.19(b)).

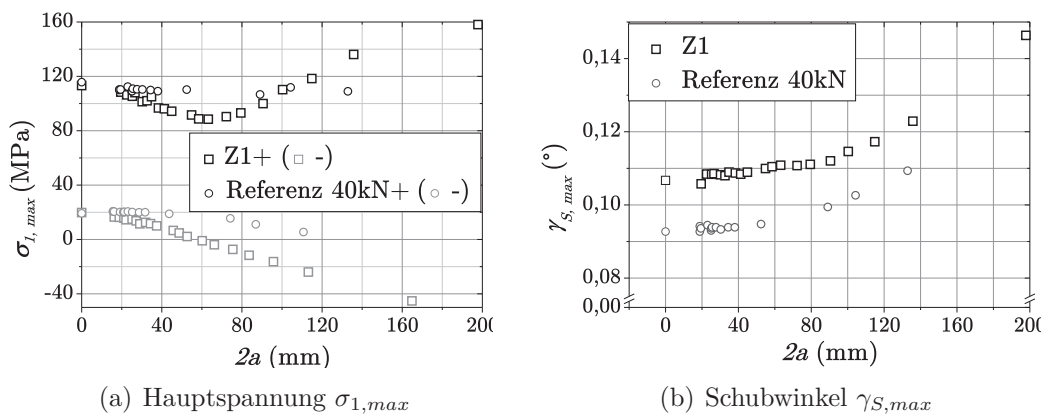


Abbildung 3.19: Übersicht der Versuchsergebnisse von T_3.2_83_o+Z1 bis Z3 mit T_2.0_40_o+Z1 als Referenzpanel

Die höhere Steifigkeit des dickeren Panels führt erwartungsgemäß zu einem höheren Biegemoment, was an diesen Ergebnissen deutlich wird. Auf den Rissfortschritt hat dieses höhere Biegemoment jedoch keinen signifikanten Einfluss (vgl. Abbildung

3.4 Darstellung und Vergleich der Versuchsergebnisse

3.18(a)), da die Rissfortschrittsgeschwindigkeiten in der gleichen Größenordnung liegen wie die der dünnen Panels. Die maximale Hauptspannung nimmt in den betrachteten Fällen etwa gleich große Werte an. Daraus folgt, dass sie einen wesentlichen Einfluss auf die Rissfortschrittsgeschwindigkeit hat.

3.4.4 Veränderung der Schubkraft $F_{S,max}$ - diverse Panels

Eine Erhöhung der Schubkraft $F_{S,max}$ bei gleicher Paneldicke resultiert in einer höheren Überschreitung der kritischen Beullast und somit in einer stärker ausgeprägten Beule. Dies führt außerdem zu einer höheren maximalen Hauptspannung und somit zu einer Reduzierung der ertragenen Lastwechsel des Panels (entsprechend der Schlussfolgerung aus Kapitel 3.4.3). Eine Erhöhung der maximalen Schubkraft $F_{S,max}$ um 25% führt etwa zu einer Halbierung der Lebensdauer. Dies wird beim Vergleich der Rissfortschrittsgeschwindigkeiten der Panels T_2.0_50_o+Z1 bis +Z3 mit dem Referenzpanel deutlich (vgl. Abbildung 3.20(a)). Die Schubkraft wird von $F_{S,max} = 40$ kN um 25% auf $F_{S,max} = 50$ kN erhöht. Das entspricht einer Überschreitung der kritischen Beullast von $F'_{S,krit,ref} \approx 2,5$ auf $F'_{S,krit} \approx 3,125$. Die übrigen Versuchskonfigurationen bleiben identisch zum Referenzpanel. Als Ergebnis verringert sich die Anzahl der ertragenen Lastwechsel von $N_{max,40kN} \approx 82000$ LW (approximiert auf das endgültige Versagen) auf $N_{max,50kN} \approx 40000$ LW.

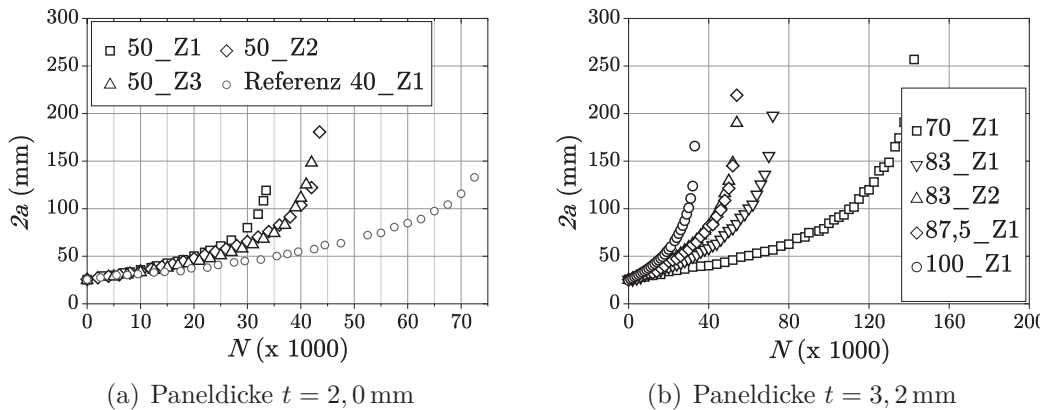


Abbildung 3.20: Vergleich der Rissfortschrittsgeschwindigkeiten bei verschiedenen Schubbelastungen $F_{S,max}$

Das Ergebnis wird für Panels der Dicke $t = 3,2$ mm bestätigt (vgl. Abbildung 3.20(b)). Zur Wahrung der Übersicht werden alle Vergleiche in der nachfolgenden Tabelle 3.1 zusammengefasst.

Das Verhältnis 25% mehr Last entspricht der halben Lebensdauer kann sehr einfach mit Hilfe des Rissfortschrittsgesetzes nach Paris und den entsprechenden Materialparametern abgeschätzt werden (vgl. Kapitel 2.1.6). Nach Gleichung 2.20 ist ΔK direkt proportional zur Hauptspannung σ und demzufolge auch zur Schubkraft F_S . Es folgt für $F_{S,2} = 1,25 \cdot F_{S,1}$

$$\rightarrow \Delta K(F_{S,2}) = 1,25 \cdot \Delta K(F_{S,1})$$

3 Versuche

	Zustand 1	Zustand 2	prozentuale Veränderung
$F_{S,max}$	40,0 kN	50,0 kN	+25%
$F'_{S,krit}$	$\approx 2,5$	$\approx 3,125$	+25%
N_{max}	$\approx 82000\text{LW}$	$\approx 40000\text{LW}$	$\approx -49\%$
$F_{S,max}$	70,0 kN	87,5 kN	+25%
$F'_{S,krit}$	$\approx 1,07$	$\approx 1,34$	+25%
N_{max}	$\approx 140000\text{LW}$	$\approx 55000\text{LW}$	$\approx -60\%$
$F_{S,max}$	83,0 kN	100,0 kN	$\approx +20\%$
$F'_{S,krit}$	$\approx 1,27$	$\approx 1,53$	$\approx +20\%$
N_{max}	$\approx 72000\text{LW}$	$\approx 32000\text{LW}$	$\approx -55\%$

Tabelle 3.1: Veränderung der ertragenen Lastwechsel N_{max} bei Steigerung der maximalen Schubkraft $F_{S,max}$ einschließlich der Überhöhung der kritischen Beullast $F'_{S,krit}$

$$\begin{aligned} \rightarrow \frac{da}{dN}(F_{S,2}) &= C_P \cdot (\Delta K(F_{S,2}))^{m_P} = C_P \cdot (1,25 \cdot \Delta K(F_{S,1}))^{m_P} \\ \Rightarrow \frac{da}{dN}(F_{S,2}) &= 1,25^{m_P} \cdot \frac{da}{dN}(F_{S,1}) \end{aligned}$$

Moreira et al. ermitteln für den zu Al6056 T4 verwandten Werkstoff Al6056 T651 die Paris-Konstante $m_P = 2,91$ bzw. für Al6056 T6 $m_P = 2,74$ bei $R = 0,1$ (vgl. Moreira et al. [53]). Obwohl kein exakter Wert der Paris-Konstante für Al6056 T4 bei $R = 0$ bekannt ist, kann davon ausgegangen werden, dass m_P für $R = 0$ in einer ähnlichen Größenordnung liegen wird wie für $R = 0,1$. Damit ist $\frac{da}{dN}(F_{S,2}) \approx 2 \cdot \frac{da}{dN}(F_{S,1})$.

Diese Abschätzung stellt keine allgemein gültige Formel dar. Zum einen ist Gleichung 2.20 nur für eine konstant anliegende Zugspannung gültig, die in diesem Fall nicht vorliegt (vgl. Abbildung 1.1(b)). Zum anderen gilt das Rissfortschrittsgesetz nach Paris nur für den linearen Bereich des Rissfortschritts. Einflüsse des beschleunigten Risswachstums vor dem Endversagen werden nicht berücksichtigt. Sie sind in den Versuchen aber vorhanden.

Dennoch bestätigt diese Abschätzung einen Zusammenhang zwischen der maximalen Schubkraft $F_{S,max}$ und der Anzahl der zu ertragenen Lastwechsel eines Panels. Die Berücksichtigung der Streuung der Ergebnisse führt zu einer Aufweichung der These, wie die Ergebnisse für T.3.2_83_o+Z2 zeigen (vgl. Abbildung 3.20(b)). Der Rissfortschrittsverlauf ist trotz der niedrigeren Last annähernd identisch zu dem von T.3.2_87,5_o+Z1. Potentielle Ursachen für die Abweichung verglichen mit anderen Panels der gleichen Last werden in Kapitel 3.5 diskutiert.

Die weiteren Messergebnisse von T.2.0_50_o+Z1-3 zeigen, dass die höhere Schubkraft $F_{S,max}$ bei gleicher Paneldicke einen größeren Schubwinkel $\gamma_{S,max}$ und damit auch eine höhere Durchbiegung $u_{3,max}$ sowie Hauptspannung σ_1 im Panel bewirkt (vgl. Abbildungen A.4(a) bis (c)). Eine quantitative Aussage für $u_{3,max}$ kann aufgrund der unterschiedlichen Auswertungsmethoden und der Streuung der Ergebnisse nicht getroffen werden. Die Verschiebung von $\sigma_{1,max}$ um $\Delta\sigma_{1,max} \approx +160$ MPa auf der

3.4 Darstellung und Vergleich der Versuchsergebnisse

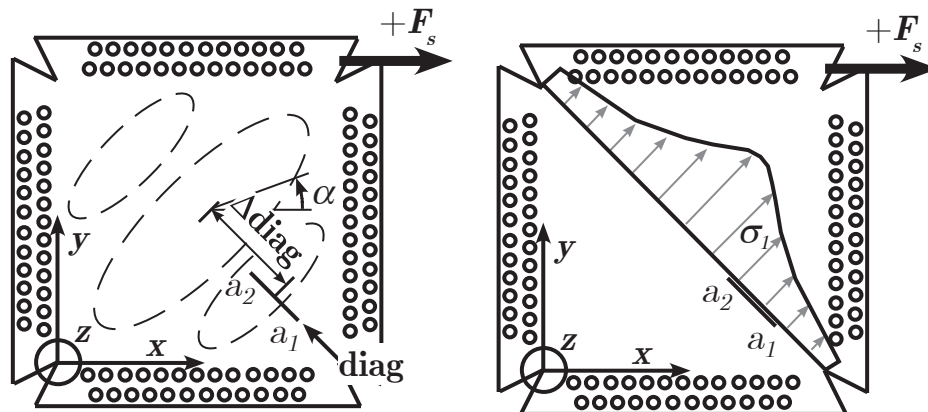
negativen Beulseite des Panels T_2.0_50_o+Z1 kann nur über einen Fehler bei der DMS-Messung erklärt werden (vgl. Abbildung A.4(b)).

Ein Vergleich der drei Panels, die mit $F_{S,max} = 50 \text{ kN}$ getestet werden, zeigt, dass das Panel mit dem schnellsten Risswachstum (Z1) auch die höchste Spannung $\sigma_{1,max}(+)$ und den größten Schubwinkel aufweist. Dies bestätigt die Aussage aus Kapitel 3.4.3 über den signifikanten Einfluss der maximalen Hauptspannung auf den Rissfortschritt. Auch in diesen Fällen gibt es eine Streuung der Versuchsergebnisse, die in einem akzeptablen Rahmen liegen.

Diese Ergebnisse werden ebenfalls für Panels mit $t = 3,2 \text{ mm}$ unter Berücksichtigung der Streuung bestätigt (vgl. Abbildung A.5(a)-(c)). Die Steigerung der Schubkraft bei gleicher Paneldicke führt zu einer höheren Hauptspannung, die das beschleunigte Risswachstum verursacht. Das größere Biegemoment scheint keinen Einfluss auf die Lebensdauer des Panels zu haben.

3.4.5 Veränderung der Rissposition x, y - Panels T_2.0_40(50)_o+A1

Da Risse in der Praxis nicht immer symmetrisch zur Hauptbeule liegen, wird die Position des Initialrisses im Panel verschoben (vgl. Abbildung 3.21(a)). Dies erlaubt es, den Einfluss der Spannungsverteilung auf das Risswachstum zu untersuchen.



(a) Rissposition und -orientierung im Versuchspanel (b) Rissorientierung im Verhältnis zur Hauptspannungsrichtung σ_1 in Panelmitte (vgl. Abbildung 1.1(b))

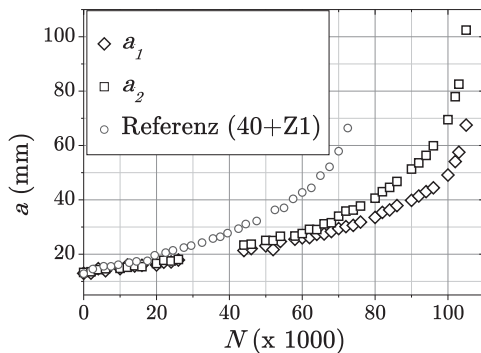
Abbildung 3.21: Prinzipskizze des Testpanels T_2.0_40_o+A1 mit $\alpha = -45^\circ$, $x = 307 \text{ mm}$, $y = 193 \text{ mm}$, und $\Delta diag = 80 \text{ mm}$

Die Orientierung des Risses ist auch in diesem Fall $\alpha = -45^\circ$. Eine Veränderung von α lässt keine neuen Erkenntnisse vermuten, da die Hauptspannungsrichtung erhalten bleibt. Demzufolge liegt der Riss normal zur Hauptspannung, die Risspitzen sind aber unterschiedlichen Belastungen ausgesetzt (vgl. Abbildung 3.21(b)). Der Riss wird entlang der Diagonalen aus der Mitte heraus verschoben, um zum einen die asymmetrische Belastung zu realisieren, zum anderen dabei den größtmöglichen

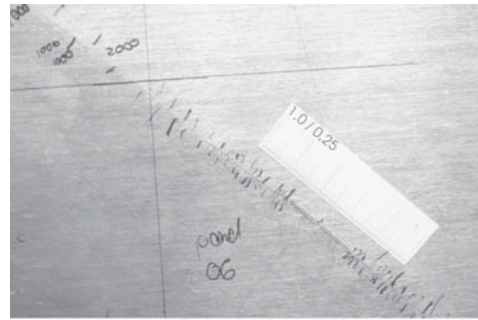
3 Versuche

Abstand der Risspitzen zur Einspannung zu ermöglichen und so Randeinflüsse der Einspannung weitestgehend zu vermeiden.

Im ersten Fall T_2.0_40_o+A1 wird mit einer Schubkraft $F_{S,max} = 40$ kN getestet (entspricht $F'_{S,krit} \approx 2,5$) und der Riss um $\Delta diag = 80$ mm verschoben eingebracht. Die Ergebnisse bestätigen den Einfluss der Spannungsverteilung auf den Rissfortschritt (vgl. Abbildung 3.22), da eine unterschiedliche Fortschrittsgeschwindigkeit an den beiden Risspitzen beobachtet wird. Von den beiden Risspitzen wächst diejenige schneller, die in Richtung der Panelmitte zeigt. In Summe ist die Anzahl der ertragenen Lastwechsel ca. 25% höher als für den äquivalenten Fall eines mittigen Zentralrisses. Da der Wert der Hauptspannung zum Rand hin im Mittel abnimmt (vgl. Abbildung 1.1(b)), wächst der Riss entsprechend der Aussage von Kapitel 3.4.4 langsamer. Die Orientierung des wachsenden Risses bleibt weiterhin unter $\alpha = -45^\circ$, es ist keine klare Rissdrehung erkennbar (vgl. Abbildung 3.22(b)). Dies gilt auch für den zweiten Fall T_2.0_50_o+A1 mit T_2.0_50_o+Z1 als Referenz. Der Riss ist um $\Delta diag = 60$ mm verschoben und wird mit der Schubkraft $F_{S,max} = 50$ kN getestet (vgl. Abbildung A.6(a) und (b)).



(a) Rissfortschritt a über N



(b) Rissbild nach $N = 138570$
Lastwechseln

Abbildung 3.22: Übersicht der Rissfortschrittsgeschwindigkeit von T_2.0_40_o+A1 (Referenz T_2.0_40_o+Z1) mit $x = 307$ mm, $y = 193$ mm, $\Delta diag = 80$ mm und der Rissorientierung $\alpha = -45^\circ$

Bei der Betrachtung der Beulverformung des Panels fällt auf, dass sich die Hauptbeule in Richtung der Rissmitte verschiebt. Diese Verschiebung nimmt mit zunehmender Risslänge zu (vgl. Abbildung A.6(c) und (d)). Die maximale Durchbiegung $u_{3,max}$ ändert sich aber verglichen zum Referenzpanel durch die Verschiebung des Risses aus der zentralen Beule heraus nicht wesentlich (vgl. Abbildung A.6(e) und (f)). Zu diesen Panels fehlen DMS- und Winkelmessungen mithilfe des Wegaufnehmers, sie können daher nicht verglichen werden.

Die Ergebnisse für außermittige Risse bestätigen die Aussage, dass die maximale Hauptspannung den Rissfortschritt maßgeblich bestimmt. Die Risspitze, die im Bereich der höheren Hauptspannung liegt wächst signifikant schneller. Darüber hin-

3.4 Darstellung und Vergleich der Versuchsergebnisse

aus verändert sich das Beulbild bei großen Risslängen, da die maximale out-of-plane Verformung aus der Panelmitte in Richtung der Verschiebung des Initialrisses wandert. Auch in diesem Fall kann kein bedeutender Einfluss des Biegemoments auf den Riss festgestellt werden.

3.4.6 Variation der Belastungsart - Panels T_2.0_XX_o+-(++)Z1

Bei der Veränderung der Belastungsart sollen zwei Fälle unterschieden werden:

1. Eine wechselnde Belastung mit $\pm F_{S,max}$. Der Vorzeichenwechsel der Schubkraft führt zu einem Nulldurchgang der Beule und einer anschließend veränderten Orientierung der Hauptbeule um 90° . Somit wechselt auch die Rissorientierung bezogen auf die Hauptbeule nach dem Nulldurchgang. Dieses beeinflusst die Belastung in der Risspitze und soll somit näher betrachtet werden.

2. Eine Veränderung des Belastungsverhältnisses R (mit $\pm F_{S,max}$ gekennzeichnet), bei dem nur $R > 0$ betrachtet wird. Es wird getestet, welchen Einfluss eine unvollständige Entlastung des Schubpanels auf das Risswachstum hat.

Wechselnde Belastung

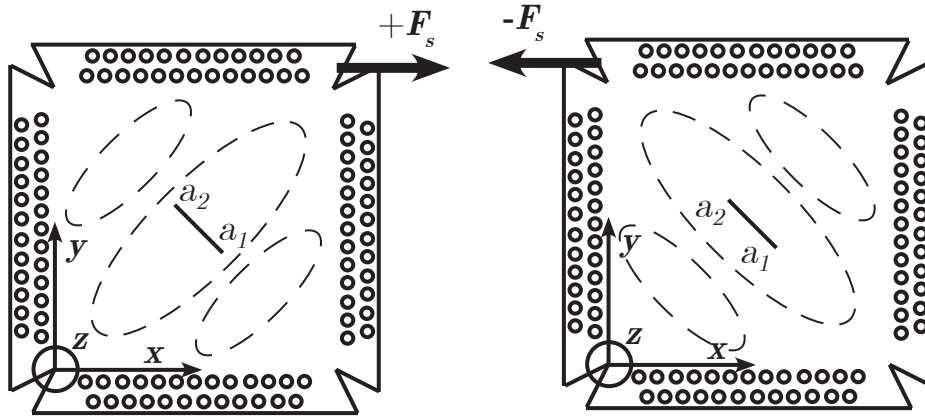
Eine wechselnde Schubbelastung führt zu einer stärkeren Mischung der Rissmodi. Während bei positiver Kraft $+F_{S,max}$ der Riss wie bisher primär vom Zugfeld beeinflusst und im Mode I geöffnet wird (vgl. Abbildung 3.23(a)), liegt er bei negativer Schubkraft $-F_{S,max}$ parallel zur Hauptbeule und wird nur aufgrund der Biegung über die Dicke im Mode I geöffnet (vgl. Abbildung 3.23(b)). Auf der positiven Beulseite wird er dabei aufgezogen, auf der negativen zusammengedrückt. Letzteres verursacht allein genommen keinen Rissfortschritt, was die Versuche mit Vorermüdung (vgl. Kapitel 3.4.7) zeigen. In Kombination mit $+F_{S,max}$ führt diese partielle Rissöffnung aber zu einem beschleunigten Risswachstum.

Dies wird bei dem Vergleich von Panel T_2.0_40_o+-Z1 mit dem Referenzpanel (T_2.0_40_o+Z1), welches die geringste Anzahl ertragener Lastwechsel seiner Versuchsreihe hat, deutlich. Es zeigt sich eine Reduzierung der ertragenen Lastwechsel um $\approx 12,5\%$ (ca. 10000 Lastwechsel, vgl. Abbildung 3.24(a), für das Referenzpanel auf Schubversagen approximiert). Für den zweiten Fall $F_{S,max} = \pm 50$ kN beträgt die Verringerung der ertragenen Lastwechsel verglichen mit dem Referenzpanel T_2.0_50_o+Z1 $\approx 70\%$ (vgl. Abbildung 3.24(b)).

Die Ursache für die starke Verringerung der ertragenen Lastwechsel liegt im zweiten Fall nicht an der Steigerung der Schubbelastung von $F_{S,max} = \pm 40$ kN auf $F_{S,max} = \pm 50$ kN, sondern an einem Wechsel der Beulrichtung nach dem Nulldurchgang der Kraft (vgl. Kapitel 3.4.1): Während für den ersten Fall mit der Belastung $F_{S,max} = \pm 40$ kN die Beulrichtung sowohl unter positiver als auch negativer Belastung in die gleiche Richtung geht (positive Kraft $\rightarrow (-)$, negative Kraft $\rightarrow (-)$), wechselt im zweiten Fall ($F_{S,max} = \pm 50$ kN) mit der Belastungsrichtung auch die Beulrichtung (positive Kraft $\rightarrow (+)$, negative Kraft $\rightarrow (-)$).¹ Dieser Durchschlag

¹In den Diagrammen $u_{3,max}$ über $2a$ ist auswertungsbedingt der Betrag von $u_{3,max}$ angegeben. In

3 Versuche



(a) Prinzipskizze für die Belastung bei positiver Schublast $+F_s$ (b) Prinzipskizze für die Belastung bei negativer Schublast $-F_s$

Abbildung 3.23: Prinzipskizze für Versuche mit wechselnder Belastung

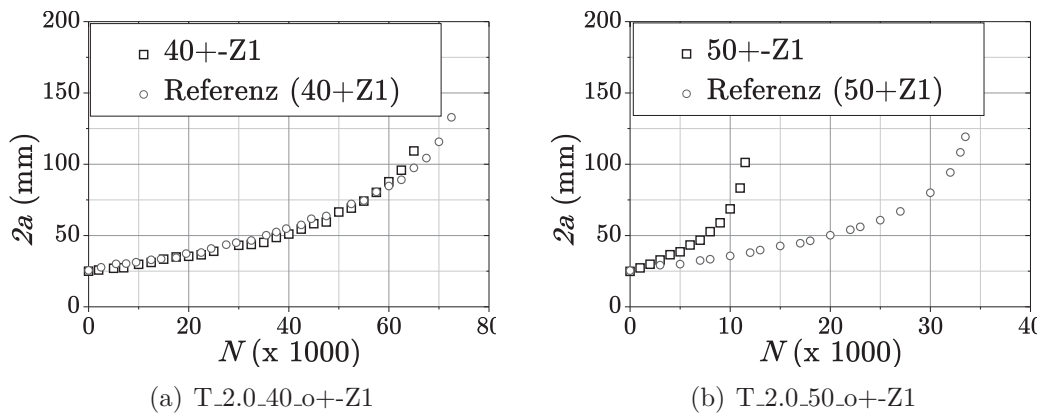


Abbildung 3.24: Rissfortschrittsergebnisse von T.2.0.40_o+-Z1 (Referenz T.2.0.40_o+Z1) und T.2.0.50_o+-Z1 (Referenz T.2.0.50_o+Z1)

3.4 Darstellung und Vergleich der Versuchsergebnisse

erhöht die Beanspruchung der Risspitzen maßgeblich und ist somit die Ursache für das deutlich schnellere Versagen gegenüber dem Referenzpanel. Es sei erneut darauf hingewiesen, dass die Beulrichtungen und somit auch der Durchschlag im Rahmen dieser Versuche nicht beeinflusst werden kann.

Die grundsätzliche Beulform ist sowohl für $+F_S$ als auch $-F_S$ identisch, allerdings jeweils um 90° gedreht. Auffällig ist aber das unterschiedliche Durchbiegungsverhalten der Platte mit zunehmender Risslänge. Während bei positiver Schubkraft für Panel T_2.0_40_o+-Z1 die Durchbiegung mit zunehmender Risslänge aufgrund der Rissöffnung wie bereits bisher beobachtet ansteigt, bleibt sie bei negativer Kraft etwa konstant (vgl. Abbildungen 3.25). Die Abnahme des Wertes für große Risslänge bei $-F_{S,max}$ erklärt sich über die plastische Verformung, die aufgrund der Auswertungsmethode nicht erfasst wird. Die Ergebnisse von T_2.0_50_o+-Z1 sind vergleichbar, wenn auch aufgrund der geringeren Anzahl an Messpunkten nicht so eindeutig sind (s. Abbildungen A.7(a) bis (d)). Der Verlauf der out-of-plane Verformung für $-F_{S,max}$ bei $2a = 83,28$ mm weicht durch die plastische Verformung und den Richtungswechsel der Beule vom bisherigen Verlauf ab.

Da bei negativer Schubkraft keine Rissöffnung zu erkennen und die Durchbiegung annähernd konstant ist, kann im Umkehrschluss gesagt werden, dass die stärkere out-of-plane Verformung durch die sichtbare Öffnung des Risses verursacht wird. Dies geschieht zum einen dadurch, dass das Panel in diesem Fall schubweicher ist und bei gleicher Last stärker verformt wird. Zum anderen beulen die Rissflanken bei großen Risslängen durch das Aufziehen des Risses zusätzlich aus. Dies geschieht offenbar bei negativer Belastung und einem damit verbundenen Zusammendrücken des Risses nicht.

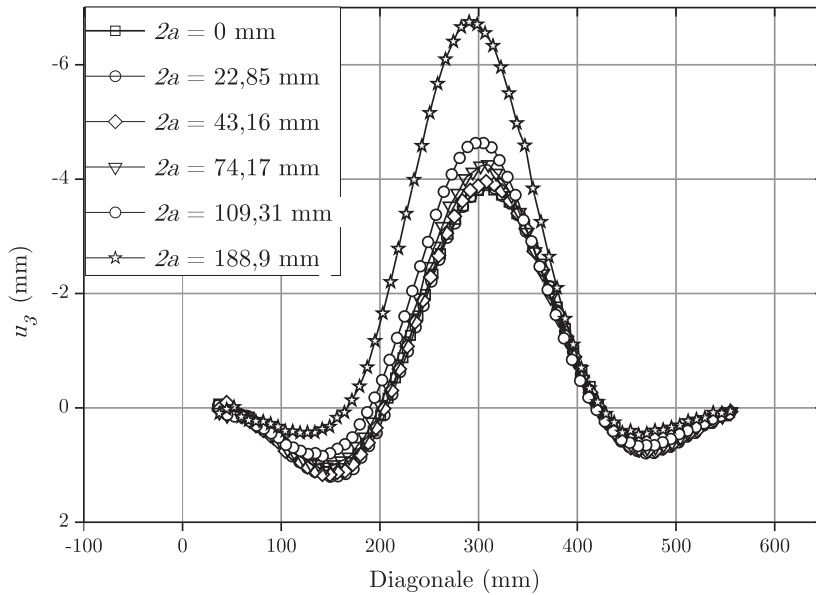
Die Ergebnisse des maximalen Schubwinkels $\gamma_{S,max}$ von T_2.0_40_o+-Z1 bestätigen diese Aussage (vgl. Abbildung A.7(e)). Er ist bei negativer Schubkraft $-F_{S,max}$ etwas größer als bei positiver Belastung, verändert sich aber mit zunehmender Risslänge kaum, während $\gamma_{S,max}$ für $+F_{S,max}$ ab einer Gesamtrisslänge von $2a \approx 70$ mm deutlich ansteigt. Dies bestätigt, dass das Panel mit zunehmender Risslänge schubweicher wird.

Die Auswertung der DMS-Spannungen kann in diesem Fall nicht verglichen werden, da die Position des DMS bei negativer Belastung im Bereich der Nebenbeule liegt und keine Aussage über die Hauptspannungen σ_1 in der für den Riss entscheidenden Beule liefert. Sie werden aber im Rahmen der Finite Elemente Analyse genauer untersucht (vgl. Kapitel 4.3.6).

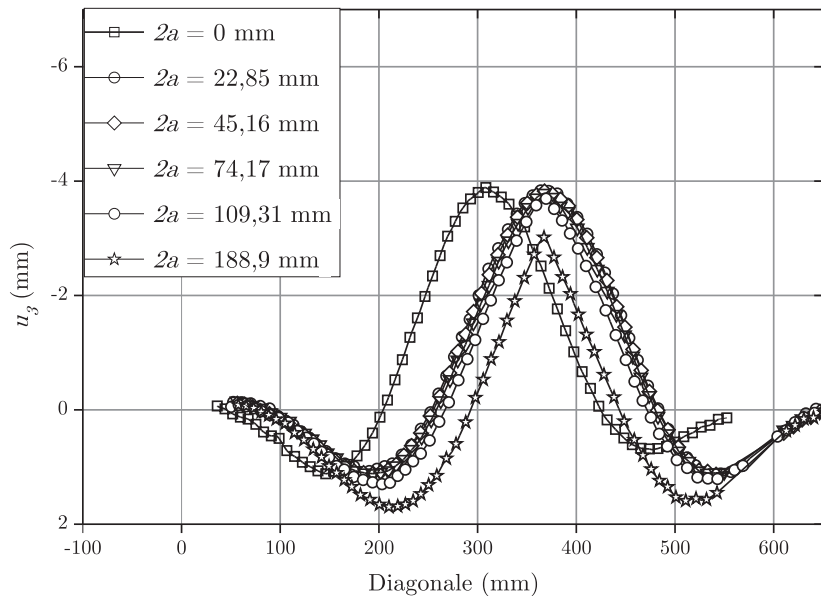
Die Ergebnisse zeigen, dass ein Riss, der quer zur Hauptbeule liegt, ab einer gewissen Länge die Beulverformung verstärkt, da das Panel dadurch schubweicher wird. Darüberhinaus hat ein Durchschlag bei wechselnder Belastung eine stark beschleunigende Wirkung auf das Risswachstum. Für Risse, die parallel zur Hauptbeule liegen, kann hingegen kein signifikanter Einfluss auf die Beule festgestellt werden.

diesen Diagrammen kann kein Rückschluss auf die Beulrichtung gezogen werden (vgl. Kapitel 3.1.2)

3 Versuche



(a) maximale Schubkraft $F_{S,max}$ positiv, Panel- und Rissmitte bei $diag \approx 310\text{mm}$, vgl. Abbildung 3.21(a)



(b) maximale Schubkraft $F_{S,max}$ negativ, Panel- und Rissmitte für $2a > 0\text{ mm}$ bei $diag \approx 350\text{ mm}$, vgl. Abbildung 3.21(a)

Abbildung 3.25: Versuchsergebnisse der out-of-plane Verformung u_3 über Diagonalen nach der ARAMIS®-Stufenmethode ausgewertet bei wachsender Risslänge von T_2.0_40.o+-Z1

Veränderung des Belastungsverhältnisses R

Wird das Belastungsverhältnis $R = \frac{\sigma_{min}}{\sigma_{max}}$ so verändert, dass $R > 0$ ist, erfolgt keine vollständige Entlastung des Schubpanels und es bleibt eine Spannung im Panel erhalten. Der Rissfortschritt verlangsamt sich entsprechend der Theorie (vgl. Kapitel 2.1.6). Dies wird bei der Betrachtung der Ergebnisse von T_2.0_40_o++Z2 besonders deutlich, da die Anzahl der ertragenen Lastwechsel bei $R = 0,25$ um über 50% zum Referenzpanel T_2.0_40_o+Z1 steigt.

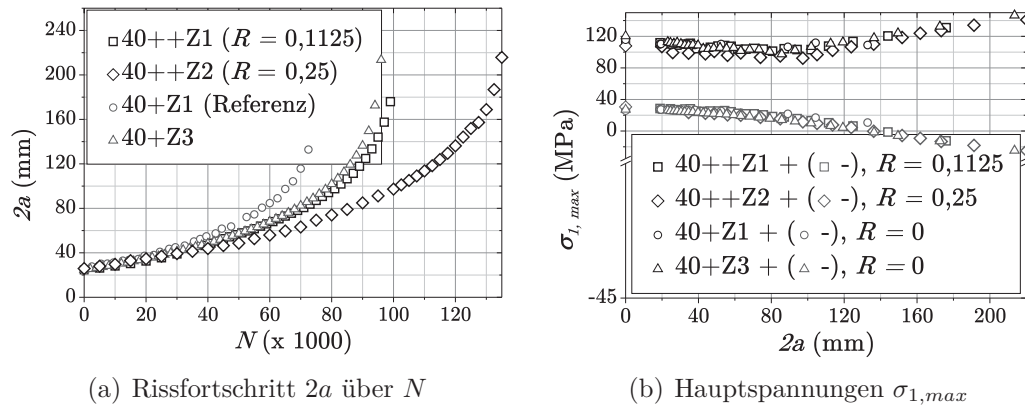


Abbildung 3.26: Versuchsergebnisse von T_2.0_40_o++Z1 mit $R = 0,1125$ (Referenz T_2.0_40_o+Z1 mit $R = 0$)

Auch für T_2.0_40_o++Z1 mit $R = 0,1125$ ist das Risswachstum langsamer. Unter Berücksichtigung der Streuung der Ergebnisse für T_2.0_40_o+Z1-Z3 ist die Differenz zwischen den ertragenen Lastwechseln aber deutlich geringer als im ersten Fall (vgl. Abbildung 3.26(a)). Für die Versuchsergebnisse von T_2.0_45_o++Z1 mit dem geringsten Belastungsverhältnis $R = 0,1111$ kann kein Unterschied zum Referenzpanel festgestellt werden (vgl. Abbildung A.9). Eine Ursache für die kaum beziehungsweise nicht messbaren Differenzen sind Umgebungseinflüsse auf den Versuch, wie z.B. Reibung (vgl. Kapitel 3.5). Sie wirkt sich direkt auf das Belastungsverhältnis aus, so dass das effektive im Versuch vorliegende Belastungsverhältnis sowohl für den Referenzversuch als auch für die Variationen von dem theoretisch aufgeprägten abweichen kann.

Die Werte der Hauptspannung $\sigma_{1,max}$ und der maximalen Durchbiegung $u_{3,max}$ entsprechen bei allen Panels der Größenordnung des Referenzpanels, während der Schubwinkel $\gamma_{S,max}$ für T_2.0_40_o++Z2 über den gesamten Verlauf deutlich geringer ist (vgl. Abbildungen 3.26(b), A.8 und A.9). Einflüsse auf den Versuch als mögliche Ursachen für diese Abweichung werden in Kapitel 3.5 diskutiert. Da aber die Abweichung des Schubwinkels ebenfalls nur $\Delta\gamma_{S,max} = 0,01^\circ$ beträgt und die Hauptspannung σ_1 mit den übrigen Panels übereinstimmt, kann das langsamere Risswachstum primär auf das veränderte Belastungsverhältnis zurückgeführt werden.

3 Versuche

Der Fall $R = 0,25$ bestätigt die Theorie, dass $R > 0$ zu einem verlangsamten Risswachstum führt. Bei kleineren Belastungsverhältnissen kann dies aufgrund der Streuung der Ergebnisse nicht zweifelsfrei belegt werden.

3.4.7 Vorerermüdung der Panels - Panels T_X_m+Z

Im Rahmen der Versuche zum Einfluss der Rissorientierung wird der Riss bei Panel T_2.0_50_m+-Z1 unter $\alpha = +45^\circ$ eingebracht, so dass er unter der Belastung von $F_{S,max} = +40$ kN parallel zur Hauptbeule und somit auch zum Zugfeld liegt (vgl. Abbildung 3.27). Die Frage, die mit dieser Rissorientierung beantwortet werden soll ist, ob die durch das Biegemoment entstehende, sekundäre Hauptspannung σ_2 ausreicht, um den Riss zu öffnen und Rissfortschritt zu erzeugen.

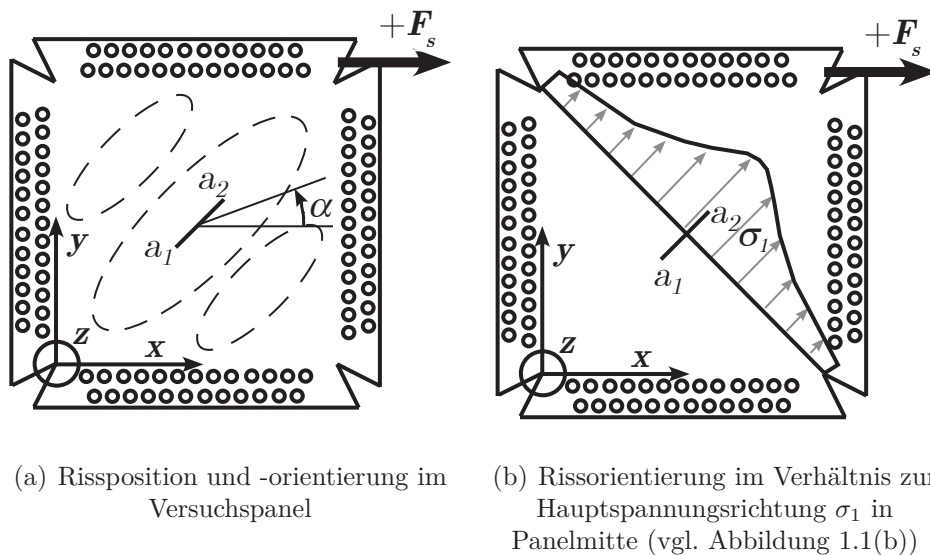


Abbildung 3.27: Prinzipskizze des Testpanels T_2.0_50_m+-Z1 mit $\alpha = +45^\circ$ (ursprüngliche Risslage parallel zur Hauptbeule)

Die Ermüdungsversuche zeigen nach 90000 Lastwechseln auch bei höherer Belastung bis $F_{S,max} = +50$ kN und geschärftem Riss keinen Rissfortschritt (vgl. Abbildung A.10(a)-(b)). σ_2 ist demzufolge nicht ausreichend, um Rissfortschritt zu verursachen. Erst eine anschließende Belastung, bei der der Riss wieder normal zur Hauptspannung liegt, führt zu Risswachstum (vgl. Abbildung A.10(c)).

In diesem Fall folgt eine wechselnde Belastung mit $F_{S,max} = \pm 50$ kN nach 90000 Lastwechseln. Hier wird nun ein beschleunigtes Risswachstum beobachtet, verglichen mit einem Versuch, in dem der Riss von Beginn an mit wechselnder Belastung beansprucht wurde (vgl. Abbildung 3.28(a)). Das Verhalten beider Panels ist identisch, da mit dem Nulldurchgang auch ein Wechsel der out-of-plane Beulrichtung erfolgt (Durchschlag).

Der Wiederholungsversuch T_2.0_50_m+-Z2, bei dem der Riss im Panel zunächst ebenfalls 90000 Lastwechsel parallel zur Hauptbeule liegend erfährt bevor er wechselnd belastet wird, zeigt ein anderes Beulverhalten, da nach dem Nulldurchgang die

3.4 Darstellung und Vergleich der Versuchsergebnisse

Beulrichtung gleich bleibt (kein Durchschlag). Dies spiegelt sich besonders in dem Rissfortschrittsverhalten wieder, da das Panel mehr als doppelt so viele Lastwechsel verglichen mit T_2.0_50_o+-Z1 erträgt.

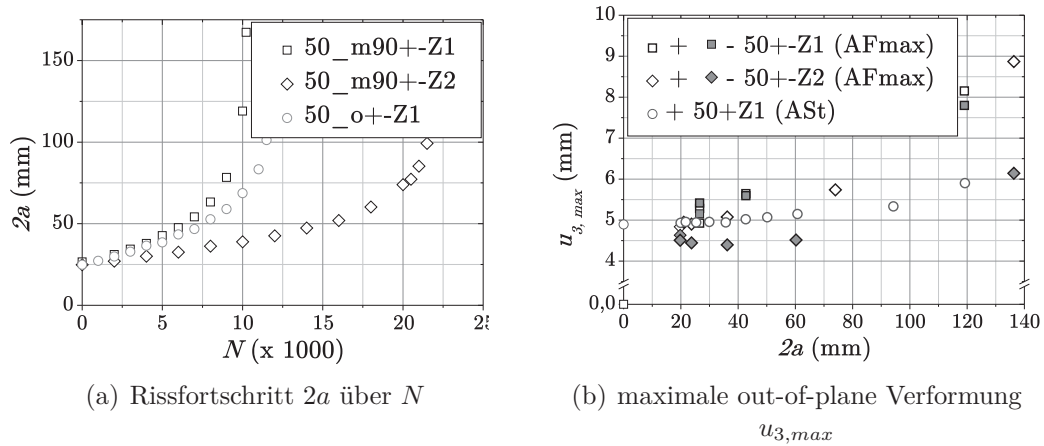


Abbildung 3.28: Versuchsergebnisse von T_2.0_50_m+-Z1 mit $\alpha = +45^\circ$ (ursprüngliche Risslage parallel zur Hauptbeule)

Bei T_2.0_50_m+-Z1 und Z2 zeigt der Vergleich der maximalen out-of-plane Verformung $u_{3,max}$ für positive Belastungen ein ähnliches Verhalten. Die Abweichung zum Referenzpanel ist der unterschiedlichen Auswertemethode geschuldet. Für negative Belastungen streuen die Ergebnisse für T_2.0_50_m+-Z1 und Z2 aufgrund der Beulrichtungen (mit und ohne Durchschlag). Es kann trotzdem gesagt werden, dass die Werte in vergleichbaren Größenordnungen liegen und das grundsätzliche Beulverhalten den bisher beobachteten Ergebnissen entspricht (vgl. Abbildung 3.28(b)).

Als Erkenntnis aus diesen Versuchen soll festgehalten werden, dass die Belastung eines Risses, der ausschließlich parallel in der Hauptbeule liegt, nicht auszureichend ist, um messbaren Rissfortschritt zu verursachen. Eine große Anzahl an Lastwechseln in dieser Konfiguration scheint aber zu einem beschleunigten Risswachstum bei anschließender, wechselnder Belastung des Panels zu führen. Dieses Phänomen kann über die Ausbildung von Mikrorissen z.B. an Inhomogenitäten im Material, so genannte Ermüdungsrisse, erklärt werden. Sie sind aufgrund der makroskopischen Betrachtung der Versuche nicht messbar. Wenn die Beanspruchung der Vorermüdungslastwechsel aber ausreichend ist, um Ermüdungsrisse entlang der späteren Rissfront zu verursachen, beschleunigen diese das anschließende Risswachstum des Hauptrisses.

Um diese Aussage näher zu untersuchen werden weitere Versuche durchgeführt, bei denen das Panel für eine definierte Anzahl N_{erm} Lastwechsel mit negativer Schubkraft $-F_S$ belastet wird, so dass der geschärfte Riss parallel zur Hauptbeule liegt, aber nicht fortschreitet (vgl. Riss- und Beulorientierung in Abbildung A.11(a) unabhängig von der Belastung). Diese Art der Belastung wird im Folgenden Vorermüdung genannt und die Anzahl der Vorermüdungslastwechsel in den Abbil-

3 Versuche

dungen in den Panelnamen hinter dem „m“ als Indikator für „mit Vorermüdung“ in Tausendern angegeben. In den Rissfortschrittskurven ist die Anzahl der Vorermüdungslastwechsel N_{erm} zusätzlich zu N_0 herausgerechnet, um eine Vergleichbarkeit der Ergebnisse zu gewährleisten. Im Anschluss an die Vorermüdung erfolgt der bekannte Versuchsablauf mit ausschließlich positiver Schubkraft $+F_S$, so dass der Riss wieder normal zur Hauptbeule liegt und wie bereits bekannt wächst (vgl. Abbildung A.11(b)). Die Panels unterschiedlicher Dicke werden mit variierenden $F_{S,max}$ und N_{erm} getestet.

Als Resultat der diversen Tests kann eine Verringerung der ertragbaren Lastwechsel eines gerissenen Panels durch die Vorermüdung des Risses nicht eindeutig bestätigt werden. In einigen Fällen werden sogar mehr Lastwechsel bis zum Versagen ertragen, andere bestätigen die Aussage, dass Vorermüdungslastwechsel zu beschleunigtem Risswachstum gegenüber nicht vorermüdeten Panels führen. Die unterschiedlichen Versuche werden im Folgenden kurz dargestellt:

T.2.0.40_m100+Z1 und Z2 zeigen eine breite Streuung der ertragenen Lastwechsel. Ihr Mittelwert entspricht dem des nicht vorermüdeten Panels T.2.0.40_o+Z3, im Einzelfall aber um $\Delta N = \pm 10000$ Lastwechsel abweicht (vgl. Abbildung 3.29(a)). T.2.0.40_o+Z1 wächst deutlich schneller, obwohl alle genannten Versuche eine sehr gute Übereinstimmung der Hauptspannungen σ_1 zeigen (vgl. Abbildung A.12, DMS alle an gleicher Position).

Die maximalen out-of-plane-Verformungen $u_{3,max}$ von T.2.0.40_m100+Z1 und Z2 schwanken um die Werte der nicht vorermüdeten Panels. Auffällig ist, dass das Panel T.2.0.40_m100+Z1 trotz höherem Schubwinkel $\gamma_{S,max}$ eine geringere $u_{3,max}$ -Verformung aufweist und schneller wächst. Dies zeigt erneut, dass allein über den Schubwinkel $\gamma_{S,max}$ und die out-of-plane-Verformung $u_{3,max}$ kein Rückschluss auf die Rissfortschrittsgeschwindigkeit gezogen werden kann. Die Ursache hierfür sind z.B. Imperfektionen in Form von Vorbeulen im Panel, die bei dieser Form der Versuchsauswertung nicht erfasst werden, aber durchaus Einfluss auf die Spannungsverteilung im Panel und somit auf das Risswachstum haben kann (vgl. Kapitel 3.5).

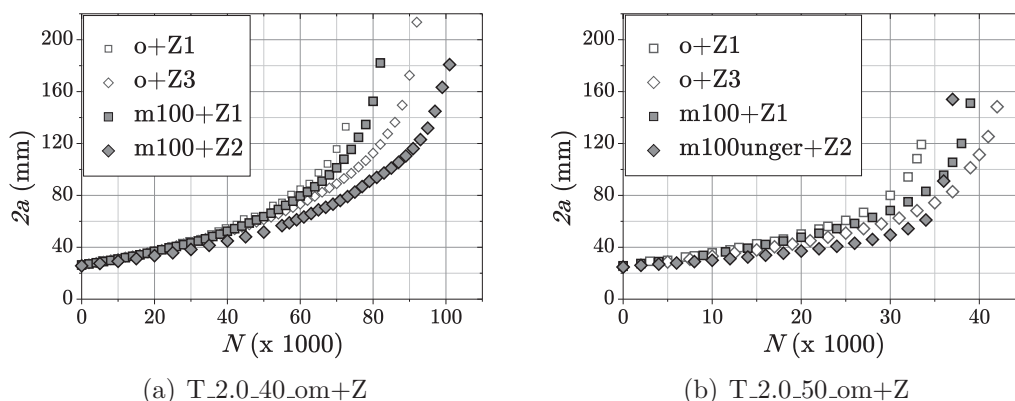


Abbildung 3.29: Rissfortschritt $2a$ über N von vorermüdeten Panels mit $t = 2,0$ mm

3.4 Darstellung und Vergleich der Versuchsergebnisse

T_2.0_50_m100+Z1 und T_2.0_50_m100ungerissen+Z2 zeigen sehr ähnliche Ergebnisse, wobei das plötzliche Endversagen und der damit sehr unterschiedliche Verlauf während des letzten Viertels des Versuchs vom zweiten Panel auffällig ist (vgl. Abbildung 3.29(b)). Da dieses Panel ungerissen vorermüdet und ein Lagerschaden während des Versuches entdeckt wurde, sind die Ergebnisse mit Vorbehalt zu betrachten. Auch der Riss von T_2.0_50_m100+Z1 wächst nur unwesentlich schneller als T_2.0_50_o+Z3, liegt aber mitten in der Streubreite der nicht vorermüdeten Panels. Auch hier sind die übrigen Messwerte unter Berücksichtigung der veränderten DMS-Lage zum Referenzpanels T_2.0_50_o+Z1 und der geringen Schwankungen des Schubwinkels $\gamma_{S,max}$ (vgl. Abbildung A.13) unauffällig.

Bei den Panels der Dicke $t = 3,2$ mm, die mit der Schubkraft $F_{S,max} = 83$ kN belastet werden, kommt es erneut zu dem Ergebnis, dass die Lebensdauer aller vorermüdeten Panels um die des ersten nicht vorermüdeten Panels T_3.2_83_o+Z1 schwankt (vgl. Abbildung 3.30(a)). Auch bei identischer Vorermüdung mit je $N_{erm} = 100000$ Lastwechseln ist die große Streuung der Ergebnisse auffällig. Dabei zeigt das Panel mit der höchsten Lebensdauer die größte, das mit der geringsten Lebensdauer die niedrigste out-of-plane Verformung $u_{3,max}$. Die übrigen Messpunkte liegen mit geringen Abweichungen dazwischen (vgl. Abbildung A.14(a)). DMS-Werte sind nicht vorhanden.

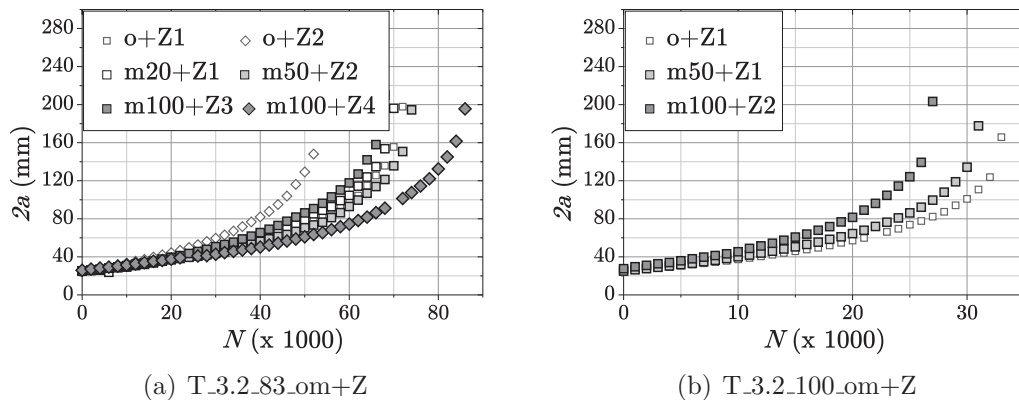


Abbildung 3.30: Rissfortschritt $2a$ über N von vorermüdeten Panels mit $t = 3,2$ mm

Eine Versuchsreihe, die die Aussage des beschleunigten Risswachstums nach Vorermüdungslastwechseln zu bestätigen scheint, sind Panels der Dicke $t = 3,2$ mm und einer Belastung mit $F_{S,max} = 100$ kN. Hier versagt das Panel mit der größten Anzahl an Vorermüdungslastwechseln am schnellsten, während das ohne Vorermüdung die meisten Lastwechsel erträgt (vgl. Abbildung 3.30(b)), obwohl die Durchbiegung unter Berücksichtigung der unterschiedlichen Auswertemethoden vergleichbar ist. Die maximale Hauptspannung $\sigma_{1,max}$ bleibt für den vorermüdeten Fall nach anfangs vergleichbaren Werten etwas größer, bevor sich die Werte gegen Ende wieder annähern. Gleiches gilt für den Schubwinkel $\gamma_{S,max}$ (vgl. Abbildung A.14(b)-(d)).

3 Versuche

Da Wiederholungsversuche für diese Versuchsreihe fehlen, kann nicht eindeutig gesagt werden, ob die Vorermdungslastwechsel diese Abweichung verursachen oder die Ergebnisse im Rahmen der Streuung liegen.

Anhand dieser Versuchsergebnisse ist kein eindeutiger Einfluss von Vorermdungslastwechseln, die zu einer starken Belastung des Panels, aber nicht zum Rissfortschritt führen, auf ein späteres, beschleunigtes Risswachstum nachweisbar. Dies liegt zum einen an der naturgemäßen Streuung der Ergebnisse für Rissfortschrittsversuche, zum anderen aber auch an den nachfolgend diskutierten “Umwelteinflüssen” (vgl. Kapitel 3.5). Sie verursachen schon in der Ausgangskonfiguration Unterschiede im Panelverhalten (z.B. Imperfektionen). Dies gilt grundsätzlich für alle Versuchspanels, ist aber für diese Untersuchung besonders kritisch, da mit der Vorermdung ein weiterer Parameter hinzukommt, dessen Einfluss auf den Rissfortschritt unbekannt ist. Um nur diesen Parameter zu untersuchen, müssten alle anderen “Unbekannten” ausgeschlossen werden, was aufgrund der Vielzahl der Umgebungsvariablen aber im Rahmen dieser Versuche nicht möglich ist. Somit kann nicht eindeutig gesagt werden, ob die gezeigten Veränderungen im Rissfortschrittsverhalten auf die Vorermdungslastwechsel oder andere “Umwelteinflüsse” zurückzuführen sind.

3.4.8 Zusammenfassung der Versuchsergebnisse

Die Versuche bestätigen den wechselseitigen Einfluss von Schubbeulen und Rissen. Auch wenn die Anzahl an getesteten Panels einer gleichen Versuchskonfiguration keine statistisch gesicherte Aussage zulässt, können zusätzlich zu den in Kapitel 3.4.1 genannten Erkenntnissen einige Resultate bezüglich des Rissfortschritts festgehalten werden.

- Risse mit einer Orientierung von $\alpha = 0^\circ$ werden unter $\alpha = -45^\circ$ scharf und wachsen bei positiver Schubkraft $F_{S,max}$ weiter annähernd diagonal und gerade durch das Panel (vgl. Kapitel 3.4.2).
- Es ist für keinen Fall eine klare Rissdrehung erkennbar.
- Risse in dickeren Panels wachsen bei einer vergleichbaren Spannungsverteilung aufgrund entsprechender Erhöhung der Schubkraft ähnlich wie in dünneren Panels. Die maximale out-of-plane Verformung $u_{3,max}$ ist aufgrund der höheren Biegesteifigkeit geringer, der Schubwinkel $\gamma_{S,max}$ größer (vgl. Kapitel 3.4.3).
- Höhere Schubkräfte $F_{S,max}$ bei gleicher Paneldicke t verringern die Lebensdauer (ca. 25% höhere Last entspricht ca. 50% niedrigere Lebensdauer für Al6056T4) (vgl. Kapitel 3.4.4).
- Risse, die symmetrisch zur Hauptbeule liegen, wachsen an beiden Risspitzen mit der gleichen Geschwindigkeit. Asymmetrisch wächst die Risspitze schneller, die näher an der Plattenmitte ist (vgl. Kapitel 3.4.5).
- Bei wechselnden Belastungen nimmt die Anzahl der ertragenen Lastwechsel verglichen mit einem Panel, das mit gleichgroßer, schwellender Belastung versehen wird, ab. Bei einer zusätzlichen Änderung der Beulrichtung während des Nulldurchgangs reduziert sich diese Anzahl erheblich gegenüber einer gleichbleibenden Beulrichtung (vgl. Kapitel 3.4.6).

3.5 Diskussion von stochastischen Effekten und Umwelteinflüssen

- Ein verändertes Belastungsverhältnis $R > 0$ scheint die Lebensdauer entsprechend der Theorie (s. 2.1.6) zu verlängern, kann praktisch aber nur für $R = 0,25$ bestätigt werden (vgl. Kapitel 3.4.6).

Alle diese Ergebnisse lassen sich dadurch erklären, dass die maximale Hauptspannung $\sigma_{1,max}$ den größten Einfluss auf den Rissfortschritt in beulenden Aluminiumpanels hat. Diese These wird nachfolgend in den Kapiteln 4 und 5 detailliert mithilfe der Finite Elemente Methode und einer analytischen Simulation untersucht.

3.5 Diskussion von stochastischen Effekten und Umwelteinflüssen

Da Versuche sehr vielen Rand- und Umgebungseinflüssen unterliegen, ist eine gewisse Streuung der Ergebnisse bei Versuchen gleicher Rand- und Belastungsbedingungen (Wiederholungsversuche) zu erwarten und tolerierbar. In den beschriebenen Versuchen tritt teilweise aber eine sehr große Streuung der Versuchsergebnisse auf. Dies bestätigt sich auch in einer Reihe von 4-Punkt-Biegeversuchen, in denen trotz einer gezielten Einstellung der Durchbiegung kein identisches Rissfortschrittsverhalten für Wiederholungsversuche gemessen wurde (vgl. Schuh [76]). Deshalb sollen mögliche Ursachen hierfür analysiert und diskutiert werden (vgl. Pickett [61]). Dazu zählen zum einen das Material selbst und Imperfektionen im Panel, die einen direkten Einfluss auf das Risswachstum haben. Sie können nicht vermieden werden, da sie mit dem Material geliefert werden. Zum anderen haben Parameter, wie z.B. die Umgebungs- und Materialtemperatur, Einbaubedingungen des Panels oder Ermüdungserscheinungen der Prüfmaschine einen indirekten Einfluss. Sie verändern die aus der Belastung resultierenden Spannungen und/oder Verformungen des Panels.

3.5.1 Fehler im Material

Eine mögliche Ursache sind Defekte im Material selbst wie z.B. produktionsbedingte Einschlüsse, Poren, Lunker, etc. auf mikroskopischer Ebene (vgl. Kapitel 2.1) oder Kratzer und Oberflächenschäden auf makroskopische Ebene. Sie können zu einer Beschleunigung oder Verzögerung des Rissfortschritts führen. Unterschiede zwischen den Versuchspanels können nicht ausgeschlossen werden, weil die getesteten Panels aus verschiedenen Produktionschargen stammen. Diese Defekte im Material wirken sich primär im Bereich des Initialrisswachstums und weniger im stationären Rissfortschrittsbereich (vgl. Kapitel 2.1) aus, dennoch stellen sie eine potenzielle Fehlerquelle als Ursache für die Streuung dar.

Eine weitere Möglichkeit, wie das Material selbst auf das Risswachstum einwirkt, ist die Abweichung der Paneldicke vom Sollwert. Dies wird anhand der Ergebnisse aus Kapitel 3.4.3 bestätigt. Da überprüfende Messungen der Dicke verschiedener Panels

3 Versuche

lokale Abweichungen von etwa 0,05 mm ergeben, hat dieser Aspekt vermutlich keinen großen Einfluss.

Es kann ausgeschlossen werden, dass die Walzrichtung der Panels eine Rolle spielt, da der Riss immer unter 45° durch das Panel und somit auch zur Walzrichtung wächst.

3.5.2 Imperfektionen

Imperfektionen stellen z.B. lokale Beulen oder globale Verformungen des Panels dar. Sie können im Herstellungsprozess, über die Transport- und Lagerungsbedingungen oder unsachgemäße Handhabung entstehen, ohne dass sie mit dem bloßen Auge sichtbar sind. Imperfektionen bestimmen ggf. nicht nur die Richtung der Beule, die das Panel unter Schubbelastung ausbildet, sondern wirken sich auch auf den kritischen Beulwert k_{kr} aus (vgl. Featherston et al. [26]). Bei dünnen Panels treten diese Verformungen aufgrund ihrer geringeren Biegesteifigkeit eher auf und wirken sich stärker aus als bei dicken. Bei der im Versuch verwendeten Größe der Panels ist es wahrscheinlich, dass eine Imperfektion die Beulverformung unterstützt anstatt ihr entgegen zu wirken, da die Beulrichtung "frei" gewählt und nicht erzwungen wird. Somit begünstigt eine Imperfektion die out-of-plane Verformung. In diesem Fall nimmt k_{kr} ab, die out-of-plane Verformung $u_{3,max}$ und die daraus resultierenden Hauptspannungen σ_1 im Panel steigt.

Da die Messung der out-of-plane Verformung mit ARAMIS[®] immer eine Referenzstufe benötigt, werden die Imperfektionen während des Versuches nicht gemessen, sondern wirken sich als zusätzliche Verschiebung $\Delta u_{3,max}$ aus (vgl. Kapitel 3.1.2).

3.5.3 Prüftemperatur

Da die Versuchshalle nicht klimatisiert ist, unterliegt die Prüftemperatur naturgemäß Schwankungen. Aluminium hat einen etwa doppelt so großen Wärmeausdehnungskoeffizienten wie Stahl ($\gamma_T(\text{Al}) \approx 2,4 \cdot 10^5 \frac{1}{\text{K}}$, $\gamma_T(\text{St}) \approx 1,2 \cdot 10^5 \frac{1}{\text{K}}$ bei Raumtemperatur, vgl. [12]). Daher dehnt (zieht) sich das Aluminiumpanels mit steigender (sinkender) Temperatur schneller aus (zusammen) als der Stahlrahmen. Bedingt durch die feste Einspannung des Panels im Stahlrahmen führt dies zu einer Druckbelastung (Zugbelastung) des Panels, die das Spannungsfeld unter Schubbelastung verstärkt (abschwächt). Für den Fall steigender Temperaturen über den Versuchsverlauf, resultiert der entstehende Druck im Panel in eine Verstärkung der Beule und kann mit den Auswirkungen einer Imperfektion verglichen werden. Dies ist für die Panels T_3.2_83_o+Z2 (vgl. Abbildung 3.31) und T_3.2_83_o+Z3 (vgl. Abbildung 3.18(b)) anhand der ARAMIS[®]-Messergebnisse der out-of-plane Verformung $u_{3,max}$ direkt zu sehen.

Die Kurve zeigt einen Sägezahnverlauf, da $u_{3,max}$ nach jedem dritten oder vierten Messpunkt sprunghaft abnimmt (s. Pfeil in Abbildung 3.31). Dieser Sprung entspricht einem neuen Versuchstag, so dass die Temperatur in der Versuchshalle sowie das Panel und die Prüfmaschine über Nacht abkühlen konnten, während sie tagsüber

3.5 Diskussion von stochastischen Effekten und Umwelteinflüssen

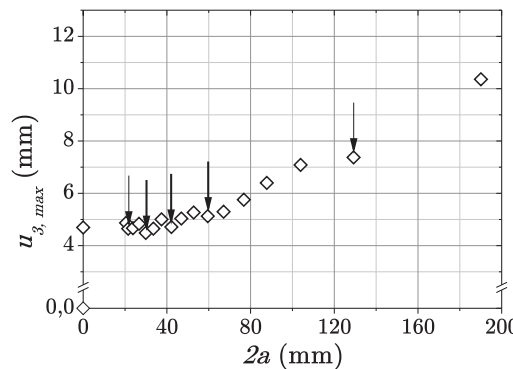


Abbildung 3.31: Einfluss der Hallentemperatur auf die maximale out-of-plane Verformung $u_{3,max}$ von Panel T_3.2_83_o+Z2

im Verlauf des Versuches zusammen mit der Hallentemperatur wieder anstiegen. Die Versuchsdurchführung fand für beide Panels von Ende Juli bis Ende August statt, also Sommermonate, in denen ein starker Temperaturanstieg im Tagesverlauf für die Versuchshalle häufig vorkommt.

Die Temperatur hat damit einen nachweislichen Einfluss auf die Rissfortschritts-geschwindigkeit. Er kann aber quantitativ nicht bewertet werden, da der Temperaturverlauf während eines Versuches nicht aufgezeichnet wird. Es erschließt sich von selbst, dass die Auswirkung der Temperaturschwankungen maßgeblich von der Jahreszeit der Versuchsdurchführung und den Einbaubedingungen abhängt, da letztere die Referenz darstellen.

3.5.4 Einbau des Panels

Bei der Herstellung der Versuchspanels sind Fertigungseinflüsse nicht zu vermeiden. Bei den Bohrungen für die Einspannungen kommt es teilweise zur Verschiebung des Lochmittelpunktes. Da die Schrauben zum Verspannen des Schubrahmens sowohl durch den Rahmen als auch das Panel gehen (vgl. Kapitel 3.1.1), führen auch kleine Verschiebungen der Lochposition beim Einbau des Panels dazu, dass die Schrauben nicht reibungsfrei einführt werden können. Die resultierende Reibung wirkt indirekt auf den Rissfortschritt, weil sie Eigenspannungen im Panel verursacht, die sich ähnlich wie Temperaturunterschiede auf den Rissfortschritt im Panel auswirken.

Aufgrund der Tatsache, dass jedes Panel individuell gefertigt wird, können einige ohne Schwierigkeiten, andere nur mit hohem Kraftaufwand eingebaut werden. Somit sind Fertigungstoleranzen der Panels als Ursache für die Streuungen der Ergebnisse zu berücksichtigen. Eine automatisierte Fertigung kann in diesem Punkt Abhilfe schaffen.

Die Reihenfolge, mit der die Schrauben angezogen werden, spielt nach eingehenden Untersuchungen dagegen eine untergeordnete Rolle bei der Verursachung von Eigenspannungen (vgl. Pickett [61]).

3 Versuche

3.5.5 Ermüdung der Prüfvorrichtung

Eine weitere Ursache für die Streuung der Ergebnisse ist die Prüfmaschine PApS selbst. Sie weist aufgrund der Vielzahl von Versuchen Ermüdungserscheinungen auf. Die Lager der Maschine nutzen sich ab und verursachen dadurch Reibung. Diese Reibung nimmt einen Teil der Schubkraft F_S auf, die nicht mehr in die Verformung des Schubrahmens und des Panels geht. Da die Lager wartungsfrei sind und somit keiner regelmäßigen Kontrolle unterliegen, kann der genaue Zeitpunkt für einen Wechsel nicht bestimmt werden. Dies wird erst durchgeführt, wenn ein offensichtlicher Schaden vorliegt. Es kann nicht ausgeschlossen werden, dass die vorher getesteten Panels von dem beschädigten Lager beeinflusst werden.

3.5.6 Fazit

Die hier genannten möglichen Einflüsse auf den Versuch, seine Durchführung und die Panels sind keine vollständige Aufzählung. Sie zeigen aber, dass es viele Ursachen für die Streuung der Versuchsergebnisse gibt. Am wahrscheinlichsten sind mögliche Imperfektionen, Temperaturschwankungen und Fertigungsungenauigkeiten Gründe für die in Kapitel 3.4 dargestellten Streuungen. Sie können überwiegend nicht beeinflusst werden, so dass die Abweichungen akzeptiert werden müssen.

Alle diskutierten Einflüsse lassen den Schluss zu, dass dünne Panels sehr viel anfälliger sind. Imperfektionen und Temperaturschwankungen führen bei dünnen Panels aufgrund der geringeren Biegesteifigkeit zu stärkeren Verformungen und dadurch zu höheren Eigenspannungen als bei dicken Panels. Dies zeigt sich bis zu einem gewissen Grad auch in den Versuchsergebnissen, bei denen die Panels der Dicke $t = 2,0$ mm in Wiederholungsversuchen häufiger vom Referenzpanel abweichen als Panels der Dicke $t = 3,2$ mm.

4 Finite Elemente Methode

Die in Kapitel 3 beschriebenen Versuche werden mithilfe der Finiten Elemente Methode (FEM) analysiert. Ziel ist es, das Verhalten der Struktur entsprechend der Versuche abzubilden und somit z.B. die Spannungsverläufe und -veränderungen während des Versuches in allen Punkten des Panels zu beschreiben. Darüber hinaus ermöglicht die Lösung eines validierten Modells eine Vorhersage der Reaktion der gesamten Struktur und somit auch die Ermittlung des Rissfortschrittsverhaltens.

Im Folgenden werden unterschiedliche FE-Modelle beschrieben. Zum einen werden sowohl ungerissene als auch gerissene Modelle erstellt. Ungerissene dienen zur Ermittlung der Hauptspannungen, die als Eingangswerte für weitere Berechnungen fungieren. Gerissene Modelle ermöglichen eine Abbildung der Versuchskonfigurationen einschließlich der Rissumgebung.

Zum anderen variieren die Modelle in der Wahl des Elementtyps. Mithilfe von Schalenelementen wird das globale Beulverhalten des Panels, für gerissene Fälle inklusive der Rissumgebung, in einer kostengünstigen Variante wiedergegeben. Für eine detaillierte Darstellung des Rissspitzenverhaltens auch über der Dicke des Panels werden zusätzlich Modelle mit Solidelementen berechnet. Die Ergebnisse für die unterschiedlichen Elementtypen werden verglichen und ihr zweckmäßiger Einsatz besprochen. Im Anschluss an die Modellbeschreibungen erfolgt eine Darstellung der Berechnungsmethoden sowie der Ergebnisse einschließlich einer ausführlichen Diskussion.

Für das Pre- und Postprocessing wird die MSC-Software Patran[®] verwendet. Sie erlaubt es, die Modelle mithilfe der Patran Command Language (PCL) parametrisiert programmiert aufzubauen, was eine einfache Anpassung und Änderung der Modelle ermöglicht. Als Löser dient die Software Abaqus/Standard[®].

4.1 Modellbeschreibung

Abbildung 4.1 zeigt exemplarisch ein Finite Elemente Modell des Schubpanels ohne Rissmodellierung, aber mit einer Netzverfeinerung entlang der Diagonalen. Mithilfe dieser Abbildung werden im Folgenden die Randbedingungen erläutert. Für alle Modelle gilt, dass das Modellkoordinatensystem unten links positioniert ist und die Gesamtgröße entsprechend dem Versuchsfreiefeld $b \times c = 500 \times 500 \text{ mm}^2$ beträgt. Die Dicke t variiert je nach Materialstärke, die im Versuch getestet wurde. Die Materialkennwerte sind in Tabelle B.1 angegeben.

Die Randbedingungen und einige Modellierungsaspekte ergeben sich aus der festen Einspannung des Panels in dem PApS-Rahmen. Sie sind für alle verwendeten Modelle identisch und wie folgt definiert:

4 Finite Elemente Methode

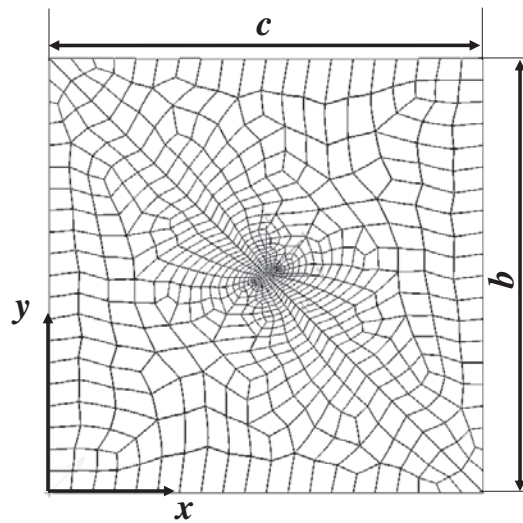


Abbildung 4.1: Finite Elemente Modell des Schubpanels mit Netzverfeinerung entlang der Diagonalen

1. Der translatorische Freiheitsgrad in z-Richtung und alle ggf. vorhandenen rotatorischen Freiheitsgrade (Schalenelement) werden für alle Randknoten behindert:

$$u_3 (\text{Node Rand}) = 0$$

2. An der Unterseite werden sämtliche translatorischen Freiheitsgrade behindert:

$$u_{1,2} (\text{Node } y=0) = 0$$

Die Verschiebung des gesamten PApS-Rahmens ergibt sich einzig über die Brücke, die mit dem Hydraulikzylinder gekoppelt ist (vgl. Abbildung 3.2). Dies wird dadurch realisiert, dass die Schubkraft F_S ausschließlich am oberen Eckknoten angreift. Die Kopplung der übrigen Randknoten geschieht mittels nachfolgend beschriebener Multiple Point Constraints (MPCs), die die Translation der betroffenen Randknoten über mathematische Formeln koppeln.

1. Der Kraftangriffsknoten „A“ gibt die Verschiebung für alle Knoten „B“ des oberen Rands vor (s. Abbildung 4.2 (a)).
2. Alle Knoten „B“ des linken Randes müssen bei Belastung weiterhin auf einer Geraden zwischen den Eckknoten „A“ liegen, um die rein rotatorische Bewegung des Schubrahmens zu realisieren (s. Abbildung 4.2 (b)).
3. Jeder Knoten „A“ am linken Rand gibt die Verschiebung für den Knoten „B“ mit der gleichen y -Koordinate am rechten Rand vor (s. Abbildung 4.2 (c)).

Für alle Modelle werden Elemente mit quadratischem Ansatz gewählt, um die Risspitzenmodellierung realisieren zu können (vgl. ABAQUS User Manual [6], Kapitel

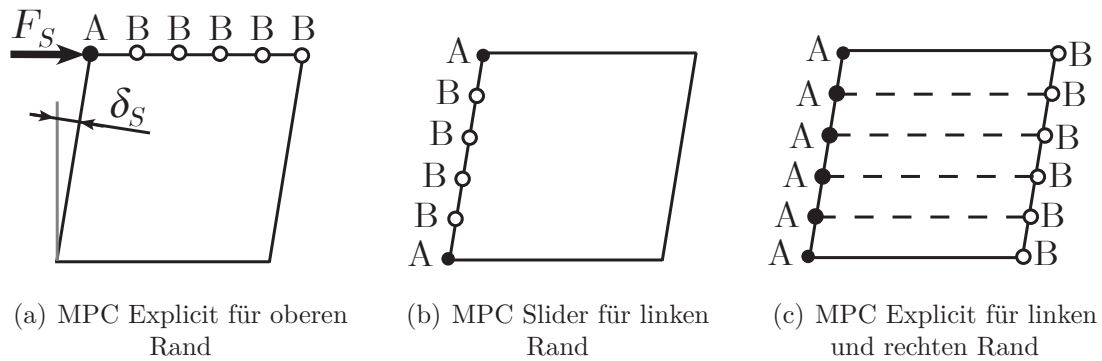


Abbildung 4.2: Zwangsbedingungen des FE Modells

11.4). Bei Schalenmodellen sind es 8-Knoten-Schalenelemente mit reduzierter Integration (Typ S8R5, fünf Freiheitsgrade) und fünf Section-Points über der Dicke. Es handelt sich dabei um „dünne“ Schalenelemente, die die Voraussetzungen und Randbedingungen der klassischen Plattentheorie nach Kirchoff erfüllen.

Zu Vergleichszwecken wird bei einer dreidimensionalen Modellierung mit vollintegrierten 20-Knoten-Kontinuumselementen (Typ C3D20, drei translatorische Freiheitsgrade) mit drei Elementen über der Dicke gerechnet, im Folgenden auch Solidelement genannt. Für die numerische Berechnung wird hier die Gaußintegration verwendet. Der Vorteil der Rechnungen mit Solidelementen liegt in der genaueren Beschreibung des Verhaltens der Risspitze über der Dicke, indem mehrere Elemente und Knoten für die Auswertung zur Verfügung stehen. Der Nachteil ist die erheblich längere Rechenzeit aufgrund der etwa dreifachen Anzahl an Freiheitsgraden.

Die Solidelemente werden durch eine geometrische Dimensionsverschiebung (Funktion *sweep* bei Patran[®]) der Schalenelemente in Richtung der z-Achse erstellt. Somit unterscheiden sich die Modelle nur in sehr wenigen Punkten. Es soll auf eine grundsätzliche Unterscheidung der Modellierung verzichtet werden. Im Folgenden wird bei Bedarf an den entsprechenden Stellen auf die unterschiedliche Herangehensweise und Vor- bzw. Nachteile gegenüber der Rechnung mit Schalenelementen hingewiesen.

Um die nötige Netzfeinheit für eine ausreichend exakte Lösung sowohl für Schalen- als auch Solidelemente zu bestimmen, wird eine Konvergenzanalyse mittels h-Verfeinerung (Steigerung der Elementanzahl) für verschiedene Belastungen, Risslängen und beide im Versuch getesteten Dicken durchgeführt. Als Konvergenzkriterien zählen der erste Eigenwert λ , die maximalen Verschiebungen $u_{1,max}$ und $u_{3,max}$ sowie die Ergebnisse der Konturintegrale J und K . Die aus der Anzahl der Knoten über den Rand resultierende Elementkantenlänge darf bei den übrigen Elementen der restlichen Fläche nur um maximal 10% überschritten werden. Dadurch wird eine Verfeinerung des gesamten Netzes und nicht nur in den Randbereichen erreicht. Tabellen B.8 und B.9 zeigen exemplarisch die Ergebnisse der Konvergenzanalysen für FE.2.0_40_o+Z1 mit einer Risslänge $2a = 20$ mm als Schalen- und Solidmodell. Während die Schalenelemente bereits ab 20 Elementen entlang des Randes nur noch

4 Finite Elemente Methode

eine Veränderung von unter 1% zeigen, konvergieren die Solidelemente erst ab einem Minimum von 40 Elementen. Um eine Vergleichbarkeit aller Modelle unabhängig vom Elementtyp zu gewährleisten, werden mit Blick auf eine angemessene Rechenzeit 50 Knoten am Rand mit der entsprechenden Netzfeinheit für die restliche Elementierung gewählt.

Neben diesen grundsätzlichen Rand- und Modellierungsbedingungen werden in den Abschnitten 4.1.1 und 4.1.2 die spezifischen Modellierungsaspekte für die gerissenen und ungerissenen FE-Modelle erläutert.

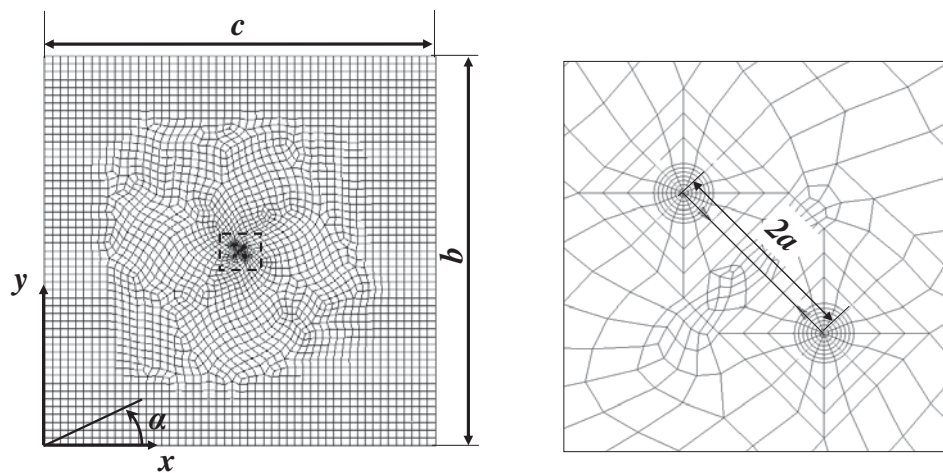
4.1.1 Gerissene FE-Modelle

Der Riss der variablen Länge $2a$ wird unter dem Winkel α an der Position x, y im Panel mithilfe des IFL-Rissspitzengenerators modelliert. Es handelt sich um ein PCL-Skript, das am Institut für Flugzeugbau und Leichtbau (IFL) entwickelt und im Rahmen dieser Arbeit erweitert wurde (vgl. Henrion [36], Spieker [80]). Es ermöglicht die automatisierte Generierung einer Rissspitze mit Quarterpoint-Elementen zur Ermittlung der Spannungsintensitätsfaktoren sowie den Anschluss an das restliche, beliebig vernetzte Solid- oder Schalenmodell in Patran[®].

Eine Konvergenzanalyse zur Ermittlung der benötigten Elementanzahl und des radialen Einzugsbereichs um die Rissspitze für die Spannungsintensitätsfaktoren und J -Integrale zeigt, dass Solid- und Schalenelemente unterschiedlich konvergieren. Basierend auf den Ergebnissen werden 32 Elemente um die Rissspitze sowie ein Radius $r = 5$ mm für Schalenelemente gewählt. Bei den Solidmodellen konvergieren die Werte bei einem Radius $r = 15$ mm und 16 Elementen um die Rissspitze am besten. Dies hängt vermutlich mit dem Verhältnis der Elementkantenlängen zusammen. In der Regel darf das Seitenverhältnis 1:10 nicht unterschritten werden. Während dieser Richtwert für Solidelemente alle drei Achsen betrifft, muss sie bei Schalenelementen nur in zwei Dimensionen eingehalten werden, da die Dicke nicht modelliert wird.

Abbildung 4.3 zeigt die Elementierung des gesamten Panels und der Rissspitzen am Beispiel eines Solidmodells. In einigen Fällen wird der Radius r minimal variiert, da die Ergebnisse der Spannungsintensitätsfaktoren nicht konvergieren. Dies liegt an einer für den spezifischen Fall ungünstig gewählten Elementierung und kann über die Veränderung des Radius behoben werden. Da die Variation zu keiner Veränderung der übrigen Ergebnisse (z.B. der Verschiebungen u_1, u_3) führt, wird auf diese Ausnahmefälle nicht weiter eingegangen und die Ergebnisse wie die der Standardkonfiguration präsentiert.

Es wird für kein einziges, gerissenes Modell eine automatisierte Rissfortschrittsrechnung und damit verbundene Neumodellierung des Panels durchgeführt, sondern die Risslängen $2a = 20, 30, 40, \dots, 150, 160, 180, 200$ mm modelliert und berechnet. Die Rissspitzenkonfiguration bleibt für alle Risslängen gleich, es ändert sich nur die Elementierung des restlichen Panels.



(a) FE-Modell des PApS-Panels mit Riss (b) Nahaufnahme der FE-Rissmodellierung (s. gestrichelter Kasten links)

Abbildung 4.3: FE Modell am Beispiel eines Schalenmodells mit zentralem Riss unter $\alpha = -45^\circ$

4.1.2 Ungerissene FE-Modelle

Ungerissene Modelle dienen zum einen der Validierung der FE-Modelle, zum anderen der Generierung von Eingangswerten für analytische Berechnungen.

Im Falle der Validierung werden die FE-Ergebnisse mit den Versuchsergebnissen verglichen. Dafür bietet sich das ungerissene Panel im Ausgangszustand des Versuchs an. Zu diesem Zeitpunkt ist es von äußeren Einflüssen am wenigstens beeinflusst, da noch keine lokalen Veränderungen der Rissorientierung, plastischen Verformungen, etc. eingetreten sind.

Für diesen Validierungsfall unterscheidet sich die Erstellung des Modells von dem in Abschnitt 4.1.1 beschriebenen nur im Löschen (Funktion *equivalence* bei Patran®) der doppelten Knoten, die den Riss darstellen. Die restliche Elementierung bleibt identisch zu dem gerissenen Modell mit $2a = 20 \text{ mm}$.

Um analytische Berechnungen entsprechend Kapitel 5.2 durchführen zu können, werden die Hauptspannungen entlang der wachsenden Rissfront benötigt. Da dies im Regelfall die Diagonale des Panels ist (vgl. Versuchsergebnisse in Kapitel 3.4.8), soll hier eine feine Vernetzung vorliegen. Ausschließlich für diesen Fall wird das halbe Panel als Dreieck modelliert, welches entlang der Diagonalen eine feinere Elementierung ermöglicht, so dass viele Eingangswerte für die analytische Rechnung zur Verfügung stehen. Durch Spiegelung der Elemente an der Diagonalen und Equivalenzen der doppelten Knoten, wird wieder ein gesamtes Panels der Größe $500 \times 500 \text{ mm}^2$ berechnet, dem dieselben Randbedingungen und MPCs wie bei gerissenen Modellen zugewiesen werden. Weitere Details folgen in Kapitel 5.2.

Alle ungerissenen Modelle, auf die in den folgenden Abschnitten 4.2 und 4.3 Bezug genommen wird, entsprechen den Validierungsmodellen.

4.2 Berechnung, Auswertung und Validierung der FE Modelle

Die Berechnung aller FE-Modelle erfolgt entsprechend der in Kapitel 2.3.3 dargestellten Stabilitätsanalyse über eine Eigenwert- und Nachlaufberechnung. Hierfür wird der Eigenwert λ aufgeprägt, dessen Verformung der beobachteten Beulform des Versuches am ehesten entspricht. Der Skalierungsfaktor ist $0,01 \leq q \leq 0,04$. Sowohl die Eigenwertanalyse als auch die nichtlineare Berechnung erfolgen kraftgesteuert, um der Versuchsdurchführung gerecht zu werden.

Bevor die FE-Modelle für die Rissanalyse verwendet werden, erfolgt eine Validierung anhand der Versuchsergebnisse.

4.2.1 Auswertung der FE-Ergebnisse

Die FE-Ergebnisse müssen zum Teil umgerechnet werden, um sie direkt mit den Messergebnissen der Versuche vergleichen zu können. Dabei gelten sowohl für die Umrechnung von im Versuch gemessenen Dehnungen in Spannungen als auch für die FE-Analyse die gleichen Materialparameter (s. Tabelle B.1).

Die kritische Schubbeulspannung τ_{kr} wird analog zu Gleichung 2.40 berechnet. Mit $F_{S,max}$ als maximale Schubkraft, b als Breite und t als Dicke des Panels sowie λ als Eigenwert der entsprechenden Beulform ergibt sich die kritische Schubbeulspannung:

$$\tau_{kr}(\lambda) = \frac{F_{S,max}}{b \cdot t} \cdot \lambda \quad (4.1)$$

Da der Eigenwert λ ein Lastvielfaches der Schubkraft $F_{S,max}$ ist und somit nur von der Dicke t abhängig ist, wird pro Paneldicke und Risslänge nur eine kritische Schubbeulspannung τ_{kr} bestimmt. Für andere Belastungen bei gleicher Paneldicke t ergibt sich aufgrund der neu berechneten Ergebnisse von λ wieder der identische Wert für τ_{kr} .

Der Schubwinkel $\gamma_{S,max}$ ergibt sich aus der maximalen Verschiebung $u_{1,max}$ des oberen, linken Eckknotens über eine geometrische Beziehung mit c als Länge des Panels zu:

$$\gamma_S = \arcsin \frac{u_1}{c} \quad (4.2)$$

Es ist anzumerken, dass bei der Auswertung der Hauptspannungen σ_1 aufgrund der automatischen Vernetzung häufig nicht die exakte Position x, y des DMS aus dem Versuch getroffen werden kann, so dass gewisse Abweichungen zu erwarten sind.

Als letzte Anmerkung zu den Auswertungsmethoden sei darauf hingewiesen, dass die maximalen Hauptspannungen σ_1 über der Dicke variieren. Für den Vergleich der Hauptspannungen vom Versuch zum Solidmodell werden die Knotenwerte für σ_1 verwendet und nicht die übliche Auswertungsposition der Gaußpunkte (GP). Letztere liegen in der Mitte des Elementes und nicht direkt an der Oberfläche wie die Eckknoten. Trotz der geringen Paneldicke und dem daraus resultierenden, geringen Abstand zwischen dem Gaußpunkt und der Paneloberfläche zeigt sich bei den Ergebnissen "Gaußpunkt" und "Knoten" für $\sigma_{1,max}$ eine signifikante Differenz. Sie

4.2 Berechnung, Auswertung und Validierung der FE Modelle

resultiert aus der Biegung, die durch die Beule entsteht. Für einen sinnvollen Vergleich werden deshalb die Knotenwerte verwendet, die in der Oberfläche und damit vergleichbar zu den DMS-Positionen im Versuch liegen. Bei der Auswertung der Hauptspannung mit Hilfe der Schalenmodelle werden die Gaußpunkte und ihre Section Points verwendet. Sie ermöglichen eine Auswertung direkt an der Schalenober- bzw. -unterseite.

4.2.2 Validierung der FE-Modelle an ungerissenen Panels

Die Validierung der Modelle erfolgt zunächst über einen ausführlichen Vergleich von ungerissenen Modellen mit den Versuchsergebnissen der ungerissenen Panels. Folgende Ergebnisse werden dabei betrachtet:

- Generelles Verformungsbild / Beulverformung
- Out-of-plane Verformung u_3 des Mittelknotens ($x = y = 250$ mm)
- Hauptspannungen $\sigma_{1,max}$ an den DMS-Positionen
- Kritische Schubbeulspannung τ_{kr} (nach Gleichung 4.1 und Kapitel 3.4.1)
- Schubwinkel γ_S (nach Gleichung 4.2 und Abschnitt C.3)

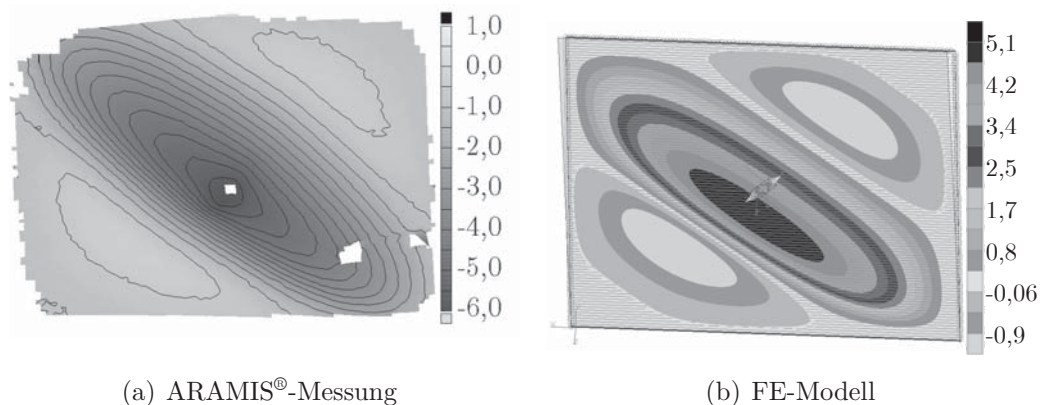


Abbildung 4.4: Vergleich der u_3 -Verformung im Versuch und mittels FE-Analyse eines ungerissenen Panels unter $F_{S,max} = 40$ kN

Die qualitative Beulverformung (Haupt- und Nebenbeule) ist für die FE-Berechnungen und den Versuch identisch. Sie ist für den ungerissenen Fall bei einer Belastung von $F_{S,max} = 40$ kN in Abbildung 4.4 dargestellt. Aufgrund der Wahl der aufgeprägten Imperfektion, die der beobachteten Beulform entspricht (vgl. Kapitel 4.2), ist diese Übereinstimmung die logische Konsequenz. Deshalb wird auf weitere Abbildungen für die anderen Konfigurationen verzichtet. Die qualitative Übereinstimmung der out-of-plane Verformungen aus dem Versuch und der FE-Berechnung ist für alle Panels, Risslängen und die entsprechenden Modelle gegeben.

Tabelle 4.1 zeigt eine Übersicht der Versuchsergebnisse und Resultate aus den FE-Berechnungen mit Schalen- und Solidelementen. Dargestellt sind die Ergebnisse der

4 Finite Elemente Methode

maximalen out-of-plane Verformung $u_{3,max}$, der Hauptspannung $\sigma_{1,max}$, der kritischen Schubbeulspannung τ_{kr} und des Schubwinkels $\gamma_{S,max}$, für unterschiedliche Belastungen und Paneldicken. Um die Übersichtlichkeit zu wahren, wird nur ein Ergebnis der Versuchspanels dargestellt und nicht die Streubreite aller Wiederholungsversuche.

Ein Vergleich der Ergebnisse von Schalen- und Solidelementen zeigt annähernd gleiche Werte mit vernachlässigbarer Differenz. Demzufolge ist der allgemeine Vergleich zwischen FE-Rechnungen und Versuch zulässig, ohne zwischen den beiden Elementtypen zu differenzieren.

Es werden zunächst die Ergebnisse für Panels der Dicke $t = 2,0$ mm betrachtet. Der Vergleich von FE- und Versuchsergebnissen zeigt sowohl für den Schubwinkel $\gamma_{S,max}$ als auch für die maximale out-of-plane Verformung $u_{3,max}$ 15% höhere FE-Ergebnisse. Das Panel ist als Modell also etwas schubweicher als in den dargestellten Versuchen. Die Ursache liegt vermutlich an den in Kapitel 3.5 diskutierten Einflüssen auf den Versuch, die im FE-Modell nicht berücksichtigt werden. Die FE simuliert die Veränderungen eines Panels als linear elastisches Modell unter perfekten Bedingungen. Reibungen oder plastischen Verformungen, die im Versuch auftreten können, absorbieren einen Teil der Schubkraft und führen dann zu einer geringeren Schubverformung. Da diese nicht simuliert werden, entstehen Differenzen zwischen den FE- und den Versuchsergebnissen.

Obwohl das Modell etwas schubweicher ist als in der Realität, stimmen die Ergebnisse der Hauptspannung $\sigma_{1,max}$ des FE-Modells und der im Versuch ermittelten Messwerten sehr gut überein. Abweichungen entstehen aufgrund der modellierungsbedingten, geringen Abweichung von der Mess- zum Ausgabeposition.

Die mittels FE berechnete kritische Schubbeulspannung τ_{kr} nach Gleichung 4.1 ist um etwa 40-50% höher als die in den Versuchen ermittelte. Theoretisch ermittelte Werte nach Gleichung 2.27 stimmen für alle dargestellten Versuchskonfigurationen sehr gut mit den FE-Ergebnissen überein. Die Ursache für die große Abweichung zwischen "Theorie und Praxis" ist unter anderem der aufgrund der Auswertungsmethode sehr niedrige Wert für die kritische Schubbeulspannung τ_{kr} im Versuch (vgl. Kapitel 3.1.2). Darüber hinaus kann eine Imperfektion für das Versuchspanel nicht ausgeschlossen werden, da diese aufgrund der Messung mit dem ARAMIS-System nicht erfasst wird. Die out-of-plane Verformung, die im Versuch bereits mit Beginn der Lastaufprägung erfolgt (s. Abbildung 4.5(a)) weist aber auf eine Imperfektion hin. Somit ist fraglich, in wie weit der Beulbeginn im Versuch überhaupt mit der kritischen Schubbeulspannung übereinstimmt. Die gute Übereinstimmung vom theoretischen und FE-Wert für τ_{kr} wird deshalb als Validierung des FE-Modells gewertet.

Für Panels der Dicke $t = 3,2$ mm zeigen die FE-Ergebnisse der maximalen Durchbiegung $u_{3,max}$ und des maximalen Schubwinkels $\gamma_{S,max}$ nur geringe Abweichungen von den Versuchsergebnissen. Gleiches gilt auch für die Ergebnisse der Hauptspannung $\sigma_{1,max}$.

4.2 Berechnung, Auswertung und Validierung der FE Modelle

	max. Schubkraft $F_{S,max}$ (kN)	max. out-of-plane Verformung $u_{3,max}$ (mm)	max. Haupt- spannung $\sigma_{1,max}^+$ (MPa)	krit. Beul- spannung τ_{kr} (MPa)	max. Schub- winkel $\gamma_{S,max}$ (°)
$t = 2,0 \text{ mm}$					
Panel_2.0_40_o+Z1					
Versuch	39,825	4,367	116	9,2*	0,0927
FE-Schale (S8R5)	40,0	5,087	111	15,56	0,1066
FE-Solid (3D)	40,0	5,084	111	15,65	0,1064
Theorie vgl. Gl. 2.27	-	-	-	15,96	-
Panel_2.0_50_o+Z1					
Versuch	49,775	4,895	147	7,85*	0,1219
FE-Schale (S8R5)	50,0	5,91	148	15,56	0,141
FE-Solid (3D)	50,0	5,9	149	15,65	0,141
Theorie vgl. Gl. 2.27	-	-	-	15,95	-
$t = 3,2 \text{ mm}$					
Panel_3.2_83_o+Z1					
Versuch	82,589	3,606	113	31,35*	0,1067
FE-Schale (S8R5)	83,0	3,75	110	38,35	0,1169
FE-Solid (3D)	83,0	3,715	109	39,98	0,1162
Theorie vgl. Gl. 2.27	-	-	-	40,83	-
Panel_3.2_100_o+Z1					
Versuch	99,712	5,245	154	29,66*	0,1402
FE-Schale (S8R5)	100,0	5,09	147	38,35	0,1468
FE-Solid (3D)	100,0	5,064	146	39,98	0,1466
Theorie vgl. Gl. 2.27	-	-	-	40,83	-

Tabelle 4.1: Vergleich der Versuchs- und FE-Ergebnisse von $u_{3,max}$, $\sigma_{1,max}$ (auf der positiven Beulseite (+), s. Abschnitt 3.1.2), τ_{kr} und $\gamma_{S,max}$ für vier exemplarische Panels mit $2a = 0 \text{ mm}$

* Der experimentelle Wert ist imperfektionsbedingt niedriger als der FE-/theoretisch ermittelte Wert (vgl. Kapitel 2.3.3)

4 Finite Elemente Methode

Mit einer Abweichung von etwa 25% von den experimentell ermittelten Daten sind die FE-Werte der kritischen Schubbeulspannung τ_{kr} besser als für dünne Panels. Gleiches gilt für die Veränderung der out-of-plane Verformung mit zunehmender Last zu Beginn des Belastung (vgl. in Abbildung 4.5(b)). Der Grund für die bessere Übereinstimmung liegt in der höheren Biegesteifigkeit der dickeren Versuchspanels, die dadurch im Versuch weniger anfällig für Imperfektionen und Eigenspannungen sind. Die Abweichung ist in diesem Fall maßgeblich der Auswertungsmethode geschuldet (vgl. Kapitel 3.1.2). Der Vergleich des Beulbeginns mit der kritischen Schubbeulspannung bleibt daher auch für Panels dieser Dicke zu hinterfragen. Auf eine weitere Darstellung dieser Werte wird daher im Folgenden verzichtet. Die Differenz von τ_{kr} zum theoretisch ermittelten Wert (Gleichung 4.1) ist vernachlässigbar gering. Somit wird das FE-Modell auch für Panels der Dicke $t = 3,2$ mm bestätigt. Demzufolge kann die kritische Schubbeulspannung τ_{kr} für verschiedene Paneldicken sehr gut theoretisch oder mittels FEM bestimmt werden.

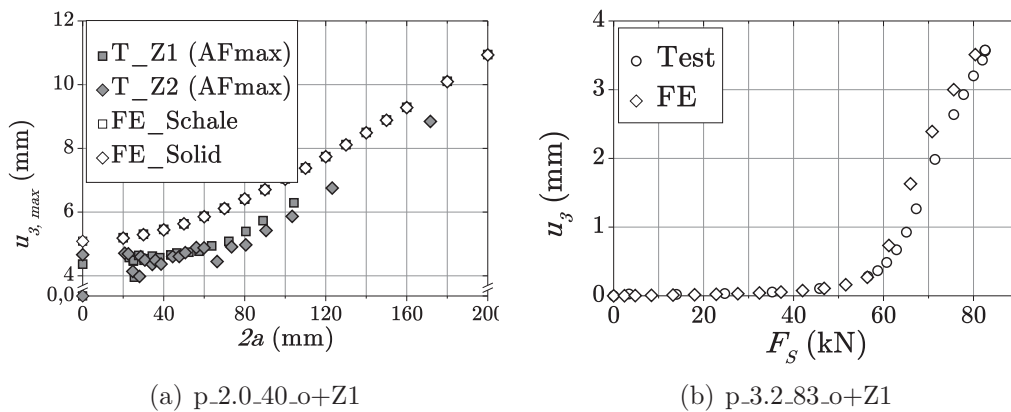


Abbildung 4.5: Vergleich von Test und FE-Ergebnissen der u_3 -Verformung bei steigender Last

Die Abweichungen zwischen FE Modell und den Versuchsergebnissen der übrigen Vergleichswerte sind aufgrund der diskutierten Ursachen für die Validierung unkritisch, so dass das FE Modell als geeignet bewertet wird.

4.3 Darstellung und Vergleich der FE-Ergebnisse

Nachdem das ungerissene FE-Modell grundsätzlich validiert wurde, folgt eine Darstellung der FE-Ergebnisse bei zunehmender Risslänge für die unterschiedlichen Versuchskonfigurationen sowie der daraus resultierenden Erkenntnisse. Neben dem Vergleich mit den Versuchswerten (vgl. Abbildungen 4.7 und A.15) liegt der Fokus dabei auf den Ergebnissen, die z.B. aufgrund fehlender Messwerte oder sehr großen Streuungen in den Versuchen nicht eindeutig bestätigt werden können. Sie erlauben eine detaillierte Analyse der Veränderungen im Panel, die aufgrund des Rissfortschritts entstehen. So wird das Verständnis für die Einflüsse des wachsenden Risses auf das Beulverhalten vertieft. Aufgrund der fehlenden Streuung der Ergebnisse ist

4.3 Darstellung und Vergleich der FE-Ergebnisse

das grundsätzliche Verhalten des Panels sehr gut darstellbar. Eine Beeinflussung der Beule auf das Risswachstum erfolgt in den folgenden Kapiteln 4.4 und 5.

In den Abbildungen werden die Ergebnisse der Einzelversuche oder für mehrere Versuche einer Konfiguration die Streubreiten der Versuchsergebnisse dargestellt.

Die FE-Ergebnisse in Abbildungen 4.7 und A.15 zeigen, dass auch bei zunehmender Risslänge sowohl Schalen- als auch Solidmodelle zu Ergebnissen führen, die nur minimal voneinander abweichen. Somit besteht kein nennenswerter Einfluss des Elementtyps auf die Ergebnisse. Aufgrund der um ca. 75% kürzeren Rechenzeit sind vollständige Schalenmodelle gegenüber Solidmodellen zu bevorzugen. Letztere sind wie bereits erwähnt nur für einzelne, konkrete Fragestellungen empfehlenswert, wie zum Beispiel die detaillierte Betrachtung des Verhaltens der Risspitze über der Dicke.

In den folgenden Vergleichen werden aufgrund der minimalen Differenzen zwischen Solid- und Schalenelementen nur die Ergebnisse der Schalenmodelle als „FE-Ergebnisse“ gezeigt. In Ausnahmefällen wird explizit auf die Verwendung von Solidelementen hingewiesen.

4.3.1 Spannungsverteilung im ungerissenen Zustand

Im vorangegangenen Kapitel 3.4.8 wird ein signifikanter Einfluss der Hauptspannung σ_1 auf den Rissfortschritt festgestellt. Da σ_1 im Versuch nicht ohne Weiteres für das gesamte Panel gemessen werden kann, geben die FE-Ergebnisse Aufschluss über die Verteilung im Panel. Abbildung 4.6 zeigt die Werte der Hauptspannungen σ_1 in der Panelmitte für das Referenzpanel S8R5_2.0_40_o+Z1.

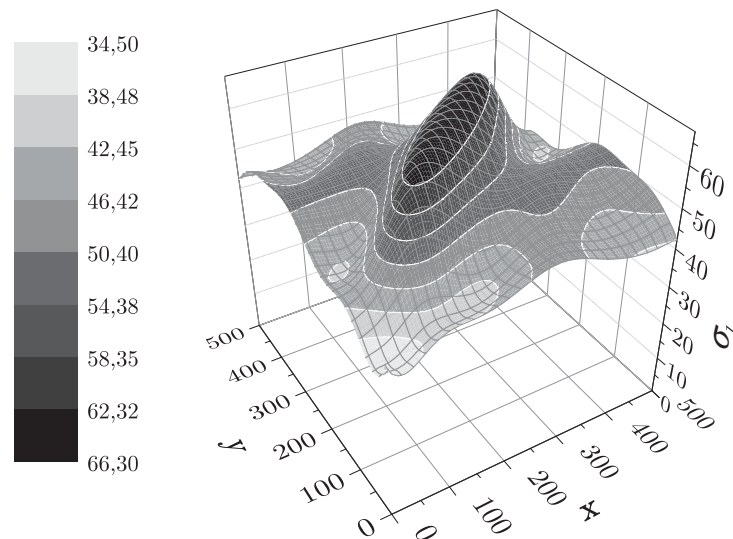


Abbildung 4.6: Verteilung der Hauptspannung σ_1 in der Panelmitte vom ungerissenen Panel S8R5_2.0_40_o+Z1

4 Finite Elemente Methode

Es wird deutlich, dass die größten Hauptspannungen wie erwartet im Bereich der maximalen out-of-plane Verformung und damit im maximalen Zugfeld liegen. Im Übergang zu den Nebenbeulen nehmen die Werte schnell ab, sind aber ungefähr symmetrisch zur Paneldiagonalen. Entlang der Hauptbeule bleiben die maximalen Werte länger bestehen und nehmen erst zum Rand hin ab, wo die Einspannungen die Verformung behindern. Diese Verteilung ist für die Diskussion der Ergebnisse im Folgenden wichtig.

4.3.2 Referenzpanel p_2.0_40_o+Z1

Die für das ungerissene Panel gemachten Aussagen in Kapitel 4.2.2 bestätigen sich auch bei zunehmender Risslänge für das Referenzpanel p_2.0_40_o+Z1 bei der Betrachtung der maximalen out-of-plane Verformung $u_{3,max}$, der Hauptspannung $\sigma_{1,max}$ und des maximalen Schubwinkels $\gamma_{S,max}$ (vgl. Abbildung 4.7).

Abbildung 4.7(a) zeigt, dass die maximale out-of-plane Verformung $u_{3,max}$ auch bei zunehmender Risslänge in der FE verglichen mit den Versuchsergebnissen überschätzt wird. Die Ursache ist wie beim ungerissenen Panel die vermutete Imperfektion im Versuch. Qualitativ stimmt der Verlauf zwischen Versuchs- und FE-Ergebnissen sehr gut überein, da die Zunahme der maximale out-of-plane Verformung mit steigender Risslänge gut wiedergegeben wird (vgl. Kapitel 3.4.1).

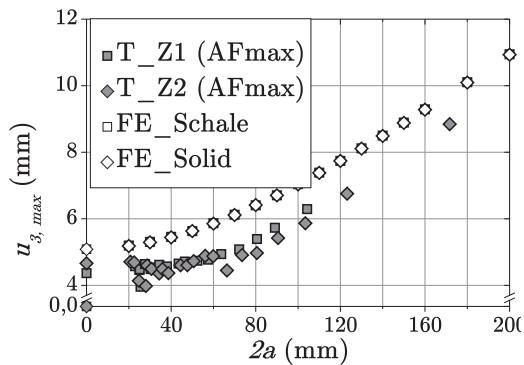
Auch der Verlauf der maximalen Hauptspannung $\sigma_{1,max}$ bei zunehmender Risslänge in Abbildung 4.7(c) entspricht dem der Versuchsergebnisse. Zu Beginn des Risswachstums bis zu einer Gesamtrisslänge $2a \approx 120$ mm schwanken die Werte der Hauptspannung $\sigma_{1,max}$ auf der positiven Beulenseite (+) um einen Wert von ca. 110 MPa. Danach nimmt der Wert zu und steigt über den Ausgangswert des ungerissenen Panels an. Dieser Verlauf ist anhand der Versuchsergebnisse nicht so eindeutig und wird erst mit den FE-Ergebnissen bestätigt. Die Hauptspannungen $\sigma_{1,max}$ auf der negativen Beulenseite (-) nimmt bereits ab $2a \approx 50$ mm ab und wird für $2a > 130$ mm negativ. Auffällig ist, dass die FE-Modelle die Hauptspannung $\sigma_{1,max}$ qualitativ und für die positive Beulenseite auch quantitativ sehr gut wiedergeben.

Für die in der FE berechneten maximalen Schubwinkel $\gamma_{S,max}$ gilt, dass der FE Wert größer ist als der im Versuch gemessene (vgl. Abbildung 4.7(e)). Auch diese Abweichung ist bereits aus dem ungerissenen Panel bekannt und soll nicht weiter diskutiert werden (vgl. Kapitel 4.2.2). Die Ergebnisse stimmen aber qualitativ mit zunehmender Risslänge sehr gut überein, da auch sie mit zunehmender Risslänge steigen.

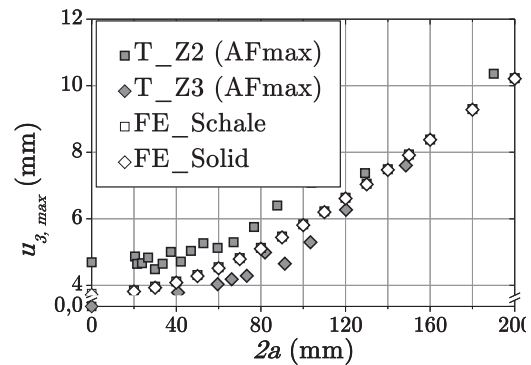
Anhand der Ergebnisse des Referenzpanels folgt der Schluss, dass das FE Modell unter Berücksichtigung aller Einflüsse und der tolerierbaren Abweichungen zwischen Versuch und Modell auch für die Berechnung von gerissenen Schubpanels geeignet ist. Insbesondere der qualitative Verlauf der Ergebnisse bei zunehmender Risslänge stimmt für alle repräsentativen Messwerte sehr gut überein. Auch quantitativ liegen die Ergebnisse in der gleichen Größenordnung.

Der Haupteinfluss der zunehmenden Risslänge auf das Stabilitätsverhalten des Referenzpanels ist die Reduzierung der Steifigkeit. Je größer der Riss ist, desto schub-

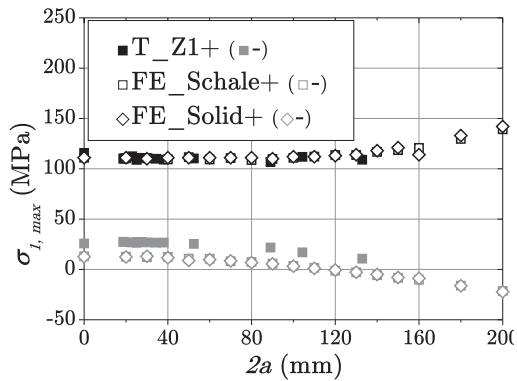
4.3 Darstellung und Vergleich der FE-Ergebnisse



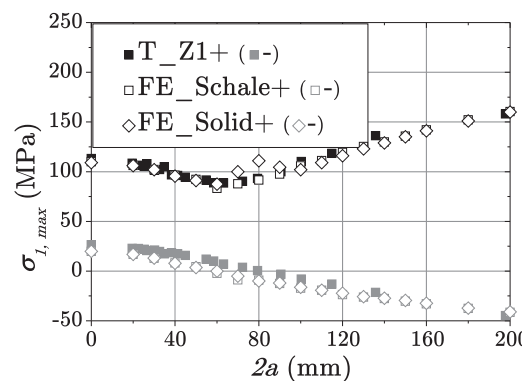
(a) out-of-plane Verformung $u_{3,max}$ von p.2.0.40_o+Z1



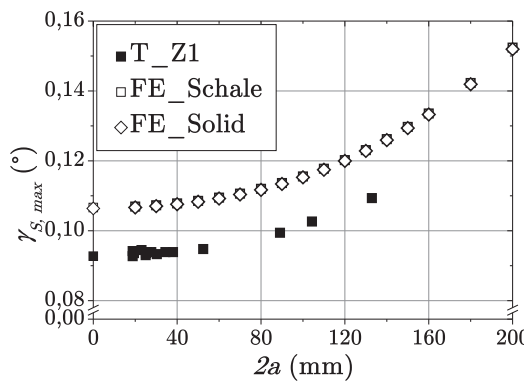
(b) out-of-plane Verformung $u_{3,max}$ von p.3.2.83_o+Z1



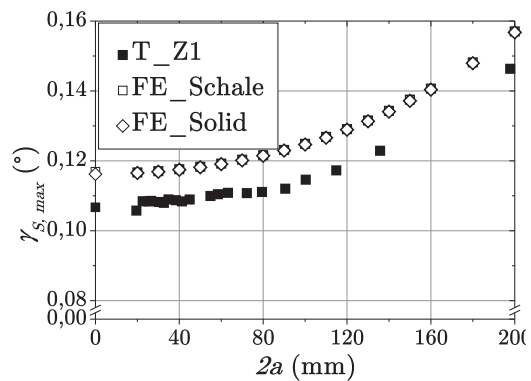
(c) Hauptspannung $\sigma_{1,max}$ von p.2.0.40_o+Z1



(d) Hauptspannung $\sigma_{1,max}$ von p.3.2.83_o+Z1



(e) Schubwinkel $\gamma_{S,max}$ von p.2.0.40_o+Z1



(f) Schubwinkel $\gamma_{S,max}$ von p.3.2.83_o+Z1

Abbildung 4.7: Vergleich von Versuchs- und FE Ergebnissen für Panel p.2.0.40_o+Z1 und p.3.2.83_o+Z1 bei zunehmender Risslänge

4 Finite Elemente Methode

weicher ist das Panel. Dies zeigt sich über die zunehmende out-of-plane Verformung $u_{3,max}$ und den größeren maximalen Schubwinkel $\gamma_{S,max}$ bei gleicher Last.

Für die folgenden Darstellungen der Versuchskonfigurationen wird der Vergleich zwischen FE- und Versuchsergebnissen sehr kurz gehalten, um den Fokus auf die Einflüsse der Veränderungen auf das Panelverhalten zu lenken.

4.3.3 Veränderung der Paneldicke t

Für Panels der Dicke $t = 3,2$ mm sind die FE-Ergebnisse in den Abbildungen 4.7 und A.15 dargestellt. Die Ergebnisse der maximalen out-of-plane Verformung $u_{3,max}$, der Hauptspannung $\sigma_{1,max}$ und des maximalen Schubwinkels $\gamma_{S,max}$ mit zunehmender Risslänge entsprechen dem bekannten Verlauf aus den Versuchen (vgl. Kapitel 3.4.3). Für die Durchbiegung $u_{3,max}$ und die Hauptspannungen $\sigma_{1,max}$ stimmen sie auch quantitativ sehr gut mit den Versuchsergebnissen überein. Die Gründe für die Abweichung des Schubwinkels $\gamma_{S,max}$ sind aus den vorherigen Diskussionen bekannt. Ein Unterschied zu den dünnen Panels ist, dass für die FE-Ergebnisse der Hauptspannung $\sigma_{1,max}$ (+) zu Beginn des Risswachstums eindeutig eine Abnahme der Werte beobachtet wird, bevor sie ab einer kritischen Risslänge wieder ansteigen und über den ursprünglichen Wert hinaus gehen.

Neue Erkenntnisse liefern die FE-Ergebnisse für die kritische Schubbeulspannung τ_{kr} . Sie ist für Panels der Dicke $t = 3,2$ mm bei allen Risslängen etwa 2,5mal größer als für Panels der Dicke $t = 2,0$ mm (vgl. Abbildung 4.8).

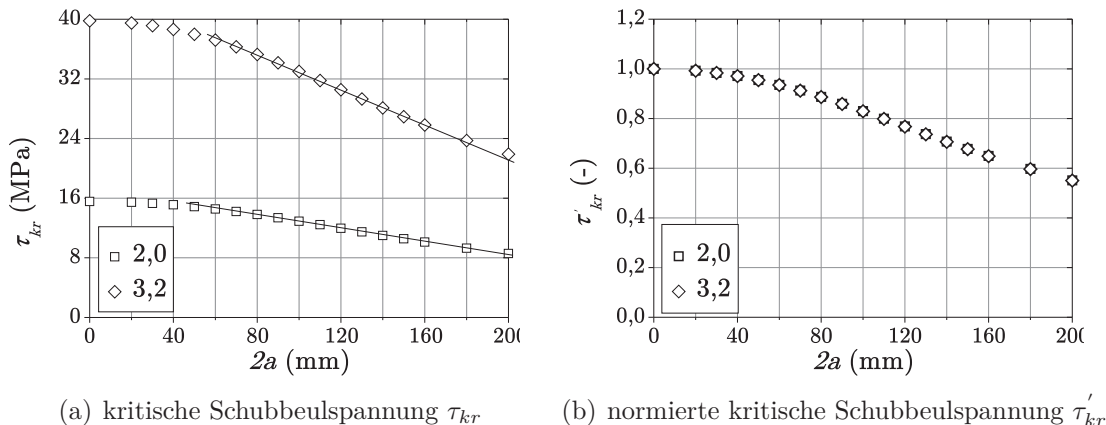


Abbildung 4.8: FE-Ergebnisse (S8R5) für die kritische Schubbeulspannung τ_{kr} und die normierten Werte von τ'_{kr} bei zunehmender Risslänge für Paneldicke $t = 2,0$ mm und $t = 3,2$ mm von zentralen Rissen

Erwartungsgemäß sind dicke Panels schubsteifer als dünne, was diese Ergebnisse belegen. Der Wert 2,5 entspricht auch dem theoretisch zu ermittelnden Wert nach Gleichung 2.27. Denn es folgt mit $t_1 = 2,0$ mm und $t_2 = 3,2$ mm:

$$t_2 = 1,6 \cdot t_1$$

$$\tau_{kr}(t) \propto t^2$$

4.3 Darstellung und Vergleich der FE-Ergebnisse

$$\tau_{kr}(t_2) \propto (t_2)^2 = (1,6 \cdot t_1)^2 = 2,56 \cdot (t_1)^2$$

Die Schädigung durch den wachsenden Riss beeinflusst das Stabilitätsverhalten des Panels im Idealfall demzufolge unabhängig von der Dicke t . Dies wird in Abbildung 4.8(b) deutlich, in der τ'_{kr} auf den Wert des ungerissenen Panels normiert ist. Da die Ergebnisse exakt aufeinander liegen, ist die Abnahme der kritischen Beullast ausschließlich von der Gesamtrisslänge $2a$ und nicht von der Dicke t des Panels abhängig.

4.3.4 Veränderung der Schubkraft $F_{S,max}$

Eine Veränderung der Schubkraft $F_{S,max}$ führt unabhängig von der Paneldicke bei einem zentralen Riss unter $\alpha = -45^\circ$ zu den aus den Versuchen bekannten Ergebnissen (vgl. Abbildungen 4.9 und A.16). Sowohl die maximale out-of-plane Verformung $u_{3,max}$ als auch der maximale Schubwinkel $\gamma_{S,max}$ und die maximale Hauptspannung $\sigma_{1,max}(+)$ steigen bei gleicher Paneldicke proportional mit der Zunahme der Schubkraft $F_{S,max}$ an. Auffällig ist die annähernd lineare Steigung der out-of-plane Verformung mit zunehmender Risslänge nach Überschreiten einer kritischen Risslänge (vgl. Abbildung 4.9(a) ab $2a \approx 100$ mm). Der zum Teil unstetige Verlauf der Hauptspannungen $\sigma_{1,max}$ ist den unterschiedlichen Auswertepositionen von einer Risslänge zur nächsten aufgrund der automatisierten Vernetzung geschuldet.

4.3.5 Veränderung der Rissposition x, y

Bei außermittigen Rissen wandert das Risszentrum aufgrund unterschiedlicher Rissfortschrittsgeschwindigkeiten von a_1 und a_2 im Verlauf des Versuchs in Richtung Panelmitte. Um im FE-Modell eine zum zentralen Riss vergleichbare Vernetzung zu erzeugen, wird die Verschiebung des Risszentrums ebenfalls modelliert. Abbildung 4.10 erläutert das prinzipielle Vorgehen.

Für den Fall von p_2.0_40_o+A1 lauten die Koordinaten des Risszentrums O , die im Versuch gemessen wurden (vgl. Kapitel 3.4.5):

1. O_1 mit $2a = 20$ mm: $x_1 = 306,5$ mm, $y_1 = 193,44$ mm
2. O_2 mit $2a = 200$ mm: $x_2 = 289,25$ mm, $y_2 = 210,74$ mm

Über die modellierte Verschiebung des Zentrums wird erreicht, dass die Risslängen $a_1 = a_2$ für alle Gesamtrisslängen $2a$ gleich groß sind und identisch zu den zentralen Rissen modelliert werden können.

Die Ergebnisse der FE-Modelle geben die beobachtete Verschiebung der Hauptbeule mit zunehmender Risslänge qualitativ sehr gut wieder (vgl. Abbildungen 4.11 und A.17). Abbildung A.18 zeigt auch eine sehr gute quantitative Übereinstimmung der Werte für p_2.0_40_o+A1. Abweichungen zwischen den Versuchs- und FE-Modellergebnissen sind in den Auswertungsmethoden begründet. Während im Versuch der ARAMIS®-Schnitt diagonal durch das Panel läuft und gegebenenfalls nicht den maximalen Punkt der out-of-plane Verformung beinhaltet, wird in der FE-Auswertung der maximale Wert $u_{3,max}$ des gesamten Panels verwendet. Die Differenz im Fall p_2.0_50_o+A1 ist außerdem auf die Auswertung nach der Stufenmethode

4 Finite Elemente Methode

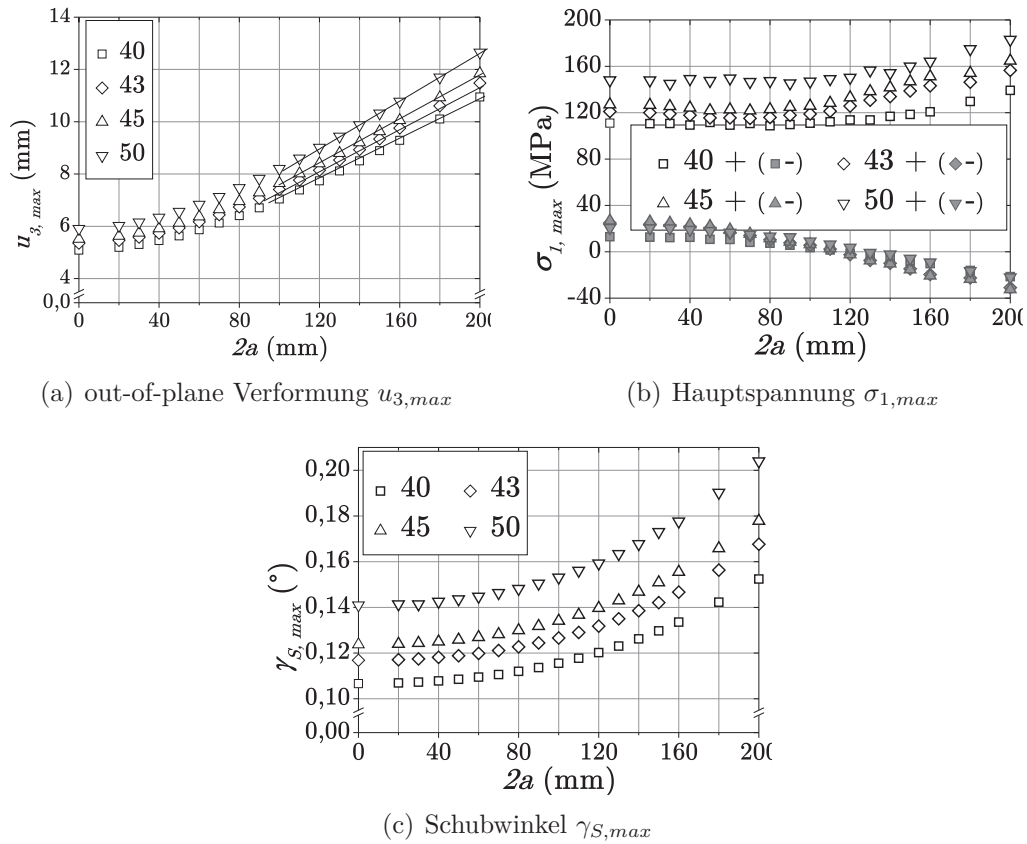


Abbildung 4.9: FE-Ergebnisse bei variierender Schubkraft und zunehmender Risslänge für Paneldicken $t = 2,0$ mm

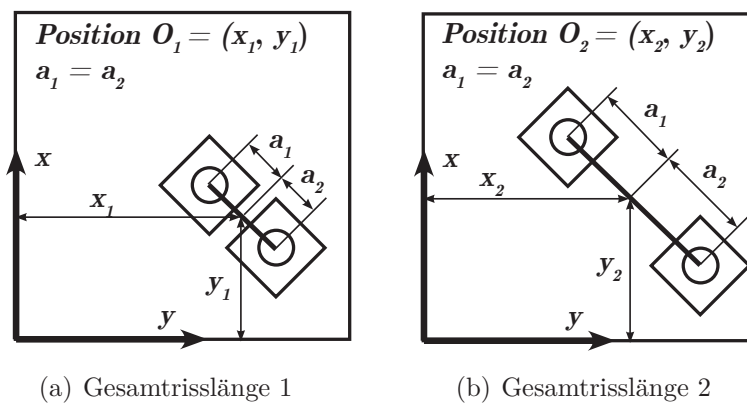


Abbildung 4.10: Prinzipskizze zur Modellierung der Verschiebung des Risszentrums

4.3 Darstellung und Vergleich der FE-Ergebnisse

zurückzuführen, die die plastischen Verformungen bei großen Risslängen nicht einbezieht (vgl. Kapitel 3.1.2).

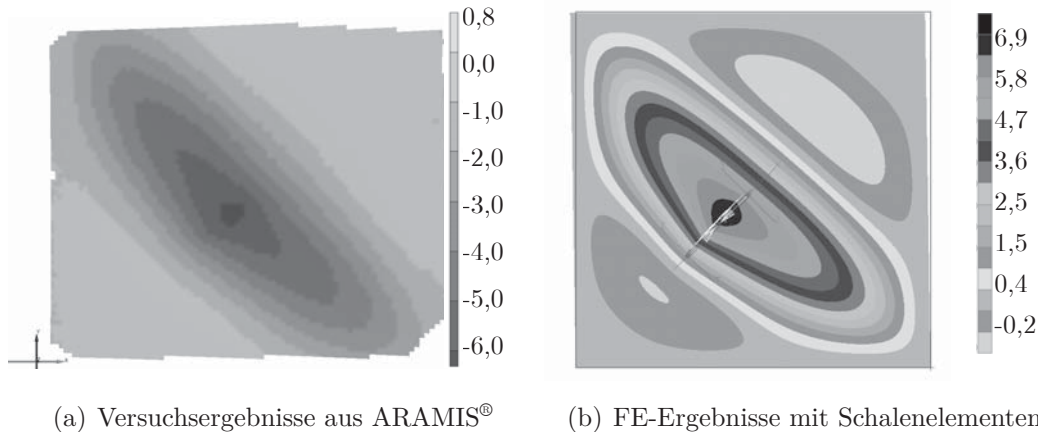


Abbildung 4.11: Beulverformung von p_2.0_40_o+A1 bei einer Gesamtrisslänge $2a \approx 110$ mm

Da für die Panels mit außermittigen Rissen keine DMS-Messergebnisse aus den Versuchen zur Verfügung stehen, wird die fiktive DMS-Position $x = y = 125$ mm für Vergleichszwecke gewählt. Sie ist identisch mit der Position des Panels T_2.0_40_o+Z1 bzw. T_2.0_50_o+Z1 und ermöglicht so den Vergleich zwischen den Panels mit außermittigem und zentralem Riss. Die Ergebnisse der maximalen Hauptspannung $\sigma_{1,max}$ zeigen, dass die geänderte Position des Risses keine signifikanten Auswirkungen hat (vgl. Abbildung 4.12). Die Ergebnisse des Schubwinkels $\gamma_{S,max}$ deuten eine höhere Steifigkeit für FE.2.0_40_o+A1 verglichen mit dem zentralen Riss an. Bei diesem Panel ist der Riss um $\Delta diag = 80$ mm aus dem Zentrum heraus verschoben. Dies bestätigt Ergebnisse von Alinia et al. [3], bei denen die Auswirkungen eines Risses im Zentrum des Zugfeldes kritischer sind als in den Randbereichen (vgl. Kapitel 1.1.1). Dies wird außerdem über die Ergebnisse der kritischen Schubbeulspannung τ_{kr} deutlich, die für außermittige Risse etwas niedriger ist als für zentrale Risse (vgl. Abbildung A.19(a)).

Für FE.2.0_50_o+A1 ist eine höhere Steifigkeit über den Schubwinkel $\gamma_{S,max}$ nicht eindeutig nachzuweisen. Der Riss liegt näher an der Hauptbeule mit einer Verschiebung von $\Delta diag = 60$ mm. Zusätzlich wird das Panel mit einer höheren Schubkraft belastet. Die Kombination dieser beiden Veränderungen reicht nicht aus, um einen signifikanten Einfluss auf den Schubwinkel $\gamma_{S,max}$ zu zeigen. Auch die kritische Schubbeulspannung τ_{kr} nimmt verglichen mit den Ergebnissen für zentrale Risse nur geringfügig ab. Somit ist die Veränderung der Steifigkeit der Panels mit außermittigem Riss maßgeblich von der Verschiebung $\Delta diag$ und der Belastung $F_{S,max}$ abhängig.

4 Finite Elemente Methode

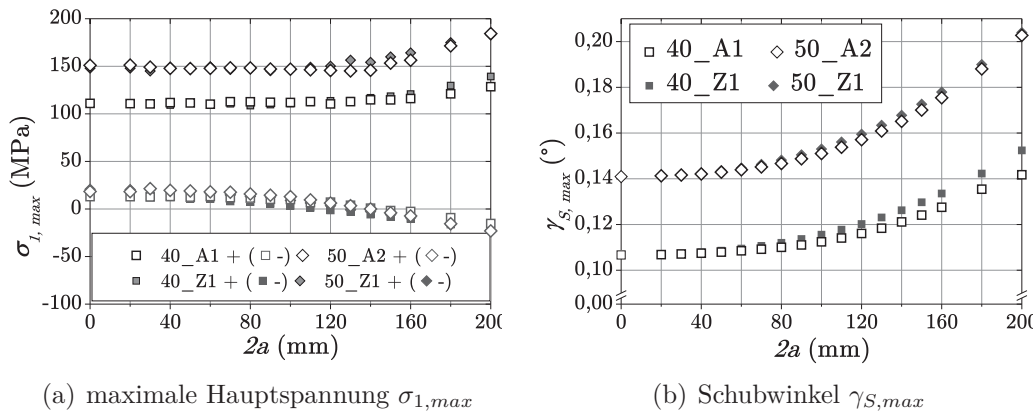


Abbildung 4.12: Vergleich der Hauptspannung $\sigma_{1,max}$ und des Schubwinkels $\gamma_{S,max}$ für außermittige mit zentralen Rissen anhand von FE-Ergebnissen aus Schalenmodellen

4.3.6 Wechselnde Belastung

Die FE-Ergebnisse für positive Schubkräfte $+F_{S,max}$ entsprechen denen aus Kapitel 4.2.2, 4.3.2 und 4.3.4, so dass auf eine erneute Darstellung verzichtet wird. Sie werden nachfolgend nur vergleichend eingesetzt, um ein Verhältnis zwischen positiver und negativer Belastung zu erzeugen.

Bei negativer Belastung $-F_{S,max}$ liegt der Riss parallel zur Hauptbeule. Diese Orientierung hat auch bei größeren Risslängen nur einen sehr geringen Einfluss auf das Verhalten des Panels (vgl. Abbildung 4.13). Die maximale out-of-plane Verformung $u_{3,max}$ steigt bei negativer Belastung nur geringfügig an und nimmt bei sehr großen Risslängen tendenziell wieder ab. Das gesamte Spektrum von $u_{3,max}$ über $0 \text{ mm} \leq 2a \leq 200 \text{ mm}$ bewegt sich für die Paneldicke $t = 2,0 \text{ mm}$ und die negative Schubkraft $-F_{S,max}$ im Bereich von $\Delta u_{3,max} = 1 \text{ mm}$. Dieses Phänomen wird im Versuch ebenfalls beobachtet, kann aber aufgrund geringer Messpunkte und unterschiedlicher Auswertungsmethoden nicht eindeutig formuliert werden (vgl. Kapitel 3.4.6).

Auch der Schubwinkel $\gamma_{S,max}$ nimmt nur geringfügig mit steigender Risslänge zu. Diese beiden Ergebnisse zeigen, dass das Panel unter negativer Belastung schubsteifer ist als für die gleiche Risslänge unter positiver. Die Ursache hierfür ist die Orientierung des Risses zur Hauptbeule. Bei negativer Belastung liegt er normal zur Druckdiagonalen. Er wird demzufolge zusammengedrückt und nicht geöffnet. Deshalb ist sein Einfluss auf das Schubverhalten des Panels auch zu vernachlässigen.

Da der Riss aufgrund der Beule auch eine Biegung erfährt, wird die Belastung der Risses bei negativer Schubkraft $-F_S$ in Kapitel 4.4.2 detailliert betrachtet.

Die kritische Schubbeulspannung τ_{kr} nimmt mit steigender Risslänge unter negativer Belastung nur unwesentlich zu (vgl. Abbildung A.19(b)). Die Höhe der Belastung spielt dabei keine Rolle. Es kann vereinfacht gesagt werden, dass Risse normal zur Druckdiagonalen keinen signifikanten Einfluss auf das Beulverhalten schubbelasteter Panels haben.

4.3 Darstellung und Vergleich der FE-Ergebnisse

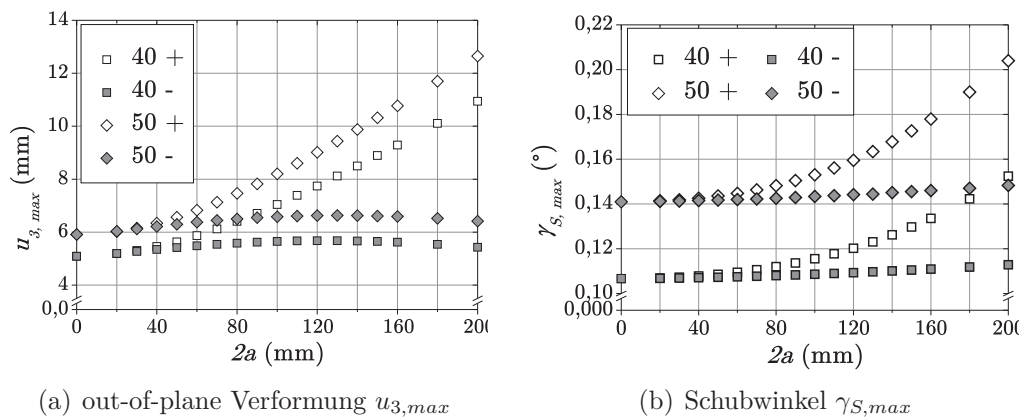


Abbildung 4.13: FE-Ergebnisse bei negativer Schubkraft und zunehmender Risslänge für die Paneldicke $t = 2,0$ mm

4.3.7 Zusammenfassung der FE Ergebnisse

Zusammenfassend kann gesagt werden, dass das Verhalten des Schubpanels im Versuch mithilfe von FE Modellen für unterschiedliche Paneldicken und Belastungen gut wiedergegeben wird. Außerdem gibt es keinen signifikanten Unterschied zwischen den Ergebnissen von Schalen- oder Solidelementen, so dass für eine globale Betrachtung das kostengünstigere Schalenmodell ausreichend ist.

Darüber hinaus ergeben sich aus den FE-Rechnungen gemäß den Ausführungen der Kapitel 4.3.2 bis 4.3.6 folgende Erkenntnisse für den Einfluss von Rissen auf das Beulverhalten:

- Die kritische Beulspannung τ_{kr} entspricht für ungerissene Panels mit den theoretischen Werten nach Pflueger (s. Gleichung 2.26) überein (vgl. Kapitel 4.2.2).
- Die kritische Beulspannung τ_{kr} nimmt bei steigender Risslänge unabhängig von der Paneldicke ab. Entscheidend ist die Gesamtrisslänge $2a$ für die Reduzierung.
- Bei zunehmender Risslänge wird das Panel schubweicher, was sich in einem Anstieg der maximalen out-of-plane Verformung $u_{3,max}$ und einer Steigerung des maximalen Schubwinkels γ_{max} bei gleichbleibender Last zeigt. Dies ist für Risse, die normal zur maximalen Hauptspannung liegen, unabhängig von der Paneldicke oder der maximalen Schublast $F_{S,max}$ der Fall.
- Risse, die außerhalb der Panelmitte liegen, wirken sich weniger kritisch auf den Stabilitätsverlust des Panels aus als Risse im Zentrum des Zugfeldes (vgl. Kapitel 4.3.5).
- Bei negativer Schubbelastung $-F_{S,max}$ wird das Verhalten des Panels durch Risse, die normal zur Druckdiagonalen liegen, nicht signifikant beeinflusst. Das Panel wird auch bei zunehmender Risslänge nicht schubweicher, da die Rissflanken aufeinander drücken (vgl. Kapitel 4.3.6).

4.4 Auswertung der Spannungsintensitätsfaktoren

Nachdem anhand der FE-Ergebnisse der Einfluss der steigenden Risslänge auf das Stabilitätsverhalten untersucht wurde, soll nun der Rissfortschritt anhand der numerischen Simulation untersucht werden. Da im Rahmen dieser Arbeit keine automatisierte Rissfortschrittsrechnung durchgeführt wird, geben die Ergebnisse der Konturintegrale aus den FE-Rechnungen Aufschluss über die Rissspitzenbelastung und das damit verbundene Risswachstumsverhalten. Die spezifische Elementierung der Rissspitze mit Quarterpoint-Elementen und Elementringen um die Rissspitze erlaubt die direkte Berechnung der J -Integrale sowie Spannungsintensitätsfaktoren K_I und K_{II} mittels ABAQUS® (vgl. Kapitel 4.1.1). Daher sollen im Folgenden die Ergebnisse von K_I und K_{II} ausgewertet werden, um nicht nur die Beanspruchung sondern auch den Typ der Rissspitzenbelastung zu charakterisieren. Die Berechnung erfolgt entsprechend der Theorie 2.3.2.

Bei der Auswertung muss zwischen den Ergebnissen der Schalen- und der Solidmodelle unterschieden werden, da bei den Schalenelementmodellen nur ein einziger, bei denen der Solidelemente an jedem Knoten über der Dicke ein Wert berechnet wird. Es soll beurteilt werden, ob der einzelne Wert eines Schalenelements ausreichend ist, um die Rissspitzenbeanspruchung zu beurteilen, oder ob der Verlauf über der Dicke entscheidend ist.

4.4.1 Schalenelemente

Schalenelemente werden grundsätzlich mit 10 Ringen um die Rissspitze erstellt, bevor die Anknüpfung an das übrige Modell erfolgt (vgl. Abbildung 4.3). Somit werden 10 Werte für die K -Faktoren ermittelt, die trotz der sehr feinen Elementierung der Rissspitze häufig nicht konvergieren, sondern um einen bestimmten Wert schwanken. Der Auszug aus der Ergebnisdatei für S8R5_2.0_40_o+Z1 bei der Gesamtrisslänge $2a = 20$ mm ist exemplarisch in Abbildung A.20 dargestellt. Die Schwankungen entstehen durch die Biegung, die die Beule verursacht. Dadurch ändert sich die Spannungsverteilung durch die Hinzunahme von einer Kontur zur nächsten. Somit variieren auch die Ergebnisse der K -Faktoren. Um dennoch einen repräsentativen Wert ermitteln zu können, wird der Wert gewählt um den die K -Faktoren schwanken bzw. bei denen die geringste Änderung zur nächsten Kontur erfolgt. Für den im Anhang A.20 genannten, beispielhaften Fall ergibt die manuelle Auswertung für $K_I = 367,3 \text{ MPa}\sqrt{\text{mm}}$ bzw. $K_{II} = 33,5 \text{ MPa}\sqrt{\text{mm}}$.

K_I bei Rissen in der Panelmitte

Bei der Betrachtung der Ergebnisse von K_I der Schalenelemente für zentrale Risse in der Mitte des Panels fällt auf, dass die Werte für beide Rissspitzen (a_1 und a_2) eines Panels für jede Risslänge quantitativ fast gleich sind (vgl. Abbildungen 4.14(a) und (b)). Die Symmetrie des Problems begründet dies. Bei Rissen, die symmetrisch zur Hauptbeule liegen, reicht es demzufolge aus einen K_I -Faktor pro Risslänge zu

4.4 Auswertung der Spannungsintensitätsfaktoren

berücksichtigen. Ursache für die geringen Abweichungen hängen zum einen mit der manuellen Auswertung, zum anderen mit der Elementierung des restlichen Panels zusammen, welches automatisch und daher unregelmäßig vernetzt wird.

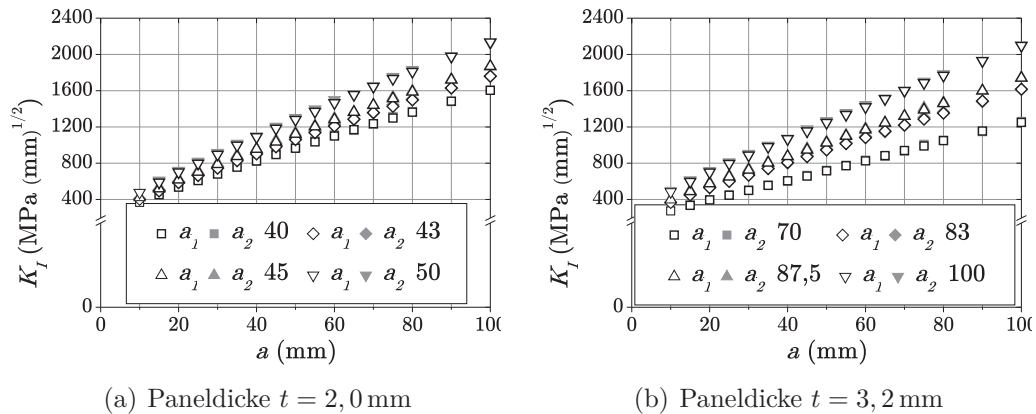


Abbildung 4.14: Verlauf der Spannungsintensitätsfaktoren K_I an den Risspitzen a_1 und a_2 für mittige Risse bei Schalenmodellen von S8R5.2.0_XX_o+Z1 und S8R5.3.2_XX_o+Z1 mit unterschiedlichen Belastungen $F_{S,max}$

Die Werte von K_I steigen bei zunehmender Risslänge. Gleiches gilt für größere Schubkräfte $F_{S,max}$ bei gleicher Risslänge. Dies entspricht der Theorie, da die Risspitzen in beiden Fällen einer höheren Belastung ausgesetzt sind (vgl. Kapitel 2.1.2). Bei größeren Paneldicken von $t = 3,2$ mm statt $t = 2,0$ mm wird durch die Steigerung der Schubkraft um ca. 50% (z.B. $F_{S,max} = 40$ kN auf $F_{S,max} = 83$ kN) erreicht, dass die Spannungen an der Oberfläche unabhängig von der maximalen out-of-plane Verformung dieselbe Größenordnung annehmen (vgl. Kapitel 3.4.3). Dies spiegelt sich auch in den Werten für K_I wider. Der Vergleich der Ergebnisse von S8R5.2.0_40_o+Z1 und S8R5.3.2_83_o+Z1 bzw. S8R5.2.0_50_o+Z1 und S8R5.3.2_100_o+Z1 zeigt, dass unter Berücksichtigung der Streuung die K_I -Werte für beide Dicken und alle Risslängen etwa gleich groß sind (vgl. Abbildung 4.14). Die Berechnung mit Schalenelementen betrachtet nur den Mittelwert. Daher ist der Fall der Dickenänderung für die Berechnung mit Solidelementen in Kapitel 4.4.2 besonders interessant.

K_{II} bei mittigen Rissen

Die K_{II} -Ergebnisse zeigen eine erheblich größere Streuung der einzelnen Werte als bei K_I . Dies gilt auch für die beiden Risspitzen eines Panels bei gleicher Risslänge (vgl. Abbildung 4.15). Die Ursachen sind die gleichen wie bei K_I . Die Konvergenz der Werte in den Ergebnisdateien von K_{II} ist aber noch weniger deutlich, da die Werte stärker oszillieren. Dies lässt den Schluss zu, dass der größte Teil des Fehlers in der manuellen Auswertung liegt.

4 Finite Elemente Methode

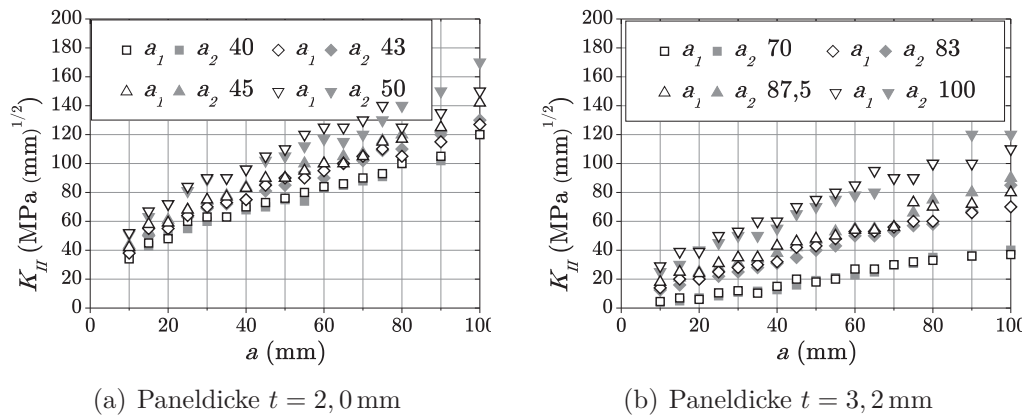


Abbildung 4.15: Verlauf der Spannungsintensitätsfaktoren K_{II} an den Risspitzen a_1 und a_2 für mittige Risse bei Schalenmodellen von S8R5.2.0_XX_o+Z1 und S8R5.3.2_XX_o+Z1 mit unterschiedlichen Belastungen $F_{S,max}$

Trotz der Schwankungen werden, basierend auf diesen Ergebnissen, einige Tendenzen formuliert sowie repräsentative Spannungsintensitätsfaktoren und Rissdrehwinkel berechnet.

Alle Ergebnisse für K_{II} in Abbildung 4.15 sind größer als Null und deuten somit auf eine Rissdrehung hin (vgl. Kapitel 2.1.3). Die Werte betragen bei gleichen Panels und gleichen Risslängen ca. 10% der K_I -Werte bei kleinen Risslängen a . Der grundsätzliche Verlauf entspricht dem der K_I -Werte. Mit steigender Risslänge und Schubkraft nehmen die K_{II} -Werte zu, jedoch prozentual langsamer als K_I , so dass sie bei $a \approx 100$ mm je nach Dicke und Belastung des Panels nur ca. 5 – 8 % der K_I -Werte betragen.

Der theoretische Einfluss von K_{II} auf den Rissfortschritt und seine Richtung wird anhand von repräsentativen Spannungsintensitätsfaktoren K_{eq} nach Richard et al. [69] (vgl. Gleichung 2.11) berechnet. Die Ergebnisse sind für a_1 von S8R5.2.0_40_o+Z1 in Tabelle 4.2, für die übrigen Panels in den Tabellen B.10 bis B.16 dargestellt.

Unabhängig von der Belastung und der Dicke des Panels zeigt sich für alle untersuchten Fälle, dass K_{eq} um weniger als 2% von K_I abweicht. Damit kann der Einfluss von K_{II} auf die Rissfortschrittsgeschwindigkeit nahezu vernachlässigt werden. Der berechnete Drehwinkel φ_a nach Gleichung 2.12 weist aufgrund der Mixed-Mode-Belastung von Beginn an für alle Panels mit zentralem Riss eine Tendenz zur Rissdrehung auf.

Hier müssen die beiden betrachteten Paneldicken unterschieden werden. Während der Betrag des Drehwinkels φ_a für Panels der Dicke $t = 2,0$ mm mit steigender Risslänge sinkt, nimmt er für Panels der Dicke $t = 3,2$ mm zu. Außerdem ist die Tendenz zur Rissdrehung bei dünneren Panels stärker als bei den dickeren, da der Drehwinkel bei vergleichbaren Spannungen an der Oberfläche um $\Delta\varphi_a \approx 3 - 4^\circ$ größer ist. Für beide Paneldicken ist die Veränderung der Werte mit zunehmender Risslänge

4.4 Auswertung der Spannungsintensitätsfaktoren

Risslänge a (mm)	SIF K_I (MPa $\sqrt{\text{mm}}$)	SIF K_{II} (MPa $\sqrt{\text{mm}}$)	Vergleichs-SIF K_{eq} (MPa $\sqrt{\text{mm}}$)	$\frac{K_I}{K_{eq}}$ (-)	Drehwinkel φ_a ($^\circ$)
10	367,5	34	371,65	1,12	-12,57
20	536	48	541,67	1,05	-12,22
30	680	63	687,70	1,12	-12,59
40	825	70	832,85	0,94	-11,65
50	965,1	76	973,02	0,81	-10,91
60	1100	84	1108,49	0,77	-10,61
70	1236	90	1244,68	0,7	-10,17
80	1363	100	1372,72	0,71	-10,24
90	1484	105	1493,85	0,66	-9,91
100	1604	120	1615,89	0,74	-10,42

Tabelle 4.2: Werte und Vergleich der manuell ausgewerteten Ergebnisse für K_I , K_{II} , der prozentualen Abweichung von $\left(\frac{K_I}{K_{eq}}\right)$ und dem berechneten Drehwinkel φ_a für a_1 von S8R5_2.0_40_o+Z1 nach [69]

aber sehr gering. Modellierungsbedingt erfolgt keine Korrektur der Rissspitzenorientierung basierend auf dem K_{II} -Anteil. Eine entsprechende Berücksichtigung würde anschließend wieder zu annähernd geradem Rissverlauf führen.

Dies deckt sich mit den Versuchsergebnissen, in denen keine signifikante Rissdrehung beobachtet wird, sobald der Riss scharf ist und wächst. Es wird aber eine geringe Abweichung der Rissorientierung zur Paneldiagonalen festgestellt (vgl. Kapitel 3.4.1 und Abbildung 3.9).

Diese Ergebnisse lassen darauf schließen, dass die Beulverformung einen gewissen, wenn auch sehr geringen Einfluss auf die Rissdrehung bei fortschreitendem Riss hat, obwohl sie im Versuch nicht beobachtet wird. Der Grund liegt unter anderem an den sehr kleinen Werten von $\Delta\varphi_a$ von einer Risslänge zur nächsten: Winkel von $\Delta\varphi_a \leq 1^\circ$ sind im Versuch schwer festzustellen, da der Rissverlauf durch lokale Effekte diverse Umlenkungen erfährt.

Aufgrund der starken Schwankungen in den Ergebnisdateien für K_{II} , dem vernachlässigbaren Einfluss auf die Rissfortschrittsgeschwindigkeit, dem sehr kleinen Drehwinkel und der Tatsache, dass keine signifikanten Rissdrehungen im Versuch beobachtet werden, wird der Einfluss von K_{II} bei den analytischen Annäherungen vernachlässigt und nur K_I zur Berechnung der Rissfortschrittsgeschwindigkeit berücksichtigt (vgl. Kapitel 5).

K_I bei außermittigen Rissen

Risse, die sich außerhalb der Panelmitte befinden, unterliegen einer asymmetrischen Belastung, was sich auch in den Ergebnissen der K_I -Faktoren zeigt (vgl. Abbildung 4.16(a)). Für die zur Panelmitte zeigende Rissspitze a_2 weist die FE-Rechnung

4 Finite Elemente Methode

höhere Spannungsintensitätsfaktoren auf als für die näher am Panelrand liegende a_1 . Die Werte von $K_I(a_2)$ steigen mit zunehmender Risslänge schneller als $K_I(a_1)$ und sind auch für maximale Schubkraft $F_{S,max} = 50$ kN größer als für $F_{S,max} = 40$ kN. Alle diese Ergebnisse entsprechen den Versuchsergebnisse und sind aufgrund der aus der Beule resultierenden Spannungsverteilung zu erwarten (vgl. Abbildung 4.6).

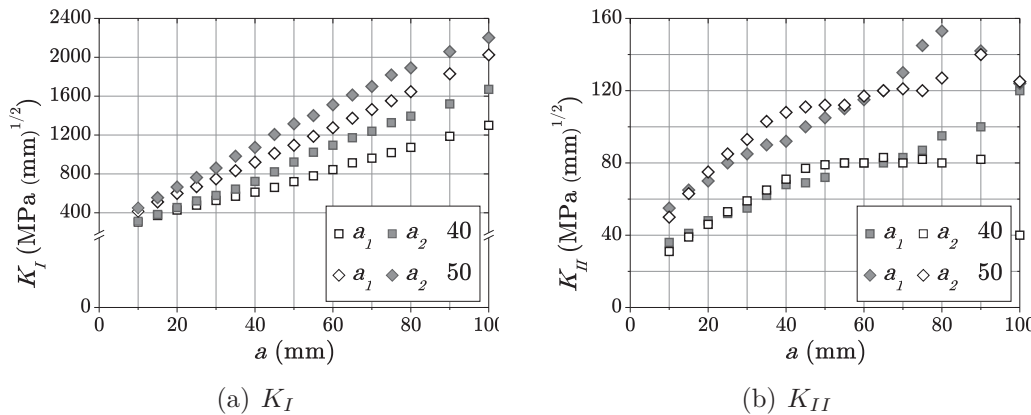


Abbildung 4.16: Verlauf der Spannungsintensitätsfaktoren K_I und K_{II} an den Risspitzen a_1 und a_2 für außermittige Risse bei Schalenmodellen von S8R5.2.0_XX_o+A1

K_{II} bei außermittigen Rissen

Auch für Panels mit außermittigen Rissen ist die Auswertung von K_{II} schwierig, da die Werte um einen Wert schwanken anstatt klar zu konvergieren. Sie dienen auch in diesem Fall als Basis, um einige prinzipielle Aussagen zu treffen.

Die asymmetrischen Belastungen spiegeln sich in den Werten von K_{II} nicht so deutlich wider wie in den Ergebnissen von K_I (vgl. Abbildung 4.16(b)). Zu Beginn des Rissfortschritts sind die Werte der Risspitze a_2 minimal kleiner als die von a_1 , übersteigen sie aber noch bei kleinen Risslängen. Anschließend folgt ein Bereich, in dem die Werte für a_2 annähernd konstant bleiben (für Risslängen ab $a_2 \leq 60$ mm für S8R5.2.0_40_o+A1 und $50 \text{ mm} \leq a_2 \leq 70$ mm für S8R5.2.0_50_o+A1). Die Risspitze a_2 beginnt bei diesen Risslängen das Maximum der Hauptbeule zu durchlaufen. In diesem Bereich ändert sich der Einfluss auf K_{II} trotz steigender Risslänge nicht. Demzufolge ist die Tendenz für Rissdrehungen nicht im gesamten Panel identisch, sondern wird von der Lage der Risspitze bezogen auf die Beulen beeinflusst.

Die Werte von K_{II} der Risspitze a_1 steigen mit zunehmender Risslänge konstant an. Für sehr große Risslängen nehmen die Abweichungen der Werte von dem bisherigen Verlauf zu. Dies wird auf das unklare Konvergenzverhalten zusammen mit der manuellen Auswertung zurückgeführt.

Quantitativ ist die Auswirkung von K_{II} auf die Rissfortschrittsgeschwindigkeit vernachlässigbar (vgl. Tabellen B.17 und B.18). Die Werte des Drehwinkels φ_a sind für Risspitze a_1 um etwa $2 - 3^\circ$ größer als für a_1 bei zentralen Rissen. Der Verlauf ist mit zunehmender Risslänge vergleichbar.

4.4 Auswertung der Spannungsintensitätsfaktoren

Die Ergebnisse des Drehwinkels φ_a der Rissspitze a_2 hingegen haben für kleine Risslängen etwa den gleichen Betrag wie bei zentralen Rissen, nehmen mit zunehmender Risslänge aber deutlich schneller ab. Dies bestätigt, dass die Position der Rissspitze bezogen auf die Beulen einen Einfluss auf die Rissdrehung hat. Die Tendenz zur Rissdrehung ist für kleine Risslängen im Bereich des Übergangs von der Haupt- zur Nebenbeule stärker als im Bereich der Hauptbeule. Auch dies lässt sich über die Spannungsverteilung erklären, die in der Hauptbeule selbst wenig Änderungen aufweist. Im Übergangsbereich von der Haupt- zur Nebenbeule aber sind große Änderungen der Hauptspannungswerte $\sigma_{1,max}$ zu beobachten. Dennoch ist dieser Einfluss aufgrund der Größenordnungen des Drehwinkels φ_a sehr gering und kann für weitere Analysen vernachlässigt werden.

K_I und K_{II} bei wechselnder Belastung

Bei wechselnder Belastung liegt der Riss bei positiver Schublast $+F_S$ quer, bei negativer Belastung $-F_S$ parallel zur Hauptbeule. Das Verhalten des Panels ist unter $+F_S$ bereits aus den vorangegangenen Kapitel bekannt. Es sollen daher nur die Rissspitzen unter $-F_{S,max}$ anhand der Ergebnisse der K -Faktoren charakterisiert werden.

K_I ist sowohl für die Schubkraft $F_{S,max} = -40\text{kN}$ als auch $F_{S,max} = -50\text{kN}$ sowie alle Risslängen negativ (vgl. Abbildung 4.17(a)). Der Riss wird demzufolge zusammengedrückt. Dies wird sowohl im Versuch (vgl. Kapitel 3.4.6) als auch in den FE-Ergebnissen des Panelverhaltens (vgl. Kapitel 4.3.6) beobachtet.

Die Größenordnung von K_I ist sowohl für beide Rissspitzen eines Panels als auch beide Lastfälle etwa gleich. Ersteres ist aufgrund der Symmetrie zu erwarten. Letzteres lässt darauf schließen, dass der Riss unabhängig von der angreifenden Last mit dem gleichen Druck geschlossen wird.

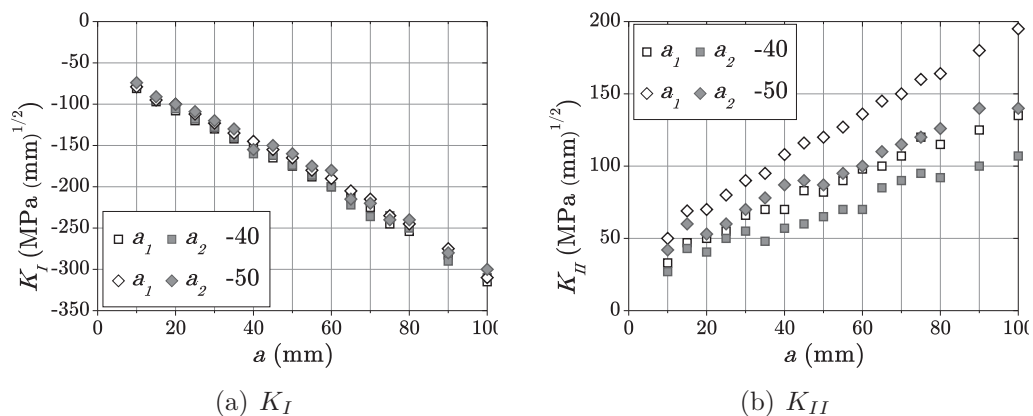


Abbildung 4.17: Verlauf der Spannungsintensitätsfaktoren K_I und K_{II} unter negativer Schubbelastung von Schalenmodellen S8R5.2.0_XX_o+-Z1

4 Finite Elemente Methode

Die Werte von K_{II} sind für beide untersuchten Fälle positiv (vgl. Abbildung 4.17(b)). Auffällig ist, dass K_{II} eines Panels trotz der Symmetrie an beiden Rissspitzen unterschiedliche Werte annimmt. Eine Ursache für die Asymmetrie ist, dass die Mittelachse der Beule aufgrund der Elementierung nicht exakt auf der Diagonalen des Panels und somit auf dem Riss liegt. Dadurch kommt es zu einem unterschiedlichen Schubanteil an beiden Rissspitzen. Der Mittelwert von K_{II} beider Rissspitzen hat etwa die gleiche Größenordnung wie K_{II} bei positiver Schubkraft $+F_{S,max}$. Der Betrag von K_I ist für alle Fälle größer als K_{II} . Deshalb wird das Verhalten des Risses vom Zusammendrücken dominiert.

In diesem Belastungsfall, bei dem der Riss parallel in der Hauptbeule liegt, erfährt er die größte Biegung. Die Biegeeinflüsse und dadurch bedingte Rissöffnungen werden bei der Verwendung von Schalenelementen nicht dargestellt. Deshalb wird dieser Fall in Kapitel 4.4.2 zusätzlich mit Solidelementen berechnet, die das Verhalten von K_I und K_{II} über der Dicke wiedergeben.

4.4.2 Solidelemente

Für einige Fälle reicht es nicht aus, den Mittelwert der Rissspitzenbeanspruchung mit Schalenelementen zu betrachten, da sich das Verhalten über der Dicke ändert. Sie werden zusätzlich mit Solidmodellen analysiert, die drei Elemente über der Dicke haben. Für jeden Knoten einer Rissspitze werden die K -Faktoren bestimmt. Die Werte an den beiden Oberflächenknoten (Ober- und Unterseite) konvergieren nicht, da modelltechnisch kein eindeutiger Spannungszustand vorliegt (Übergang vom ebenen Spannungs- zum ebenen Dehnungszustand). Somit können fünf Werte über der Dicke ausgewertet werden.

Die Ergebnisdateien zeigen, dass die Werte von K_I unabhängig von der Belastung und Position der Rissspitze in den meisten Fällen besser konvergieren als die Ergebnisse der Schalenelemente. Dies soll ohne Beweis gelten. Als erstes werden zentrale Risse mit einer Rissorientierung von $\alpha = -45^\circ$ bei positiver Schubbelastung betrachtet, um den Referenzfall darzustellen. Anhand dieser Ergebnisse erfolgt auch die Beurteilung für die Anwendung der Ergebnisse von Schalenelementen. Anschließend folgt der spezifische Fall der wechselnden Belastung.

K_I bei Rissen in der Panelmitte

Abbildung 4.18 stellt den Verlauf des Mittelwertes der fünf K_I -Faktoren über der Risslänge für unterschiedliche Paneldicken und Belastungen dar. $K_I(a_1)$ und $K_I(a_2)$ unterscheiden sich stärker voneinander als bei Modellen mit Schalenelementen. Da das Ergebnis von $K_I(a_1)$ in einigen Fällen größer, in anderen kleiner ist als $K_I(a_2)$, liegt die Hauptursache für den Unterschied die manuelle Auswertung der Konturintegrale. Durch die größere, auszuwertende Knotenanzahl kommt es in Summe häufiger zu den bekannten Einflüssen für Abweichungen vom Mittelwert (vgl. 4.4.1).

Mit Vernachlässigung der Streuung liegen die Mittelwerte von K_I der Solidelemente und der Schalenmodelle für unterschiedliche Risslängen in der gleichen Größenord-

4.4 Auswertung der Spannungsintensitätsfaktoren

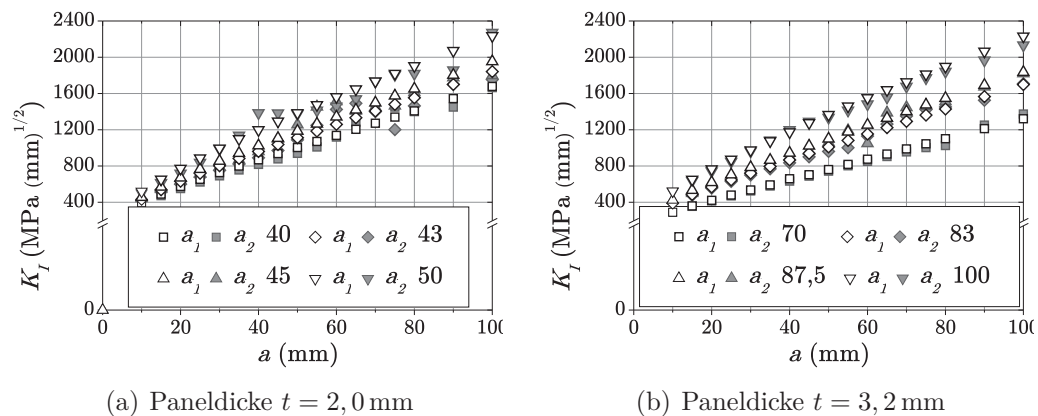


Abbildung 4.18: Verlauf der Mittelwerte von Spannungsintensitätsfaktoren K_I jeweils an den Risspitzen a_1 und a_2 für mittige Risse bei Solidmodellen von 3D_2.0_XX_o+Z1 und 3D_3.2_XX_o+Z1

nung (vgl. Abbildung A.21). Sie haben außerdem den gleichen Verlauf, der die Beschleunigung des Rissfortschritts mit zunehmender Risslänge im Versuch qualitativ widerspiegelt. Für größere Risslängen und größere Schubkräfte ist der Mittelwert der Solidelemente tendenziell etwas größer als das Ergebnis der Schalenelemente. Letztere führen bei ihrer Verwendung für eine Rissfortschrittsanalyse zu langsamem Risswachstum.

Grundsätzlich kann gesagt werden, dass das Schalen- und das Solidmodell trotz der Schwankungen der Ergebnisse und dem damit verbundenen Einfluss auf die Auswertung jeweils Mittelwerte von K -Faktoren berechnen, die in der gleichen Größenordnung liegen. Eine signifikante Differenz ist nicht zuerkennen.

Aufgrund der Symmetrie des Problems von zentralen Rissen wird im weiteren Verlauf trotz der Streuung auf die Darstellung beider Risspitzen verzichtet und der Übersichtlichkeit halber nur die Ergebnisse von a_1 präsentiert. Der Unterschied zwischen den Ergebnissen von a_1 und a_2 wird als vernachlässigbar betrachtet.

Da für Solidelemente fünf K_I -Werte über der Dicke berechnet werden, erfolgt die Charakterisierung der Risspitzenbeanspruchung über der Dicke des Panels. Dabei ist zu berücksichtigen, dass sich die Knotenpositionen in z -Richtung bei Panels der Dicke $t = 2,0$ mm von denen mit $t = 3,2$ mm unterscheiden.

Abbildung 4.19 zeigt die Ergebnisse der K_I Faktoren an jedem Knoten über der Dicke sowie deren Mittelwert für jeweils einen Belastungsfall der beiden untersuchten Paneldicken. Die positiven Werte von K_I über der gesamten Dicke bestätigen das ausgebildete Zugfeld aufgrund der Beulverformung, was das Öffnen des Risses über der gesamten Dicke zur Folge hat.

Auf der positiven Beulseite (positiver z -Wert) sind die K_I -Werte größer als auf der Unterseite (negativer z -Wert). Dies resultiert aus dem Biegemoment, welche das Panel aufgrund der Beule erfährt. Das Zugfeld ist auf der positiven Beulseite ($z+$) also stärker ausgeprägt als auf der negativen ($z-$). Daraus folgen zwei Erkenntnisse für den Einfluss der Biegung auf die Risspitzenbelastung:

4 Finite Elemente Methode

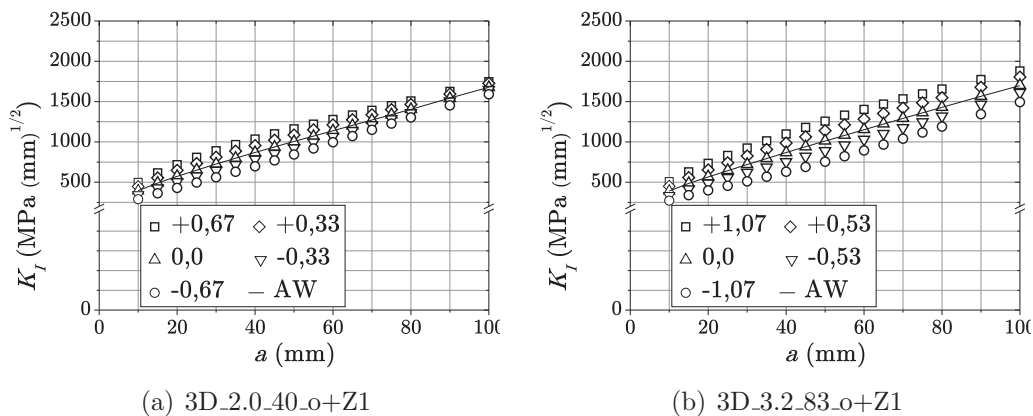


Abbildung 4.19: Verlauf der Spannungsintensitätsfaktoren K_I über der Panneldicke t und des Mittelwerts (AW) der fünf Werte von K_I über t

1. Der Riss wächst auf der positiven Beulseite ($z+$) schneller als auf der negativen ($z-$). Dies bestätigen die Versuchsergebnisse, bei denen eine schräg verlaufende Rissfront über der Dicke des Panels beobachtet wird (vgl. Kapitel 3.4.1 und Abbildung 4.20(a)).

2. Der Riss öffnet sich über der gesamten Dicke des Panels (vgl. Abbildung 4.20(b)).

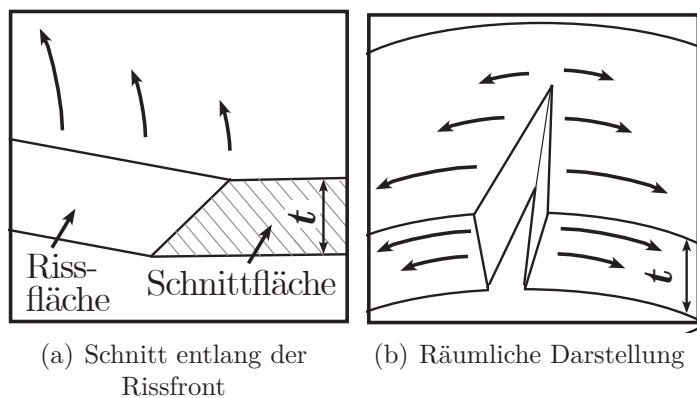


Abbildung 4.20: Prinzipskizze der Rissöffnung über der Dicke bei positiver Schubkraft $+F_S$

Die Darstellung der prozentualen Abweichung vom Mittelwert verdeutlicht die Rissbeanspruchung (vgl. Abbildung 4.21). Zum einen entspricht der K_I -Wert des Mittelknotens für verschiedene Belastungen und Panneldicken dem Mittelwert aller K_I -Faktoren über der Dicke. Zum anderen ist ΔK_I eines Panels bei gleichem Betrag von z für alle Risslängen annähernd identisch. Abweichungen sind wieder in der manuellen Auswertung begründet. Die Beanspruchung des Mittelknotens ist also der

4.4 Auswertung der Spannungsintensitätsfaktoren

repräsentative Wert für das gesamte Panels, da die Beanspruchung über der Dicke symmetrisch ist.

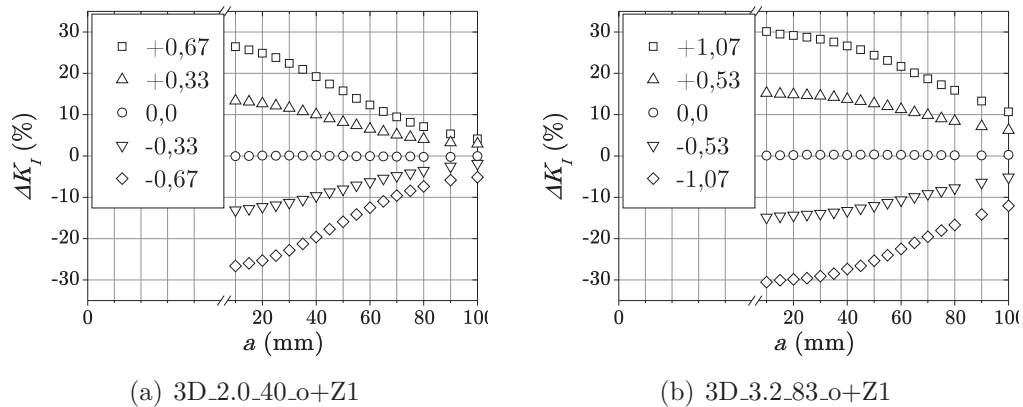


Abbildung 4.21: Prozentuale Abweichung ΔK_I vom Mittelwert der Knoten über die Paneldicke für $F_S(t = 2,0\text{mm}) = 40\text{ kN}$ bzw. $F_S(t = 3,2\text{mm}) = 83\text{ kN}$

Mit zunehmender Risslänge nimmt die prozentuale Abweichung vom Mittelwert und somit der Einfluss der Paneldicke auf die Belastung der Rissfront ab. Bei kleinen Risslängen hat die Biegung einen großen Einfluss und bei großen Risslängen nähert sich der Belastungszustand über der gesamten Dicke dem einer ebenen Belastung an. Somit verläuft auch die Rissfront basierend auf den FE-Ergebnissen für große Risslängen wieder annähernd “gerade” durch das Panel. Dieses Phänomen ist für dünne Panels ausgeprägter als für dicke (vgl. Knoten $z = +0,67\text{ mm}$ für 3D_2.0_40_o+Z1 mit Knoten $z = +0,53\text{ mm}$ für 3D_3.2_83_o+Z1 in Abbildung 4.21). Je dicker also das Panel, desto länger bleibt der Einfluss des Biegemoments auf die Rissspitze erhalten und die Rissfront verläuft länger schräg über der Dicke.

Höhere Lasten und größere Risslängen führen sowohl auf der Ober- als auch auf der Unterseite wie erwartet zu höheren Absolutwerten von K_I . Der Verlauf der prozentualen Abweichung vom Mittelwert ist bei unterschiedlichen Lasten und gleicher Paneldicke annähernd identisch (vgl. Abbildungen A.22 und A.23). Demzufolge hängt der Einfluss des Biegemoments auf die Rissspitze weniger von der Belastung als maßgeblich von der Paneldicke ab.

Die dargestellten Ergebnisse zeigen, dass der Mittelwert der K_I -Faktoren über der Dicke ausschlaggebend für die Rissfortschrittsgeschwindigkeit ist. Da die Mittelwerte der Solid- und Schalenmodelle die gleiche Größenordnung haben, wird auf die Darstellung von K_I bei außermittigen Rissen verzichtet. Die Auswertung der Solidelemente für Panels mit außermittigen Rissen lässt keine neuen Erkenntnisse gegenüber der der Schalenelemente erwarten.

4 Finite Elemente Methode

K_{II} bei zentralen Rissen

Die Werte von K_{II} bei Solidelementen streuen von einer Kontur zur nächsten stärker als K_I . Somit ist eine Auswertung anhand von Konvergenzen nur für wenige Knoten möglich. Um überhaupt eine qualitative Einschätzung vornehmen zu können, werden deshalb hauptsächlich die Mittelwerte von K_{II} der ersten Konturen verwendet. Die Ergebnisse sind in den Abbildungen 4.22 und A.24 dargestellt, die die starke Streuung zeigen.

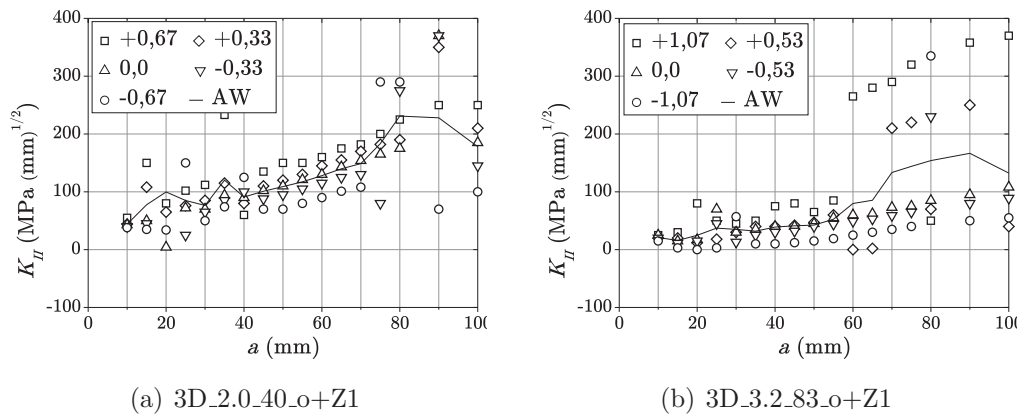


Abbildung 4.22: Verlauf der Spannungsintensitätsfaktoren K_{II} über der Paaneldicke t und des Mittelwerts (AW) der fünf Werte von K_{II} über t

Die Mittelwerte sind etwas größer als bei Schalenelementen, liegen aber ebenfalls bei $\approx 10\%$ der K_I -Werte von Solidelementen. Auch bei Solidelementen ist somit wie in Kapitel 4.4.1 der Einfluss von K_{II} auf die Rissfortschrittsgeschwindigkeit und -drehung vernachlässigbar. Es zeigt sich auch kein eindeutiges Verhalten über der Dicke. Unter Vernachlässigung der Ausreißer sind die Werte für K_{II} auf der höher zugbelasteten Seite etwas größer als auf der Beulunterseite. Die Abweichungen sind wie bei K_I symmetrisch zum Mittelwert und proportional zu den Abweichungen von K_I . Dies lässt den Schluss zu, dass kein asymmetrisches Rissdrehverhalten über der Dicke vorhanden ist. Die Beanspruchung des Risses führt auf der Beuloberseite zu keiner stärkeren Rissdrehung als auf der Beulunterseite. Deshalb und aufgrund der vage formulierten Aussagen wird auf eine weitere Darstellung von K_{II} über der Dicke abgesehen, es sind keine neuen Erkenntnisse zu erwarten.

Wechselnde Belastung

Liegt der Riss normal zur Druckdiagonalen des Beulfeldes, entsteht aufgrund der Biegung eine Mixed-Mode-Belastung. Der Riss wird auf der positiven Beulseite aufgezogen, während er auf der Unterseite zusammengedrückt wird (vgl. Kapitel 3.4.6). Die FE-Berechnung mit Schalenelementen ergibt, dass im Mittel das Zusammendrücken des Risses überwiegt (vgl. Kapitel 4.4.1). Dies bestätigt sich auch für

4.4 Auswertung der Spannungsintensitätsfaktoren

die negative Belastung mit Solidelementen. Die Mittelwerte von K_I der Solidmodelle mit der Schubkraft $F_{S,max} = -40\text{kN}$ bzw. $F_{S,max} = -50\text{kN}$ sind etwa gleich groß (vgl. Abbildungen 4.23 und A.25) und außerdem für alle Risslängen negativ.

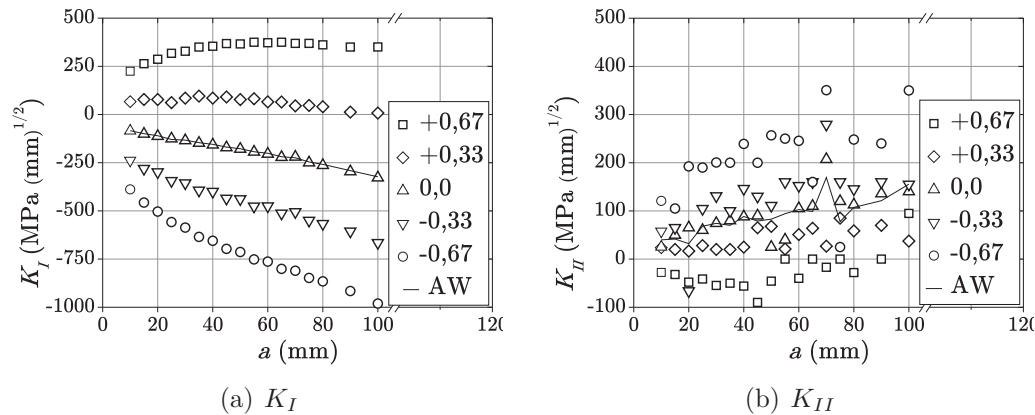


Abbildung 4.23: Verlauf der Spannungsintensitätsfaktoren K_I und K_{II} über der Paneldicke t einschließlich des Mittelwerts (AW) für negative Schubbelastung $F_S(t = 2, 0\text{mm}) = -40\text{ kN}$ von 3D.2.0_40.o+-Z1

Um die Belastung der Risspitze über der Dicke besser charakterisieren zu können, wird dieser Fall mit Solidelementen modelliert und die K -Faktoren ausgewertet. Die K_I -Werte der beiden Knoten, die oberhalb der Panelmitte und somit in positiver Beulrichtung liegen, sind für alle Risslängen positiv. Sie nehmen zu Beginn mit wachsender Risslänge zu, bevor sie ab einer Risslänge $a \approx 50\text{ mm}$ konstant bleiben und anschließend abnehmen. Demzufolge öffnet sich der Riss über der Dicke des Panels auf der positiven Beulseite auch bei negativer Schublast $-F_S$ (vgl. Abbildung 4.24). Unterhalb der Panelmitte sind die Werte von K_I vollständig negativ und nehmen konstant ab. Das Verhalten ist wieder symmetrisch zur Panelmitte.

Die Abnahme von K_I mit wachsender Risslänge auf der Oberseite kann über die Position der Risspitze in der Beule erklärt werden (vgl. Abbildung 4.4(b) und 4.6). Bei kurzen Risslängen liegen sie in dem Bereich der größten out-of-plane Verformung und damit auch im größten Biegemoment. Wächst der Riss, kommen die Risspitzen in den Bereich, in dem die Beule aufgrund der Einspannung weniger stark ausgeprägt ist. Somit ist auch die maximale Durchbiegung und das damit verbundene Biegemoment geringer, welches den Riss auf der Oberseite öffnet.

Im Gegensatz zum Verhalten unter positiver Schublast, nimmt die prozentuale Abweichung der einzelnen Knotenwerte mit zunehmender Risslänge deutlich langsamer ab (vgl. Abbildungen 4.25 und A.26). Der Biegeeinfluss bleibt also länger erhalten. Die Ursache ist die Orientierung des Risses zur Beule. Da er parallel zur Hauptbeule liegt, ist er auch bei großen Risslängen weiterhin dem Biegemoment ausgesetzt. Das Biegemoment steigt mit zunehmender Schublast bei gleicher Paneldicke an. Der Grund ist die größere out-of-plane Verformung bei höherer Last. Für die nega-

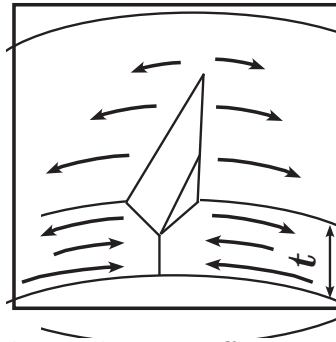


Abbildung 4.24: Prinzipskizze der Rissöffnung über der Dicke als räumliche Darstellung bei negativer Schubkraft $-F_S$

tive Schubkraft $F_{S,max} = -50 \text{ kN}$ sind die Beträge der Werte von K_I eines Knotens demzufolge größer als für $F_{S,max} = -40 \text{ kN}$ des selben Knotens. Der Mittelwert verschiebt sich dabei nicht. Somit ändert sich der Bereich des Risses nicht, der eine Öffnung aufgrund der Biegung erfährt.

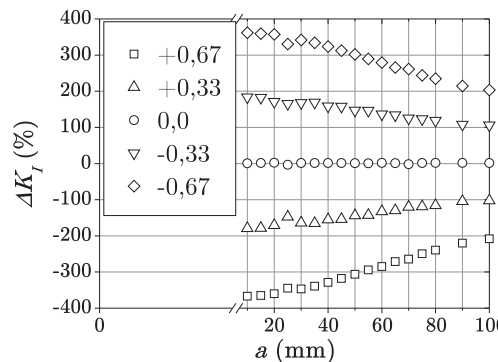


Abbildung 4.25: Prozentuale Abweichung ΔK_I vom Mittelwert der Knoten über die Paneldicke für $F_S(t = 2,0\text{mm}) = -40 \text{ kN}$ von 3D_2.0_40_o+-Z1

K_{II} zeigt wie bereits für positive Belastungen beobachtet eine große Streuung um den Mittelwert. Die Werte liegen für die negative Belastung in der gleichen Größenordnung wie die Ergebnisse unter positiver Belastung. Auf der Beuloberseite nimmt K_{II} sehr kleine, zum Teil negative Werte an. Je kleiner die Knotenposition in der z -Achse ist, desto größer wird K_{II} . Da in der unteren Hälfte K_I negativ ist, der Riss somit zusammengedrückt wird und nicht wächst, spielt K_{II} in diesem Bereich keine Rolle. Für die positive Beulseite mit dazugehörigen, positiven Werten von K_I sind die entsprechenden Werte von K_{II} so gering, dass sie wie bisher vernachlässigt werden können.

Zusammenfassend kann gesagt werden, dass Risse, die bei negativer Schubbelastung $-F_{S,max}$ parallel in der Hauptbeule des Panels liegen, aufgrund des Biegemoments im oberen Drittel der Paneldicke geöffnet werden. Es entsteht ein Effekt, der für einen Rissfortschritt über der gesamten Dicke nicht ausreichend ist. Lokal führt er zu ei-

4.4 Auswertung der Spannungsintensitätsfaktoren

ner starken Beanspruchung eines Teils der Riss Spitze auf der positiven Beulseite und kann bei einem ausreichend hohen Biegemoment auch zu partiellem Risswachstum führen. In Kombination mit einer anschließenden, positiven Schubbelastung addieren sich die Risswachstumsraten. 1. Der Anteil aus dem lokalen, partiellen Risswachstum bei negativer Schubbelastung. 2. Der dominierende Rissfortschritt aufgrund der positiven Schubbelastung. Somit ist die Gesamtrisswachstumsrate dann höher als bei rein positiver Schubbelastung. Dies erklärt das schnellere Versagen der Panels mit wechselnder Schubbelastung (vgl. Kapitel 3.4.6).

Die Belastungsart für die Vorermdungslastwechsel ist identisch zu diesem beschriebenen Fall. Somit ist dieses Phänomen des lokalen, partiellen Risswachstums auch eine Erklärung für den möglichen Einfluss der Vorermdung auf ein später beschleunigtes Risswachstum. Eine weitere Erklärung ist die Biegebelastung selbst. Vorhandene Fehlstellen, unabhängig von den Riss Spitzen, akkumulieren über das Biegemoment lokale Spannungsüberhöhungen. Diese wirken wie plastische Zonen (vgl. Kapitel 2.1.2). Trifft der Riss später auf diese bereits vorhandenen Spannungsüberhöhungen, summieren sich die Riss Spitzenbelastung aus der Rissöffnung und die der plastischen Zonen, was ein beschleunigtes Risswachstum zur Folge hat. Um diese Hypothese genauer zu untersuchen, ist eine Betrachtung auf mikroskopischer Ebene einschließlich Materialmodellen notwendig. Sie wird im Rahmen dieser Arbeit nicht vorgenommen.

4.4.3 Einfluss der out-of-plane Verformung auf K_I

Um den Einfluss der out-of-plane Verformung auf die Riss Spitzenbeanspruchung zu untersuchen, wird das FE-Modell ohne die Aufprägung einer Imperfektion berechnet. Dies führt zu einer Schubbelastung des Panels, ohne dabei eine Beulverformung zu entwickeln. Ein Vergleich dieser Ergebnisse mit den bereits vorgestellten K -Faktoren aus einem gebeult gerechneten Modell ermöglicht es, diesen Einfluss separat zu betrachten.

Die Ergebnisse von K_I zeigen sowohl für Schalen- als auch für Solidmodelle einen signifikanten Einfluss der Beulverformung auf die Riss Spitzenbeanspruchung (vgl. Abbildung 4.26). Die Werte von K_I sind von Beginn an deutlich größer als für den ungebeulten Fall. Darüber hinaus ist die Steigung mit zunehmender Risslänge stärker, was einen zusätzlichen Effekt auf das Risswachstum hat. Dies hängt mit dem Aufklaffen des Risses bei großen Risslängen sowie der Reduzierung der Steifigkeit des Panels zusammen.

Für den Fall eines ungebeulten Panels entspricht der Spannungszustand am Riss dem eines ebenen Zugfeldes. Dies wird bei einer Betrachtung der K -Faktoren über der Dicke eines Solidmodells deutlich (vgl. Abbildung 4.27). Das Ergebnis für K_I ist für alle Knotenpositionen über der Dicke t identisch und entspricht dem Mittelwert. Somit ist der Einfluss der Biegung auf die Riss Spitzenbelastung aus Kapitel 4.4.2 auch eindeutig der Beulverformung zuzuschreiben.

4 Finite Elemente Methode

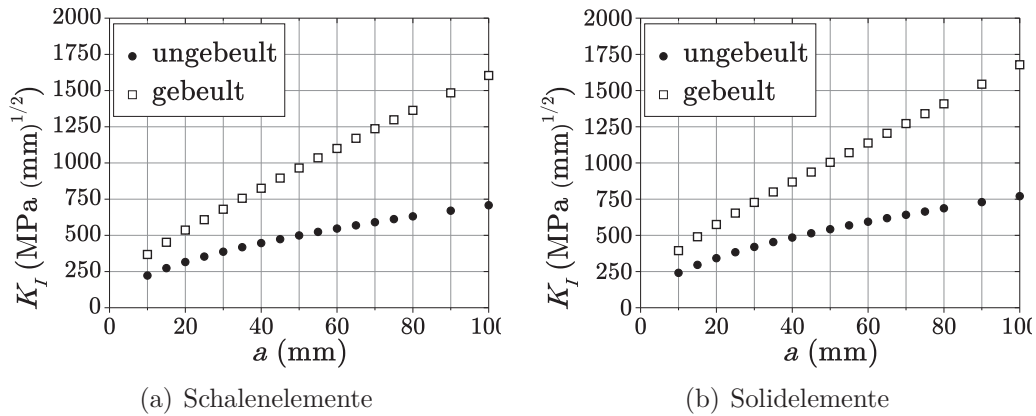


Abbildung 4.26: Vergleich der Spannungsintensitätsfaktoren K_I von Solid- und Schalelementen im gebeulten und ungebeulten Zustand

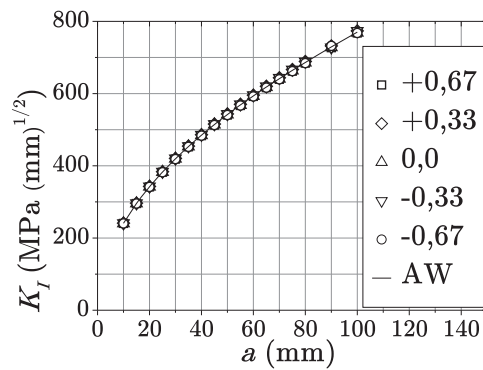


Abbildung 4.27: Spannungsintensitätsfaktoren K_I eines ungebeulten Solidmodells über der Dicke

4.4.4 Zusammenfassung

Die Auswertung der FE-Ergebnisse von K_I und K_{II} erlaubt eine Rissspitzencharakterisierung. Erfolgt die Auswertung anhand von Solidelementen, kann zusätzlich die Rissspitzenbeanspruchung über der Dicke beschrieben werden. Die vorgestellten Ergebnisse für Zentralrisse, die quer zur Hauptbeule liegen, zeigen, dass

- K_I die Rissspitzenbelastung dominiert.
- es basierend auf K_{II} eine Tendenz zur Rissdrehung gibt, die für das Rissfortschrittsverhalten aufgrund der sehr geringen Werte aber vernachlässigbar ist.
- der Riss auf der positiven Beulseite stärker belastet wird und dadurch schneller wächst als auf der negativen. Die Rissfront verläuft also schräg über der Paneldicke. Dieser Effekt nimmt mit zunehmender Risslänge ab (bei dünnen Panels schneller als bei dicken). Er entsteht aufgrund des Biegemoments resultierend aus der Beulverformung.
- der Mittelwert von Schalen- und Solidelementen in der gleichen Größenordnung liegt. Eine Berechnung mit Schalenelementen ist für Fälle, in denen das Verhalten über der Dicke uninteressant ist, ausreichend. Diese sind aufgrund erheblich geringerer Rechenzeiten kostengünstiger und für die Beurteilung des globalen Risswachstums ausreichend.
- es einen signifikanten Unterschied bei den Ergebnissen der K -Faktoren zwischen einem identisch belasteten gebeulten und einem ungebeulten Panel gibt.

Die dargestellten Ergebnisse für einen Riss, der parallel zur Hauptbeule und damit normal zur Druckdiagonalen liegt, zeigen, dass der Riss

- die Mittelwerte betrachtend zusammengedrückt wird. Dieses Verhalten dominiert, so dass kein Rissfortschritt entsteht.
- nur auf der positiven Beulseite aufgezo-gen wird, da nur dort K_I -Werte > 0 berechnet werden. Somit erfolgt partiell eine Beanspruchung der Rissfront, die Wachstum verursachen kann.
- vernachlässigbar von K_{II} beeinflusst wird.

Diese Berechnungsergebnisse bestätigen die Hypothese, dass die Hauptspannung σ_1 des Zugfeldes einen wesentlichen Einfluss auf das Risswachstum und seine Geschwindigkeit hat. Das Biegemoment, welches aus der Schubbeule resultiert, hat ebenfalls einen lokalen Einfluss auf die Rissspitze. Entscheidend für eine Berechnung der Gesamtlebensdauer ist aber der Mittelwert. Diese Erkenntnis ist für die im Folgenden beschriebenen, analytischen Näherungsverfahren wichtig.



5 Ansätze zur Rissfortschrittsberechnung

Basierend auf den Finite Elemente Ergebnissen aus Kapitel 4 sollen im Folgenden Ansätze zur Rissfortschrittsberechnung vorgestellt werden. Auf diese Weise ist es auch ohne eine automatisierte Rissfortschrittsrechnung im Rahmen der Finiten Elemente Methode möglich das Ermüdungsverhalten für verschiedene Versuchskonfigurationen vorherzusagen.

Um den wechselseitigen Einfluss der out-of-plane Verformung und des wachsenden Risses im Hinblick auf die Anzahl der ertragbaren Lastwechsel zu untersuchen, werden die folgenden drei Schritte durchgeführt: Zunächst wird der Rissfortschritt bei konstanter Schubspannung ohne out-of-plane Verformung berechnet (vgl. Kapitel 5.1, Riss ohne Beule). Es folgt eine analoge Berechnung, bei der die out-of-plane Verformung berücksichtigt wird, ohne den Einfluss der zunehmenden Risslänge auf das Beulverhalten einzuschließen (vgl. Kapitel 5.2, Riss mit Beule). Dieser wechselseitige Einfluss wird in Kapitel 5.3 unter Verwendung der Spannungsintensitätsfaktorlösung der FE-Ergebnisse berücksichtigt (Riss \leftrightarrow Beule). Über den Vergleich der Ergebnisse dieser drei Methoden kann der jeweilige Einfluss direkt ermittelt werden. Neben der Darstellung der Herangehensweise und Umsetzung erfolgt außerdem eine Diskussion der Möglichkeiten und Grenzen der verschiedenen Näherungsverfahren.

5.1 Ansatz 1: Nichtbeachtung der Beulverformung (ungebeulter Zustand, konstante Schubspannung)

Die Hauptspannung $\sigma_{1,eben}$ wird als Eingangswert für die Rissfortschrittsanalyse eines Panels verwendet, welches mit der Schubkraft $F_{S,max}$ belastet wird, aber keine Beulverformung erfährt. Dies ermöglicht es anschließend in Kapitel 5.2 den Einfluss der Beulverformung auf den Rissfortschritt zu ermitteln.

Aufgrund des ungebeulten Zustandes ergibt sich im gesamten Panel ein konstanter Wert für die ebene Hauptspannung $\sigma_{1,eben}$. Die Berechnung erfolgt gemäß Gleichung 2.28 mit $\psi = 45^\circ$, $\sigma_x = \sigma_y = 0$ MPa und Gleichung 2.29. Die Resultate der ebenen Hauptspannung $\sigma_{1,eben}$ der nachfolgend dargestellten Panels sind in Tabelle B.19 aufgelistet. Aufgrund der konstanten Spannungsverteilung im gesamten Panel erfolgt die Berechnung der K_I -Faktoren nach Gleichung 2.3 mit dem jeweiligen Korrekturfaktor nach Gleichung 2.10.

Die Berechnungen werden mit dem jeweiligen a_1 und a_2 begonnen, bei dem der Riss im Versuch als "scharf" angesehen wird. Dies kann zu abweichenden Darstellungen der Versuchsergebnisse verglichen mit denen aus Kapitel 3.4 führen, da dort Ergebnisse ab einer Gesamtlänge von $2a \approx 25$ mm präsentiert werden. In Kapitel 3.4 liegt der Fokus auf der Vergleichbarkeit des Ermüdungsverhaltens unterschiedli-

5 Ansätze zur Rissfortschrittsberechnung

cher Panels. An dieser Stelle soll jedoch die Methodik der analytischen Annäherung verifiziert werden. Die Berechnung ab einer scharfen Risslänge erlaubt sowohl die Darstellung der Sensitivität der Berechnung bezogen auf die Anfangsrisslänge als auch die Verifikation der Methode anhand einer größeren Anzahl von Versuchen. Daher ist die Wahl der “scharfen Risslänge” für diesen Fall sinnvoll.

5.1.1 Zentrale Risse

Bei Rissen, die im Zentrum des Panels und normal zur Zugdiagonalen liegen (vgl. Kapitel 2.2.2), wachsen beide Rissfronten mit etwa der gleichen Geschwindigkeit (vgl. Kapitel 3.4.8). Da die Darstellung jeder einzelnen Risspitze in diesem Fall keinen Mehrwert bietet, wird die Darstellung $2a$ über N gewählt, um erstens die Übersichtlichkeit zu wahren und zweitens den Bezug zur Restlänge des Panels zu ermöglichen.

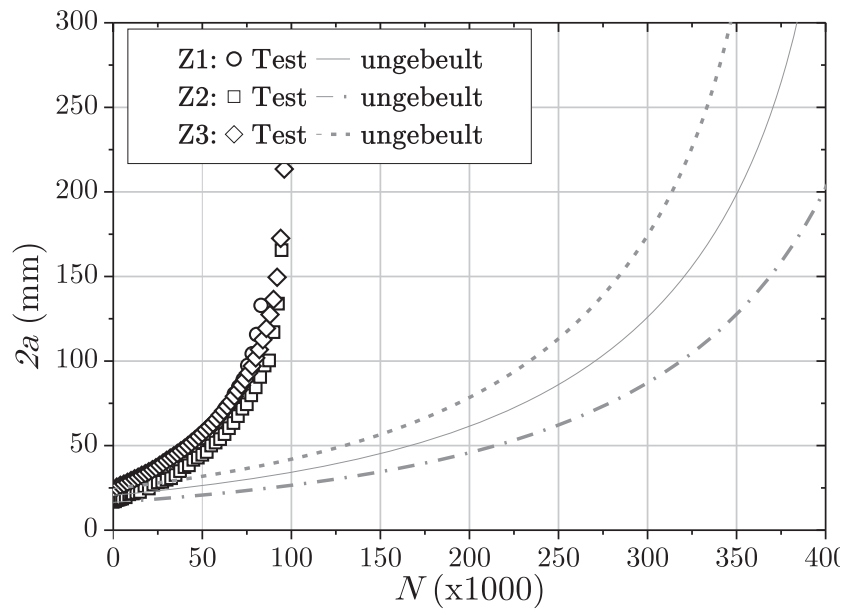
Ein Vergleich der Versuchsergebnisse mit der Rissfortschrittsberechnung im ebenen Fall zeigt, dass das berechnete Risswachstum für alle Panels viel zu langsam ist (vgl. Abbildungen 5.1 und A.27). Die Abweichung ist mit einer drei- bis viermal größeren Anzahl an ertragenen Lastwechseln für Panels mit $t = 2,0$ mm größer als für $t = 3,2$ mm mit einer knapp zwei- bis dreimal größeren. Mit zunehmender Last $F_{S,max}$ steigt auch die Abweichung der Anzahl von berechneten, ertragenen Lastwechseln zu den Versuchsergebnissen.

5.1.2 Außer mittige Risse

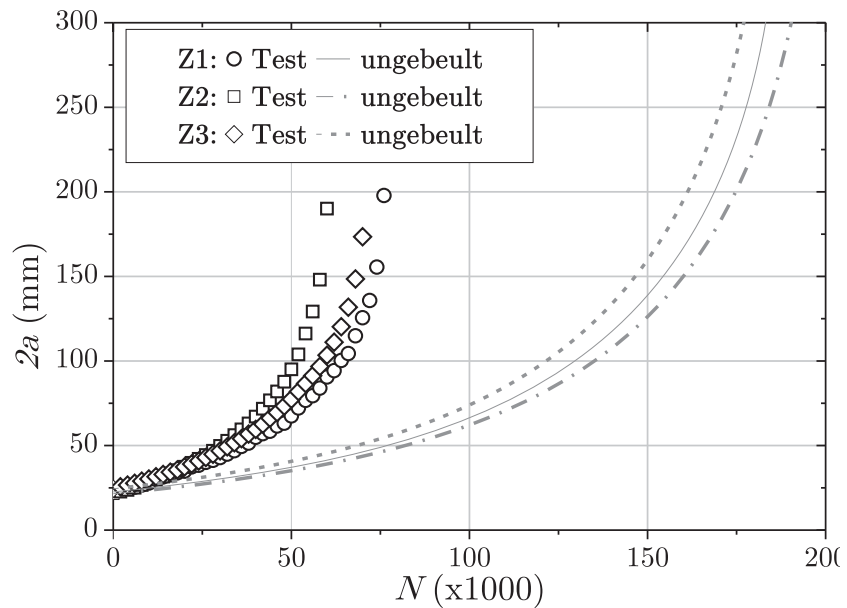
Im folgenden Abschnitt wird die Rissfortschrittsgeschwindigkeit von außer mittigen Rissen aus dem Versuch mit den Ergebnissen einer Berechnung von einem ungebeulten Panel verglichen. Diese Risse zeigen im Versuch unterschiedliche Risswachstumsraten an jeder Risspitze aufgrund der asymmetrischen Belastung. Auch wenn in diesem Fall eine konstante Belastung an jeder Risspitze anliegt, muss auch bei der analytischen Annäherung jede Risspitze einzeln betrachtet werden, da der Einfluss der endlichen Breite für jede Risspitze unterschiedlich ist. Das Grundprinzip der Berechnung bleibt identisch zu dem der zentralen Risse. Zur Auswertung werden zum einen jede Risspitze einzeln und zum anderen die Gesamtrisslänge über der Anzahl der Lastwechsel aufgetragen (vgl. Abbildungen 5.2 und A.28).

Die Ergebnisse zeigen, dass auch für Risse außerhalb der Panelmitte der berechnete Rissfortschritt für den ungebeulten Fall viel zu langsam und somit nicht konservativ ist verglichen mit den Versuchsergebnissen. Es ist kein signifikanter Unterschied in der Rissfortschrittsgeschwindigkeit beider Risspitzen zu erkennen. Die Ursache hierfür liegt an der konstanten Belastung im gesamten Panel. Somit ist verglichen mit den Rissen in der Panelmitte der einzige „asymmetrische“ Einfluss der Korrekturfaktor für die Endlichkeit des Panels, der unterschiedliche Risswachstumsgeschwindigkeiten verursacht (vgl. Gleichung 2.10). Er ist allgemein von $\frac{a}{c}$ abhängig. Aufgrund der Verschiebung des Risszentrums wird daraus $\frac{a1}{\frac{c}{2} - \Delta_{diag}}$ bzw. $\frac{a2}{\frac{c}{2} + \Delta_{diag}}$. Es ist sehr leicht zu erkennen, dass dieser Unterschied für kleine Werte von $diag$ und

5.1 Nichtbeachtung der Beulverformung



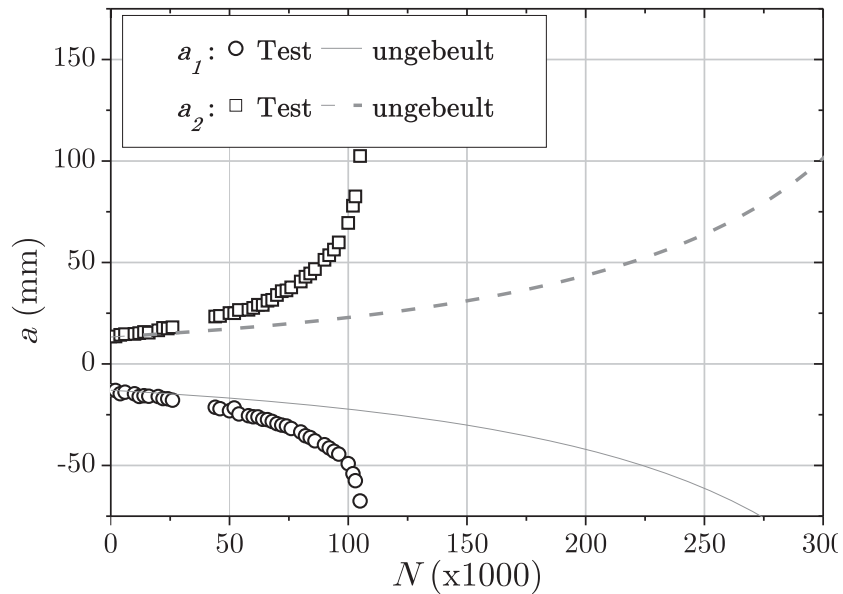
(a) p-2.0.40_o+Z1-3



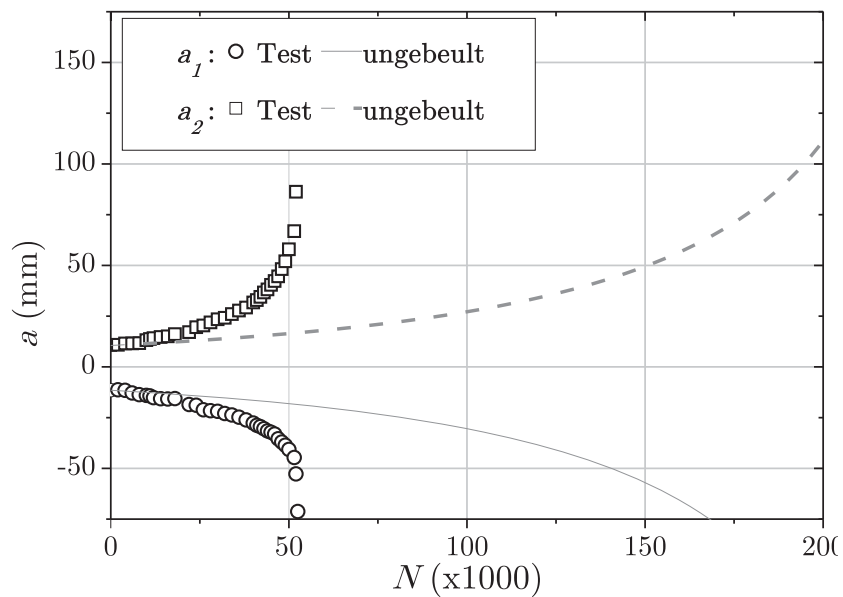
(b) p-3.2.83_o+Z1-3

Abbildung 5.1: Rissfortschrittsvergleich für Ergebnisse der analytischen Annäherung für den ungebeulten Zustand (konstante Spannung) mit Versuchsergebnissen für zentrale Rissen

5 Ansätze zur Rissfortschrittsberechnung



(a) p-2.0.40_o+A1



(b) p-2.0.50_o+A1

Abbildung 5.2: Rissfortschrittsvergleich für Ergebnisse der analytischen Annäherung für den ungebeulten Zustand (konstante Spannung) mit Versuchsergebnissen für außermittige Risse

5.2 Ansatz 2: Konstanter Einfluss der Beulverformung(gebeulter Zustand, Buecknersches Prinzip)

a nur einen sehr geringen Einfluss hat. Dies spiegelt sich auch in den Ergebnissen von $2a$ über N wider. Es ist unter Berücksichtigung der Streuung der Eingangswerte kein signifikanter Unterschied zwischen der berechneten Anzahl an ertragenen Lastwechseln eines Panels mit zentralem oder außermittigem Riss erkennbar.

Die Ergebnisse aus Kapiteln 5.1.1 und 5.1.2 zeigen, dass die out-of-plane Verformung das Rissfortschrittsverhalten signifikant beeinflusst. Eine Rissfortschrittsprognose basierend auf der Belastung eines ungebeulten Zustandes führt zu einer Überschätzung der ertragenen Lastwechsel und somit zu nicht konservativen Ergebnissen.

5.2 Ansatz 2: Konstanter Einfluss der Beulverformung (gebeulter Zustand, Buecknersches Prinzip)

Im Folgenden wird der Einfluss der Beule auf einen Riss berücksichtigt, ohne dabei die Rückwirkung des Rissfortschritts auf die out-of-plane Verformung zu beachten. Hierfür erfolgt eine Übertragung des Spannungsfeldes, das in einer ungerissenen, gebeulter Struktur entsteht, als Belastung auf ein ebenes, gerissenes Panel. Dabei wird nur die über die Dicke gemittelte Hauptspannung σ_1 berücksichtigt, die senkrecht zur Rissflanke orientiert ist. Veränderungen der Spannung oder Biegeeinflüsse über der Dicke im gebeulter Zustand werden dadurch ebenso vernachlässigt wie eine Veränderung der Beulverformung aufgrund der wachsenden Risslänge (vgl. Bierbaum et al. [14]).

Um die Spannungsverteilung zu ermitteln wird das in Kapitel 4.1.2 an zweiter Stelle beschriebene Modell über eine klassische Beulanalyse einschließlich Nachbeulverhalten berechnet und $\sigma_1(diag)$ entlang der Diagonalen extrahiert. Die sehr feine Vernetzung ist mit $2m$ Elementen entlang der Diagonalen modelliert, um möglichst viele Eingangswerte zu erhalten (vgl. Abbildung 5.4(a)). Da die FE-Modelle in Kapitel 4.2.2 grundsätzlich validiert werden, soll ohne weitere Darstellungen gelten, dass die Spannungen an der DMS-Position mit den Versuchsergebnissen übereinstimmen. Deshalb kann davon ausgegangen werden, dass auch der Spannungsverlauf in diesem Modell dem der Versuche entspricht. Abbildung 5.3 zeigt den resultierenden Spannungsverlauf über der Diagonalen für Panels mit variierender Dicke t und Schubkraft $F_{S,max}$ einschließlich der Vergleichswerte für den ebenen Fall.

Anhand der Abbildung 5.3 kann auch die prozentuale Abweichung der Ergebnisse aus Kapitel 5.1 erklärt werden. Bei Betrachtung der Spannungsverteilung fällt auf, dass die Differenz von der gebeulter Hauptspannung σ_1 der FE-Rechnungen entlang der Diagonalen zu der ebenen $\sigma_{1,eben}$ besonders im Bereich der Hauptbeule bei geringerer Materialdicke und mit steigender Schubkraft zunimmt. Für die Paneldicke $t = 2,0$ mm und die Schublast $F_{S,max} = 40$ kN ist der maximale Wert der gebeulter Hauptspannung σ_1 um ca. 60% größer als die ebene $\sigma_{1,eben}$, für die Schublast $F_{S,max} = 50$ kN sind es über 70%. Dies sind auch die Fälle, in denen die Rissfortschrittsvorhersage im ebenen Fall am stärksten von den Versuchsergebnissen abweicht. Bei Panels mit der Dicke $t = 3,2$ mm und der Schubkraft $F_{S,max} = 83$ kN übersteigt die gebeulter Hauptspannung σ_1 die ebene $\sigma_{1,eben}$ nur um ca. 25%, bei der

5 Ansätze zur Rissfortschrittsberechnung

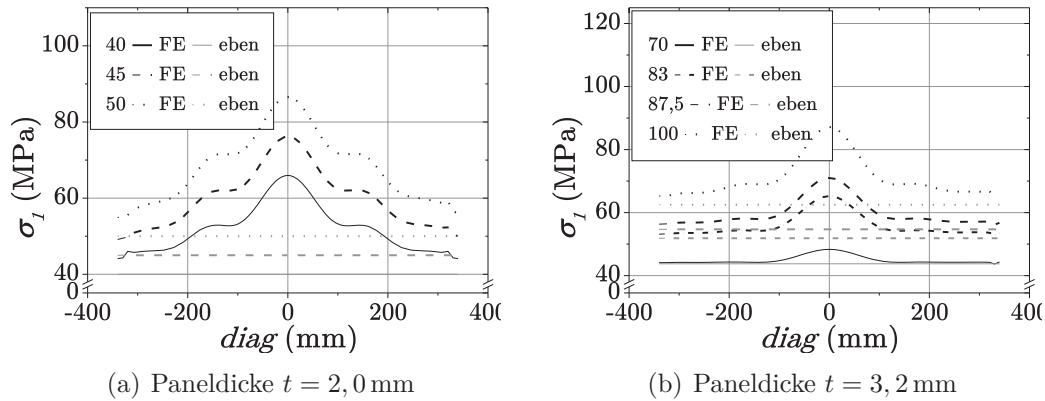


Abbildung 5.3: Spannungsverteilung σ_1 für den gebeulten Zustand aus FE-Rechnungen mit Schalenelementen (FE) und den analytisch ermittelten, ebenen Zustand (eben) über der Diagonalen für verschiedene Belastungen $F_{S,max}$ und Paneldicken t

Schubkraft $F_{S,max} = 100$ kN sind es 40%, was sich ebenfalls proportional in der berechneten Anzahl der ertragenen Lastwechsel widerspiegelt. Je größer die Differenz zwischen der gebeulten σ_1 und der ebenen Hauptspannung $\sigma_{1,eben}$ ist, desto größer ist auch die Abweichung der Berechnungs- von den Versuchsergebnissen.

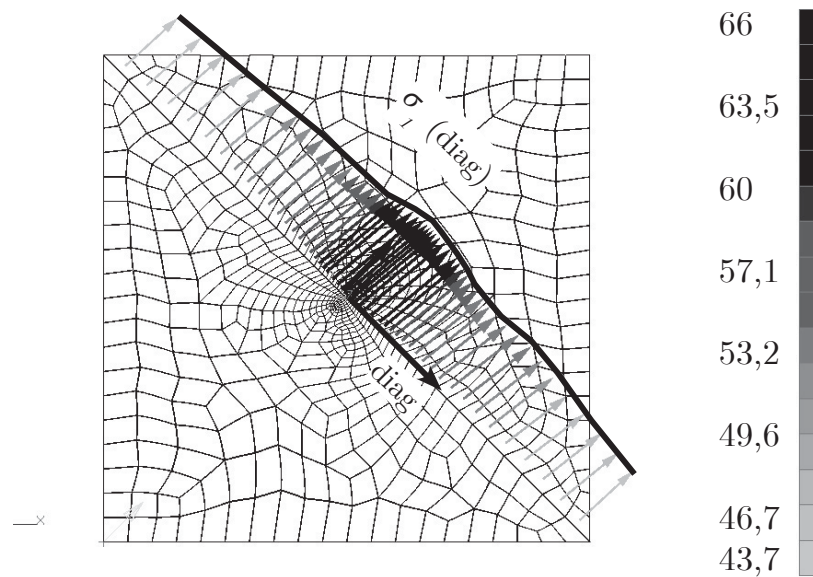
Für den Ansatz der Rissfortschrittsberechnung unter Berücksichtigung einer unveränderten Beulverformung, wird diese, mithilfe der FEM berechnete Hauptspannungsverteilung $\sigma_{1,diag}$ auf ein ebenes, ungerissenes Panel übertragen. Dafür werden die Hauptspannungen σ_1 für jedes Element entlang der Diagonalen als Belastung für eine ebene Rissfortschrittsrechnung nach Forman (vgl. Kapitel 2.1.6) genutzt (vgl. Abbildung 5.4(b)). Der Angriffspunkt ist dabei der Gaußpunkt, der in der Mitte des Elements liegt.

Basierend auf dem Bueckner-Prinzip [20], wird die Randbelastung des Panels als Wirkung von Kräften an den Rissufern dargestellt. Dies ist deshalb möglich, da die Wechselwirkungsenergien beider Lastfälle identisch sind (Satz von Betti).

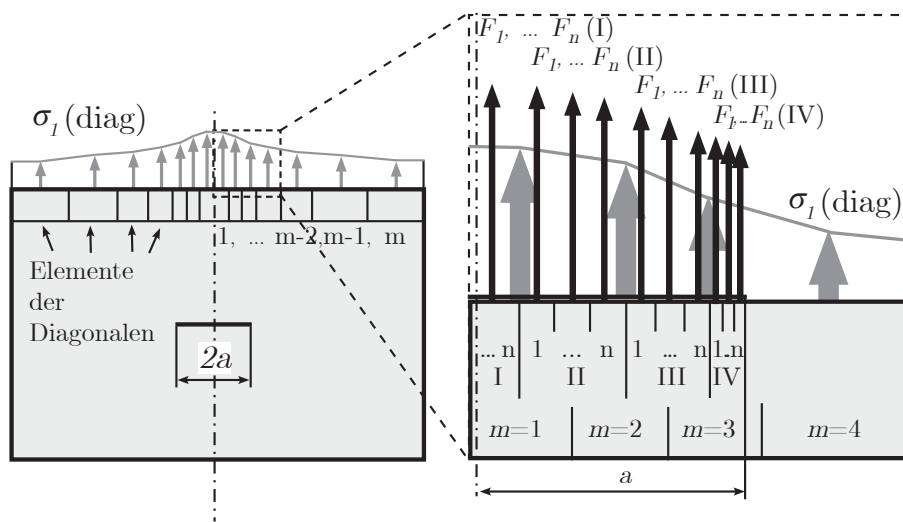
Das Bueckner-Prinzip wird angewandt, indem anstelle der Integration des Spannungsverlaufs die Spannung zwischen zwei Ausgabepositionen von σ_1 auf n Teilabschnitten der Rissfront linear interpoliert und die resultierende Kraft F_n über

$$F_n = \sigma_1 \cdot A \quad (5.1)$$

mit A als Fläche, auf der die Spannung wirkt, berechnet wird (vgl. Coutellier [23]). Anstelle der Spannungsverteilung greifen also Normalkräfte F_n senkrecht auf einem Teilstück als Belastung an (vgl. Abbildung 5.4(b)). Der Fehler dieser Vereinfachung ist bei ausreichend feiner Vernetzung und aufgrund der geringen Änderung des Spannungsverlaufs über der Diagonalen vernachlässigbar. Über die Gleichungen 2.8 und 2.9 wird für jede Normalkraft ein K_I^{a+} und K_I^{a-} bestimmt, welche gemäß Kapitel 2.1 durch Summation K_{ges} ergeben (vgl. Gleichungen 5.2 und 5.3 z.B. nach Kuna [47]).



(a) Hauptspannung σ_1 (*diag*) entlang der Rissfortschrittsrichtung (*diag*) resultierend aus einem ungerissenen, gebuldeten FE-Modell



(b) Verlauf der Hauptspannung σ_1 (*diag*) übertragen auf eine fiktive, ebene Platte mit Zentralriss mit der Breite der Diagonalen aus Abbildung 5.4(a) einschließlich vergrößerter Detailansicht zur Erläuterung der abschnittweisen Interpolation zur Umrechnung von σ_1 (*diag*) auf F_n

Abbildung 5.4: Prinzipskizzen zur Anwendung des Bueckner-Prinzips eines gerissenen, beulenden Panels auf ein ebenes Problem mit zentralem Riss

5 Ansätze zur Rissfortschrittsberechnung

$$K_{I,ges}^{a\pm} = \frac{1}{2\sqrt{\pi a}} \int_{-a}^{+a} \sigma_{1,diag}(x) \sqrt{\frac{a \pm x}{a \mp x}} dx \quad (5.2)$$

$$K_{I,ges}^{a\pm} = \sum_1^m \sum_1^n (K_{I,m,n}^{a+} + K_{I,m,n}^{a-}) = \sum_1^m \sum_1^n \frac{F_{m,n}}{2 \cdot \sqrt{\pi a}} \left(\sqrt{\frac{a+f}{a-f}} + \sqrt{\frac{a-f}{a+f}} \right) \quad (5.3)$$

Die Rissfortschrittsrechnung erfolgt über die Forman-Gleichung 2.23 mit den spezifischen Parametern aus Tabelle B.1. Zusätzlich wird der Korrekturfaktor für die Randeinflüsse bedingt durch die endliche Breite des Panels (Gleichung 2.10) berücksichtigt. Die Gesamtbreite des ebenen Panels entspricht der Länge der Diagonalen des gebeulten Panels mit $c = 700$ mm.

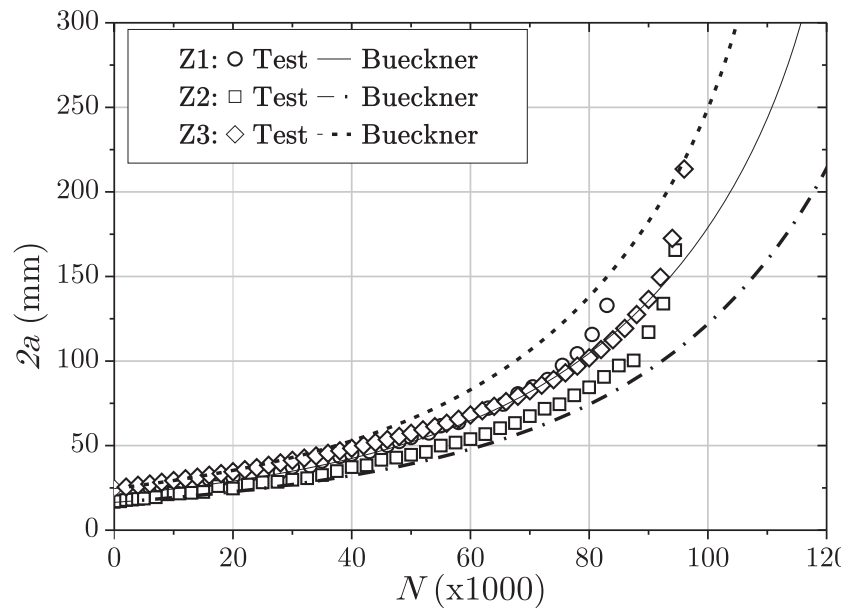
Die Spannungsverteilung aus den Rechnungen der FE-Modelle ist für Panels gleicher Dicke und Belastung mit $F_{S,max}$ identisch, da Abweichungen vom Modellfall nicht berücksichtigt werden. Somit werden für die Berechnung von Panels gleicher Dicke und Belastung $F_{S,max}$ auch die gleichen Eingangswerte genutzt, auch wenn sie im Versuch ein unterschiedliches Verhalten zeigen. Außerdem ist die Spannungsverteilung symmetrisch zur Panelmitte ($diag = 0$ mm), was für zentrale Risse ausgenutzt werden kann.

5.2.1 Zentrale Risse

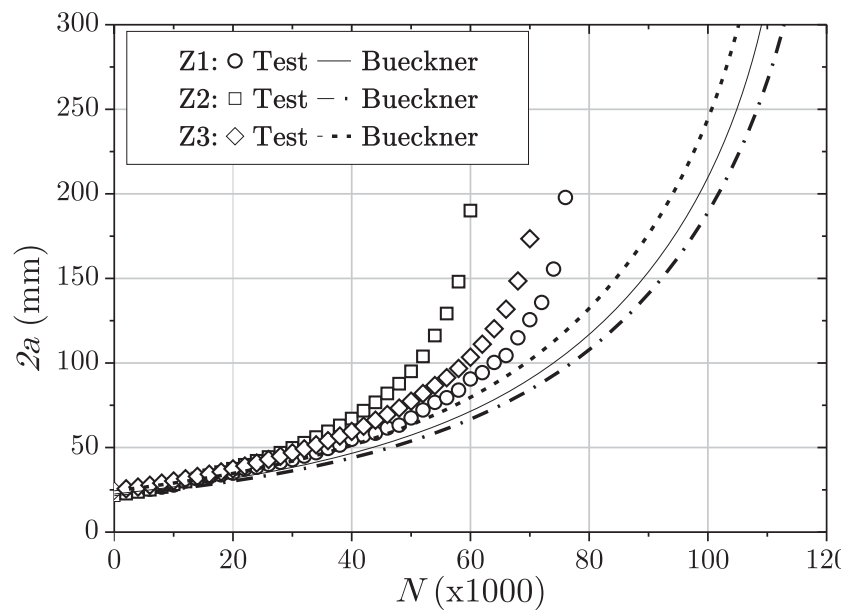
Der Vergleich des Rissfortschrittsverhaltens $2a$ über N einer gebeulten Struktur basierend auf dem Bueckner-Prinzip mit den Versuchsergebnissen zeigt in vielen Fällen eine deutliche Verbesserung zu der Berechnungsmethode des ebenen Zustandes. Die Versuchsergebnisse von p_2.0_40_o+Z1 und Z2 werden in diesem Fall von der analytischen Annäherung bis zu einer Gesamtrisslänge $2a \approx 100$ mm gut wiedergegeben und sind nur etwas langsamer (vgl. Abbildung 5.5(a)). Im weiteren Verlauf nimmt $\frac{da}{dN}$ im Versuch stärker zu als es die Annäherung berechnet. Dieses Verhalten bestätigt sich für weitere Konfigurationen, z.B. p_2.0_50_o+Z1 (vgl. Abbildung A.30(b)) und p_3.2_100_o+Z1 (vgl. Abbildung A.30(e)). Die Beschleunigung der Rissfortschritts-geschwindigkeit bei größeren Risslängen aufgrund der zunehmenden out-of-plane Verformung wird von der Berechnung nicht korrekt wiedergegeben.

Für p_2.0_40_o+Z3 ist die Vorhersage des Ermüdungsverhaltens mittels analytischer Berechnung dagegen konservativ, da die Anzahl der ertragbaren Lastwechsel verglichen mit dem Versuch unterschritten wird. Gleiches gilt für p_2.0_45_o+Z1, p_2.0_50_o+Z2 und Z3. Das Ergebnis, dass die Gesamtanzahl der ertragenen Lastwechsel für diese Panels kleiner oder gleich der im Versuch gemessenen ist, beruht in diesen Fällen auf der Tatsache, dass $\frac{da}{dN}$ im Rechenmodell von Anfang an größer ist als im Versuch. Aufgrund fehlender Wiederholungsversuche stellt sich die Frage, ob die Ursache für diese Differenzen in der Berechnung liegt oder die Versuchsergebnisse eine Ausnahme darstellen. Unabhängig von der konservativen Lebensdauervorhersage wird auch in diesen Fällen die zunehmende Steigung von $\frac{da}{dN}$ bei größeren Risslängen nicht berechnet.

5.2 Konstanter Einfluss der Beulverformung



(a) p-2.0.40_o+Z1-3



(b) p-3.2.83_o+Z1-3

Abbildung 5.5: Rissfortschrittsvergleich für Ergebnisse der analytischen Annäherung nach dem Bueckner-Prinzip mit Versuchsergebnissen für zentrale Risse

5 Ansätze zur Rissfortschrittsberechnung

Diese differenzierte Betrachtung der einzelnen Belastungsfälle ist für Panels mit $t = 3,2$ mm nicht notwendig, da der Rissfortschritt der analytischen Annäherung verglichen mit den Versuchsergebnissen für alle Panels langsamer ist (vgl. Abbildungen 5.5(b) und A.30(c)-(e)). Während die Abweichung der Gesamtlebensdauer für p_3.2_70_o+Z1 ca. 30% beträgt, nähern sich die Ergebnisse der Rechnungen denen der Versuche mit zunehmender Schubkraft immer mehr an. Analog zu den bisherigen Erkenntnissen fehlt auch hier das beschleunigte Risswachstum mit zunehmender Risslänge aufgrund der nicht berücksichtigten Wechselwirkung zwischen Riss und Beule.

5.2.2 Außermittige Risse

Im gebeulten Zustand wirkt sich eine Verschiebung der initialen Rissposition entlang der Diagonalen direkt auf die Belastung des Risses aus, da die Spannungsverteilung bezogen auf die Rissmitte asymmetrisch wird. Dies führt bei der Berechnung zu unterschiedlichen Risswachstumsgeschwindigkeiten beider Risspitzen, wie sie im Versuch beobachtet wird (vgl. Abbildung 5.6). a_2 bezeichnet die Risspitze, die in Richtung der Panelmitte zeigt und damit der höheren Belastung ausgesetzt ist. Für beide gezeigten Fälle wächst a_2 deutlich schneller als a_1 , was aufgrund der Diskussion um den Einfluss des endlichen Panels in Kapitel 5.1.2 eindeutig der asymmetrischen Spannungsverteilung zugeordnet werden kann.

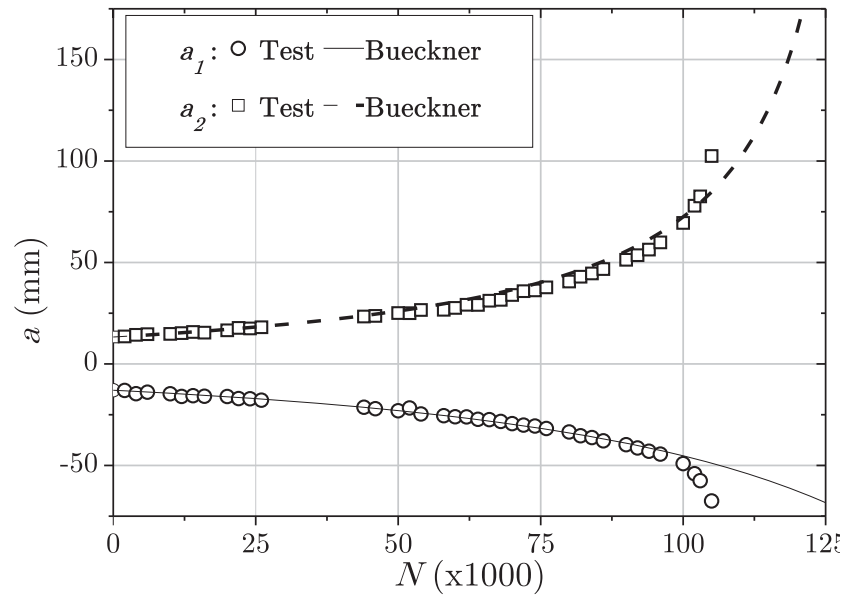
Grundsätzlich verbessert die vereinfachte Annäherung basierend auf dem Bueckner-Prinzip auch die Ermittlung der Rissfortschrittsgeschwindigkeit für Risse, die nicht im Zentrum des Panels liegen. In Abbildung A.28 fällt auf, dass die analytischen und Versuchsergebnisse von p_2.0_40_o+A1 bis zu einer Risslänge von $2a \approx 125$ mm sehr gut übereinstimmen. Die Berechnung von p_2.0_50_o+A1 ermittelt von Beginn an wieder ein zu großes $\frac{da}{dN}$. Das beschleunigte Risswachstum vor dem Versagen des Panels wird wie bei den zentralen Rissen nicht exakt bestimmt.

5.2.3 Zusammenfassung der Ergebnisse

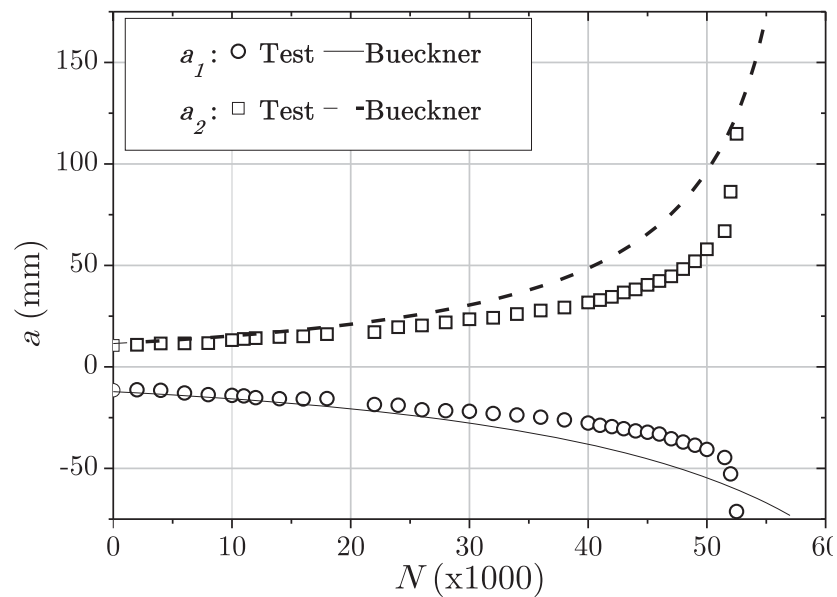
Der Vergleich mit den Ergebnissen einer ebenen Struktur unter Schubbelastung zeigt eindeutig, dass die Beulverformung einen wesentlichen Einfluss auf die Rissfortschrittsgeschwindigkeit der Panels hat. Für gerissene, beulende Strukturen ist die Vernachlässigung der out-of-plane Verformung für die Berechnung der Lebensdauer nicht ausreichend.

Die Rissfortschrittsberechnung anhand eines ebenen, gerissenen Panels, das mit dem Spannungsverlauf aus einer gebeulten, ungerissenen Struktur belastet wird, ist eine Möglichkeit für eine erste Annäherung zur Bestimmung des Rissfortschrittsverlaufs. Die Übereinstimmung der Rissfortschrittsergebnisse aus der analytischen Näherung und der Versuchsergebnisse ist qualitativ für kleine Risslängen zufriedenstellend. Die Ergebnisse bestätigen außerdem die Hypothese, dass die Hauptspannung σ_1 der beulenden Struktur ein wesentlicher Einflussparameter für den Rissfortschritt ist.

5.2 Konstanter Einfluss der Beulverformung



(a) p.2.0.40.o+A1



(b) p.2.0.50.o+A1

Abbildung 5.6: Rissfortschrittsvergleich für Ergebnisse der analytischen Annäherung nach dem Bueckner-Prinzip mit Versuchsergebnissen für außermittige Risse

5 Ansätze zur Rissfortschrittsberechnung

Die Anzahl der ertragenen Lastwechsel bis zum Versagen des Panels wird dagegen nicht ausreichend genau ermittelt, da das beschleunigte Risswachstum kurz vor dem Versagen des Panels über diese Methode in keinem berechneten Fall richtig abgebildet wird. Die Ursache hierfür liegt an der zunehmenden out-of-plane Verformung u_3 bei wachsender Risslänge und einer damit verbundenen Steigerung der Hauptspannungswerte σ_1 . Diese wird aufgrund der methodisch bedingten Eingangswerte nicht berücksichtigt, da sie mithilfe eines ungerissenen FE-Modells ermittelt werden und somit keine Veränderungen der Beulverformung mit wachsender Risslänge beinhalten.

Diese allgemeinen Ergebnisse können trotz der großen Streuung der Versuchsergebnisse aufgrund von stochastischen Effekten und Umwelteinflüssen, die in Kapitel 3.5 diskutiert werden, formuliert werden. Da die Anzahl der durchgeführten Versuche für eine statistische Absicherung der Versuche nicht ausreichend ist, kann aber keine abschließende Bewertung erfolgen.

5.3 Ansatz 3: Berücksichtigung der wechselseitigen Beeinflussung von Rissfortschritt und Beulverformung (K_I -Faktor-Lösung)

In einem dritten Ansatz geht die Rückwirkung der steigenden out-of-plane Verformung mit zunehmender Risslänge in die Berechnung des Rissfortschritts mit ein. Dafür werden die K_I -Faktoren aus den FE-Berechnungen gerissener, schubbeanspruchter Panels mit Schalenelementen verwendet (vgl. z.B. Abbildung 4.14) und deren Verlauf über a als Funktion $K_I(a)$ ermittelt. Mithilfe dieser Funktion wird K_I für eine gegebene Risslänge a berechnet und in der nachfolgenden Rissfortschrittsrechnung nach Forman (Gleichung 2.23) zur Ermittlung des inkremellen Risswachstums da verwendet (vgl. Bierbaum et al. [15]). Da die endliche Breite des Panels sowie die zunehmende out-of-plane Verformung aufgrund der zunehmenden Risslänge bereits in der Funktion von K_I berücksichtigt sind, ist kein weiterer Korrekturfaktor notwendig.

5.3.1 Zentrale Risse

Abbildung 5.7 zeigt den Verlauf von K_I aus den FE-Rechnungen mit steigender Risslänge für das Panel S8R5_20_40_o+Z1:

Daraus resultiert die Funktion $K_I(a)$, die ebenfalls in der Abbildung dargestellt ist:

$$K_I(a) = -0,02326 \cdot a^2 + 16,2078 \cdot a + 214,4329 \quad (5.4)$$

Für jede Versuchsconfiguration wird analog eine spezifische Funktion ermittelt (vgl. Abschnitt C.4). Aufgrund der Belastungssymmetrie für zentrale Risse ist die gleiche Funktion für beide Risspitzen gültig.

Ein Vergleich der Rissfortschrittsergebnisse aus den Berechnungen mittels der gebeulten Hauptspannung σ_1 nach dem Bueckner-Prinzip, der $K_I(a)$ -Funktion und der im Versuch ermittelten Werte ist in den Abbildungen 5.8 und A.31 dargestellt.

5.3 Berücksichtigung der wechselseitigen Beeinflussung

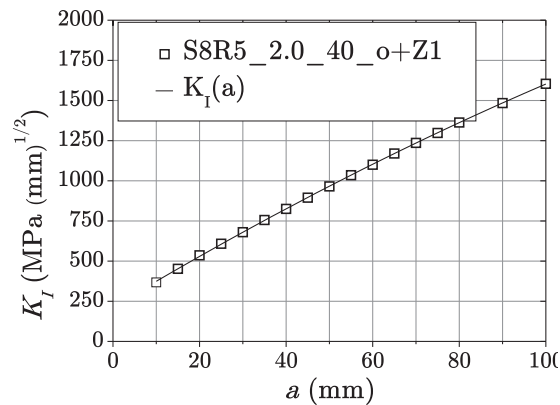


Abbildung 5.7: Darstellung der Funktion $K_I(a)$ anhand der Ergebnisse von S8R5_20_40_o+Z1

Für die $K_I(a)$ -Berechnungsmethode wird das beschleunigte Risswachstum vor dem Versagen des Panels wiedergegeben. Der Verlauf der Berechnung nähert sich damit den Versuchsergebnissen besser an als bei der Berechnung mit $\sigma_1(diag)$.

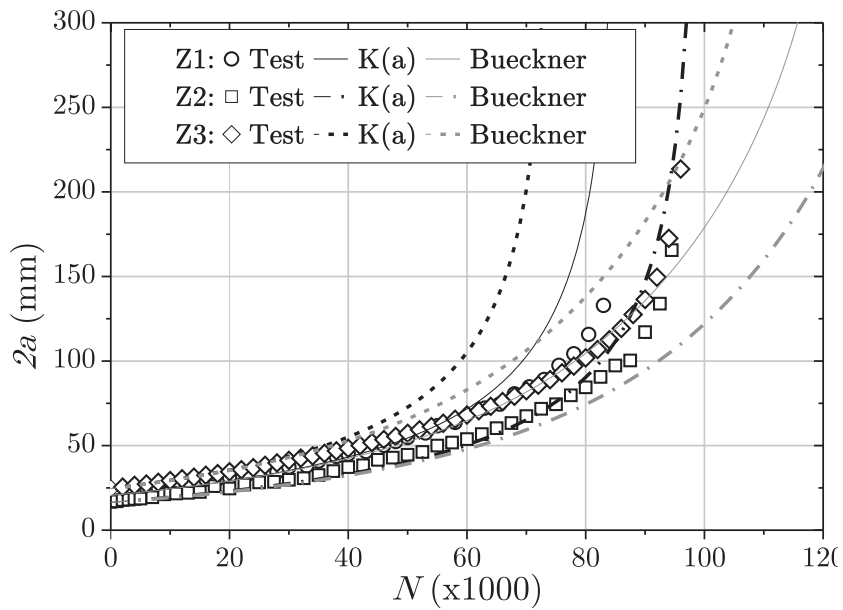
Um das Potential der $K_I(a)$ -Berechnungsmethode für die Ermittlung des Rissfortschrittsverhaltens zu beurteilen, wird der Vergleich der Ergebnisse mit denen der Versuche vertieft. Für Panels der Dicke $t = 2,0$ mm ist die Vorhersage der Lebensdauer in allen Fällen konservativ und stimmt bei einigen Panels mit einer Abweichung von weniger als 10% sehr gut mit den Versuchsergebnissen überein (z.B. p_20_40_o+Z1 und Z2, p_20_50_o+Z1). Für die Fälle, die bereits bei der analytischen Annäherung über das Buecknersche Prinzip mit σ_1 deutlich von dem Verlauf der Versuchsergebnisse abweichen, zeigen auch diese Ergebnisse die größte Differenz. Als Beispiel seien die Abweichungen für p_20_40_o+Z3 und p_20_45_o+Z1 von über 25% genannt.

Der Vergleich für Panels der Dicke $t = 3,2$ mm zeigt eine sehr gute Übereinstimmung mit den Versuchsergebnissen. Die einzige Ausnahme stellt Panel p_3.2_83_o+Z2 dar, für das die Berechnung mehr ertragbare Lastwechsel berechnet als im Versuch getestet werden. Für alle anderen Panels mit variierenden Belastungen $F_{S,max}$ wird der vollständige Kurvenverlauf von a über N des Versuches mit minimalen Abweichungen exakt berechnet.

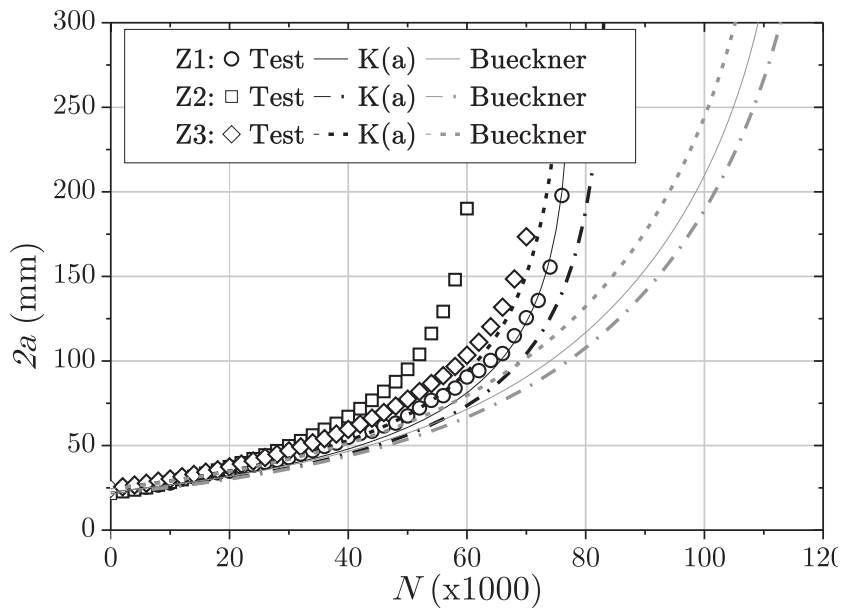
5.3.2 Außermittige Risse

Für Risse, die außerhalb der Panelmitte liegen, wird für jede Rissspitze eine eigene Funktion $K_I(a)$ bestimmt (vgl. Anhang C.4). Da die Verschiebung der Rissmitte im FE-Modell berücksichtigt ist (vgl. Kapitel 4.3.5) und sich somit in der Funktion $K_I(a)$ widerspiegelt, muss sie auch im Programmcode der analytischen Annäherung umgesetzt werden. Dies geschieht, indem nach jeder Berechnung von $da_1 \neq da_2$ die neuen Risslängen a_1 und a_2 und das daraus resultierende, neue Risszentrum bezogen auf den Mittelpunkt des Panels bestimmt werden. Somit haben a_1 und a_2

5 Ansätze zur Rissfortschrittsberechnung



(a) p-2.0_40_o+Z1-3



(b) p-3.2_83_o+Z1-3

Abbildung 5.8: Rissfortschrittsvergleich für Ergebnisse der analytischen Annäherung über $K(a)$ mit Versuchsergebnissen für zentrale Risse

für die nächste Iteration wieder die gleiche Länge. Damit ist das Vorgehen analog zu der Realisierung der FE-Modelle. Die restliche Umsetzung bleibt identisch zu der Berechnung von zentralen Rissen.

Die Ergebnisse der Rissfortschrittsberechnung stimmen für p_20_40_o+A1 sehr gut mit den Versuchsergebnissen überein (vgl. Abbildungen 5.9(a) und A.32(a)). Der gesamte Verlauf des Rissfortschritts einschließlich des Endversagens des Panels wird über die Annäherung sehr gut wiedergegeben. Dagegen führt die Berechnung von p_20_50_o+A1 auf eine konservative Prognose der Lebensdauer, die um ca. 10% von den Versuchsergebnissen abweicht (vgl. Abbildungen 5.9(b) und A.32(b)). Auch in diesem Fall wird die Beschleunigung des Rissfortschritts mit zunehmender Risslänge besser beschrieben als für die Annäherung nach dem Bueckner-Prinzip.

5.3.3 Zusammenfassung der Ergebnisse

Die Berechnung des Rissfortschritts in einem gebeulten Panel mittels der K_I -Faktoren aus der FE-Lösung und der damit berücksichtigten Wechselwirkung zwischen Riss und Beule stellt eine Verbesserung zur vereinfachten Annäherung nach dem Bueckner-Prinzip dar. Das Rissfortschrittsverhalten wird verglichen mit den Versuchsergebnissen qualitativ sehr gut wiedergegeben, einschließlich dem beschleunigten Risswachstum bei großen Risslängen. Die Position des Risses im Panel spielt dabei keine Rolle. Diese Ergebnisse bestätigen, dass die zunehmende out-of-plane Verformung einen Einfluss auf das Risswachstum hat, der nicht vernachlässigt werden kann.

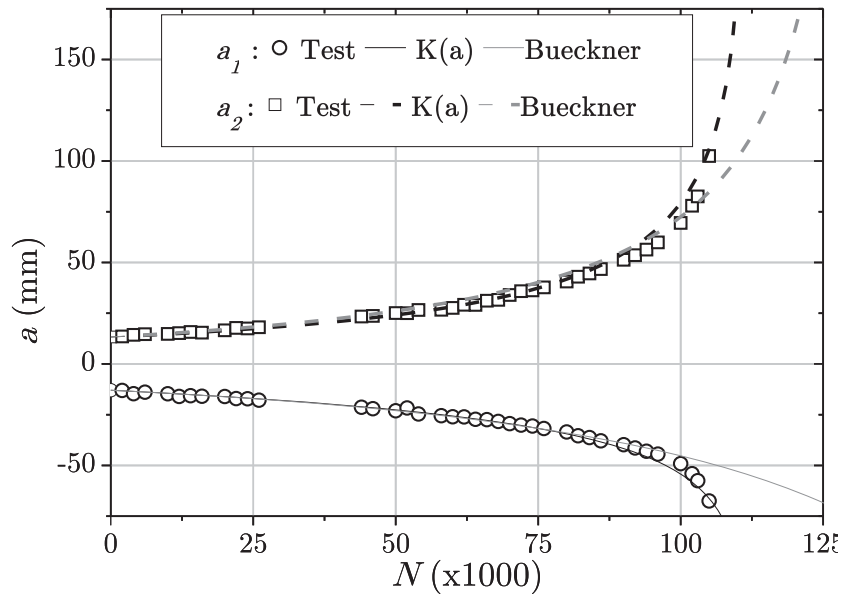
Für über Zweidrittel der untersuchten Panels ist der berechnete Verlauf der Rissfortschrittskurve und die Gesamtlebensdauer auch quantitativ in der gleichen Größenordnung der Versuchsergebnisse. Die Abweichung beträgt etwa 10%. Panels der Dicke $t = 2,0$ mm weisen eine häufigere Abweichung auf als Panels der Dicke $t = 3,2$ mm. Dies kann mit der größeren Streuung der Versuchsergebnisse entsprechend Kapitel 3.5.6 erklärt werden. Außerdem sind die Abweichungen der FE- und Versuchsergebnissen für die dickeren Panels geringer als für die dünnen. Dementsprechend stimmen möglicherweise auch die FE K -Faktoren, auf denen die Funktion $K_I(a)$ basiert, besser zu den Versuchsergebnissen.

5.4 Fazit

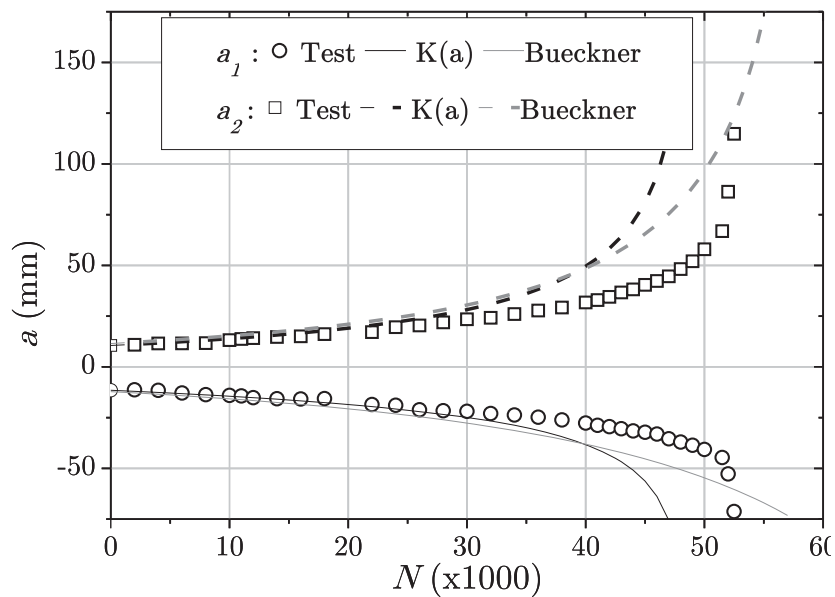
Die analytischen Näherungen sind in der Lage, den Fortschritt für Risse in schubbelasteten Panels zu bestimmen. Es wird gezeigt, dass sowohl die Beule als auch die zunehmende out-of-plane Verformung bedingt durch die wachsende Risslänge einen signifikanten Einfluss auf die Fortschrittsgeschwindigkeit haben. Die Wechselwirkung darf für Lebensdauerberechnungen nicht vernachlässigt werden.

Die Anwendung von der Hauptspannungsverteilung $\sigma_1(diag)$ entlang des Rissfortschrittpfads aus einer FE-Analyse der ungerissenen, gebeulten Struktur als Belastung auf ein ebenes Panel ist eine einfache Möglichkeit den Verlauf abzuschätzen. Ihr

5 Ansätze zur Rissfortschrittsberechnung



(a) X.2.0.40_o+A1



(b) X.2.0.50_o+A1

Abbildung 5.9: Rissfortschrittsvergleich für Ergebnisse der analytischen Annäherung über $K(a)$ mit Versuchsergebnissen für außermittige Risse

Vorteil ist, dass für jede Versuchskonfiguration nur eine FE-Rechnung im ungerissenen Zustand zur Ermittlung der Eingangswerte notwendig ist. Es ist also mit sehr wenig Rechenaufwand eine erste Abschätzung möglich. Dafür wird das beschleunigte Risswachstum gegen Ende der Lebensdauer nicht abgebildet und somit ein nicht konservativer Versagenszeitpunkt des Panels berechnet. Die Methode ist also für die präzise, quantitative Ermittlung der Lebensdauer nicht geeignet, aber in der Lage die Rissfortschrittsgeschwindigkeit zu Beginn des Risswachstums zu prognostizieren. Die Funktion $K_I(a)$, die über die FE-Ergebnisse bestimmt wird, beinhaltet die zunehmende out-of-plane Verformung mit wachsender Risslänge. Dies spiegelt sich in den Ergebnissen der Rissfortschrittsberechnung wider, da sie tendenziell konservative Werte für die Lebensdauer vorhersagen und die Anzahl der ertragbaren Lastwechsel unterschreitet. Somit ist dieses Verfahren besser für die Berechnung der Lebensdauer geeignet. Dafür benötigt sie eine erheblich längere Rechenzeit, da FE-Modelle mit unterschiedlichen Risslängen modelliert, berechnet und ausgewertet werden müssen, um die Funktion $K_I(a)$ bestimmen zu können. In der Praxis ist gegebenenfalls abzuwägen, ob die präzisere Vorhersage des Versagens des Panels den höheren Aufwand rechtfertigt.

Kritisch anzumerken ist für alle analytischen Näherungsverfahren, dass immer eine starke Abhängigkeit von der Anfangsrisslänge besteht. Dies wird auch in diesen Fällen bestätigt. Beispielsweise führt eine Differenz der Anfangsrisslänge von $\Delta 2a_0 = 4 \text{ mm}$ (entspricht ca. 20% von $2a_0$) zwischen Panel p_20_40_o+Z1 und Z2 zu einem Versagen in der Berechnung, das 14000 Lastwechsel früher eintritt. Daher wirken sich eventuelle Messungenauigkeiten bei den Anfangsrisslängen im Versuch gravierend auf die Berechnungsergebnisse aus.

Des Weiteren basieren die analytischen Lösungen auf “perfekten” Modellen, die keine Abweichungen von den vorgegebenen Randbedingungen einschließen. Im Versuch vorhandene Imperfektionen oder Änderungen der Umgebungsvariablen (vgl. Kapitel 3.5.6) werden in der FE-Simulation und somit in der analytischen Berechnung vollständig vernachlässigt. Dies ist eine weitere, mögliche Erklärung für die sehr starke Abweichung der analytischen Berechnungsergebnisse zu denen der Versuche. Sie kann aufgrund der fehlenden statistisch gesicherten Versuche nur als Hypothese formuliert werden.

Nicht alle Versuchsvariationen werden in diesem Kapitel nachgerechnet. Zum einen kann die analytische Näherung für eine Belastung mit $R > 0$ für beide analytischen Annäherungsverfahren nicht durchgeführt werden, da die Forman-Parameter von R abhängig sind. Es liegen nur Parameter für $R = 0$ vor, die über Versuche bestätigt sind. Somit ist ein Vergleich zwischen Versuchen und Berechnungen nicht sinnvoll. Der Durchschlag des Panels bei wechselnden Belastungen stellt eine Beanspruchung des Materials dar, der nicht über einen Faktor oder etwas vergleichbares einfach in die Berechnung integriert werden kann. Hierfür sind spezifische Materialmodelle notwendig, die z.B. Reibung der Rissfronten berücksichtigen. Gleiches gilt für den potenziellen Einfluss der Vorermüdung, der sich auf mikrostruktureller Ebene des Materials abspielt und somit nicht mit einfachen, bruchmechanischen Methoden be-



5 Ansätze zur Rissfortschrittsberechnung

rechenbar ist. Die Entwicklung geeigneter Materialmodelle ist im Rahmen dieser Arbeit nicht vorgesehen.

6 Zusammenfassung

Ziel dieser Arbeit ist es den wechselseitigen Einfluss von Schubbeulen und Rissen in unversteiften Aluminiumpanels zu untersuchen. Bei einer Schubbelastung entsteht immer auch ein Zugfeld. Kommt es zusätzlich zu einer out-of-plane Verformung, steigt die maximale Hauptspannung in der Mitte eines Panel schneller als für den vergleichbaren, ebenen Fall. Darüber hinaus entsteht aufgrund der Beule ein Biegemoment, welches ebenso wie die anderen Phänomene eine Interaktion von Riss und Beule vermuten lässt. Die Untersuchungen basieren auf der Verwendung von accidental damages, für die eine Torsionsbelastung in Rumpfschalen eines Flugzeugs möglich und somit ein kombiniertes Auftreten wahrscheinlich ist.

Versuchsergebnisse, die in einer Schubanlage an ebenen, quadratischen Panels mit manuell eingesägtem Riss durchgeführt werden, belegen den wechselseitigen Einfluss von einem Riss und einer Beule. Liegt ein Riss normal zum diagonal verlaufenden Zugfeld der Beule, wächst er bei ausreichend hoher Schubbelastung. Der fortschreitende Riss führt seinerseits zu einer zunehmenden out-of-plane Verformung des Panels einschließlich einem Aufklaffen des Risses bei sehr großen Risslängen. Darüber hinaus steigt die Instabilität des Panels mit zunehmender Risslänge. Das allgemeine Beulbild bleibt dabei aber erhalten. Es besteht für alle Versuche aus einer Haupt- und zwei Nebenbeulen.

Unterschiedliche Versuchskonfigurationen sowie ihre Berechnung mit der Finiten Elemente Methode führen zu dem Erkenntnis, dass die durch die Schubbelastung entstehende, maximale Hauptspannung der Haupteinflussfaktor für das Ermüdungsverhalten eines gerissenen Panels ist. Denn ein Riss, der normal und symmetrisch zur Hauptbeule und somit im Zugfeld liegt, wächst bis zum Versagen des Panels ohne, dass dabei eine signifikante Rissdrehung erkennbar ist. Außerdem ist die Rissfortschrittsgeschwindigkeit beider Rissspitzen etwa identisch und steigt bei zunehmender Belastung. Ist die Orientierung des eingesägten Risses um 45° zur Diagonalen gedreht, wächst der Riss wieder normal zum Zugfeld. Und eine Positionierung des Risses außerhalb der Panelmitte, aber weiterhin normal zur Hauptbeule, führt zu unterschiedlichen Rissfortschrittsgeschwindigkeiten. Hier wächst diejenige Rissspitze schneller, die näher zum Zentrum des Panels positioniert und somit der höheren Hauptspannung in der Hauptbeule ausgesetzt ist. Auch hier ist keine Rissdrehung erkennbar.

Für Risse, die im Versuch parallel zur Hauptbeule und demzufolge parallel zum Zugfeld liegen, ist auch nach einer großen Anzahl zyklischer Belastungen kein Rissfortschritt messbar. Die Orientierung des Risses zur Beule ist für die Entstehung von Rissfortschritt also entscheidend. Diese Art der Belastung wird im Folgenden als Vorermüdung bezeichnet. Durch eine Umkehrung der Belastungsrichtung nach der Vorermüdung wird erreicht, dass der Riss wieder normal zur Hauptbeule liegt.

6 Zusammenfassung

In einigen Fällen zeigt sich, dass ein vorermüdetes Panel bei anschließender, schwelender Belastung weniger Lastwechsel erträgt, als ein vergleichbar belastetes Panel ohne Vorermüdung. Die Hypothese, dass Vorermüdungslastwechsel ein beschleunigtes Risswachstum nach sich ziehen, kann anhand der Versuche aber nicht eindeutig bestätigt werden.

Sowohl Versuche mit wechselnder Belastung als auch FE Ergebnisse zeigen aber, dass die Belastung im Sinne der Vorermüdung einen kritischen Einfluss auf die Rissspitzenbelastung hat. Bei wechselnder Belastung versagen Panels früher als bei entsprechender, schwelender Belastung. Außerdem öffnet sich ein Riss, der normal zur Hauptbeule orientiert ist, über der gesamten Dicke des Panels. Für den Fall der Vorermüdung dominiert hingegen ein Zusammendrücken des Risses. Nur im oberen Drittel der Paneldicke verursacht das aus der Beule resultierende Biegemoment dann eine Öffnung des Risses. Sie reicht für ein Risswachstum nicht aus, kann aber partiell eine kritische Rissspitzenbelastung verursachen. Dieses Phänomen ist eine mögliche Erklärung für das im Versuch beobachtete, beschleunigte Risswachstum bei wechselnder Belastung oder nach Vorermüdungslastwechseln.

Die Auswertung von FE-Ergebnisse der Spannungsintensitätsfaktoren an den Rissspitzen über der Dicke zeigen, dass der Riss auf der stärker zugbelasteten Seite (positive Beulenseite) unabhängig von der Orientierung zur Hauptbeule eine höhere Belastung erfährt als auf der Beulinnenseite. Die Rissfront verläuft demzufolge schräg über der Dicke. Weitere Einflüsse des beulbedingten Biegemoments auf den Riss können nicht festgestellt werden.

Die Erkenntnis, dass die maximale Hauptspannung im Schubpanel den größten Einfluss auf das Ermüdungsverhalten hat, führt zu dem Ansatz einer analytischen Rissfortschrittsberechnung nach Forman. Hierfür wird die Hauptspannungsverteilung über der Paneldiagonalen eines ungerissenen FE-Modells mit Hilfe des Bueckner Prinzips als Zugbelastung auf einen Zentralriss aufgeprägt. Um den Einfluss der out-of-plane Verformung auf die Rissfortschrittsgeschwindigkeit zu überprüfen, wird sowohl die Hauptspannungsverteilung eines ebenen als auch eines gebeuln Panels verwendet. Der Vergleich der Ergebnisse zeigt, dass der Rissfortschritt für den ungebeuln Fall um ein vielfaches langsamer ist als für den beuln Zustand. Die Verwendung der Spannungsverteilung eines gebeuln Panels führt für kleine Risslängen zu sehr guten Übereinstimmungen mit den Versuchsergebnissen. Die Methode berücksichtigt aufgrund der gewählten Eingangswerte keine zunehmende out-of-plane Verformung bei großen Risslängen. Deshalb ist sie auch nicht in der Lage das damit verbundene, beschleunigte Risswachstum zu berechnen und führt zu einer nicht konservativen Vorhersage der ertragbaren Lastwechsel.

Daher werden als Zweites Funktionen basierend auf den Spannungsintensitätsfaktorlösungen der FE-Rechnungen von gerissenen, gebeuln Modellen generiert und als Rissspitzenbeanspruchung definiert. Eine Rissfortschrittsberechnung basierend auf dieser Methode bezieht die zunehmende out-of-plane Verformung in die Analyse mit ein. In diesem Fall führen die Berechnungsergebnisse zu einer guten Übereinstimmung

mit den Versuchsergebnissen und zu einer konservativen Vorhersage für das Ermüdungsverhalten des Panels.

Die Ergebnisse dieser Arbeit belegen eine wechselseitige Beeinflussung von Rissen und Schubbeulen. Treten diese in Kombination auf, führt eine Vernachlässigung der zunehmenden out-of-plane Verformung bei steigender Risslänge zu einer Rissfortschrittsprognose, die die zu ertragenden Lastwechsel der Struktur überschätzt. Demzufolge sollte auch für schubbelastete Strukturen eine Analyse des Damage Tolerance Verhaltens erfolgen. Des Weiteren sind in der Praxis Inspektionen dieser entsprechenden Bereiche auf accidental damages sinnvoll.

Um weitere Erkenntnisse zu erlangen, wäre eine automatisierte Rissfortschrittsrechnung, zum Beispiel mit der Extended Finite Element Methode (XFEM) denkbar. Sie berechnet zusätzlich unter anderem lokale Rissdrehungen, die aufgrund der Spannungsintensitätsfaktorergebnisse der Finiten Elemente Modelle in den Übergangsbereichen von der Haupt- zur Nebenbeule vermutet werden können. Erweiterte Materialmodelle wären eine Möglichkeit, um den Einfluss der Vorermüdung auch numerisch und analytisch zu klären, da z.B. lokales Risswachstum auch auf Mikroebene oder plastische Zonen vor dem Riss berechnet werden könnten. Des Weiteren verspricht eine Untersuchung des Rissfortschrittverhaltens von versteiften und gekrümmten Panels unter Schubbelastung interessante Erkenntnisse, da diese Bauweise in der Praxis für Flugzeuge eingesetzt wird und das Spannungsfeld aufgrund der Versteifungen Umlenkungen erfährt.





Literaturverzeichnis

- [1] Adden, S., Merzbacher, M., & Horst, P. (2006). Material forces as a simple criterion for the description of crack-turning problems. *Aerospace Science and Technology*, 10(6), 519–526.
- [2] Aliabadi, M. (2003). Boundary element methods in linear elastic fracture mechanics. In I. Milne, R. O. Ritchie, & B. Karihaloo (Eds.), *Comprehensive Structural Integrity*, volume 3 (pp. 89 – 125). Oxford: Pergamon.
- [3] Alinia, M., Hosseinzadeh, S., & Habashi, H. (2007). Influence of central cracks on buckling and post-buckling behaviour of shear panels. *Thin-Walled Structures*, 45(4), 422–431.
- [4] Alinia, M., Hosseinzadeh, S., & Habashi, H. (2008). Buckling and post-buckling strength of shear panels degraded by near border cracks. *Journal of Constructional Steel Research*, 64, 1483–1494.
- [5] Arbelo, M. A., de Almeida, S. F. M., & Donadon, M. V. (2011). An experimental and numerical analysis for the post-buckling behavior of composite shear webs. *Composite Structures*, 93(2), 465 – 473.
- [6] Authors, V. (2004). *ABAQUS 6.9 html-Dokumentation*. Providence, RI, USA: Dassault Systèmes Simulia Corp.
- [7] Authors, V. (2006). *International Alloy Designations and Chemical Composition Limits for Wrought Aluminum and Wrought Aluminum Alloys*. 1525 Wilson Boulevard, Arlington, VA 22209: The Aluminum Association Inc.
- [8] Authors, V. (2011). *DIN-ISO-EN 12737 - Metallische Werkstoffe - Bestimmung der Bruchzähigkeit (ebener Dehnungszustand)*. 10772 Berlin: Deutsche Industrie Norm.
- [9] Barsoum, R. S. (1976). A degenerate solid element for linear fracture analysis of plate bending and general shells. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 10(3), 551–564.
- [10] Bathe, K. (1986). *Finite-Elemente-Methoden*. Springer Berlin Heidelberg New York Tokio.
- [11] Beden, S., Abdullah, S., & Ariffin, A. (2009). Review of fatigue crack propagation models for metallic components. *European Journal of Scientific Research*, 28(3), 364–397.

Literaturverzeichnis

- [12] Beitz, W. & Küttner, K.-H. (Eds.). (1995). *Dubbel - Taschenbuch für den Maschinenbau* (18 ed.). Springer Berlin Heidelberg New York.
- [13] Bierbaum, J. & Horst, P. (2010). Crack propagation in aluminium panels due to shear forced buckling. In DVM (Ed.), *18th European Conference on Fracture*, (pp. on CD). DVM (Deutscher Verband für Materialforschung und -prüfung).
- [14] Bierbaum, J. & Horst, P. (2011). Crack propagation in buckling plates: test results and a simplified numerical approach. *International Journal of Structural Integrity*, 2(4), 373–382.
- [15] Bierbaum, J. & Horst, P. (2013). Finite element crack propagation analysis of shear loaded buckling panels. *International Journal of Structural Integrity*, 4(4), 446–456.
- [16] Borrego, L., Antunes, F., Costa, J., & Ferreira, J. (2006). Mixed-mode fatigue crack growth behaviour in aluminium alloys. *International Journal of Fatigue*, 28(5-6), 618–626.
- [17] Brighenti, R. (2005a). Buckling of cracked thin-plates under tension or compression. *Thin-Walled Structures*, 43, 209–224.
- [18] Brighenti, R. (2005b). Numerical buckling analysis of compressed or tensioned cracked thin plates. *Engineering Structures*, 27(2), 265–276.
- [19] Brighenti, R. (2009). Buckling sensitivity analysis of cracked thin plates under membrane tension or compression loading. *Nuclear Engineering and Design*, 239(6), 965–980.
- [20] Bueckner, H. (1970). A novel principle for the computation of stress intensity factors. *Zeitschrift für angewandte Mathematik und Mechanik*, 50, 529–546.
- [21] Bulson, P. (1970). *The stability of flat plates*. Chatto & Windus Ltd and Clarke, Irwin & Co Ltd.
- [22] Burdekin, F. & Stone, D. (1966). The crack opening displacement approach to fracture mechanics in yielding materials. *Journal of Strain Analysis*, 1(2), 145–153.
- [23] Coutellier, P.-Y. (2011). Introduction of different crack propagation scenarios to a simplified numerical tool. Studienarbeit, Institut für Flugzeugbau und Leichtbau, Technische Universität Braunschweig.
- [24] Dugdale, D. (1960). Yielding of steel sheets containing slits. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 8, 100–104.
- [25] FAA (1993). Damage Tolerance Assessment Handbook - Volume 1. Technical Report DOT/FAA/CT-93/69.1, Federal Aviation Administration, FAA Technical Center, Atlantic City Airport, NJ 05405.

- [26] Featherston, C., Eaton, M., & Holford, K. (2011). The effects of measured geometric imperfections on the buckling of flat plates. *Strain: An International Journal for Experimental Mechanics*, 48, 208–215.
- [27] Flügge, S. (1958). *Handbuch der Physik - Elastizität und Plastizität*, volume 6.
- [28] Folias, E. (1965). An axial crack in a pressurized cylindrical shell. *International Journal of Fracture*, 1(2), 104–113.
- [29] Folias, E. (1967). An circumferential crack in a pressurized cylindrical shell. *International Journal of Fracture*, 3(1), 1–11.
- [30] Forman, R., Kearney, V., & Engle, R. (1967). Numerical analysis of crack propagation in cyclic-loaded structures. *Journal of Basic Engineering*, 89, 459–464.
- [31] Gallais, C., Simar, A., Fabregue, D., Denquin, A., Lapasset, G., de Meester, B., Brechet, Y., & Pardoën, T. (2007). Multiscale analysis of the strength and ductility of aa6056 aluminium friction stir welds. *Metallurgical and Materials Transactions A*, 38A, 964–981.
- [32] Griffith, A. (1921). The phenomena of rupture and flow in solids. *Philosophical Transactions of the Royal Society of London, Series A*, 221, 163–198.
- [33] Gross, D. & Seelig, T. (2011). *Bruchmechanik* (5 ed.). Springer Verlag. ISBN 978-3-642-10195-3.
- [34] Hahn, H. (1976). *Bruchmechanik*. 30. Teubner Studienbücher.
- [35] Heitmann, M. (2005). *Untersuchung des Nachbeulverhaltens rechteckig versteifter metallischer Strukturen unter kombinierter Druck- und Schubbelastung*. Zlr-forschungsbericht, Institut für Flugzeugbau und Leichtbau, Technische Universität Braunschweig.
- [36] Henrion, D. (2008). Erweiterung eines Patran-Tools zur Implementierung von Rissstippen in Finite Elemente Modelle für Berechnungen mittels ABAQUS. Studienarbeit, Institut für Flugzeugbau und Leichtbau, Technische Universität Braunschweig.
- [37] Hoffmann, K. (1987). *Eine Einführung in die Technik des Messens mit Dehnungsmeßstreifen*. Hottinger Bladwin Messtechnik GmbH, Darmstadt.
- [38] Horst, P. (1991). *Zum Beulverhalten dünner bis in den plastischen Bereich zyklisch durch Schub belasteter Aluminiumplatten*. PhD thesis, Institut für Flugzeugbau und Leichtbau, Technische Universität Braunschweig, Langer Kamp 19, 3300 Braunschweig.



Literaturverzeichnis

- [39] Häusler, S. (2011). *Damage tolerance onvestigations of innovative metallic airframe structures*. PhD thesis, Institut für Flugzeugbau und Leichtbau, Technische Universität Braunschweig.
- [40] Irwin, G. (1958). Fracture. *in Flügge [27]*, 551–590.
- [41] Irwin, G., Krafft, J., Paris, P., & Wells, A. (1967). Basic aspects of crack growth and fracture. NRL Report 6598, Naval Research Laboratory, Washington DC.
- [42] Kim, J. & Kim, C. (2002). Fatigue crack growth behavior of rail steel under mode I and mixed mode loadings. *Material Science and Engineering A*, 338, 191–201.
- [43] Klinzmann, A. (2011). *Optimierung von nicht konventionellen Strukturen als Flugzeugrumpfversteifung*. PhD thesis, Institut für Flugzeugbau und Leichtbau, Technische Universität Braunschweig.
- [44] Krueger, R. (2004). Virtual crack closure technique: History, approach, and applications. *Applied Mechanics Review*, 57(2), 109–143.
- [45] Kuhn, P., Peterson, J., & Levin, L. (1952a). A summary of diagonal tension - part i - methods of analysis. Technical Note 2661, National Advisory Committee for Aeronautics, Langley Aeronautical Laboratory, Langley Field, Va.
- [46] Kuhn, P., Peterson, J., & Levin, L. (1952b). A summary of diagonal tension - part ii - experimental evidence. Technical Note 2662, National Advisory Committee for Aeronautics, Langley Aeronautical Laboratory, Langley Field, Va.
- [47] Kuna, M. (2008). *Numerische Beanspruchungsanalyse von Rissen* (1st ed.). Vieweg + Teubner — GWV Fachverlage GmbH. ISBN 978-3-8351-0097-8.
- [48] Liebowitz, H. (1968). *Fracture - An Advanced Treatise*, volume 1 - Microscopic and Macroscopic Fundamentals. Academic Press.
- [49] Luo, P., Chao, Y., Sutton, M., & Peters, W. (1993). Accurate measurement of three-dimensional deformations in deformable and rigid bodies using computer vision. *Experimental Mechanics*, 33(2), 123–132.
- [50] Mallela, U. K. & Upadhyay, A. (2006). Buckling of laminated composite stiffened panels subjected to in-plane shear: A parametric study. *Thin-Walled Structures*, 44(3), 354 – 361.
- [51] Maugin, G. (1995). Material forces: Concepts and applications. *Applied Mechanics Review*, 48(5), 213–245.
- [52] Moreira, P. & de Castro, P. (2010). Fractographic analysis of fatigue crack growth in lightweight integral stiffened panels. *International Journal of Structural Integrity*, 1, 233 – 258.

- [53] Moreira, P., Richter-Trummer, V., Tavares, S., & de Castro, P. (2010). Characterization of fatigue crack growth rate of AA6056 T651 and T6: Application to predict fatigue behaviour of stiffed panels. *Material Science Forum*, 636-637, 1511–1517.
- [54] Mulani, S. B., Slemph, W. C., & Kapania, R. K. (2013). EBF3PanelOpt: An optimization framework for curvilinear blade-stiffened panels. *Thin-Walled Structures*, 63(0), 13 – 26.
- [55] N.N. (2006). *Handbuch der Strukturberechnung - Luftfahrttechnisches Handbuch*. IABG mbH, LTH Koordinierungsstelle, Einsteinstraße 20, 85521 Ottobrunn: Industrieausschuss Strukturberechnungsunterlagen (IAGB).
- [56] N.N. (2011). *ASTM E1820-11 - Standard Test Method for Measurement of Fracture Toughness*. <http://www.astm.org/Standards/E1820.htm>: ASTM International.
- [57] Obodan, N., Adlutskii, V., Patsyuk, A., & Sherstyuk, G. (2006). Influence of the curvature of thin-walled elements with cracks on the parameters of fracture (theoretical and experimental investigation). *Strength of Materials*, 38(3), 271–277.
- [58] Paris, P. & Erdogan, F. (1963). A critical analysis of crack propagation laws. *Journal of Basic Engineering*, 85(4), 528–534.
- [59] Pearson, S. (1975). Initiation of fatigue cracks in commercial aluminium alloys and the subsequent propagation of very short cracks. *Engineering Fracture Mechanics*, 7, 235–247.
- [60] Pflüger, A. (1975). *Stabilitätsprobleme in der Elastostatik* (3rd ed.). Berlin, Heidelberg, New York: Springer Verlag. ISBN-3-540-06693-4.
- [61] Pickett, M. (2012). Ermittlung von Fehlereinflüssen und stochastischen Effekten bei wiederholten Schubversuchen in Aluminiumpanels. Masterarbeit, Institut für Flugzeugbau und Leichtbau, Technische Universität Braunschweig.
- [62] Pyttel, B., I.Varfolomeyev, & Berger, C. (2007). FKM-Richtlinie "Bruchmechanischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile". *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*, 38(5), 387–397.
- [63] Rahman, A., Bakuckasi, J., & Biegelow, C. (2002). Bulging effects on longitudinal cracks in LAP joints on pressurized aircraft fuselage. In *Proceedings of the 6th Joint FAA/DoD/NASA Conference on Aging Aircraft*, San Francisco, CA.
- [64] Rankin, C., Brogan, F., & Riks, E. (1993). Some computational tools for the analysis of through cracks in stiffened fuselage shells. *Computational Mechanics*, 13, 143–156.



Literaturverzeichnis

- [65] Rao, B. N. & Rahman, S. (2003). An interaction integral method for analysis of cracks in orthotropic functionally graded materials. *Computational Mechanics*, 32(1), 40–51.
- [66] Rice, J. (1966). Contained plastic deformation near cracks and notches under longitudinal shear. *International Journal of Fracture Mechanics*, 2, 426–447.
- [67] Rice, J. (1967). Stresse due to a sharp notch in a work-hardening elastic-plastic material loaded by longitudinal shear. *Journal of Applied Mechanics*, 34, 287–298.
- [68] Rice, J. R. (1968). A path independent integral and the approximate analysis of strain concentration by notches and cracks. *Journal of Applied Mechanics*, 35, 379–386.
- [69] Richard, H., M.Fulland, & Sander, M. (2005). Theoretical crack path prediction. *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, 28, 3–12.
- [70] Richard, H. & Sander, M. (2012). *Ermüdungsrisse* (2 ed.), volume 1. Springer-Vieweg.
- [71] Ritchie, R., Davidson, D., Boyce, B., Campbell, J., & Roder, O. (1999). High-cycle fatigue of ti-6al-4v. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, 22(7), 621–631.
- [72] Rose, C., Young, R., & J.H. Starnes, J. (2001). The nonlinear response of cracked aluminum shells subjected to combined loads. Technical Report AIAA-2001-1395, American Institute of Aeronautics and Astronautics, NASA Langley Research Center, Hampton, Virginia.
- [73] Rösler, J., Harders, H., & Bäker, M. (2008). *Mechanisches Verhalten von Werkstoffen* (3rd ed.). Vieweg + Teubner — GWV Fachverlage GmbH. ISBN 978-3-8351-0240-8.
- [74] Rust, W. (2011). *Nichtlineare Finite-Elemente-Berechnung* (2 ed.). Vieweg + Teubner Verlag.
- [75] Schnadel, G. (1930). Knickung von Schiffsplatten. *Werft Reederei Hafen*, 11, 461–465.
- [76] Schuh, B. (2012). Untersuchung des Rissfortschrittsverhaltens aufgrund von Biegung mittels eines Vierpunktbiegeversuchs für Aluminiumproben. Studienarbeit, Institut für Flugzeugbau und Leichtbau, Technische Universität Braunschweig.
- [77] Shen, H. & Guo, W. (2011). 3d fracture mechanics investigation on surface fatigue crack propagation. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, 34(9), 682–688.

- [78] Shih, C. & Asaro, R. (1990). Elastic-plastic and asymptotic fields of interface cracks. *International Journal of Fracture*, 42, 101–116.
- [79] Shih, C., Moran, B., & Nakamura, T. (1986). Energy release rate along a three-dimensional crack front in a thermally stressed body. *International Journal of Fatigue*, 30(2), 79–102.
- [80] Spieker, T. (2010). Tool-Erweiterung und Parameterstudie der Eingangsvariablen im IFL-Rissspitzengenerator «Crackgen». Studienarbeit, Institut für Flugzeugbau und Leichtbau, Technische Universität Braunschweig.
- [81] Stein, M. & Neff, J. (1947). Buckling stresses of simply supported rectangular flat plates in shear. Technical Note AFL 2811, National Advisory Committee for Aeronautics, Langley Memorial Aeronautical Laboratory, Langley Field, VA.
- [82] Sun, G., Kennedy, D., & Williams, F. (2000). A post-buckling analysis for isotropic prismatic plate assemblies under axial compression. *International Journal of Mechanical Sciences*, 42(9), 1783 – 1803.
- [83] Suresh, S. & Ritchie, R. (1984). Propagation of short fatigue cracks. *International Metallic Reviews*, 29(1), 445–475.
- [84] Tada, H., Ernst, H., & Paris, P. (1993). Westergaard stress functions for displacement-prescribed crack problems - i. *International Journal of Fatigue*, 61, 39–53.
- [85] Tada, H., Paris, P., & Irwin, G. (2000). *The stress analysis of cracks Handbook* (3 ed.). Three Park Avenue, New York , NY 10016: The American Society of Mechanical Engineers, New York.
- [86] Tan, H., Bettess, P., & Bettess, J. (1983). Elastic buckling of isotropic triangular flat plates by finite element. *Appl. Math. Modelling*, 7, 311–316.
- [87] Tavares, S., Häusler, S., Baiz, P., de Castro, P., Horst, P., & Aliabadi, M. (2011). Crack growth simulation in integrally stiffened structures including residual stress effects from manufacturing. Part II: modelling and experiments comparison. *Structural Durability & Health Monitoring*, under review.
- [88] Timoshenko, S. (1940). *Theory of plates and shells*. McGraw-Hill Book Company.
- [89] Unbekannt (1989). Aircraft accident report - aloha airlines, flight 243. Technical Report NTSB/AAR-89/03, National Transportation Safety Board, Washington, D.C. 20594.
- [90] Vaziri, A. & Estekanchi, H. (2006). Buckling of cracked cylindrical thin shells under combined internal pressure and axial compression. *Thin-Walled Structures*, 44, 141–151.



Literaturverzeichnis

- [91] Viz, M., Potyondy, D., Zehnder, A., Rankin, C., & Riks, E. (1995). Computation of membrane and bending stress intensity factors for thin, cracked plates. *International Journal of Fracture*, 72, 21–38.
- [92] Wagner, H. (1931a). Flat sheet metal girders with very thin metal web - part i: general theories and assumptions. Technical Memorandum NACA-TM-604, National Advisory Committee for Aeronautics, Langley Aeronautical Laboratory, Langley Field, Va.
- [93] Wagner, H. (1931b). Flat sheet metal girders with very thin metal web - part ii: sheet metal girders with spars resistant to bending - oblique uprights - stiffness. Technical Memorandum NACA-TM-605, National Advisory Committee for Aeronautics, Langley Aeronautical Laboratory, Langley Field, Va.
- [94] Wagner, H. (1931c). Flat sheet metal girders with very thin metal web - part ii: sheet metal girders with spars resistant to bending - the stress in uprights - diagonal tension fields. Technical Memorandum NACA-TM-606, National Advisory Committee for Aeronautics, Langley Aeronautical Laboratory, Langley Field, Va.
- [95] Wall, R. (2012). EASA demands A380 wing crack inspection. http://www.aviationweek.com/Article.aspx?id=/article-xml/awx_01_19_2012_p0-415962.xml, visited on 30.10.2012.
- [96] Wegner, D. (2011). Analyse der Veränderung einer Beule durch Risswachstum in Aluminiumplatten. Studienarbeit, Institut für Flugzeugbau und Leichtbau, Technische Universität Braunschweig.
- [97] Westergaard, H. (1952). *Theory of Elasticity and Plasticity*. Harvard Monographs in Applied sciences 3. Harvard University Press.
- [98] Wiedemann, J. (2007). *Leichtbau Elemente und Konstruktion* (3rd ed.). Springer-Verlag Berlin Heidelberg New York. ISBN-10 3-540-33656-7.
- [99] Willenborg, J., Engle, R., & Wood, H. (1971). A crack growth model using an effective stress concept. Technical Report AFFDL-TM-71-1-FBR.
- [100] Wriggers, P. (2001). *Nichtlineare Finite-Elemente-Methoden*. Springer-Verlag.
- [101] Yan, J.-H., Sutton, M., X.Deng, Wei, Z., & Zavattieri, P. (2009). Mixed-mode crack growth in ductile thin-sheet materials under combined in-plane and out-of-plane loading. *International Journal of Fracture*, 160, 169–188.
- [102] Young, R., Rose, C., & Jr., J. S. (2000). Nonlinear bulging factors for longitudinal and circumferential cracks in cylindrical shells subjected to combined loads. Technical Report AIAA-2000-1514, American Institute of Aeronautics and Astronautics Inc. - NASA Langley Research Center, Hampton, Virginia.



- [103] Young, R., Rose, C., & Starnes, J. (2001). Skin, stringer, and fastener loads in buckled fuselage panels. Technical report, NASA Langley Technical Report Server.
- [104] Zehnder, A., Hui, C., Potdar, Y., & Zucchini, A. (1999). Fracture mechanics of thin, cracked plates under tension, bending and out-of-plane shear loading. In *Proceedings of the Second Joint NASA/FAA/DoD Conference on Aging Aircraft*, volume 58, (pp. 627–634)., Langley Research Center. NASA Center.
- [105] Zehnder, A. & Viz, M. (2005). Fracture mechanics of thin plates and shells under combined membrane, bending, and twisting loads. *Applied Mechanics Reviews*, 58(1), 37–48.
- [106] Zienkiewicz, O. C. & Taylor, R. L. (2005). *The Finite Element Method: For Solid and Structural Mechanics* (6 ed.). Elsevier Butterworth-Heinemann.
- [107] Zienkiewicz, O. C., Taylor, R. L., & Shu, J. Z. (2005). *The Finite Element Method: Its Basis and Fundamentals* (6 ed.). Elsevier Butterworth-Heinemann.

A Abbildungen

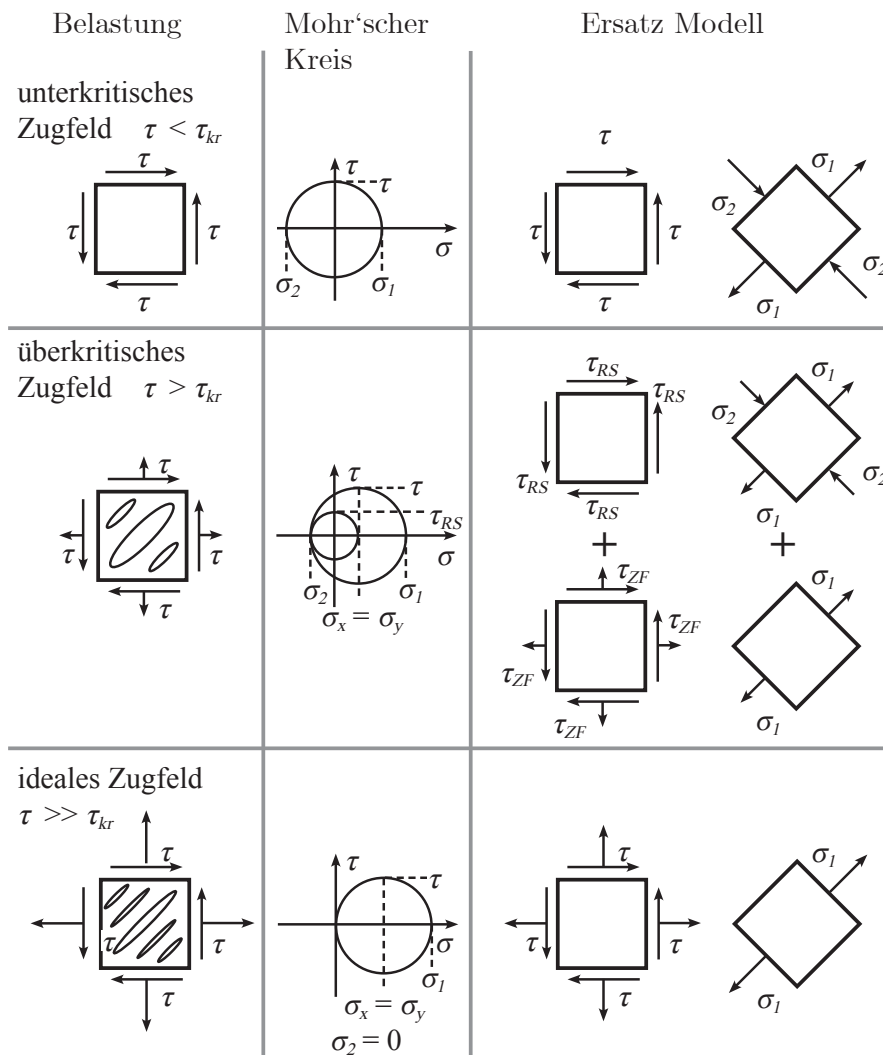


Abbildung A.1: Prinzipielle Darstellung der Entstehung eines Zugfeldes eines Panels unter Schubbelastung in Anlehnung an Wiedemann [98] mit $\sigma_{1,2}$ als Hauptspannungsrichtung, $\sigma_{x,y}$ als Normalspannungen, τ als Schubbelastung, τ_{RS} als Anteil aus einem reinen Schubspannungszustand, τ_{ZF} als Anteil eines idealen Zugfeldes

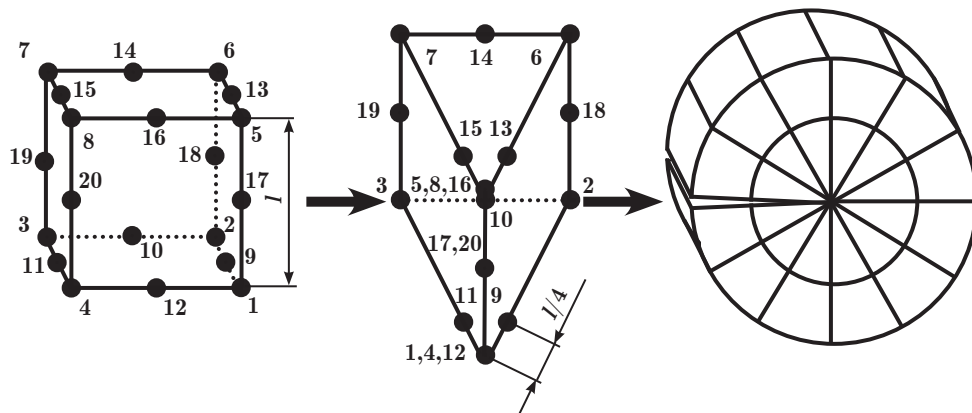


Abbildung A.2: Darstellung der Degeneration eines 20-Knotensolidelements zu einem Quaterpointelement in ABAQUS®

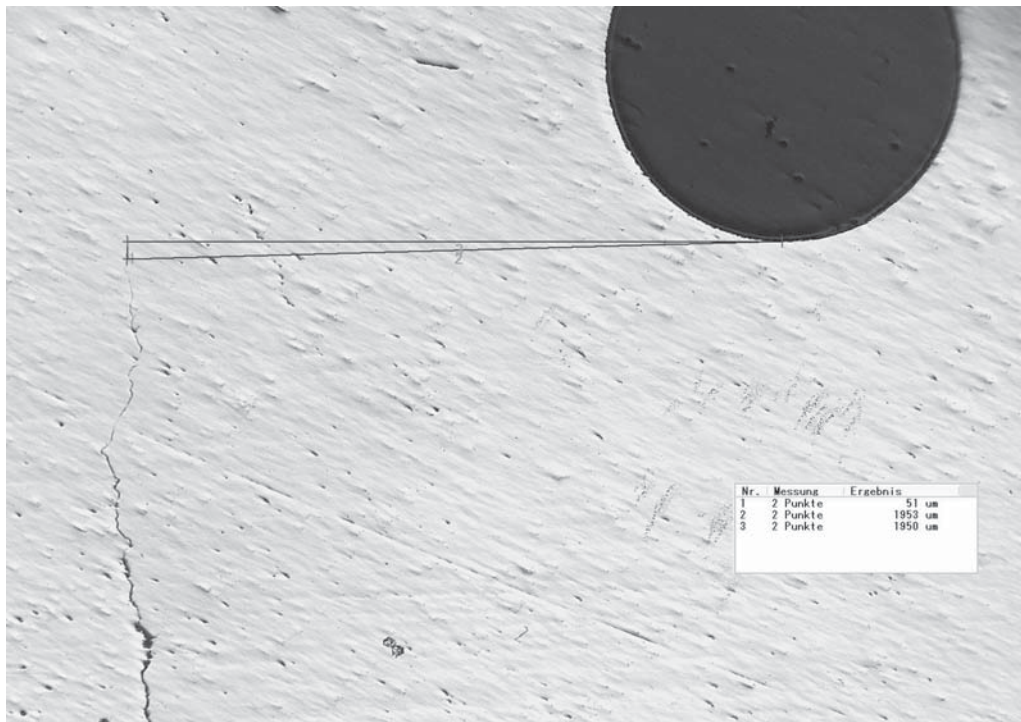
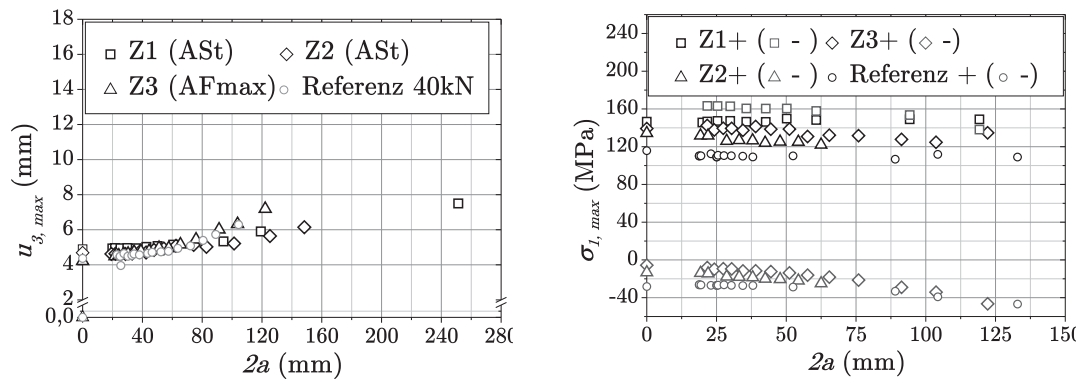


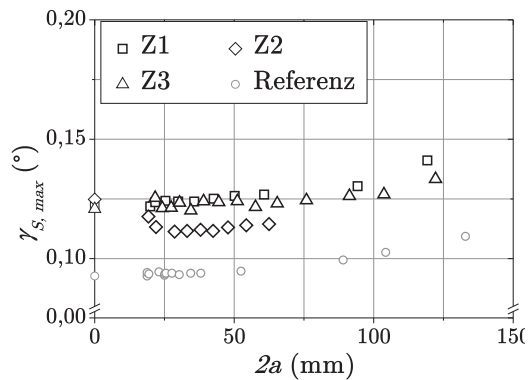
Abbildung A.3: Schlibbild einer Risspitze mit der halben Risslänge $a = 56,5$ mm zur Auswertung des Risspitzenverlaufs über der Pa-neldicke

A Abbildungen



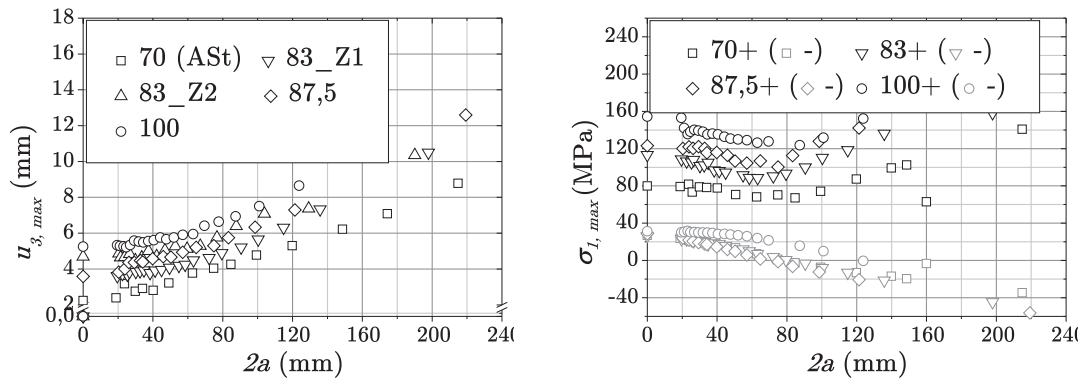
(a) out-of-plane Verformung $u_{3,max}$

(b) Hauptspannung $\sigma_{1,max}$



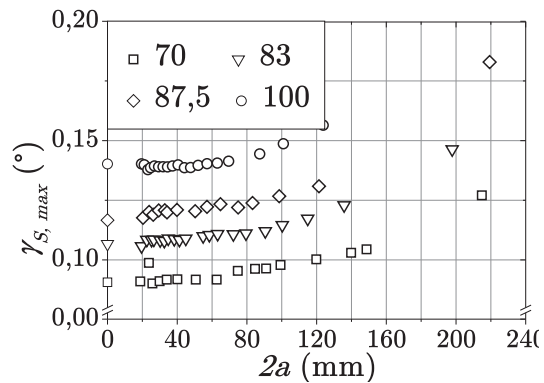
(c) Schubwinkel $\gamma_{S,max}$

Abbildung A.4: Übersicht der Versuchsergebnisse von T.2.0.50.o+Z1 bis Z3 mit T.2.0.40.o+Z1 als Referenzpanel



(a) out-of-plane Verformung $u_{3,max}$ nach AFmax (außer (70))

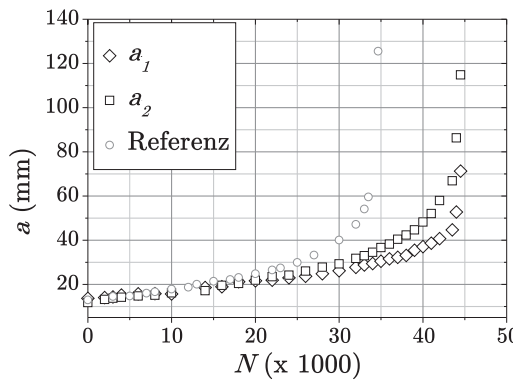
(b) Hauptspannung $\sigma_{1,max}$



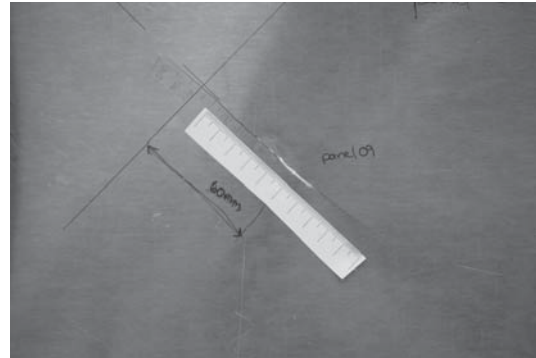
(c) Schubwinkel $\gamma_{S,max}$

Abbildung A.5: Vergleich der Versuchsergebnisse bei unterschiedlichen Schubbelastungen $F_{S,max}$ mit der Paneldicke $t = 3,2$ mm

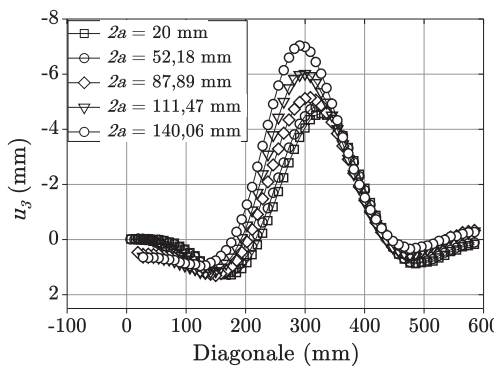
A Abbildungen



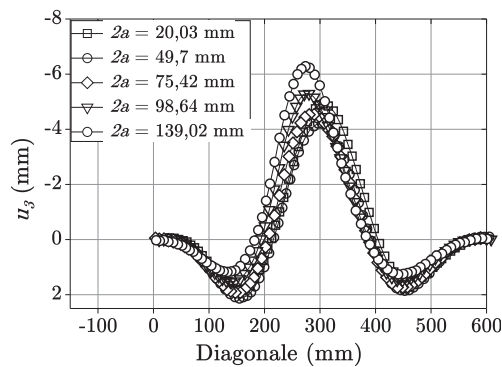
(a) Rissfortschritt für Versuchspanel T.2.0.50.o+A1



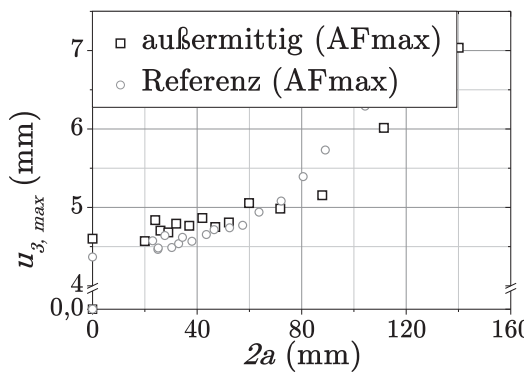
(b) Rissbild nach $N = 56000$ Lastwechseln von T.2.0.50.o+A1



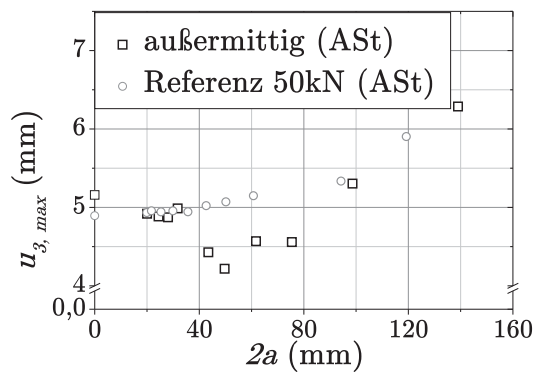
(c) ARAMIS®-Schnitte T.2.0.40.o+A1 nach Fmax-Methode, Panelmitte bei $diag \approx 325$ mm, initiale Rissmitte bei $diag \approx 245$ mm, vgl. Abbildung 3.21(a)



(d) ARAMIS®-Schnitte T.2.0.50.o+A1 nach Stufen-Methode, Panelmitte bei $diag \approx 320$ mm, initiale Rissmitte bei $diag \approx 260$ mm, vgl. Abbildung 3.21(a)

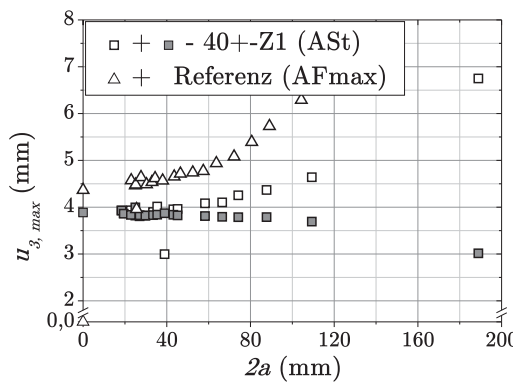


(e) out-of-plane Verformung $u_{3,max}$ für Versuchspanel T.2.0.40.o+A1

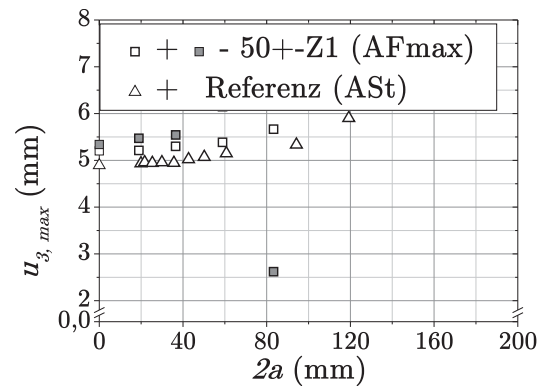


(f) out-of-plane Verformung $u_{3,max}$ für Versuchspanel T.2.0.50.o+A1

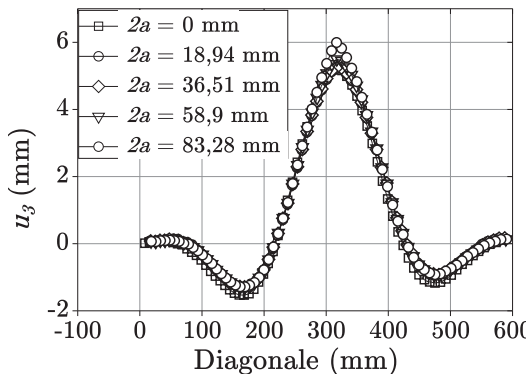
Abbildung A.6: Übersicht der Versuchsergebnisse von T.2.0.40.o+A1 (Referenz T.2.0.40.o+Z1) mit Initialrissposition $x = 307$ mm, $y = 193$ mm, der Verschiebung $\Delta diag = 80$ mm und der Rissorientierung $\alpha = -45^\circ$ und T.2.0.50.o+A1 (Referenz T.2.0.50.o+Z1) mit $x = 292$ mm, $y = 208$ mm, $\Delta diag = 60$ mm und $\alpha = -45^\circ$ (vgl. Abbildung 3.22a)



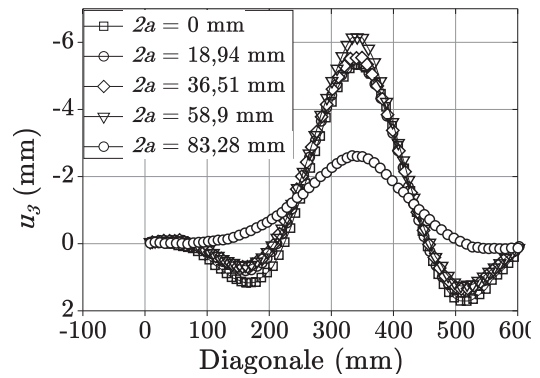
(a) out-of-plane Verformung $u_{3,max}$ über der Risslänge $2a$ bei Schubkraft $F_{S,max} = \pm 40$ kN



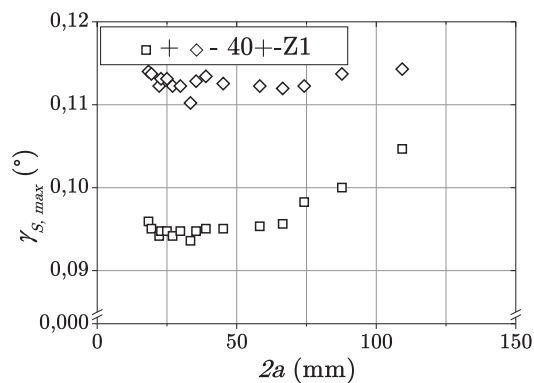
(b) out-of-plane Verformung $u_{3,max}$ über der Risslänge $2a$ bei Schubkraft $F_{S,max} = \pm 50$ kN



(c) ARAMIS[®]-Schnitte (Fmax) von T.2.0.50.o+-Z1 bei der Schubkraft $F_{S,max} = +50$ kN, Panel- und Rissmitte bei $diag \approx 320$ mm, vgl. Abbildung 3.21(a)



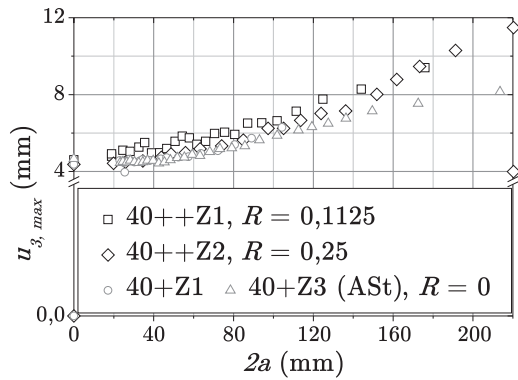
(d) ARAMIS[®]-Schnitte (Fmax) von T.2.0.50.o+-Z1 bei der Schubkraft $F_{S,max} = -50$ kN, Panel- und Rissmitte bei $diag \approx 350$ mm, vgl. Abbildung 3.21(a)



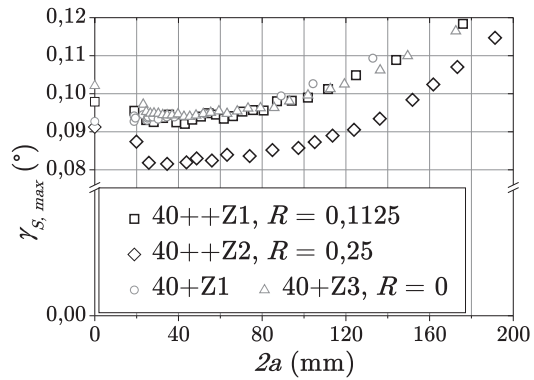
(e) Schubwinkel $\gamma_{S,max}$ von T.2.0.40.om+-Z1

Abbildung A.7: Versuchsergebnisse von T.2.0.40.o+-Z1 und T.2.0.50.o+-Z1

A Abbildungen

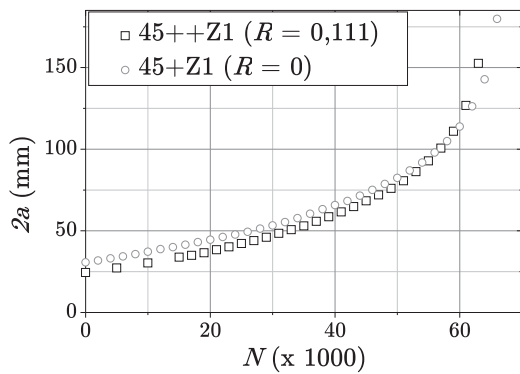


(a) out-of-plane Verformung $u_{3,max}$ über $2a$ nach Fmax-Methode außer $40+Z3$

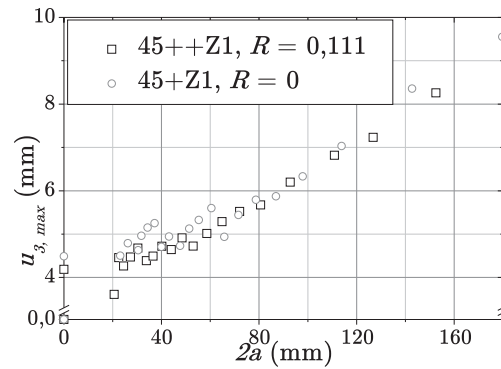


(b) Schubwinkel $\gamma_{S,max}$

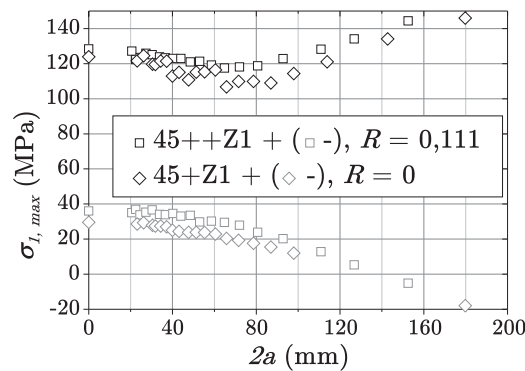
Abbildung A.8: Versuchsergebnisse von T.2.0.40.o++Z1 (Referenz T.2.0.40.o+Z1) \square



(a) Rissfortschritt



(b) out-of-plane Verformung $u_{3,max}$ nach Fmax-Methode



(c) Hauptspannungen $\sigma_{1,max}$

Abbildung A.9: Versuchsergebnisse von T.2.0.45.o++Z1 (Referenz T.2.0.45.o+Z1)

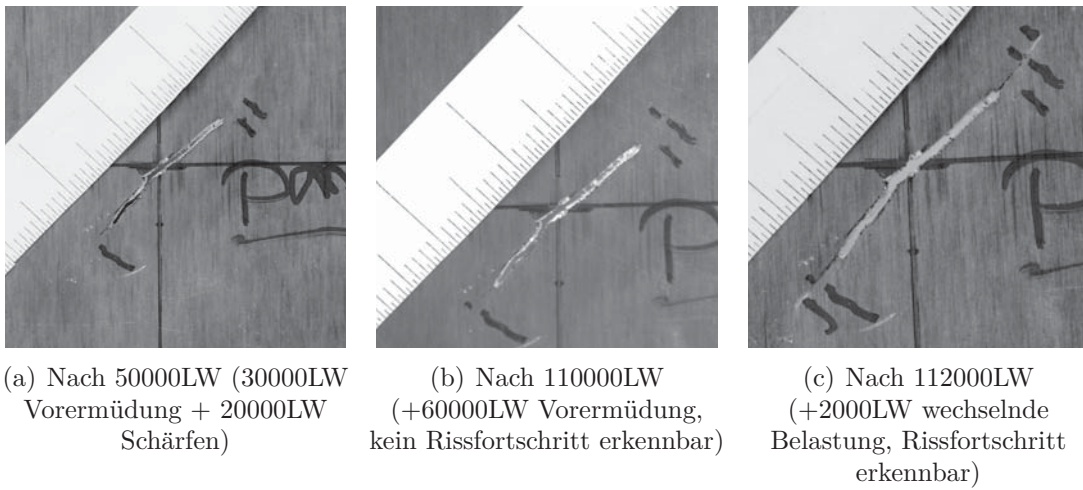


Abbildung A.10: Rissfortschrittsbilder bei Vorermdung am Beispiel von T_2.0_50_om+-Z1

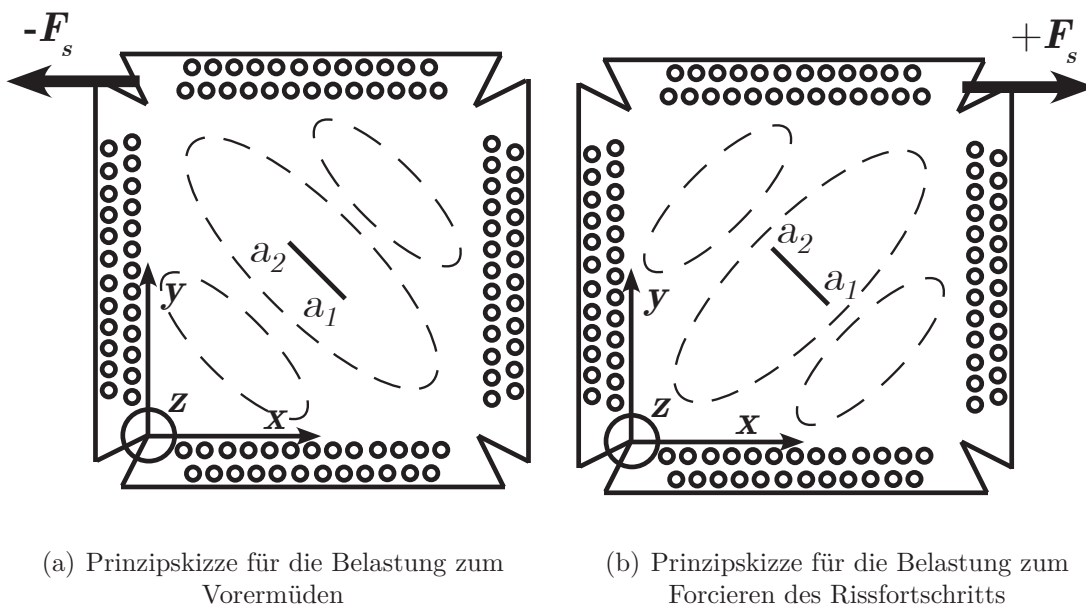
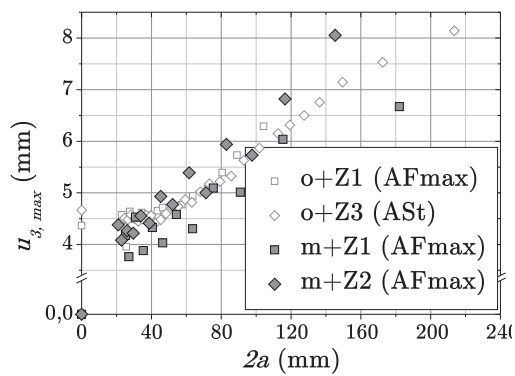
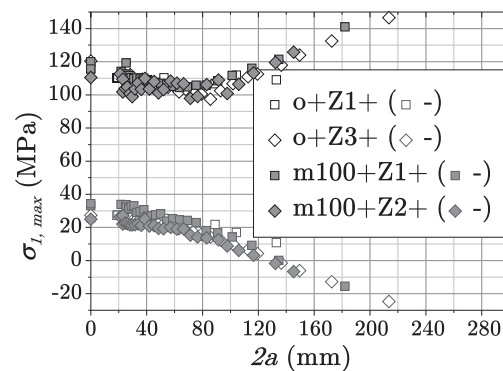


Abbildung A.11: Prinzipskizze für Versuche mit Vorermdung

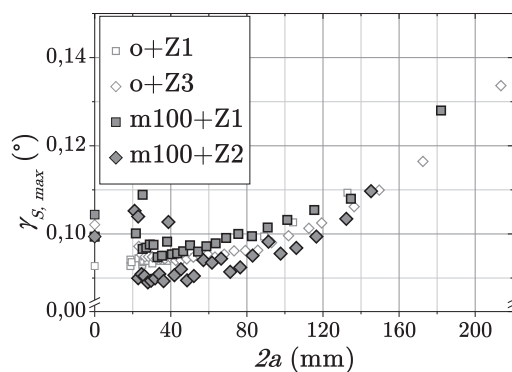
A Abbildungen



(a) out-of-plane Verformung $u_{3,max}$



(b) Hauptspannung $\sigma_{1,max}$



(c) Schubwinkel $\gamma_{S,max}$

Abbildung A.12: Versuchsergebnisse von T_2.0_40_m100+Z

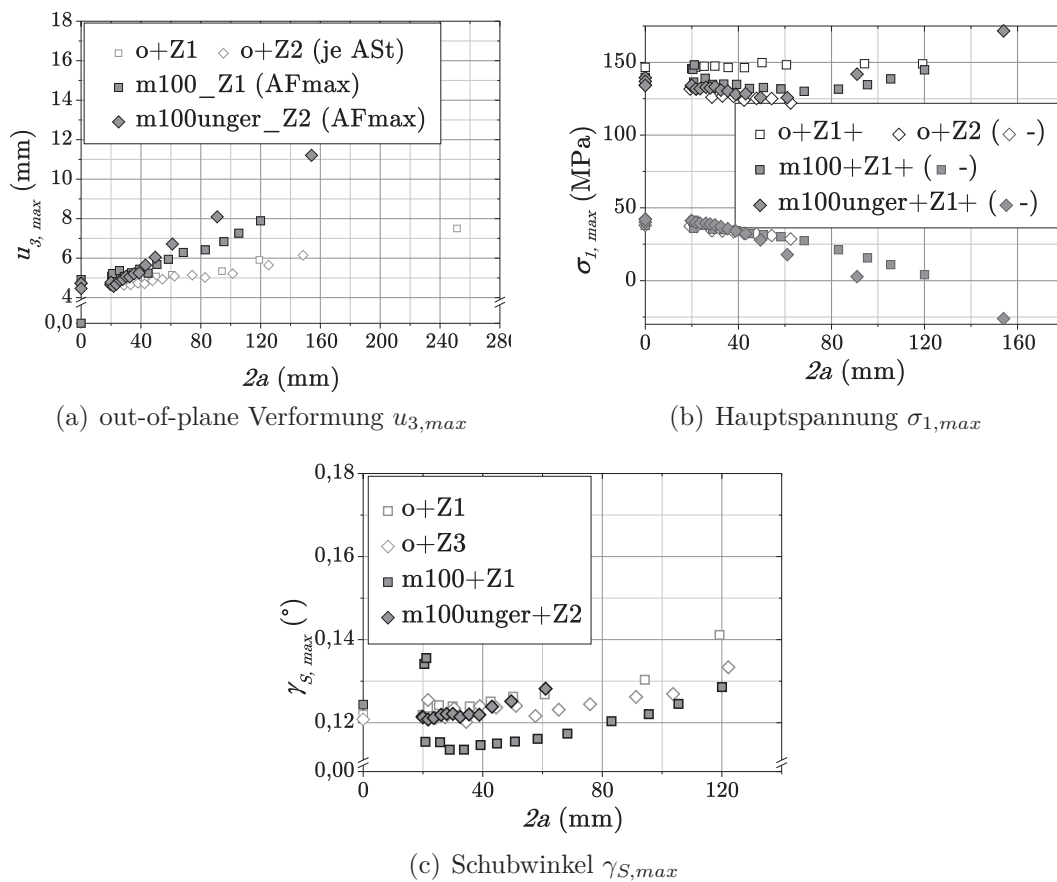
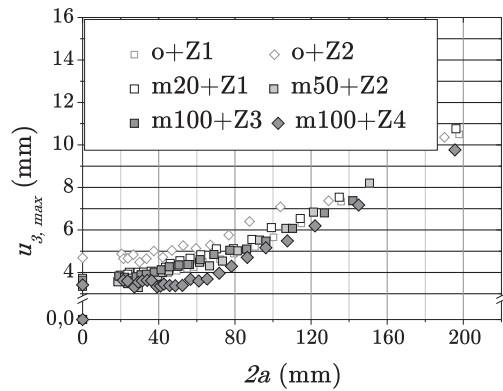
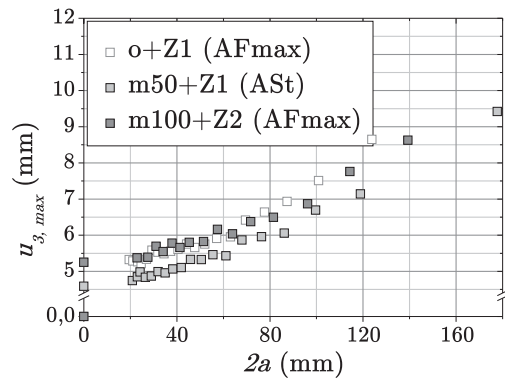


Abbildung A.13: Versuchsergebnisse von T_2.0_50_om+Z

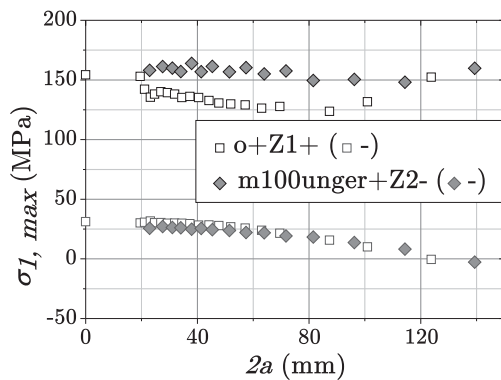
A Abbildungen



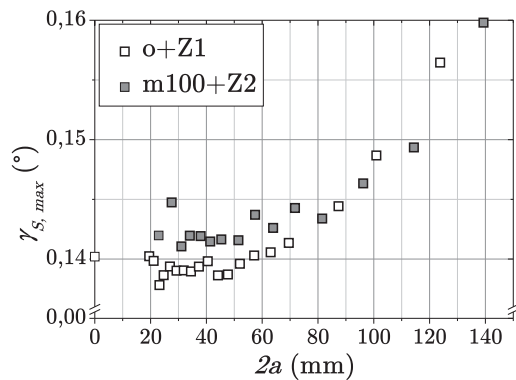
(a) out-of-plane Verformung $u_{3,max}$ von T_3.2_83_om+Z



(b) out-of-plane Verformung $u_{3,max}$ von T_3.2_100_om+Z

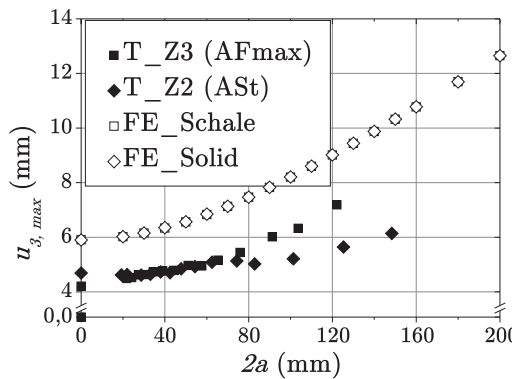


(c) Hauptspannung $\sigma_{I,max}$ von T_3.2_100_om+Z

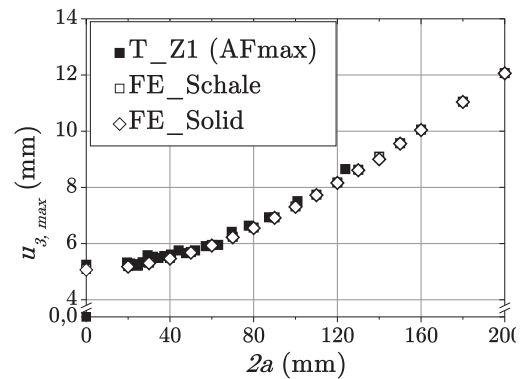


(d) Schubwinkel $\gamma_{S,max}$ von T_3.2_100_om+Z

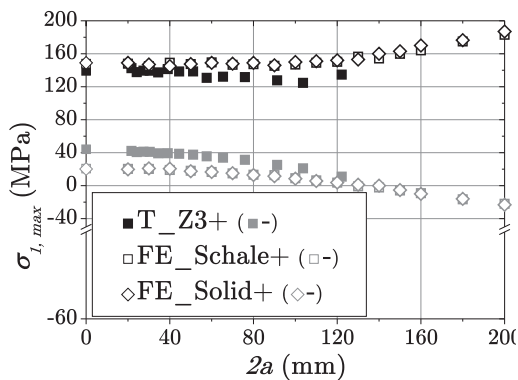
Abbildung A.14: Versuchsergebnisse von T_3.2_83_om+Z und T_3.2_100_om+Z



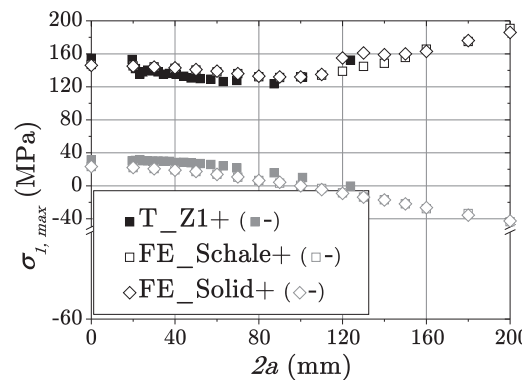
(a) out-of-plane Verformung $u_{3,max}$ von p_2.0_50_o+Z1



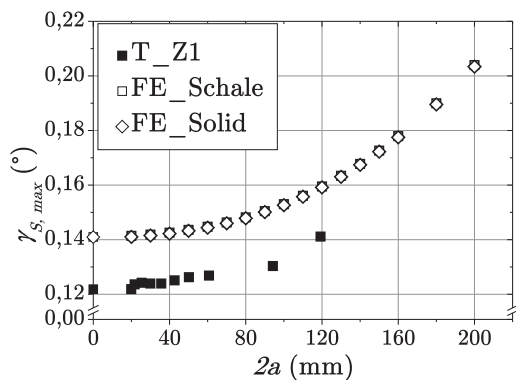
(b) out-of-plane Verformung $u_{3,max}$ von p_3.2_100_o+Z1



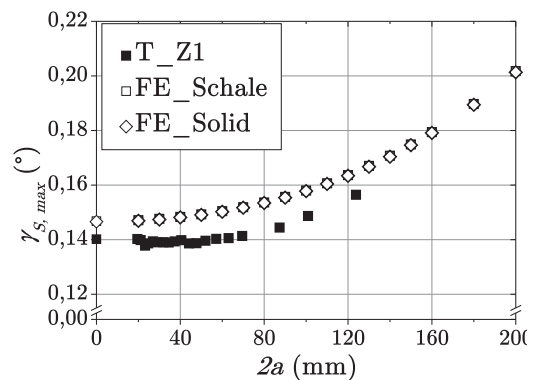
(c) Hauptspannung $\sigma_{1,max}$ von p_2.0_50_o+Z1



(d) Hauptspannung $\sigma_{1,max}$ von p_3.2_100_o+Z1



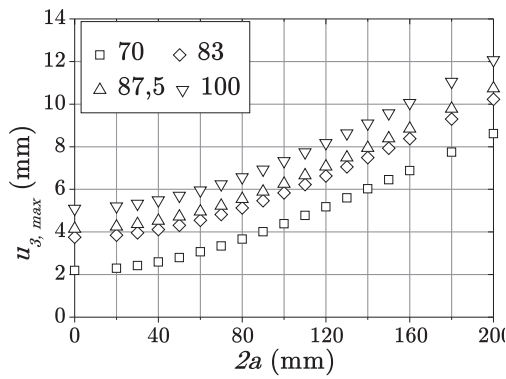
(e) Schubwinkel $\gamma_{S,max}$ von p_2.0_50_o+Z1



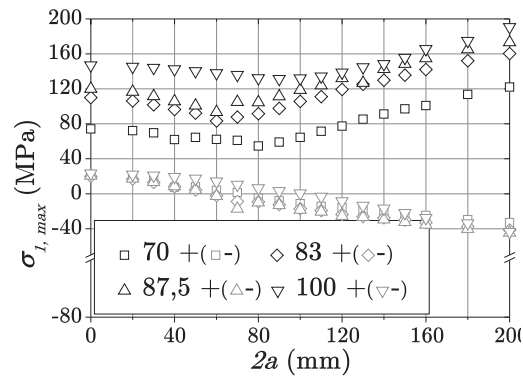
(f) Schubwinkel $\gamma_{S,max}$ von p_3.2_100_o+Z1

Abbildung A.15: Vergleich von Versuchs- und FE Ergebnissen für die Panel p_2.0_50_o+Z1 und p_3.2_100_o+Z1 bei zunehmender Risslänge

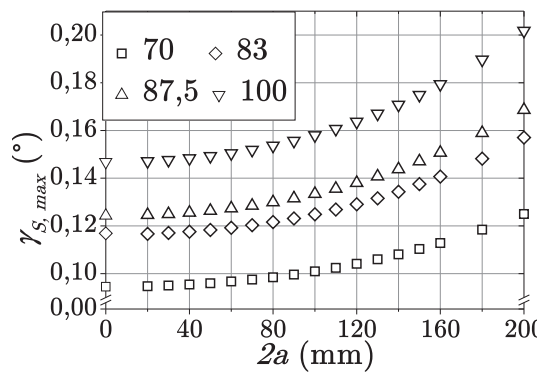
A Abbildungen



(a) out-of-plane Verformung $u_{3,max}$

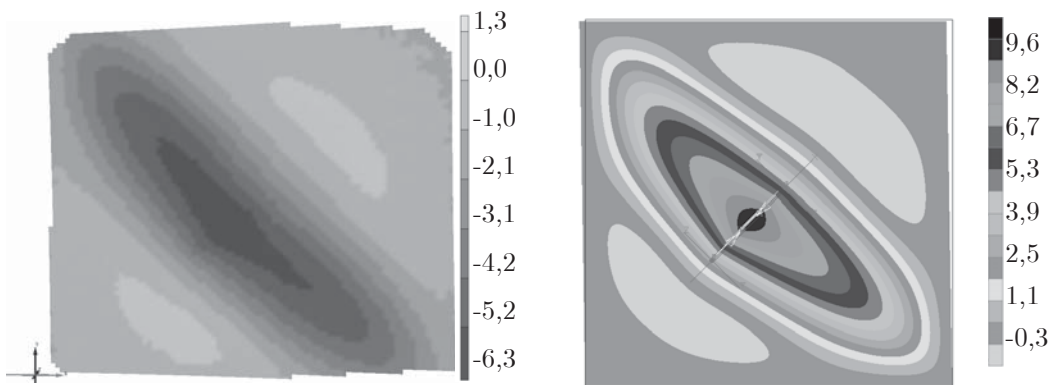


(b) Hauptspannung $\sigma_{1,max}$



(c) Schubwinkel $\gamma_{S,max}$

Abbildung A.16: FE-Ergebnisse (S8R5) bei variierender Kraft und zunehmender Risslänge für Paneldicken $t = 3,2 \text{ mm}$



(a) Versuchsergebnisse aus ARAMIS®

(b) FE-Ergebnisse mit Schalenelementen

Abbildung A.17: Vergleich des Beulverformungsbildes von p-2.0_50_o+A1 bei $2a \approx 140 \text{ mm}$

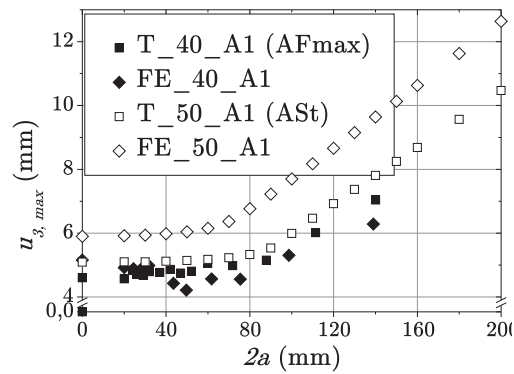


Abbildung A.18: Vergleich von Versuchs- und FE-Ergebnissen der maximalen out-of-plane Verformung $u_{3,max}$ für p-2.0_40_o+A1 und p-2.0_50_o+A1

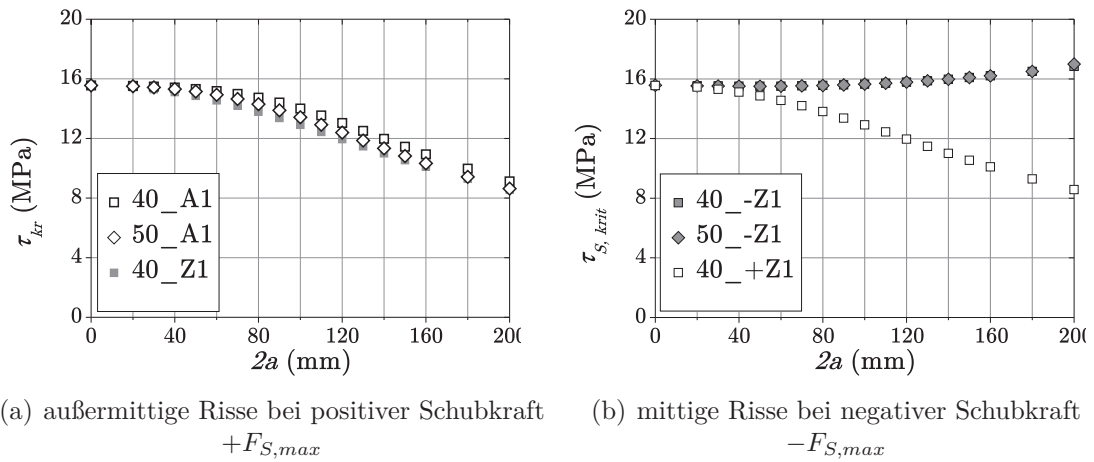


Abbildung A.19: FE-Ergebnisse (S8R5) für τ_{kr} mit Vergleichswerten



A Abbildungen

p01_S8R5_F_CG_a1_NL.dat 1Printed on 08.10.2012, 16:56:24 1Page 1

```

239858
239859
239860
239861
239862
239863
239864
239865
239866
239867
239868
239869
239870
239871
239872
239873
239874
239875
239876
239877
239878
239879
239880
239881
239882
239883
239884
239885
239886
239887
239888
239889
239890
239891
239892
239893
239894
239895
239896
239897
239898
239899
239900
239901
239902
239903
239904
239905

```

J - INTEGRAL ESTIMATES						
CRACK NUMBER	CRACKFRONT NODE SET	C O N T O U R S				
		1	2	3	4	5
		6	7	8	9	10
1	-16-	1.959	1.978	1.974	1.967	1.959
		1.950	1.942	1.933	1.924	1.916
LABELS REFERENCED IN THE ABOVE TABLE						
-16-	CT1_NODE1					
J - INTEGRAL ESTIMATES						
CRACK NUMBER	CRACKFRONT NODE SET	C O N T O U R S				
		1	2	3	4	5
		6	7	8	9	10
2	-17-	1.959	1.975	1.972	1.965	1.957
		1.948	1.939	1.931	1.922	1.914
LABELS REFERENCED IN THE ABOVE TABLE						
-17-	CT2_NODE1					
K F A C T O R E S T I M A T E S						
CRACK NUMBER	CRACKFRONT NODE SET	C O N T O U R S				
		1	2	3	4	5
		6	7	8	9	10
3	-16-	K1: 109.5	220.5	293.7	341.0	360.6
		K2: 21.65	31.64	25.33	26.82	33.20
	MTS DIRECTION (DEG):	-20.89	-15.71	-9.717	-8.888	-10.35
	J from Ks:	0.1729	0.6894	1.207	1.625	1.821
		K1: 365.8	366.4	367.5	367.3	367.0
		K2: 33.77	33.47	33.90	34.85	35.88
	MTS DIRECTION (DEG):	-10.38	-10.27	-10.37	-10.65	-10.96
	J from Ks:	1.874	1.880	1.892	1.891	1.889

Abbildung A.20: Auszug aus der FEM-Ergebnisdatei für Konturintegrale von S8R5.2.0_40_o+Z1, Rissspitze a_1 bei einer Gesamtrisslänge $2a = 20$ mm

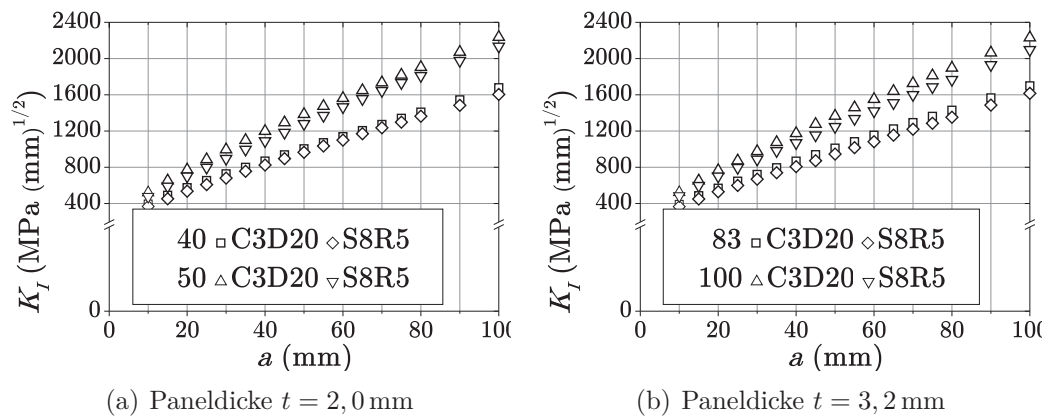


Abbildung A.21: Vergleich der Spannungsintensitätsfaktoren K_I von Solid- und Schalelementen

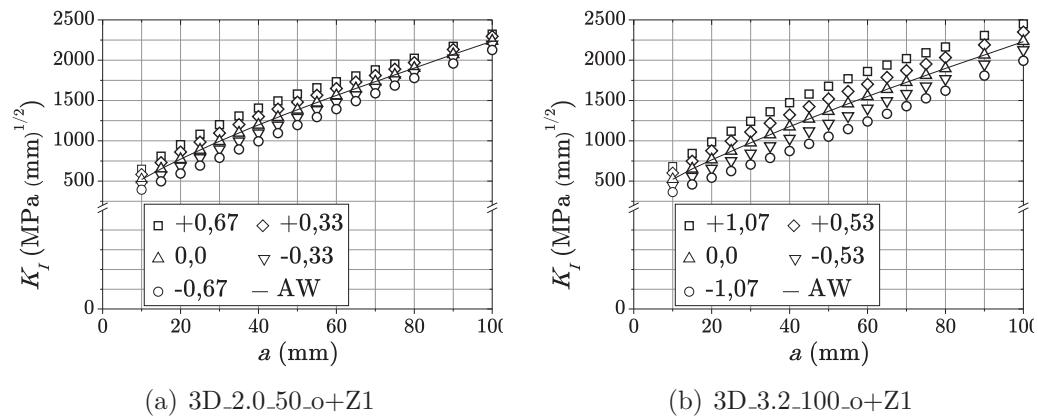


Abbildung A.22: Verlauf der Spannungsintensitätsfaktoren K_I von Solidelementen über der Paneldicke einschließlich des Mittelwerts (AW)

A Abbildungen

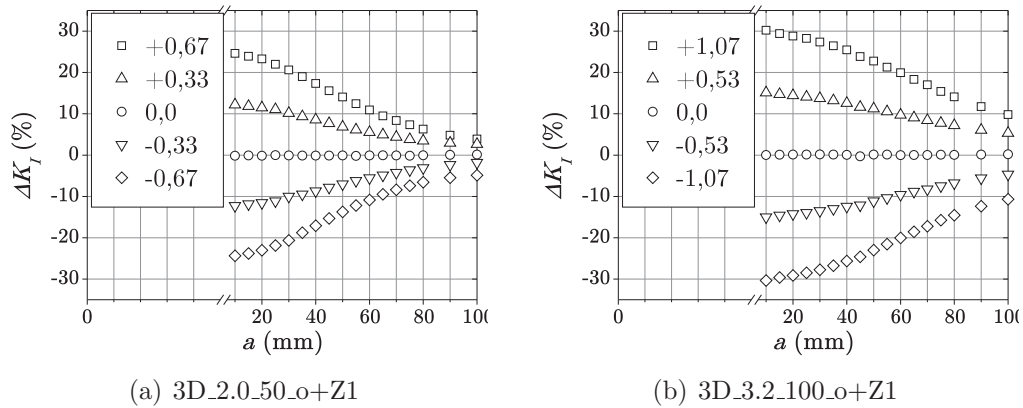


Abbildung A.23: Prozentuale Abweichung ΔK_I vom Mittelwert der Knoten über die Paneldicke für die Schubkraft $F_S(t = 2,0\text{mm}) = 50\text{ kN}$ bzw. $F_S(t = 3,2\text{mm}) = 100\text{ kN}$

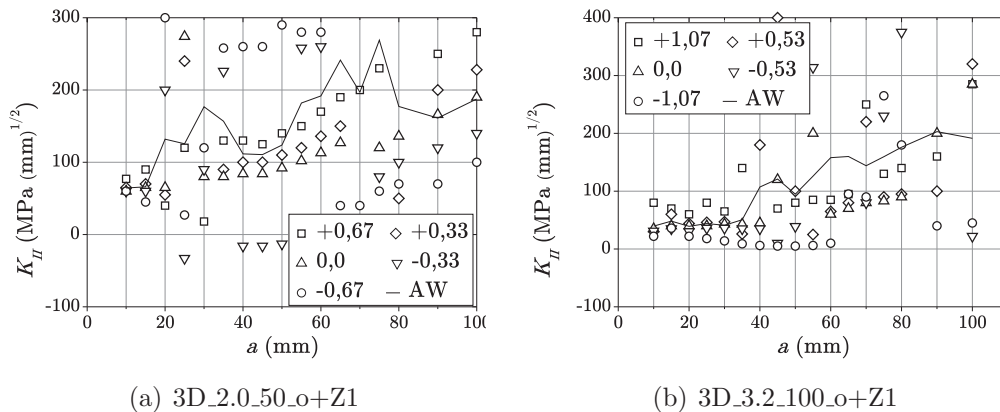


Abbildung A.24: Verlauf der Spannungsintensitätsfaktoren K_{II} von Solidelementen über der Paneldicke einschließlich des Mittelwerts (AW)

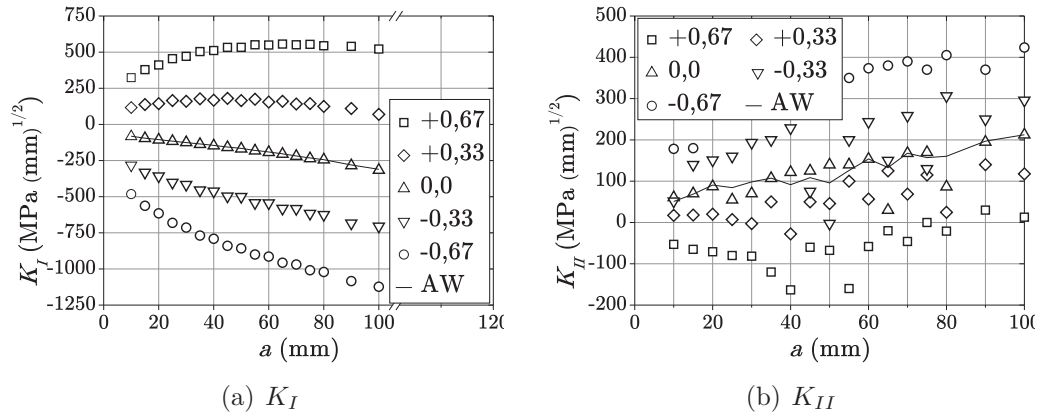


Abbildung A.25: Verlauf der Spannungsintensitätsfaktoren K_I und K_{II} von Solidelementen über der Paneldicke t einschließlich des Mittelwerts (AW) für negative Schubbelastung $-F_{S,max}(t = 2,0\text{mm}) = -50\text{kN}$ von 3D_2.0_50_o+-Z1

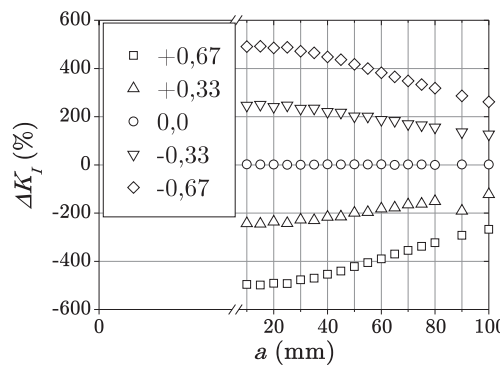
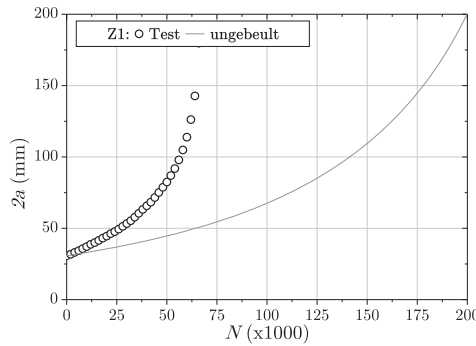
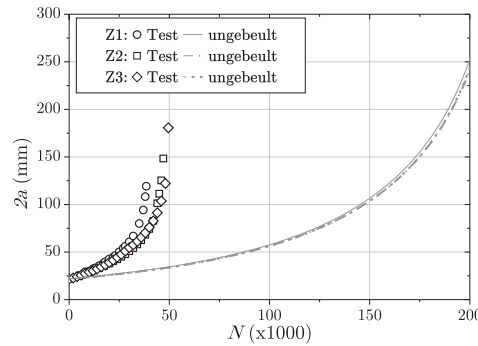


Abbildung A.26: Prozentuale Abweichung ΔK_I vom Mittelwert der Knoten über die Paneldicke für $F_S(t = 2,0\text{mm}) = -50\text{kN}$ von 3D_2.0_50_o+-Z1

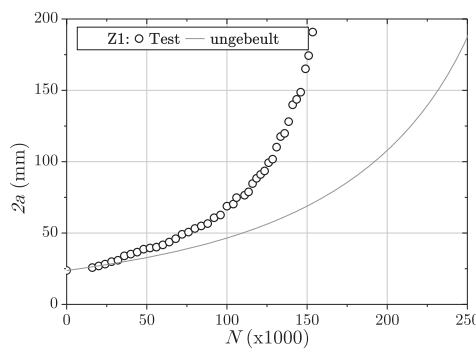
A Abbildungen



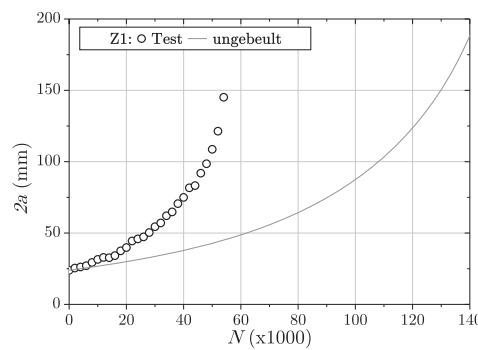
(a) p_2.0_45_o+Z1



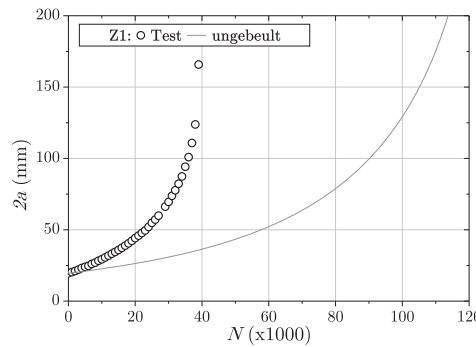
(b) p_2.0_50_o+Z1-3



(c) p_3.2_70_o+Z1

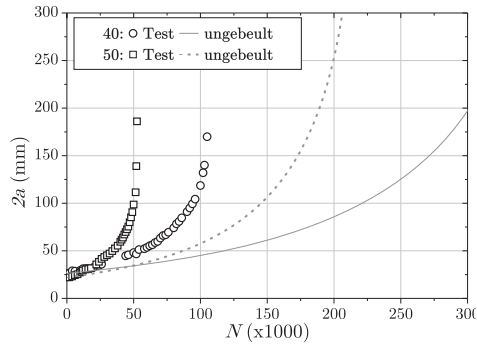


(d) p_3.2_87,5_o+Z1



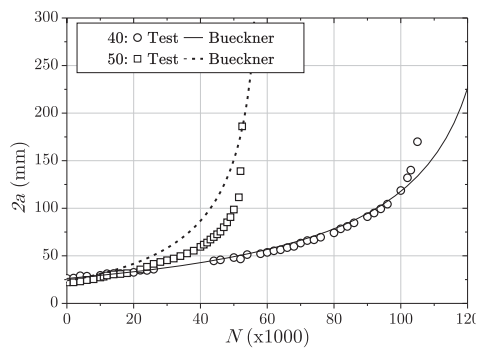
(e) p_3.2_100_o+Z1

Abbildung A.27: Rissfortschrittsvergleich für Ergebnisse der analytischen Annäherung für den ungebeulten Zustand (konstante Spannung) mit Versuchsergebnissen für zentrale Risse



(a) p-2.0_XX_o+A1

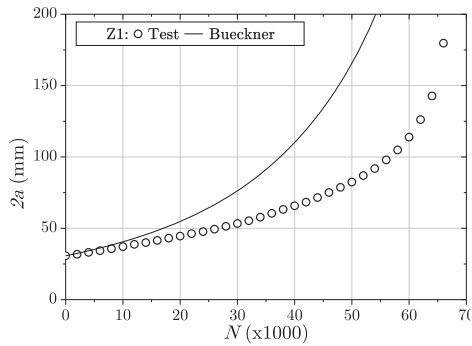
Abbildung A.28: Rissfortschrittsvergleich für Ergebnisse der analytischen Annäherung für den ebenen Zustand mit Versuchsergebnissen für außermittige Risse



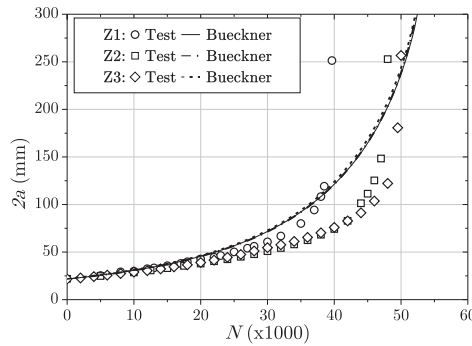
(a) p-2.0_XX_o+A1

Abbildung A.29: Rissfortschrittsvergleich für Ergebnisse der analytischen Annäherung nach dem Bueckner-Prinzip mit Versuchsergebnissen für außermittige Risse

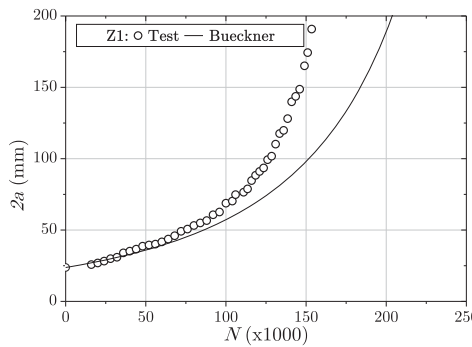
A Abbildungen



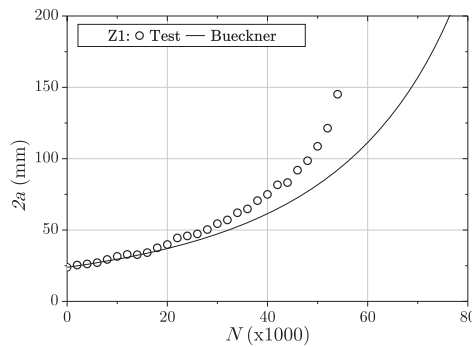
(a) p_2.0_45_o+Z1



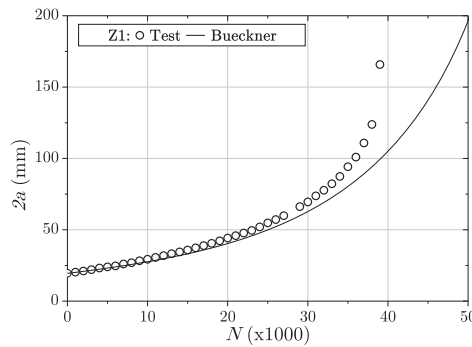
(b) p_2.0_50_o+Z1-3



(c) p_3.2_70_o+Z1

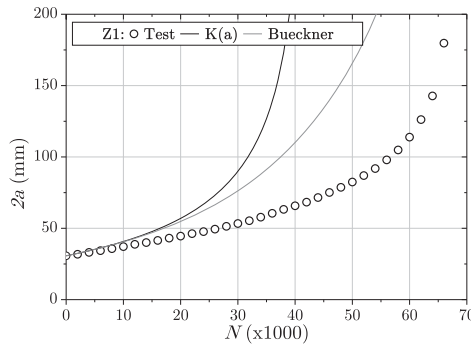


(d) p_3.2_87,5_o+Z1

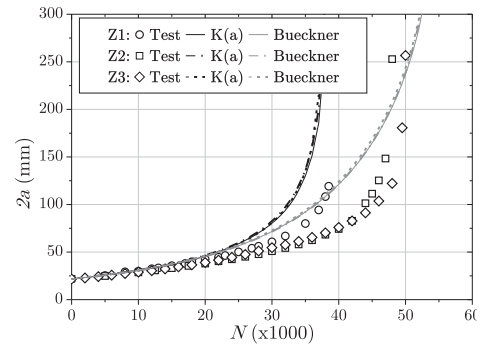


(e) p_3.2_100_o+Z1

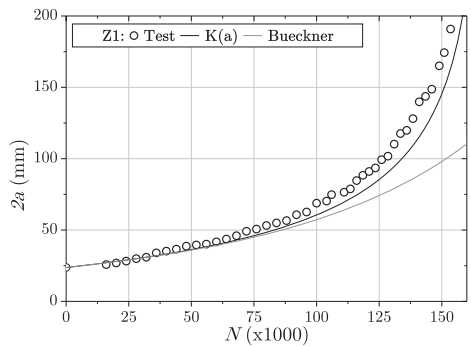
Abbildung A.30: Rissfortschrittsvergleich für Ergebnisse der analytischen Annäherung nach dem Bueckner-Prinzip mit Versuchsergebnissen für zentrale Risse



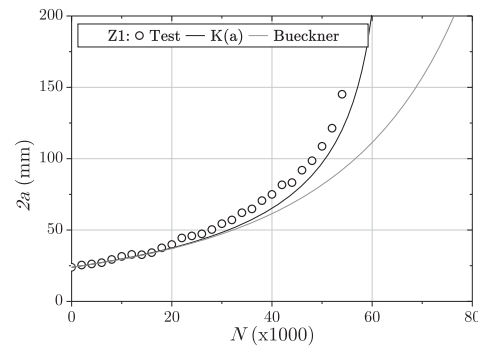
(a) p_2.0_45_o+Z1



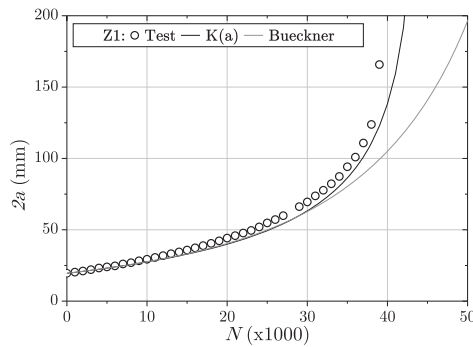
(b) p_2.0_50_o+Z1-3



(c) p_3.2_70_o+Z1



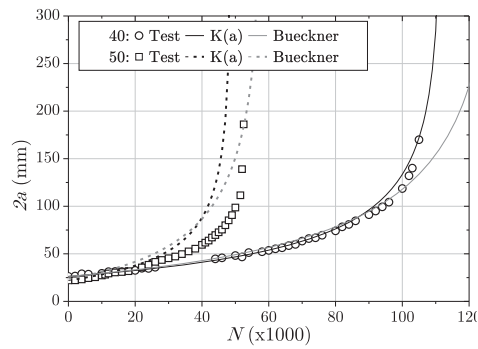
(d) p_3.2_87,5_o+Z1



(e) p_3.2_100_o+Z1

Abbildung A.31: Rissfortschrittsvergleich für Ergebnisse der analytischen Annäherung über $K(a)$ mit Versuchsergebnissen für zentrale Risse

A Abbildungen



(a) p.2.0_XX_o+A1

Abbildung A.32: Rissfortschrittsvergleich für Ergebnisse der analytischen Annäherung über $K(a)$ mit Versuchsergebnissen für außermittige Risse

B Tabellen

Kennwert	Wert	Einheit	Quelle
E	72000	N/mm ²	[31]
$\sigma_{y0,2}$	230	N/mm ²	[31]
ν	0,33	-	[12]
ρ	2,72	(kg/m ³) · 1000	[7]
K_C	2800	N/mm ^{3/2}	eigene Versuche
$C_F(R = 0)$	$2,95 \cdot 10^{-7}$	-	eigene Versuche
$m_F(R = 0)$	2,39	-	Anpassung an Versuche

Tabelle B.1: Übersicht der Materialkennwerte Al6056-T4

Kennwert	Wert	Einheit
Al6056-T651		
$C_P(R = 0, 1)$	$2,32 \cdot 10^{-12}$	-
$m_P(R = 0, 1)$	2,92	-
$C_P(R = 0, 5)$	$9,98 \cdot 10^{-10}$	-
$m_P(R = 0, 5)$	2,06	-
Al6056-T6		
$C_P(R = 0, 1)$	$1,37 \cdot 10^{-11}$	-
$m_P(R = 0, 1)$	2,74	-
$C_P(R = 0, 5)$	$6,36 \cdot 10^{-11}$	-
$m_P(R = 0, 5)$	2,56	-

Tabelle B.2: Übersicht der Materialkennwerte Al6056-T651 und Al6056-T6 nach [53]

Panel	Schubkraft $F_{S,max}$ (kN)	Lastver- hältnis (-)	Vorer- müdung N (x1000)	Rissposition $x; y$ (mm)	ARAMIS® Methode	Beul- richtung
T_2.0_40_o+Z1	+40	$R = 0$	-	250; 250	Fmax	-
T_2.0_40_o+Z2	+40	$R = 0$	-	250; 250	Fmax	-
T_2.0_40_o+Z3	+40	$R = 0$	-	250; 250	Stufe	+
T_2.0_40_o+-Z1	+/-40	wechselnd	-	250; 250	Stufe	-/-
T_2.0_40_o++Z1	+40	$R = 0, 1125$	-	250; 250	Fmax	+
T_2.0_40_o++Z2	+40	$R = 0, 25$	-	250; 250	Fmax	-
T_2.0_40_o+A1	+40	$R = 0$	-	307; 193	Fmax	-
T_2.0_40_m+Z1	+40	$R = 0$	100	250; 250	Fmax	+
T_2.0_40_m+Z2	+40	$R = 0$	100	250; 250	Fmax	+
T_2.0_43_m+Z1	+43	$R = 0$	50 (unger.)	250; 250	Stufe	+
T_2.0_45_o+Z1	+45	$R = 0$	-	250; 250	Fmax	+
T_2.0_45_o++Z1	+45	$R = 0, 1111$	-	250; 250	Fmax	+

Tabelle B.3: Teil 1 der Übersicht aller Versuchspanels: Panelname (vgl. Abbildung 3.7), maximale Schubkraft $F_{S,max}$, Belastungsart ($R = 0$: schnellend, $R = \text{Wert}$: schnellend bzw. wechselnd bzw. wechselnd: $+/- - F_{S,max}$), Anzahl der Vorer-
müdungszyklen, Position der Initialrissmitte, ARAMIS®-Auswertungsmethode und Beurichtung



Panelname	Schubkraft $F_{S,max}$ (kN)	Lastver- hältnis (-)	Vorer- müdung N (x1000)	Rissposition $x; y$ (mm)	ARAMIS® Methode	Beul- richtung
T_2.0_50_o+Z1	+50	$R = 0$	-	250; 250	Stufe	-
T_2.0_50_o+Z2	+50	$R = 0$	-	250; 250	Stufe	+
T_2.0_50_o+Z3	+50	$R = 0$	-	250; 250	Fmax	-
T_2.0_50_o+-Z1	+/- 50	wechselnd	-	250; 250	Fmax	+/-
p_2.0_50_o+A1	+50	$R = 0$	-	292; 208	Stufe	-
T_2.0_50_m+Z1	+50	$R = 0$	100	250; 250	Fmax	+
T_2.0_50_m+Z2	+50	$R = 0$	100 (unger.)	250; 250	Fmax	+
T_2.0_50_m+-Z1	+40/+50	wechselnd	30 (unger. 40kN)	250; 250	Fmax	-/+
T_2.0_50_m+-Z2	+40/+50	wechselnd	60 (ger. je 20 à 40kN, 45kN, 50kN)	250; 250	Fmax	-/-
			60 (ger. je 20 à 40kN, 45kN, 50kN)			
			60 (ger. je 20 à 40kN, 45kN, 50kN)			

Tabelle B.4: Teil 2 der Übersicht aller Versuchspanels mit Paneldicke $t = 3, 2$ mm: Panelname (vgl. Abbildung 3.7), maximale Schubkraft $F_{S,max}$, Belastungsart ($R = 0$: schwellend), Anzahl der Vorer-
müdungszyklen, Position der Initialrissmitte, ARAMIS®-Auswertungsmethode und Beurichtung

Panelname	Schubkraft $F_{S,max}$ (kN)	Lastver- hältnis (-)	Vorermüdung N (x1000)	Rissposition $x; y$ (mm)	ARAMIS® Methode	Beul- richtung
T_3.2_70_o+Z1	+70	$R = 0$	-	250; 250	Stufe	+
T_3.2_83_o+Z1	+83	$R = 0$	-	250; 250	Fmax	-
T_3.2_83_o+Z2	+83	$R = 0$	-	250; 250	Fmax	+
T_3.2_83_o+Z3	+83	$R = 0$	-	250; 250	Fmax	+
T_3.2_83_m+Z1	+83	$R = 0$	20	250; 250	Fmax	-
T_3.2_83_m+Z2	+83	$R = 0$	50	250; 250	Fmax	-
T_3.2_83_m+Z3	+83	$R = 0$	100	250; 250	Fmax	-
T_3.2_83_m+Z4	+83	$R = 0$	100	250; 250	Fmax	-
T_3.2_87,5_o+Z1	+87,5	$R = 0$	-	250; 250	Fmax	-
T_3.2_100_o+Z1	+100	$R = 0$	-	250; 250	Fmax	-
T_3.2_100_m+Z1	+100	$R = 0$	50	250; 250	Stufe	+
T_3.2_100_m+Z2	+100	$R = 0$	100	250; 250	Fmax	-

Tabelle B.5: Teil 3 der Übersicht aller Versuchspanels mit Paneldicke $t = 3, 2$ mm: Panelname (vgl. Abbildung 3.7), maximale Schubkraft $F_{S,max}$, Belastungsart ($R = 0$: schwellend), Anzahl der Vorermüdungszyklen, Position der Initialrissmitte, ARAMIS®-Auswertungsmethode und Beulrichtung

Panelname	DMS		DMS Kalibrierfaktoren			ind. Weg- aufnehmer (mm/V)	$F_{S,max}$ (kN/V)	PAPs $u_{1,max}$ (mm/V)
	Nr.	Position x (mm); y (mm)	k_A	k_B	k_C			
p_2.0_40_o+Z1	1, 3	250; 250	2,08	2,11	2,11	2,0	25	12,5
	2, 4	125; 125						
p_2.0_40_o+Z2	2, 4	125; 125	2,08	2,11	2,11	2,0	25	12,5
	1, 3	180; 180						
p_2.0_40_o+Z3	1, 3	180; 180	2,04	2,08	2,09	2,0	25	12,5
p_2.0_40_o+-Z1	2, 4	125; 125	2,08	2,11	2,11	2,0	25	12,5
	1, 3	180; 180						
p_2.0_40_o++Z1	1, 3	180; 180	2,04	2,08	2,09	2,0	25	12,5
	1, 3	180; 180						
p_2.0_40_m+Z1	1, 3	180; 180	2,04	2,08	2,09	2,0	25	12,5
	1, 3	180; 180						
p_2.0_40_m+Z2	1, 3	180; 180	2,04	2,08	2,09	2,0	25	12,5
	1, 3	180; 180						
p_2.0_43_m+Z1	1, 3	180; 180	2,04	2,08	2,09	2,0	25	12,5
	1, 3	180; 180						
p_2.0_45_o+Z1	1, 3	180; 180	2,04	2,08	2,09	2,0	25	12,5
	1, 3	180; 180						
p_2.0_45_o++Z1	1, 3	180; 180	2,04	2,08	2,09	0,25	25	12,5

Tabelle B.6: Übersicht der DMS-Positionen und aller Kalibrierfaktoren Teil 1

Panelname	DMS		DMS		DMS Kalibrierfaktoren			ind. Weg- aufnehmer (mm/V)	PAPS	
	Nr.	Position x (mm); y (mm)	k_A	k_B	k_C	$F_{S,max}$ (kN/V)	$u_{1,max}$ (mm/V)			
p.2.0_50_o+Z1	2, 4	125; 125	2,08	2,11	2,11	25	2,0	25	12,5	
p.2.0_50_o+Z2	1, 3	180; 180	2,04	2,08	2,09	25	2,0	25	12,5	
p.2.0_50_o+Z3	1, 3	180; 180	2,04	2,08	2,09	25	0,25	25	12,5	
p.2.0_50_m+Z1	1, 3	180; 180	2,04	2,08	2,09	25	2,0	25	12,5	
p.2.0_50_m+Z2	1, 3	180; 180	2,04	2,08	2,09	25	0,25	25	12,5	
p.3.2_70_o+Z1	1, 3 2, 4	215; 215 125; 125;	2,08	2,11	2,11	25	0,25	25	12,5	
p.3.2_83_o+Z1	1, 3	215; 215	2,08	2,11	2,11	25	0,25	25	12,5	
p.3.2_87,5_o+Z1	1, 3 2, 4	215; 215 125; 125	2,08	2,11	2,11	25	0,25	25	12,5	
p.3.2_100_o+Z1	1, 3	180; 180	2,07	2,11	2,1	25	0,25	25	12,5	
p.3.2_100_m+Z2	1 3	180; 180 180; 180	2,08	2,11	2,1	25	0,25	25	12,5	

Tabelle B.7: Übersicht der DMS-Positionen und aller Kalibrierfaktoren Teil 2

Anzahl Randknoten	1. Eigen- wert λ	$u_{1,max}$ (mm)	$u_{3,max}$ (mm)	J	K_I (MPa $\sqrt{\text{mm}}$)
10	0,38676	0,9304	5,193	1,9	362
20	0,38613	0,9332	5,197	1,9	363
40	0,38612	0,9331	5,196	1,9	363

Tabelle B.8: Ergebnisse von S8R5_2.0_40_o+Z1 der Konvergenzanalyse zu Bestimmung der Netzfeinheit mit Schalenelementen

Anzahl Randknoten	1. Eigen- wert λ	$u_{1,max}$ (mm)	$u_{3,max}$ (mm)	J	K_I (MPa $\sqrt{\text{mm}}$)
10	0,4585	0,8475	4,733	1,7396	364,74
20	0,3952	0,9198	5,138	2,014	390,8
40	0,3893	0,9296	5,180	2,045	393,86
80	0,3873	0,9322	5,188	2,026	394,66
100	0,3871	0,9325	5,19	2,0516	394,64

Tabelle B.9: Ergebnisse von C3D20_2.0_40_o+Z1 der Konvergenzanalyse zu Bestimmung der Netzfeinheit mit Solidelementen

a (mm)	Risspitze 1				Risspitze 2					
	K_I (SIF)	K_{II} (SIF)	K_{eq} (SIF)	% (-)	φ_a (°)	K_I (SIF)	K_{II} (SIF)	K_{eq} (SIF)	% (-)	φ_a (°)
10	400	38	404,76	1,18	-12,86	410	40	415,14	1,24	-13,16
20	585	55	591,82	1,15	-12,75	595	57	602,20	1,20	-12,96
30	745	70	753,67	1,15	-12,74	760	69	768,27	1,08	-12,36
40	902	75	910,24	0,91	-11,45	900	75	908,26	0,91	-11,47
50	1060	90	1070,10	0,94	-11,66	1074	85	1082,90	0,82	-10,96
60	1209	95	1218,88	0,81	-10,89	1225	90	1233,76	0,71	-10,25
70	1358	105	1368,75	0,79	-10,73	1355	102	1365,17	0,74	-10,48
80	1498	105	1507,75	0,65	-9,83	1506	110	1516,64	0,70	-10,20
90	1630	115	1640,75	0,66	-9,89	1627	120	1638,72	0,72	-10,29
100	1760	127	1772,14	0,69	-10,09	1760	130	1772,72	0,72	-10,30

Tabelle B.10: Werte und Vergleich der manuell ausgewerteten Ergebnisse für K_I , K_{II} mit $SIF = MPa\sqrt{mm}$, der prozentualen Abweichung von $\left(\frac{K_I}{K_{eq}}\right)$ und dem berechneten Drehwinkel φ_a für Risspitze 1 und 2 von S8R5_2.0_43_o+Z1 nach [69]



a (mm)	Risspitze 1				Risspitze 2					
	K_I (SIF)	K_{II} (SIF)	K_{eq} (SIF)	% (-)	φ_a (°)	K_I (SIF)	K_{II} (SIF)	K_{eq} (SIF)	% (-)	φ_a (°)
10	422	42	427,50	1,29	-13,39	433	43,5	438,75	1,31	-13,50
20	618	59	625,42	1,19	-12,92	628	61	635,81	1,23	-13,11
30	788	75	797,41	1,18	-12,88	800	74	809,03	1,12	-12,57
40	956	83	965,52	0,99	-11,89	955	84	964,76	1,01	-12,03
50	1122	90	1131,55	0,84	-11,09	1137	90	1146,43	0,82	-10,96
60	1282	100	1292,32	0,80	-10,82	1297	100	1307,21	0,78	-10,70
70	1441	105	1451,14	0,70	-10,18	1440	107	1450,53	0,73	-10,36
80	1588	117	1599,42	0,71	-10,28	1597	120	1608,94	0,74	-10,46
90	1720	125	1732,03	0,69	-10,15	1726	124	1737,80	0,68	-10,05
100	1870	142	1884,28	0,76	-10,56	1865		1865,00	0,00	0,00

Tabelle B.11: Werte und Vergleich der manuell ausgewerteten Ergebnisse für K_I , K_{II} mit $SIF = MPa\sqrt{mm}$, der prozentualen Abweichung von $\left(\frac{K_I}{K_{eq}}\right)$ und dem berechneten Drehwinkel φ_a für Risspitze 1 und 2 von S8R5_2.0_45_o+Z1 nach [69]

a (mm)	Risspitze 1				Risspitze 2					
	K_I (SIF)	K_{II} (SIF)	K_{eq} (SIF)	% (-)	φ_a (°)	K_I (SIF)	K_{II} (SIF)	K_{eq} (SIF)	% (-)	φ_a (°)
10	476	52	483,46	1,54	-14,51	475	51	482,20	1,49	-14,29
20	700,7	72	710,43	1,37	-13,77	716,8	72	726,32	1,31	-13,50
30	895,5	90	907,41	1,31	-13,51	915	89	926,41	1,23	-13,13
40	1090	96	1101,16	1,01	-12,04	1097	96	1108,10	1,00	-11,97
50	1280	110	1292,49	0,97	-11,78	1300	105	1311,22	0,86	-11,16
60	1465	125	1479,09	0,95	-11,71	1497	117	1509,10	0,80	-10,83
70	1645	130	1658,59	0,82	-10,94	1650	120	1661,56	0,70	-10,16
80	1810	125	1821,44	0,63	-9,70	1830	140	1844,18	0,77	-10,63
90	1977	135	1989,22	0,61	-9,60	1981	150	1996,04	0,75	-10,53
100	2135	150	2148,97	0,65	-9,85	2128	170	2145,97	0,84	-11,05

Tabelle B.12: Werte und Vergleich der manuell ausgewerteten Ergebnisse für K_I , K_{II} mit $SIF = MPa\sqrt{mm}$, der prozentualen Abweichung von $\left(\frac{K_I}{K_{eq}}\right)$ und dem berechneten Drehwinkel φ_a für Risspitze 1 und 2 von S8R5_2.0_50_o+Z1 nach [69]



a (mm)	Risspitze 1					Risspitze 2				
	K_I (SIF)	K_{II} (SIF)	K_{eq} (SIF)	% (-)	φ_a (°)	K_I (SIF)	K_{II} (SIF)	K_{eq} (SIF)	% (-)	φ_a (°)
10	273,5	4,5	273,60	0,04	-2,50	276	4	276,08	0,03	-2,20
20	395	6	395,12	0,03	-2,31	397	7	397,16	0,04	-2,67
30	499,6	12	499,98	0,08	-3,60	503,9	11	504,22	0,06	-3,28
40	606	15	606,49	0,08	-3,71	599,4	12,75	599,76	0,06	-3,20
50	716	18	716,60	0,08	-3,76	720,7	19	721,37	0,09	-3,94
60	826	27	827,18	0,14	-4,84	833	23	833,85	0,10	-4,12
70	940	30	941,28	0,14	-4,73	933	30	934,29	0,14	-4,76
80	1049	33	1050,38	0,13	-4,67	1053	35	1054,55	0,15	-4,92
90	1155	36	1156,49	0,13	-4,62	1149	36	1150,50	0,13	-4,65
100	1250	37	1251,46	0,12	-4,40	1260	40	1261,69	0,13	-4,71

Tabelle B.13: Werte und Vergleich der manuell ausgewerteten Ergebnisse für K_I , K_{II} mit $SIF = MPa\sqrt{mm}$, der prozentualen Abweichung von $\left(\frac{K_I}{K_{eq}}\right)$ und dem berechneten Drehwinkel φ_a für Risspitze 1 und 2 von S8R5_3.2_70_o+Z1 nach [69]

a (mm)	Risspitze 1				Risspitze 2					
	K_I (SIF)	K_{II} (SIF)	K_{eq} (SIF)	% (-)	φ_a (°)	K_I (SIF)	K_{II} (SIF)	K_{eq} (SIF)	% (-)	φ_a (°)
10	365,5	14	366,21	0,19	-5,62	372,6	12,5	373,16	0,15	-4,96
20	530	20	531,00	0,19	-5,54	535,3	20	536,29	0,19	-5,49
30	668	28	669,56	0,23	-6,12	677	25	678,23	0,18	-5,43
40	807	32	808,69	0,21	-5,81	801	31	802,60	0,20	-5,68
50	946	43	948,60	0,27	-6,60	955	40	957,23	0,23	-6,12
60	1082	53	1085,45	0,32	-7,08	1094	50	1097,04	0,28	-6,64
70	1220	56	1223,42	0,28	-6,66	1218	53	1221,07	0,25	-6,34
80	1352	60	1355,54	0,26	-6,46	1363	58	1366,28	0,24	-6,21
90	1486	66	1489,90	0,26	-6,46	1480	67	1484,04	0,27	-6,58
100	1616	70	1620,03	0,25	-6,31	1615	85	1620,95	0,37	-7,57

Tabelle B.14: Werte und Vergleich der manuell ausgewerteten Ergebnisse für K_I , K_{II} mit SIF= MPa $\sqrt{\text{mm}}$, der prozentualen Abweichung von $\left(\frac{K_I}{K_{eq}}\right)$ und dem berechneten Drehwinkel φ_a für Risspitze 1 und 2 von S8R5_3.2.83_o+Z1 nach [69]



a (mm)	Risspitze 1					Risspitze 2				
	K_I (SIF)	K_{II} (SIF)	K_{eq} (SIF)	% (-)	φ_a (°)	K_I (SIF)	K_{II} (SIF)	K_{eq} (SIF)	% (-)	φ_a (°)
10	397	18	398,09	0,27	-6,59	406	16	406,84	0,21	-5,78
20	576	24	577,33	0,23	-6,09	583	25	584,43	0,24	-6,25
30	726	35	728,24	0,31	-6,98	737	31	738,74	0,23	-6,14
40	876	43	878,81	0,32	-7,09	872	38	874,20	0,25	-6,35
50	1025	48	1027,99	0,29	-6,79	1036	47	1038,84	0,27	-6,59
60	1170	54	1173,32	0,28	-6,70	1185	55	1188,40	0,29	-6,73
70	1320	56	1323,16	0,24	-6,19	1320	56	1323,16	0,24	-6,19
80	1460	70	1464,46	0,30	-6,94	1472	75	1477,08	0,34	-7,34
90	1600	72	1604,31	0,27	-6,54	1599	80	1604,32	0,33	-7,22
100	1741	80	1745,89	0,28	-6,67	1744	90	1750,17	0,35	-7,43

Tabelle B.15: Werte und Vergleich der manuell ausgewerteten Ergebnisse für K_I , K_{II} mit $SIF = MPa\sqrt{mm}$, der prozentualen Abweichung von $\left(\frac{K_I}{K_{eq}}\right)$ und dem berechneten Drehwinkel φ_a für Risspitze 1 und 2 von S8R5_3.2.87,5_o+Z1 nach [69]

a (mm)	Risspitze 1				Risspitze 2					
	K_I (SIF)	K_{II} (SIF)	K_{eq} (SIF)	% (-)	φ_a (°)	K_I (SIF)	K_{II} (SIF)	K_{eq} (SIF)	% (-)	φ_a (°)
10	483,5	29	485,81	0,48	-8,53	498	25	499,67	0,33	-7,24
20	700	39	702,89	0,41	-7,97	715	40	717,97	0,41	-8,00
30	887	53	891,20	0,47	-8,50	904	50	907,67	0,40	-7,92
40	1068	60	1072,48	0,42	-8,04	1071	55	1074,75	0,35	-7,40
50	1247	75	1252,99	0,48	-8,55	1265	70	1270,15	0,41	-7,92
60	1420	85	1426,76	0,47	-8,52	1443	78	1448,60	0,39	-7,76
70	1600	90	1606,73	0,42	-8,04	1600	90	1606,73	0,42	-8,04
80	1767	100	1774,52	0,42	-8,09	1783	100	1790,45	0,42	-8,02
90	1930	100	1936,89	0,36	-7,46	1930	120	1939,90	0,51	-8,82
100	2097	110	2104,67	0,36	-7,54	2100	120	2109,11	0,43	-8,16

Tabelle B.16: Werte und Vergleich der manuell ausgewerteten Ergebnisse für K_I , K_{II} mit $SIF = MPa\sqrt{mm}$, der prozentualen Abweichung von $\left(\frac{K_I}{K_{eq}}\right)$ und dem berechneten Drehwinkel φ_a für Risspitze 1 und 2 von S8R5_3.2.100_o+Z1 nach [69]

a (mm)	Risspitze 1				Risspitze 2					
	K_I (SIF)	K_{II} (SIF)	K_{eq} (SIF)	% (-)	φ_a (°)	K_I (SIF)	K_{II} (SIF)	K_{eq} (SIF)	% (-)	φ_a (°)
10	303	36	308,60	98,18	-15,57	313,8	31	317,83	98,73	-13,31
20	428	48	435,06	98,38	-14,83	454	46	460,13	98,67	-13,60
30	526,8	55	534,35	98,59	-13,95	578,5	59	586,42	98,65	-13,68
40	612	68	621,92	98,41	-14,72	722,5	71	731,69	98,74	-13,25
50	720,5	72	729,97	98,70	-13,44	922	79	930,94	99,04	-11,75
60	844,3	80	854,29	98,83	-12,83	1095	80	1102,74	99,30	-10,20
70	962	83	971,46	99,03	-11,82	1239	80	1245,85	99,45	-9,12
80	1073	95	1084,11	98,98	-12,10	1394	80	1400,10	99,56	-8,19
90	1187	100	1198,13	99,07	-11,58	1520	82	1525,88	99,61	-7,74
100	1300	120	1314,61	98,89	-12,55	1670	40	1671,28	99,92	-3,59

Tabelle B.17: Werte und Vergleich der manuell ausgewerteten Ergebnisse für K_I , K_{II} mit $SIF = MPa\sqrt{mm}$, der prozentualen Abweichung von $\left(\frac{K_I}{K_{eq}}\right)$ und dem berechneten Drehwinkel φ_a für Risspitze 1 und 2 von S8R5.2.0_40_o+A1 nach [69]

a (mm)	Risspitze 1					Risspitze 2				
	K_I (SIF)	K_{II} (SIF)	K_{eq} (SIF)	% (-)	φ_a (°)	K_I (SIF)	K_{II} (SIF)	K_{eq} (SIF)	% (-)	φ_a (°)
10	415	55	424,51	97,76	-17,05	450	50	457,29	98,41	-14,72
20	599,2	70	609,92	98,24	-15,35	665	75	676,10	98,36	-14,90
30	749	85	761,65	98,34	-14,98	861	93	874,20	98,49	-14,37
40	920	92	932,11	98,70	-13,45	1073	108	1087,31	98,68	-13,52
50	1095	105	1108,27	98,80	-12,97	1315	112	1327,60	99,05	-11,69
60	1275	115	1288,69	98,94	-12,29	1511	117	1522,99	99,21	-10,74
70	1462	130	1477,26	98,97	-12,14	1700	121	1711,41	99,33	-9,96
80	1646	153	1664,76	98,87	-12,62	1891	127	1902,31	99,41	-9,46
90	1830	142	1844,58	99,21	-10,76	2058	140	2070,63	99,39	-9,57
100	2025	124	2035,08	99,50	-8,69	2202	125	2211,43	99,57	-8,11

Tabelle B.18: Werte und Vergleich der manuell ausgewerteten Ergebnisse für K_I , K_{II} mit $SIF = MPa\sqrt{mm}$, der prozentualen Abweichung von $\left(\frac{K_I}{K_{eq}}\right)$ und dem berechneten Drehwinkel φ_a für Risspitze 1 und 2 von S8R5_2.0_50_o+A1 nach [69]



$t = 2,0 \text{ mm}$		$t = 3,2 \text{ mm}$	
$F_{S,max}$	$\sigma_{1,eben}$	$F_{S,max}$	$\sigma_{1,eben}$
40,0 kN	40 MPa	70,0	43,75 MPa
45,0 kN	45 MPa	83,0	51,88 MPa
50,0 kN	50 MPa	87,5	54,69 MPa
		100,0	62,5 MPa

Tabelle B.19: Hauptspannung $\sigma_{1,eben}$ im ungebogenen Zustand mit der Belastung $F_{S,max}$

C Grundlagen und Versuchsauswertung

C.1 Transformationsvorschrift

$$\begin{pmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \tau_{12} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \cos^2\psi & \sin^2\psi & \sin(2\psi) \\ \sin^2\psi & \cos^2\psi & -\sin(2\psi) \\ -\frac{1}{2}\sin(2\psi) & \frac{1}{2}\sin(2\psi) & \cos(2\psi) \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{pmatrix} \quad (\text{C.1})$$

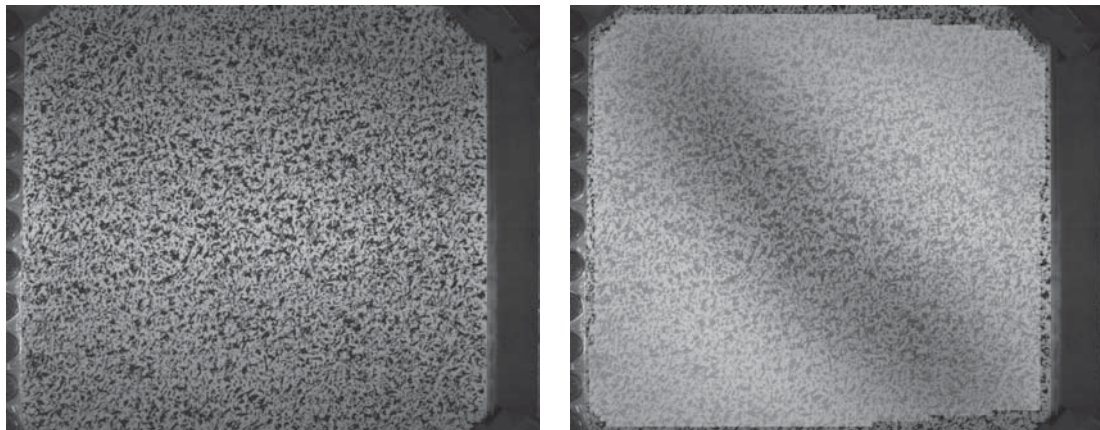
Richtungs Transformationsvorschrift zur Umrechnung der Spannungen vom globalen ins lokale Koordinatensystem nach Wiedemann [98]

C.2 Grundlagen zur Versuchsauswertung

C.2.1 ARAMIS®

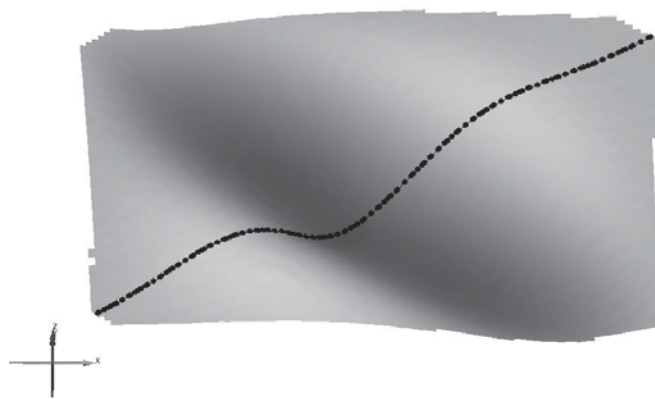
Das ARAMIS®-System ist ein optisches Messsystem, das grundsätzlich auf dem Prinzip der „Digital Image Correlation“ (DIC) beruht. Beim DIC werden Bilder eines schwarz-weiß Musters, das mit einer zufälligen Verteilung auf der zu prüfenden Probe aufgetragen wird, in unterschiedlichen Zuständen aufgenommen. Jedes Bild wird von einer Software in Pixel oder Facetten eingeteilt und die dazugehörigen Grauwerte für jeden Pixel/jede Facette pro Bild bestimmt. Anhand der Grauwertverteilung erfolgt die Wiedererkennung der Facetten in unterschiedlichen Bildern. Über die Veränderung der Facetten berechnen sich mithilfe der iterativen Lösung eines Minimalwertproblems die Verformungen und Dehnungen der Probe (vgl. Luo [49]).

Das ARAMIS®-System nutzt zwei Kameras, die in einem definierten Winkel zueinander und auf die Probe ausgerichtet sind (vgl. Abbildung 3.1). Das Messfeld wird in Facetten einer vom stochastischen Muster abhängigen Größe unterteilt. Jede Kamera betrachtet jede Facette aus unterschiedlichen Perspektiven (s. Abbildung C.1(a)), so dass durch die Überlagerung der beiden 2D-Bilder 3D-Facetten-Koordinaten berechnet (s. Abbildung C.1(b)) und die Ergebnisse räumlich dargestellt (s. Abbildung C.1(c)) werden können.



(a) Bild der linken Kamera - stochastisches Raster

(b) Überlagerung beider Bilder, berechnet mit Bezug zum Referenzbild



(c) 3D Ergebnisdarstellung der u_3 -Verformung im Postprocessing (mit Diagonalschnitt)

Abbildung C.1: Prinzip des Digital Image Correlation

C.2.2 Dehnungsmessstreifen (DMS)

Dehnungsmessstreifen messen die Änderung eines elektrischen Widerstandes in Folge von Dehnungen, die vom Messobjekt auf den DMS übertragen werden. Aus den gemessenen Werten lassen sich die Dehnungen und damit auch die Hauptspannungen und ihre Orientierung an der Oberfläche des Messobjektes nach Hoffmann [37] ermitteln. Die Messergebnisse R werden mithilfe der spezifischen Empfindlichkeit des DMS k in die Dehnungen $\varepsilon_{a,b,c}$ umgerechnet und daraus die Hauptspannungen $\sigma_{1,2}$ ermittelt. Für DMS des Typs RY93-6/120 gilt:

$$\varepsilon_{a,b,c} = \frac{4 \cdot R_{a,b,c}}{k_{a,b,c}} \quad (\text{C.2})$$

$$\sigma_{1,2} = \frac{E}{1 - \nu} \cdot \frac{\varepsilon_a + \varepsilon_c}{2} \pm \frac{E}{\sqrt{2} \cdot (1 + \nu)} \cdot \sqrt{(\varepsilon_a - \varepsilon_b)^2 + (\varepsilon_c - \varepsilon_b)^2} \quad (\text{C.3})$$

Die Richtung der Hauptspannungen ergibt sich über geometrische Beziehungen der gemessenen Dehnungen $\varepsilon_{a,b,c}$ und des Mohrschen Spannungskreises:

$$\tan(\psi) = \frac{2\varepsilon_b - \varepsilon_a - \varepsilon_c}{\varepsilon_a - \varepsilon_c} \quad (\text{C.4})$$

Die Hauptspannungsrichtung φ wird nach Hoffmann [37] aus den DMS-Ergebnissen über eine Fallunterscheidung ermittelt. Der Zähler (Z) und Nenner (N) der Gleichung C.5 werden getrennt betrachtet und je nach Vorzeichenkombination φ gemäß Tabelle C.1 berechnet. Die Bezugsebene für φ stellt die ε_a -Achse dar.

$$\psi = \arctan\left(\frac{2\varepsilon_b - \varepsilon_a - \varepsilon_c}{\varepsilon_a - \varepsilon_c}\right) \quad (\text{C.5})$$

$$Z = 2\varepsilon_b - \varepsilon_a - \varepsilon_c \quad (\text{C.6})$$

$$N = \varepsilon_a - \varepsilon_c \quad (\text{C.7})$$

Z	$\geq 0 (+)$	$> 0 (+)$	$\leq 0 (-)$	$< 0 (-)$
N	$> 0 (+)$	$\leq 0 (-)$	$< 0 (-)$	$\geq 0 (+)$
$\varphi =$	$\frac{1}{2} \cdot (0^\circ + \psi)$	$\frac{1}{2} \cdot (180^\circ - \psi)$	$\frac{1}{2} \cdot (180^\circ + \psi)$	$\frac{1}{2} \cdot (360^\circ - \psi)$

Tabelle C.1: Fallunterscheidung zur Ermittlung der Hauptspannungsrichtung φ aus DMS-Ergebnissen nach Hoffmann [37]

C.3 Berechnung des Schubwinkels γ_S

Die Messung des Schubwinkels erfolgt über einen induktiven Wegaufnehmer. Die Messwerte (MW) werden in Volt aufgezeichnet und mithilfe des Kalibrierfaktors (s. Tabellen B.6 und B.6) über die folgende geometrische Funktion in den Schubwinkel umgerechnet:

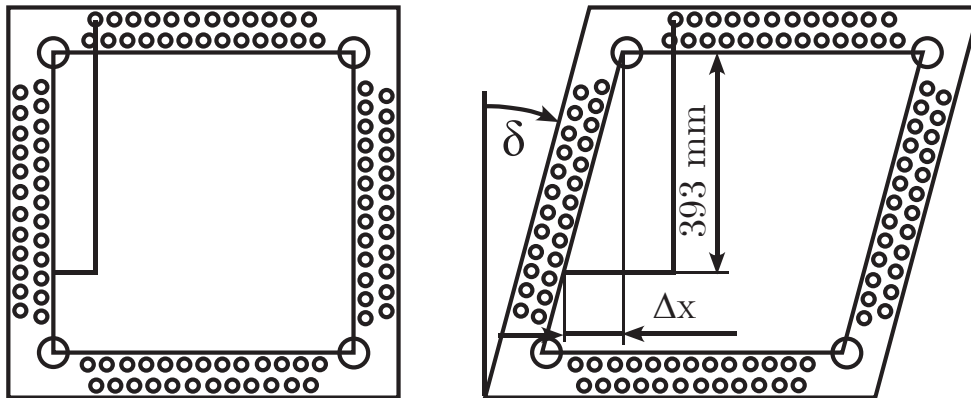


Abbildung C.2: Skizze zur Auswertung des induktiven Wegaufnehmers

$$\gamma = \frac{\pi}{180^\circ} \cdot \arctan \left(\frac{(MW_{FS} - MW_{F_{0kN}}) \cdot \text{Kalibrierfaktor}_{\text{Wegaufnehmer}}}{393} \right) \quad (\text{C.8})$$



C.4 Funktionen $K_I(a)$ aus FE-Ergebnissen der Schalenmodelle

FE_2.0_45_o+Z1:

$$K_I(a) = -0,0284 \cdot a^2 + 19,0937 \cdot a + 240,101 \quad (\text{C.9})$$

FE_2.0_50_o+Z1:

$$K_I(a) = -0,0322 \cdot a^2 + 21,8897 \cdot a + 267,3973 \quad (\text{C.10})$$

FE_2.0_40_o+A1, a1:

$$K_I(a) = 0,0121 \cdot a^2 + 9,689 \cdot a + 217,754 \quad (\text{C.11})$$

FE_2.0_40_o+A1, a2:

$$K_I(a) = -0,0037 \cdot a^2 + 15,9779 \cdot a + 128,4697 \quad (\text{C.12})$$

FE_2.0_50_o+A1, a1:

$$K_I(a) = 0,0185 \cdot a^2 + 15,7697 \cdot a + 263,849 \quad (\text{C.13})$$

FE_2.0_50_o+A1, a2:

$$K_I(a) = -0,0392 \cdot a^2 + 24,2541 \cdot a + 191,6764 \quad (\text{C.14})$$

FE_3.2_70_o+Z1:

$$K_I(a) = -0,0032 \cdot a^2 + 11,2363 \cdot a + 165,3286 \quad (\text{C.15})$$

FE_3.2_83_o+Z1:

$$K_I(a) = -0,0105 \cdot a^2 + 14,9112 \cdot a + 227,7337 \quad (\text{C.16})$$

FE_3.2_87,5_o+Z1:

$$K_I(a) = -0,0134 \cdot a^2 + 16,2397 \cdot a + 247,8293 \quad (\text{C.17})$$

FE_3.2_100_o+Z1:

$$K_I(a) = -0,021 \cdot a^2 + 20,0279 \cdot a + 299,8513 \quad (\text{C.18})$$



