

Lokale Eigenspannungsanalyse an stark texturierten Werkstoffzuständen mittels inkrementeller Bohrlochmethode

Zur Erlangung des akademischen Grades

Doktor der Ingenieurwissenschaften

der Fakultät für Maschinenbau

Karlsruher Institut für Technologie (KIT)

genehmigte

Dissertation

von

Dipl.-Ing. Simone Schuster

aus Leonberg

Tag der mündlichen Prüfung: 27.10.2017

Hauptreferent: Dr.-Ing. Jens Gibmeier

Korreferent: Prof. Dr.-Ing. habil. Thomas Böhlke

Korreferent: Prof. Dr.-Ing. habil. Berthold Scholtes



Dieses Werk ist lizenziert unter einer Creative Commons Namensnennung -
Weitergabe unter gleichen Bedingungen 4.0 International Lizenz (CC BY-SA 4.0):
<https://creativecommons.org/licenses/by-sa/4.0/deed.de>

Eigenständigkeitserklärung

Hiermit erkläre ich, dass ich die vorliegende Arbeit selbstständig angefertigt und keine anderen als die angegebenen Quellen und Hilfsmittel benutzt sowie wörtlich oder inhaltlich übernommene Stellen als solche kenntlich gemacht und die Satzung des Karlsruher Institut für Technologie (KIT) zur Sicherung guter wissenschaftlicher Praxis in der jeweils gültigen Fassung beachtet habe.

Simone Schuster

Danksagung

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit am Institut für Angewandte Materialien – Werkstoffkunde. Das von mir bearbeitete Promotionsprojekt A13 des Graduiertenkollegs 1483 wurde von der Deutschen Forschungsgemeinschaft finanziert.

Mein besonderer Dank gilt meinem Doktorvater Dr.-Ing. Jens Gibmeier für das in mich gesetzte Vertrauen und die Möglichkeit zur Promotion. Darüber hinaus möchte ich mich für die hilfreichen fachlichen Diskussionen und Anregungen sowie für die zügige Durchsicht der Arbeit bedanken. Darüber hinaus sei auch Prof. Dr.-Ing. habil. Thomas Böhlke und Prof. Dr.-Ing. habil. Berthold Scholtes für die Übernahme des Korreferats als auch für die wertvollen Anmerkungen gedankt. Prof. Dr.-Ing. Markus Golder danke ich für die Übernahme des Vorsitzes.

Den Kollegiaten aus dem Teilbereich A danke ich für die gute Zusammenarbeit und dem regen fachlichen Austausch. Dabei gebührt Jan Pagenkopf für die Durchführung der Tiefziehsimulation und der Bereitstellung seiner Ergebnisse ein besonderes Dankeschön.

Ich möchte auch Dr. Mike Steinzig danken, der meinen Forschungsaufenthalt am Los Alamos National Laboratory in den USA ermöglicht hat. Die Ergebnisse sowie die zahlreichen Diskussionen haben wesentlich zum Gelingen der Arbeit beigetragen. Auch bei seiner Frau Dara McKinney und der gemeinsamen Hündin Beedle möchte ich mich für die mir entgegengebrachte Herzlichkeit und Gastfreundschaft bedanken. Ferner sei Dr. Mike Prime für sein Interesse und Dr. Albert Migliori für die Bestimmung der elastischen Konstanten gedankt. Zudem gebührt Prof. Gary Schajer von der University of British Columbia in Vancouver großer Dank für die Bereitstellung und Modifikation seiner Auswertesoftware „Helios“ als auch dem geduldigen Beantworten meiner zahlreichen Fragen.

Allen aktuellen und ehemaligen Kollegen vom IAM-WK möchte ich für die angenehme Arbeitsatmosphäre und die Unterstützung danken. Hier sind vor allem Ralf Rössler, Adelheid Ohl und Michaela Nagel hervorzuheben. Ferner möchte ich meinen Dank an Rafael Hofsäb und Ingolf Mugrauer aus der Rö für ihre grenzenlose Hilfsbereitschaft aussprechen. Insbesondere möchte ich mich auch bei meinen ehemaligen Bürokollegen Dr.-Ing. Esther Held und Dr.-Ing. Tobias Strauß sowie meinen Jungs Nicola Simon und Florian Vollert aus dem BüRö für ihre Unterstützung und den vielen schönen Momenten bedanken. Auch Dr.-Ing. Philipp Nusskern gebührt für seine Unterstützung und Beratung (auch aus der Ferne) ein herzliches Dankeschön. Dr.-Ing. Daniel „Gato“ Schliephake möchte ich für die Hilfe bei den REM-Aufnahmen sowie für seine Freundschaft danken.

Auch meine Studenten haben in unterschiedlicher Weise zum Gelingen der Arbeit beigetragen. Ihnen sei an dieser Stelle ausdrücklich gedankt.

Der größte Dank gebührt meiner gesamten Familie - insbesondere meiner Mama Kornelia, Werner und meinem Bruder Jochen mit Anhang - für ihre Liebe, ihr Vertrauen und den Zusammenhalt. Für Klara, Jonathan, Leah und meinen treuen Vierbeiner Kuro empfinde ich eine tiefe Verbundenheit und bedingungslose Liebe. Ihr seid mein Antrieb und meine Inspiration.

Inhaltsverzeichnis

Symbole und Abkürzungen	7
1 Einleitung	10
2 Kenntnisstand	13
2.1 Kristallografische Textur und Anisotropie	13
2.1.1 Elastische Anisotropie	17
2.1.2 Plastische Anisotropie	19
2.2 Eigenspannungen.....	20
2.3 Röntgenografische Spannungsanalyse	23
2.3.1 Das $\sin^2\psi$ -Verfahren.....	24
2.3.2 Anwendungsgrenzen	25
2.3.3 Stand der Technik zur ES-Bestimmung an texturierten Werkstoffzuständen	26
2.4 Inkrementelle Bohrlochmethode	28
2.4.1 Auswertemethoden	30
2.4.2 Optische Dehnungsmessung.....	34
2.4.3 Anwendungsgrenzen und Einflussfaktoren	36
2.4.4 Stand der Technik zur ES-Bestimmung an texturierten Werkstoffzuständen	38
2.5 Bewertung des Kenntnisstandes	40
3 Voruntersuchungen, Zielsetzung und eigene Vorgehensweise	43
3.1 Voruntersuchungen	43
3.2 Zielsetzung und eigene Vorgehensweise.....	48
4 Experimentelle Untersuchungen	52
4.1 Texturmessungen.....	52
4.2 Probenmaterial.....	52
4.2.1 Baustahl S690QL	53
4.2.2 Kaltgewalzter Dualphasenstahl DP600	54
4.2.3 Einkristalline Nickelbasissuperlegierung CMSX-4.....	57
4.3 Bohrlochmessungen	59
4.3.1 Konventionelle Bohrlochmethode mit DMS-Rosette.....	59
4.3.2 Bohrlochmethode in Kombination mit ESPI.....	59
5 FE-Simulation der inkrementellen Bohrlochmethode	62
5.1 Aufbau des FE-Modells.....	62

5.2	Untersuchte Texturzustände	66
5.3	Berücksichtigung plastischer Anisotropie	70
6	Ergebnisse	72
6.1	Elastische Anisotropie/Textur	72
6.1.1	Numerische Untersuchungen.....	72
6.1.2	Experimentelle Untersuchungen	88
6.2	Plastizierungseffekte und Einfluss der Bauteildicke	90
6.2.1	Numerische Untersuchungen.....	91
6.2.2	Experimentelle Untersuchungen	104
6.3	Erweiterung der Anwendungsgrenzen – Berücksichtigung der elastischen Anisotropie	107
6.3.1	Konventionelle fallspezifische Kalibrierung - Standardformulierung	108
6.3.2	Fallspezifische Kalibrierung – Vollfeldanalyse (ESPI).....	117
6.3.3	Mehrfache fallspezifische Kalibrierung – Weiterentwicklung Differentialmethode ..	120
6.3.4	Reales Anwendungsbeispiel.....	134
7	Diskussion und Bewertung	139
7.1	Elastische Anisotropie - Anwendungsgrenzen	139
7.2	Plastizierungseffekte und Einfluss der Bauteildicke	145
7.3	Erweiterung der Anwendungsgrenzen - Lösungsansätze.....	150
7.3.1	Konventionelle fallspezifische Kalibrierung.....	153
7.3.2	Fallspezifische Kalibrierung – Vollfeldanalyse (ESPI).....	153
7.3.3	Mehrfache fallspezifische Kalibrierung (Differentialmethode)	155
7.3.4	Einflussfaktoren auf die Messgenauigkeit.....	158
7.3.5	Hinweise für die praktische Anwendung	161
7.3.6	Abschließendes Fazit.....	165
8	Zusammenfassung	166
	Literaturverzeichnis	168
	Anhang	176

Symbole und Abkürzungen

2θ	Bragg-Winkel, Beugungswinkel	[°]
$2\theta_0$	Beugungswinkel im spannungsfreien Zustand	[°]
γ	Winkel zwischen Mess- und Hauptspannungssystem	[°]
γ_{Rosette}	DMS-Rosettenorientierung	[°]
ε	Dehnung	
$\varepsilon_{0^\circ}, \varepsilon_{45^\circ}, \varepsilon_{90^\circ}$	Dehnungsauslösung in DMS-Rosettenorientierung	[$\mu\text{m}/\text{m}$]
ε^{G}	Gitterdeformation	
$\varepsilon_{\text{kl}}^{\text{el}}$	elastischer Anteil des Dehnungstensors	
$\varepsilon_{\text{kl}}^{\text{pl}}$	plastischer Anteil des Dehnungstensors	
ε_{r}	Radialdehnung	
λ	Wellenlänge	[nm]
ν	Querkontraktionszahl	
ζ	normierte Bohrtiefe	
σ	Spannung	[MPa]
$\sigma_{0^\circ}, \sigma_{45^\circ}, \sigma_{90^\circ}$	(Eigen-)spannungen in Rosettenorientierung	[MPa]
σ_1, σ_2	Hauptspannungen	[MPa]
σ_{ij}	Spannungstensor	
σ_φ	Spannung in Azimuthrichtung	[MPa]
σ_{K}	Kalibrierspannung	[MPa]
τ	Schubspannung	[MPa]
φ	Azimuthwinkel	[°]
$\varphi_1, \Phi, \varphi_2$	Eulerwinkel	[°]
$\varphi(x,y)$	Specklemuster	
ψ	Polwinkel, Distanzwinkel	[°]
A	Zener-Verhältnis	
a_0	spannungsfreier Gitterparameter	[nm]
A, B	Kalibrierkonstanten	
$A(Z,z)$	Dehnungsauslösung pro Tiefeninkrement	[$\mu\text{m}/\text{m}$]
A_{DMS}	Fläche des Dehnungsmessstreifens	[mm^2]
$\overline{a_{ij}}, \overline{b_{ij}}$	dimensionslose Kalibrierkonstanten	

A_V	Vielkristallanisotropie	
ASTM	American Society for Testing and Materials	
BN	Blechnormale	
C_{mn}, C_{ijkl}	elastische Konstanten	[GPa]
d	Netzebenenabstand	[nm]
D_0	Bohrlochdurchmesser	[mm]
DMS	Dehnungsmessstreifen	
E	E-Modul	[GPa]
E_{max}, E_{min}	maximaler und minimaler E-Modul	[GPa]
E_{max}/E_{min}	E-Modulverhältnis	
E_x, E_y	E-Modul in Messrichtung	[GPa]
EBSD	Electron Backscatter Diffraction	
ES	Eigenspannung	
ESPI	Electronic Speckle Pattern Interferometry	
$f(g)$	Orientierungsverteilungsfunktion	
F_{ij}	Spannungsfaktoren	[MPa ⁻¹]
FEM	Finite Elemente Methode	
FFLSQ	Full Field Least Square	
g	Kristallorientierung	
G	Schubmodul	[GPa]
$\{hkl\}$	Gitternetzebene, Miller'sche Indizes	
IAM-WK	Institut für Angewandte Materialien - Werkstoffkunde	
IFU	Institut für Umformtechnik	
\vec{k}	Sensitivitätsvektor	
\vec{k}_1, \vec{k}_2	Illuminations-, Observationsvektor	
K_x, K_y	Kalibrierfunktionen	
$K_{xx}, K_{xy}, K_{yy}, K_{yx}$	mehrfache, fallspezifische Kalibrierfunktionen	
kfz, krz	kubisch-flächenzentriert, kubisch-raumzentriert	
L	Korrekturfunktion	
ODF	Orientation Distribution Function, Orientierungsverteilungsfunktion	
P, Q, T	biaxialer bzw. Schubspannungsanteil des Spannungstensors	[MPa]
QR	Querrichtung	
R_{eS}	Streckgrenze	[MPa]

r_m	Rosettenkreisradius	[mm]
REK	röntgenografische Elastizitätskonstanten	
RSA	Röntgenografische Spannungsanalyse	
$s_1^{\{hkl\}}, 1/2s_2^{\{hkl\}}$	röntgenografische Elastizitätskonstanten in Voigt'scher Notation	
t	Bauteildicke	[mm]
t_n	normierte Bauteildicke	
$\langle uvw \rangle$	Kristallrichtung	
V	Probenvolumen	[mm ³]
WR	Walzrichtung	
z, Z	Tiefe	[mm]

1 Einleitung

In nahezu allen Bauteilen werden durch Herstellungs- bzw. Fertigungsverfahren Eigenspannungen eingebracht. Die Eigenspannungen haben einen wesentlichen Einfluss auf das Bauteilverhalten als auch auf die Lebensdauer. Im Einsatz überlagern sich Lastspannungen mit den Eigenspannungen und können daher bei Nichtberücksichtigung zum frühzeitigen Bauteilversagen führen. Die Kenntnis über den Eigenspannungszustand ist folglich für den Dimensionierungsprozess bzw. zur Bauteiloptimierung von zentraler Bedeutung.

Um Kosten und Zeit während der Dimensionierung neuer Bauteile zu sparen, werden oftmals Prozessschritte mittels Finite Elemente Simulationen anstelle von aufwändigen experimentellen Versuchsreihen zur Bestimmung optimaler Prozessparameter analysiert. Jedoch können in numerischen Modellen nie alle Einflussfaktoren einer Prozesskette berücksichtigt werden. Vielmehr werden üblicherweise vereinfachende Annahmen getroffen. Daher kann auch hier den Eigenspannungen eine wichtige Rolle beigemessen werden, da sie häufig zur Validierung von Simulationsmodellen herangezogen werden.

Für eine experimentelle Eigenspannungsanalyse steht eine Vielzahl an Methoden zur Verfügung. Dabei kommt der röntgenografischen Spannungsanalyse als auch der inkrementellen Bohrlochmethode die größte Relevanz zu. Beide Methoden sind etablierte Verfahren und sowohl in der industriellen Praxis als auch in der akademischen Anwendung am weitesten verbreitet. Die röntgenografische Spannungsanalyse beruht auf der Beugung von Röntgenstrahlung am Kristallgitter. Standardmäßig werden die Eigenspannungen dabei gemäß der $\sin^2\psi$ -Methode [1] bestimmt. Im Gegensatz dazu ist die inkrementelle Bohrlochmethode eine mechanische Methode. Sie basiert auf der Messung von Deformationen infolge von Spannungsumlagerungen, welche durch einen Eingriff ins Gleichgewicht (Materialabtrag) verursacht werden. Beiden Methoden ist gemein, dass ihre Anwendung streng genommen nur für Werkstoffe mit isotropem Materialverhalten erlaubt ist. Durch zahlreiche Herstellungs- und Fertigungsverfahren, wie beispielsweise Gießen, Walzen oder Tiefziehen, können neben einem Eigenspannungszustand auch eine für den Fertigungsprozess charakteristische kristallografische Textur induziert werden [2]. Die kristallografische Textur führt in der Regel zu einem anisotropen Materialverhalten. Damit ist eine zuverlässige Eigenspannungsanalyse unter Verwendung der Standardverfahren, die für isotrope Werkstoffzustände formuliert sind, nicht mehr möglich. Für diese Problemstellung

sind für die röntgenografische Spannungsanalyse in der Vergangenheit bereits Spezialverfahren (z.B. Kristallitgruppenmethode [3], Spannungsfaktoren F_{ij} [4]) entwickelt worden, deren Anwendbarkeit allerdings aufgrund von vereinfachenden Annahmen und Randbedingungen stark beschränkt ist.

Die inkrementelle Bohrlochmethode bietet grundsätzlich ein großes Potential hinsichtlich einer zuverlässigen Eigenspannungsanalyse an stark texturierten Werkstoffzuständen. In [5] wurde angenommen, dass eine zuverlässige Anwendung der Methode gewährleistet werden kann, solange sich der E-Modul innerhalb der Messebene um weniger als 20% unterscheidet. Zudem können Eigenspannungstiefenprofile vergleichsweise schnell ermittelt werden. Im Allgemeinen kann bei der Bohrlochmethode von einer Messgenauigkeit von ± 20 bis 30 MPa ausgegangen werden [6], sofern alle geometrischen Randbedingungen eingehalten werden, die analysierten Eigenspannungen 60 – 70% der Streckgrenze nicht überschreiten und die untersuchte Probe einen homogenen und isotropen Werkstoffzustand aufweist. Auch wenn für einige dieser Beschränkungen bereits Lösungsansätze existieren, besteht gerade in Bezug auf anisotrope bzw. stark texturierte Werkstoffzustände noch ein großer Forschungsbedarf. Die vorliegende Arbeit, welche im Rahmen des Graduiertenkollegs 1483 entstanden ist, soll einen Beitrag zu dieser Problemstellung leisten. Im Graduiertenkolleg 1483 wird unter anderem die Prozesskette in der Blechumformung Walzen und Tiefziehen bzw. Presshärten betrachtet. Dabei wird der Fokus hauptsächlich auf die Modellierung und Bewertung der Prozesskette gelegt. Eigenspannungszustände für die einzelnen Prozessschritte sollen dabei zur Validierung der verschiedenen Simulationsmodelle verwendet werden, wodurch der Ermittlung der Eigenspannungen eine zentrale Rolle zukommt. Hinsichtlich stark texturierter Werkstoffzustände, können dementsprechend folgende Herausforderungen für die inkrementelle Bohrlochmethode identifiziert werden:

- kristallografische Textur (elastische Anisotropie)
- Eigenspannungen nahe der Streckgrenze (plastische Anisotropie)
- dünnwandige Bauteile

Dabei müssen zunächst die Anwendungsgrenzen im Zusammenhang mit einer kristallografischen Textur geklärt werden. Die Untersuchungen in der vorliegenden Arbeit werden hauptsächlich numerisch durchgeführt, da Einflussfaktoren einfach und schnell variiert werden können. Einkristalline Proben stellen den Extremfall der kristallografischen Textur dar. Daher wird die Anwendbarkeit der Standardauswerteverfahren (Kalibrierdaten für

isotropes Materialverhalten) der inkrementellen Bohrlochmethode auf einkristalline Zustände analysiert. Dabei wird unter anderem der Einfluss des Anisotropiegrades (durch Verwendung unterschiedlicher Materialien wie Al, Fe, Cu), der Texturorientierung (Ausrichtung des Einkristalls hinsichtlich der Messebene) sowie des Spannungszustandes simulativ untersucht. Aber auch eine reale Walztextur soll in den numerischen Untersuchungen berücksichtigt werden. Abschließend sollen die Ergebnisse an einer einkristallinen Probe (Nickelbasissuperlegierung CMSX-4) experimentell validiert werden.

Darüber hinaus muss der Einfluss der Bauteildicke in Kombination mit Eigenspannungen nahe der Streckgrenze (Plastizierungseffekte) geklärt und analysiert werden. Auch hier werden numerische Untersuchungen mit Modellen unterschiedlicher Dicke und unterschiedlichen Belastungsniveaus durchgeführt, da sie einen tieferen Einblick in die auftretenden Effekte wie beispielsweise plastische Deformationen erlauben. Für die Simulationen werden Materialdaten eines isotropen Stahls (S690 QL) und eines kaltgewalzten Stahlblechs (Dualphasenstahl DP600), welches ein anisotropes elastisches sowie plastisches Materialverhalten aufweist, herangezogen. Es werden ebenfalls experimentelle Untersuchungen an den beiden Materialzuständen durchgeführt. Dabei werden die Proben mittels 4-Punktbiegung auf definierte Streckgrenzenverhältnisse belastet und Bohrlochexperimente durchgeführt.

Übergeordnetes Ziel der Arbeit ist allerdings eine praxistaugliche Mess- und Auswertestrategie für die inkrementelle Bohrlochmethode im Hinblick auf stark texturierte Werkstoffzustände außerhalb der Anwendungsgrenzen zu entwickeln. Die Möglichkeit einer fallspezifischen Kalibrierung, die das anisotrope Materialverhalten berücksichtigt, wird numerisch überprüft. Zudem kommt neben einer konventionellen Dehnungsmessung auf Basis von Dehnungsmessstreifen eine optische Dehnungsmessung zum Einsatz. Mit optischen Methoden kann theoretisch das gesamte Dehnungsfeld um das Bohrloch detektiert werden, was in Falle von texturierten Werkstoffzuständen einen erheblichen Vorteil gegenüber einer Dehnungsmessung in diskreten Richtungen bieten könnte. Zu guter Letzt wird ein neuer Auswerteformalismus auf Basis der Differentialmethode unter Verwendung fallspezifischer Kalibrierfunktionen vorgeschlagen und dessen Anwendbarkeit numerisch als auch experimentell demonstriert.

Abschließend wird die neu entwickelte Auswertemethodik auf einen tiefgezogenen Rundnapf angewandt und mit Simulationsergebnissen des Tiefziehprozesses verglichen.

2 Kenntnisstand

Der Kenntnisstand stellt die Grundlagen und den Stand der Technik zu Beginn der eigenen Arbeit im Oktober 2011 dar. Erkenntnisse, die während der Tätigkeit am Institut für Angewandte Materialien – Werkstoffkunde (IAM-WK) am Karlsruher Institut für Technologie gewonnen wurden, werden in nachfolgenden Kapiteln ausführlich beschrieben.

2.1 Kristallografische Textur und Anisotropie

Metalle sind in den meisten Fällen polykristallin, sie sind aus einer Vielzahl von Kristalliten aufgebaut. Dabei spielt die Elementarzelle eine entscheidende Rolle, da sie den Grundstein für einen Kristalliten legt und dessen Orientierung definiert. Generell sind die Eigenschaften, z.B. E-Modul, Härte, Festigkeit oder auch Magnetismus, einer Elementarzelle anisotrop also richtungsabhängig. Sind die Kristallite in einem polykristallinen Werkstoff statistisch regellos orientiert, mitteln sich die anisotropen Eigenschaften der einzelnen Elementarzellen aus und der Werkstoff kann als quasi-isotrop bezeichnet werden. Wenn hingegen Vorzugsorientierungen der Kristallite vorliegen, dann wird der Werkstoff im Allgemeinen richtungsabhängige Materialeigenschaften aufweisen. Streng genommen wird die statistische Verteilung der Kristallorientierungen als kristallografische Textur bezeichnet, in dieser Arbeit ist damit allerdings das Vorhandensein von bevorzugten Kristallorientierungen gemeint [7]. Der Extremfall anisotropen Materialverhaltens ist folglich bei einem Einkristall gegeben, da hier nur eine Kristallorientierung existiert. Im Gegensatz dazu müssen morphologische Texturen (nichtsphärische Kornformen, deren Längsachsen in dieselbe Richtung zeigen) nicht zwangsläufig anisotrope elastische Materialeigenschaften aufweisen.

Die kristallografische Textur eines Werkstoffs kann über Beugungsverfahren ermittelt werden. Üblicherweise werden Texturen röntgenografisch bestimmt oder mittels Elektronenrückstreubeugung (Electron Backscatter Diffraction EBSD), aber auch Neutronenstrahlung findet in der Texturanalyse Verwendung. Zur Veranschaulichung wird die Textur über Polfiguren oder über die Orientierungsverteilungsfunktion (ODF) dargestellt. Polfiguren bilden üblicherweise mittels einer stereografischen Projektion die Verteilung der Netzebenennormalen einer Netzebenenschar $\{hkl\}$ in jede beliebige Messrichtung ab (siehe Abbildung 2.1). Dabei ist die Intensität ein Maß für die Belegungsdichte der betreffenden Orientierung und wird in den Polfiguren beispielsweise über Linien konstanter

Intensitätsüberhöhung im Vergleich zur regellosen Verteilung dargestellt. Lagen kristallografischer Richtungen können durch zwei Polarwinkel φ und ψ repräsentiert werden [8].

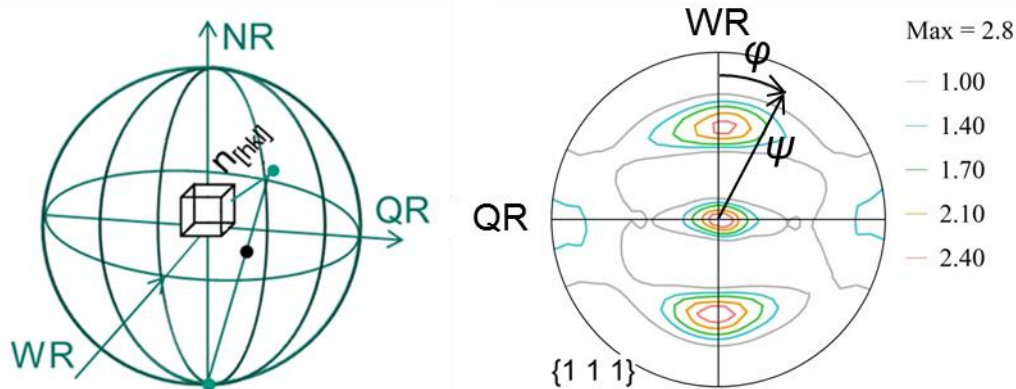
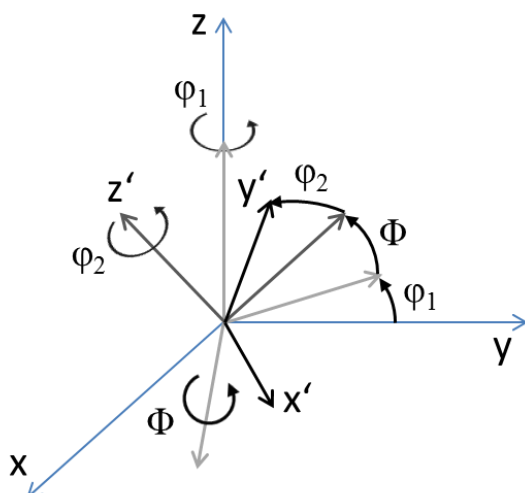


Abbildung 2.1: Prinzip der stereografischen Projektion und $\{111\}$ -Polfigur eines gewalzten Stahlblechs (DC04).

Die ODF $f(g)$ gibt die Verteilung von Kristallorientierungen $g(\varphi_1, \Phi, \varphi_2)$ im dreidimensionalen Eulerraum wieder, indem der Volumenanteil einer Orientierung $dV(g)$ innerhalb eines Intervalls dg auf das Probenvolumen V bezogen wird.

$$f(g)dg = dV(g)/V \quad (2-1)$$

Über die drei Eulerwinkel φ_1 , Φ und φ_2 in der Bunge-Notation kann eine Beziehung zwischen dem Kristallkoordinatensystem (x' , y' , z') und dem Probenkoordinatensystem (x , y , z) hergestellt werden, welche in Abbildung 2.2 anschaulich dargestellt ist.



1. Drehung von φ_1 um z-Achse
2. Drehung von Φ um neue x' -Achse
3. Drehung von φ_2 um neue z' -Achse

Abbildung 2.2: Definition der Eulerwinkel nach Bunge [9]. Die Drehoperationen sind anhand der y-Achse eindeutig angegeben.

Für Proben mit statistisch regelloser Kristallverteilung ergibt sich $f(g) = 1$, folglich weisen texturierte Werkstoffe $f(g) \geq 1$ auf. Die ODF gibt die Überhöhung einzelner

Kristallorientierungen im Bezug zur texturfreien Verteilung wieder. Eine Darstellung von Texturen über Polfiguren oder über die ODF ist nicht sehr anschaulich, daher werden Texturen wenn möglich über einige wenige ideale Lagen $\{hkl\}\langle uvw \rangle$ und/oder Fasern beschrieben [2]. Diese Beschreibung wird beispielsweise bei gewalzten Blechen herangezogen und stellt eine Beziehung zu den drei ausgewiesenen Probenbezugsrichtungen - Walzrichtung (WR), Querrichtung (QR) und Blechnormale (BN) - dar. Ideale Lagen geben an, welche Netzebene $\{hkl\}$ in der Blechebene liegt und welche Kristallrichtung $\langle uvw \rangle$ parallel zur Walzrichtung ausgerichtet ist und werden auch als Texturkomponenten bezeichnet. Tabelle 2-1 gibt einen Überblick häufig vorkommender idealer Lagen und deren Eulerwinkel für kubisch-flächenzentrierte (kfz) Materialien. Für kubisch-raumzentrierte (krz) Materialien müssen im Falle von Walztexturen, mit Ausnahme der Goss-Orientierung, die Ebenen mit den Richtungen vertauscht werden [2]. Teilweise wird in Blechen gezielt vorwiegend eine ideale Lage eingebracht. Bekanntestes Beispiel sind Transformatorenbleche, welche aufgrund ihrer hervorragenden magnetischen Eigenschaften häufig zu einer ausgeprägten Goss-Lage oder Würfel-Lage gewalzt werden. Dabei kann der Anteil von statistisch regellos verteilten Körnern im Falle der Goss-Lage weniger als 10-15% und für die Würfel-Lage sogar weniger als 1% betragen [10].

Tabelle 2-1: Ideale Lagen und deren Eulerwinkel für Walztexturen nach [2]

Name	Miller Indices	Eulerwinkel ($\varphi_1, \Phi, \varphi_2$)
Kupfer	$\{112\}\langle 11\bar{1} \rangle$	$90^\circ, 35^\circ, 45^\circ$
S1	$\{124\}\langle 21\bar{1} \rangle$	$59^\circ, 29^\circ, 63^\circ$
S2	$\{123\}\langle 41\bar{2} \rangle$	$47^\circ, 37^\circ, 63^\circ$
S3	$\{123\}\langle 63\bar{4} \rangle$	$59^\circ, 37^\circ, 63^\circ$
Messing	$\{110\}\langle \bar{1}12 \rangle$	$35^\circ, 45^\circ, 0^\circ$
Taylor	$\{4\ 4\ 11\}\langle 11\ 11\ \bar{8} \rangle$	$90^\circ, 27^\circ, 45^\circ$
Goss	$\{110\}\langle 001 \rangle$	$0^\circ, 45^\circ, 0^\circ$
Würfel	$\{100\}\langle 001 \rangle$	$0^\circ, 0^\circ, 0^\circ$

Das Konzept partieller Fasern wird gerne zur Beschreibung von Walztexturen in krz Materialien verwendet. Dabei bezeichnet der Begriff der Fasertextur alle Kristallite, die mit einer kristallografisch gleichwertigen, definierten Richtung $\langle uvw \rangle$ parallel liegen [7]. Oftmals können partielle Fasern im Φ - φ_1 -Ausschnitt einer ODF mit $\varphi_2 = 45^\circ$ als Linien konstanter

Häufigkeit identifiziert werden. Partielle Fasern, die in krz Materialien auftreten, können Tabelle 2-2 entnommen werden.

Tabelle 2-2: Partielle Fasern in gewalzten krz Materialien nach [2]

Bezeichnung	Orientierung	Kommentar
$\alpha \langle 110 \rangle$	von $\{001\}\langle 110 \rangle$ zu $\{111\}\langle 1\bar{1}0 \rangle$	110 parallel zur WR, bedeutend bei krz Walztexturen
$\gamma \{111\}$	von $\{111\}\langle 1\bar{1}0 \rangle$ zu $\{111\}\langle 112 \rangle$	111 parallel zur BN, bedeutend bei krz Walztexturen
η	von $\{001\}\langle 100 \rangle$ zu $\{011\}\langle 100 \rangle$	100 parallel zur WR, verwandt zur β -Faser
ε	von $\{001\}\langle 110 \rangle$ zu $\{111\}\langle 112 \rangle$	110 parallel zur QR
β	von $\{112\}\langle 1\bar{1}0 \rangle$ zu $\{\bar{1}\bar{1} 11 \bar{8}\}\langle 4 4 \bar{1}\bar{1} \rangle$	vorhanden in simulierten krz Texturen, bedeutend in kfz Walztexturen

Kristallografische Texturen entstehen durch eine Vielzahl von Herstellungs- und Fertigungsprozessen. So können Vorzugsorientierungen beispielsweise bereits beim Erstarren nach dem Gießen infolge von Stengelkristallen beobachtet werden [7]. Aber auch Wärmebehandlungen, die mit einer Rekristallisation verbunden sind, können zu charakteristischer Texturentwicklungen führen [11].

Umformprozesse wie Walzen und Tiefziehen können ebenfalls kristallografische Texturen verursachen. Die plastische Verformung wird getragen durch die Scherung ausgewählter Gleitsysteme gemäß dem Schmid'schen Gesetz, wodurch die Umformung mit einer extremen Anisotropie der Spannungs- und Dehnungskomponenten als auch mit Gitterrotationen als Folge von Orientierungsänderungen einhergeht [2]. Dabei ist zu beachten, dass die Textur nicht zwangsläufig homogen ist. In vielen Fällen unterscheidet sich die Textur an der Probenoberfläche im Vergleich zum Probeninneren. Texturgradienten in Blechdickenrichtung können beispielsweise bei gewalzten Proben detektiert werden [8]. Neben der kristallografischen Textur entstehen durch inhomogene, mikroskopische als auch makroskopische plastische Verformungen induzierte Eigenspannungen. Makroskopische Eigenspannungen werden bei Umformprozessen aufgrund von makroskopischen Verformungsgradienten verursacht [12], welche sich maßgeblich auf die Bauteileigenschaften und auf die Rückfederung bzw. auf den Verzug umgeformter Bauteile auswirken können. Gleichzeitig werden selbst bei makroskopisch homogenen Verformungen aufgrund der

Wechselwirkung zwischen den Körnern Mikroeigenspannungen herbeigeführt [12]. Grund dafür ist beispielsweise die Orientierungsabhängigkeit der Fließgrenzen der einzelnen Kristallite (plastische Anisotropie). Eigenspannungsgradienten über die Tiefe können entstehen, wenn während des Umformprozesses über die Tiefe eine inhomogene Verformung gewirkt hat.

2.1.1 Elastische Anisotropie

Die Richtungsabhängigkeit der linear-elastischen Eigenschaften wird als elastische Anisotropie bezeichnet. Der Zusammenhang zwischen Spannung σ_{ij} und Dehnung ε_{kl} (symmetrischer Anteil des Verschiebungsgradienten) kann über das verallgemeinerte Hooke'sche Gesetz beschrieben werden.

$$\sigma_{ij} = C_{ijkl} \varepsilon_{kl} \quad (2-2)$$

Dabei wird die Einstein'sche Summenkonvention angewandt und C_{ijkl} ist der Elastizitätstensor 4. Stufe mit $i, j, k, l = 1..3$, woraus sich 81 Komponenten ergeben. Über die Symmetrien von Spannungs- und Verzerrungstensor kann die Zahl unabhängiger elastischer Konstanten C_{ijkl} auf 21 reduziert werden. Über weitere Symmetriebedingungen kann die Anzahl unabhängiger elastischer Konstanten deutlich verringert werden. Dabei können sich diese Symmetriebedingungen auf die mechanischen oder physikalischen Eigenschaft selbst beziehen oder auf die Symmetrie des Kristallgitters oder der Probe [2]. Für orthotrope Materialien (jeweils eine Symmetrieebene senkrecht zur WR, QR und BN) reduziert sich die Anzahl an unabhängigen elastischen Konstanten auf 9, bei Materialien mit kubischem Kristallgitter sind 3 voneinander unabhängige Konstanten zur Beschreibung der elastischen Eigenschaften ausreichend und im isotropen Fall werden nur noch 2 unabhängige elastische Konstanten benötigt. Für eine einfachere Handhabung als Matrix-Vektor-Darstellung werden die elastischen Konstanten üblicherweise in der Voigt'schen Notation (Indexpaar ij wird Voigt'schen Index m zugeordnet) gemäß der Vorschrift

$$\begin{aligned} ii &\rightarrow m = i \\ ij &\rightarrow m = 9 - i - j \end{aligned} \quad (2-3)$$

angegeben. Dadurch kann das verallgemeinerte Hooke'sche Gesetz auch durch Gleichung (2-4) ausgedrückt werden.

$$\sigma_m = C_{mn} \varepsilon_n \quad (2-4)$$

Die elastische Anisotropie kann beispielsweise über das Zener-Verhältnis A charakterisiert werden, der für kubische Materialien durch das Verhältnis zwischen den beiden Schubmoduln C_{44} und $(C_{11} - C_{22})/2$ definiert ist [2]. Das Zener-Verhältnis verschiedener kubischer Materialien kann Tabelle 2-3 entnommen werden, aus der ersichtlich wird, dass die elastische Anisotropie vom Material abhängig ist. Unter technologischen Gesichtspunkten sind vielmehr die Extremwerte E_{\max} und E_{\min} des E-Moduls eines polykristallinen Werkstoffes von Interesse, welche über die Vielkristallanisotropie $A_V = E_{\max}/E_{\min}$ charakterisiert wird [13]. Die Vielkristallanisotropie soll in der weiteren Arbeit schlicht als E-Modulverhältnis bezeichnet werden.

Tabelle 2-3: Elastische Anisotropie einiger kubischer Materialien bei Raumtemperatur [2].

Material	Zener-Verhältnis
Kupfer	3,21
Nickel	2,45
Aluminium	1,22
Eisen	2,41
Wolfram	1,01
β -Messing	18,68

Für polykristalline Materialien mit kristallografischer Textur ist eine Berechnung der effektiven elastischen Konstanten erforderlich, da die makroskopischen elastischen Eigenschaften oftmals nicht mehr gültig sind. Dazu muss die Textur in Form der ODF zusammen mit den elastischen Konstanten des Einkristalls bekannt sein. Darüber hinaus ist eine Modellannahme zur Kopplung der Kristallite untereinander notwendig [14], [15], wie zum Beispiel nach Voigt [16], Reuss [17], Hill [18] oder Eshelby/Kröner [19], [20]. Voigt [16] nimmt an, dass alle Kristallite in gleichem Maße verzerrt werden. Wogegen die Annahme von Reuss [17] von gleichen Spannungen in den Kristalliten ausgeht. Hill [18] fand heraus, dass diese beiden Annahmen die untere und obere Grenze der effektiven elastischen Konstanten angeben und der Mittelwert aus diesen beiden Modellannahmen zu guten Übereinstimmungen mit experimentellen Ergebnissen führt. Um die effektiven elastischen Konstanten noch exakter berechnen zu können, wurde die Problematik der Kristallkopplung von Eshelby [19] und Kröner [20] über einen ellipsoiden bzw. kugelförmigen Einschluss in einer isotropen Matrix gelöst. Dieses Modell wurde von Kneer [21] auf polykristalline Werkstoffe mit beliebiger Textur übertragen.

2.1.2 Plastische Anisotropie

Unter plastischer Anisotropie versteht man die Richtungsabhängigkeit der Streckgrenze. Gemeinsam mit der elastischen Anisotropie wird sie als mechanische Anisotropie zusammengefasst. Die limitierten Gleitmöglichkeiten des Einkristalls sind verantwortlich für die Anisotropie des plastischen Fließens [13]. Diese Beschränkung auf wenige kristallografische Gleitsysteme des Einkristalls wirkt sich auch beim polykristallinen Material aus und zwar umso stärker, je schärfer die Textur ist. Grafisch kann die plastische Anisotropie über sogenannte Fließortkurven dargestellt werden. Dieser Fließortkurve kann die Fließbedingung entnommen werden, die besagt, bei welcher Kombination von Spannungen ein plastisches Fließen eintritt. Für Werkstoffe mit anisotropem plastischem Materialverhalten kann die Fließbedingung über Gleichung (2-5) ausgedrückt werden.

$$f(\sigma_{ij}, M_{ijkl}) = 0 \quad (2-5)$$

Dabei stellt M_{ijkl} einen Tensor 4. Stufe dar, der die plastische Anisotropie charakterisiert. Im Allgemeinen Fall beinhaltet der Materialtensor M_{ijkl} 21 unabhängige Konstanten und kann für orthotropes Materialverhalten (z.B. gewalztes Blech) auf 6 Konstanten reduziert werden. Gemeinhin wird die plastische Anisotropie im uniaxialen Zugversuch durch die Bestimmung der r-Werte (Lankford Parameter) ermittelt [22]. Dabei geben die r-Werte das Verhältnis zwischen wahrer plastischer Breiten- und Blechdickendehnung wieder und stellen damit ein Maß für die Anisotropie plastischer Verformung dar. In der Regel werden bei der experimentellen Ermittlung der r-Werte Zugproben aus unterschiedlichen Orientierungen zur Walzrichtung (0° , 45° und 90°) entnommen und die r-Werte werden bei einer plastischen Dehnung von 20% bestimmt. Bei einem gewalzten Blech kann die plastische Anisotropie in senkrechte Anisotropie, welche ein Maß für die maximale Tiefziehbarkeit ist, und in die ebene Anisotropie, welche für die unerwünschte Zipfelbildung verantwortlich ist, unterteilt werden [23].

Mithilfe der Fließregel in Gleichung (2-6) kann die zeitliche Entwicklung der plastischen Dehnung $d\varepsilon_{kl}^{pl}$ beschrieben werden.

$$d\varepsilon_{kl}^{pl} = \frac{\partial f(\sigma_{ij}, M_{ijkl})}{\partial \sigma_{kl}} d\lambda \quad (2-6)$$

Hierbei ist λ ein skalarer Faktor und die Funktion $f(\sigma_{ij}, M_{ijkl})$ definiert das plastische Potential der plastischen Dehnrates.

2.2 Eigenspannungen

Eigenspannungen (ES) sind mechanische Spannungen, die in einem temperaturgradientenfreien Bauteil vorliegen, ohne dass äußere Kräfte und/oder Momente wirken. Folglich befinden sich die damit verbundenen inneren Kräfte und/oder Momente im Gleichgewicht. Als zweckmäßig, auch im Hinblick auf die Sensitivität der Eigenspannungsmessmethoden, hat sich eine Einteilung der Eigenspannungen nach ihrem Wirkungsbereich erwiesen. Demnach wird unterschieden in Eigenspannungen I. Art (ES I) oder auch Makroeigenspannungen, Eigenspannungen II. (ES II) und III. Art (ES III), die auch als Mikroeigenspannungen zusammengefasst werden können [24].

- Eigenspannungen I. Art sind über große Werkstoffbereiche, in der Regel mehrere Körner, nahezu homogen. Eingriffe in das bestehende Kräfte- und Momentengleichgewicht resultieren in makroskopischen Deformationen des Körpers, da sich ein neues Gleichgewicht einstellen muss. Dabei sind die inneren Kräfte bzw. Momente bezüglich jeder beliebigen Schnittfläche bzw. Schnittachse durch das Bauteil im Gleichgewicht. [24]
- Eigenspannungen II. Art sind über kleine Werkstoffbereiche, also innerhalb eines Korns oder über Kornbereiche, nahezu homogen. Die inneren Kräfte und Momente liegen ebenfalls im Gleichgewicht vor. Ein Eingriff in das bestehende Gleichgewicht kann zu makroskopischen Deformationen führen. [24]
- Eigenspannungen III. Art sind selbst über kleinste Werkstoffbereiche, mehrere Atomabstände, inhomogen. Die damit verbundenen inneren Kräfte und Momente sind über kleine Kornbereiche im Gleichgewicht. Makroskopische Deformationen treten bei einem Eingriff ins Gleichgewicht der ES III. Art nicht auf. [24]

In einem realen Bauteil liegt an jedem beliebigen Punkt eine Superposition der drei Eigenspannungsarten vor. Für mehrphasige Werkstoffe muss die Einteilung auf die phasenspezifischen Anteile der Eigenspannungen erweitert werden. In Abbildung 2.3 wird der Eigenspannungszustand für ein zweiphasiges Gefüge anschaulich dargestellt.

Neben der Einteilung nach ihrem Wirkungsbereich, können Eigenspannungen auch nach technologischen Gesichtspunkten oder ihrer Entstehungsursache definiert werden. Bei der Einteilung nach technologischen Gesichtspunkten werden die Eigenspannungen folglich nach dem jeweiligen Fertigungsprozess, wie beispielsweise Bearbeitungs-, Umform- oder auch Schweißspannungen, benannt [25]. Beispiele für eine Einteilung nach ihrer Entstehungsursache sind thermische Eigenspannungen oder Umwandlungseigenspannungen [26].

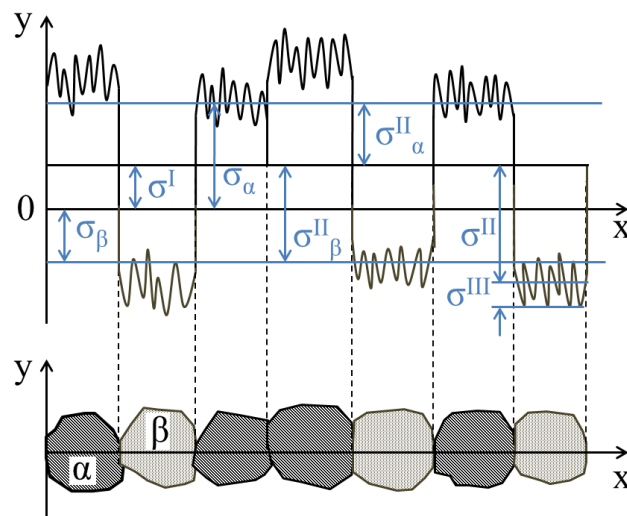


Abbildung 2.3: Schematische Darstellung der Eigenspannungen anhand eines Werkstoffs mit den beiden Phasen α und β nach [27].

Eigenspannungen entstehen durch inhomogene, plastische Verformungen einzelner Werkstoffbereiche oder Körner und sind in der Regel in jedem Bauteil vorhanden. Dabei können sie in Abhängigkeit ihrer Ausprägung (Betrag, Vorzeichen, Verteilung) positive oder negative Auswirkungen auf das Bauteilverhalten haben. Generell überlagern sich die vorhandenen Eigenspannungen mit den von außen angreifenden Lastspannungen während des Betriebs des Bauteils und haben daher einen signifikanten Einfluss auf die Lebensdauer [24]. Beim Kugelstrahlen von Zahnrädern werden beispielsweise gezielt Druckeigenspannungen eingebracht, um die Lebensdauer zu erhöhen [28]. Darüber hinaus haben Eigenspannungen bei der Blechumformung beispielsweise Einfluss auf Rückfederung bzw. Verzug von Bauteilen.

Neben den Auswirkungen auf das Bauteilverhalten und der damit zusammenhängenden Dimensionierung von Bauteilen, sind die Eigenspannungen ebenfalls wichtig für die Validierung von Finite Element Simulationen. Insbesondere im Hinblick auf den stetig zunehmenden Anteil an Simulationen im Dimensionierungs- und Auslegungsprozess und der daraus resultierenden Abnahme an realen Experimenten, kann der zuverlässigen Eigenspannungsbestimmung eine tragende Rolle zugeordnet werden. Es existieren zahlreiche verschiedene experimentelle Eigenspannungsanalysemethoden, die im Wesentlichen in zerstörungsfreie und zerstörende Methoden unterteilt werden können und nach den jeweils vorherrschenden Randbedingungen ausgewählt werden müssen. Eine Sammlung verschiedener Eigenspannungsanalysemethoden und deren Beschreibung findet sich unter anderem in [29], [30].

Zu den zerstörungsfreien Methoden gehören die akustischen und magnetischen Verfahren, als auch die Diffraktionsverfahren [30]. Die akustischen und magnetischen Verfahren haben den großen Nachteil, dass die Messsignale im selben Maße sensitiv auf die Mikrostruktur sowie auf die Eigenspannungen reagieren, was eine exakte Kalibrierung auf die vorliegende Mikrostruktur notwendig macht [29]. Bei den Diffraktionsverfahren werden die elastischen Gitterverzerrungen gemessen, die einen Rückschluss auf den vorhandenen Eigenspannungszustand erlauben. Sie basieren auf der Beugung von Strahlung am Kristallgitter. Grundsätzlich unterscheidet man die Diffraktionsmethoden nach der Art der Strahlung, wie Röntgenstrahlung (konventionell erzeugt), Synchrotronröntgenstrahlung und Neutronenstrahlung oder auch Elektronenstrahlung. In der industriellen Praxis als auch bei wissenschaftlichen Fragestellungen kommt üblicherweise die Röntgendiffraktion zum Einsatz, da Synchrotronröntgen- und Neutronenstrahlung nur an einigen wenigen Großforschungseinrichtungen zur Verfügung stehen und der Zugang streng limitiert ist. Elektronenbeugung kann nur an sehr kleinen Proben durchgeführt werden, wodurch der Einsatz für maschinenbauliche Fragestellungen und die Bestimmung von Makroeigenspannungen ungeeignet ist.

Zerstörende bzw. mechanische Methoden [30] beruhen auf dem Prinzip der makroskopischen Formänderung eines Bauteils infolge eines Eingriffs in das Kräfte- und/oder Momentengleichgewicht der Eigenspannungen. Beispiele für mechanische Methoden sind unter anderem die inkrementelle Bohrlochmethode, die Slitting-Methode, die Konturmethode oder auch das Abtragverfahren. Die mechanischen Methoden sind in ihrer Anwendung beschränkt hinsichtlich geometrischer Randbedingungen. Beispielsweise ist die Konturmethode für eine Eigenspannungsanalyse an dünnen Blechen (< 5 mm [30]) ungeeignet oder eine lokale Eigenspannungsanalyse an Bauteilen mit komplexer Geometrie ist mittels Slitting-Methode und Abtragverfahren nicht möglich. In Kapitel 2.4 soll daher näher auf die inkrementelle Bohrlochmethode eingegangen werden, da die genannten Problemstellungen hinsichtlich der Probengeometrie weniger kritisch sind.

Im Allgemeinen sind die Standardprozeduren der Eigenspannungsmessmethoden für isotrope Werkstoffzustände ausgelegt. Allerdings stehen für einige Methoden spezielle Mess- und Auswertestrategien auch für anisotrope Werkstoffzustände zur Verfügung, die aber in der Regel mit einem erhöhten zeitlichen als auch experimentellen Aufwand verbunden sind und daher wenig praxistauglich sind. In Kapitel 2.3.3 wird auf die speziellen Verfahren der röntgenografischen Spannungsanalyse eingegangen.

2.3 Röntgenografische Spannungsanalyse

Bei der röntgenografischen Spannungsanalyse (RSA) werden Gitterdeformationen über linearelastische Beziehungen mit mechanischen Spannungen verknüpft. Die Gitterdeformationen werden auf Basis der Bragg-Gleichung, welche den Beugungswinkel 2θ mit dem Netzebenenabstand d in Verbindung bringt, in Röntgenbeugungsexperimenten ermittelt. Beugungsexperimente können nur an kristallinen Werkstoffphasen durchgeführt werden. An der Interferenz sind lediglich die beugungsgünstig orientierten Kristallite im untersuchten Probenvolumen beteiligt, was eine regellose Verteilung der Kristallorientierungen voraussetzt. Dabei führen Änderungen in den Netzebenenabständen zu Interferenzlinienlagenverschiebungen und die Gitterdeformation ε^G kann gemäß Gleichung (2-7) auf Basis der Bragg-Gleichung bestimmt werden. Hierfür muss der Beugungswinkel des spannungsfreien Zustandes $2\theta_0$ bekannt sein, dessen Ermittlung im Allgemeinen problematisch ist [31]. Neben Eigenspannungen I. Art können auch Eigenspannungen II. Art und III. Art (Mittelwerte der homogenen Mikrospannungen [32]) zur Verschiebung der Linienlage beitragen.

$$\varepsilon^G = -\frac{1}{2} \cot\theta_0 (2\theta - 2\theta_0) \quad (2-7)$$

Da die Gitterdeformationen für eine bestimmte Netzebenenschar $\{hkl\}$ ermittelt werden, ist es nicht möglich die makroskopischen, elastischen Eigenschaften bei der Eigenspannungsberechnung zu verwenden. Stattdessen muss auf sogenannte röntgenografische Elastizitätskonstanten (REK) zurückgegriffen werden, welche die elastische Anisotropie eines Kristallits und die Kopplungsbedingungen der Kristallite im Vielkristallverbund berücksichtigen. Die REK $s_1^{\{hkl\}}$ und $\frac{1}{2}s_2^{\{hkl\}}$ können entweder experimentell in Zug- oder Biegeversuchen bestimmt werden oder rechnerisch über Modellannahmen zur Kopplung der Kristallite, wie beispielsweise von Voigt [16], Reuss [17] oder Eshelby/Kröner [19], [20], unter Verwendung der Einkristalldaten ermittelt werden.

Bei mehrphasigen Werkstoffen unterscheidet sich die Kristallstruktur der einzelnen Phasen, wodurch die Eigenspannungen phasenselektiv ermittelt werden müssen. Mit der RSA können prinzipiell vollständige, dreiaxige Spannungszustände bestimmt werden (siehe z.B. [33]), jedoch ist diese Bestimmung sehr aufwändig und der Gitterebenenabstand a_0 des dehnungsfreien Zustandes muss bekannt sein.

2.3.1 Das $\sin^2\psi$ -Verfahren

Das Standardverfahren zur Bestimmung von Eigenspannungen mittels Röntgendiffraktion ist das $\sin^2\psi$ -Verfahren [1], welches den wesentlichen Vorteil bietet, dass a_0 nicht bekannt sein muss. Das Verfahren basiert lediglich auf der Messung von Interferenzlinienlagenverschiebungen. Diese Methode setzt einen ebenen, oberflächenparallelen Spannungszustand voraus, was oftmals an der Probenoberfläche durch die geringe Eindringtiefe von weichen Röntgenstrahlen von wenigen μm gegeben ist. Um eine Spannungskomponente σ_φ in der Azimuthrichtung φ zu bestimmen, werden mehrere Interferenzlinienlagen zur Bestimmung der Reflexionswinkel $2\theta_{\varphi,\psi}^{\{hkl\}}$ in unterschiedlichen Distanzwinkeln ψ ermittelt, wodurch sich die Gitterdeformationen $\varepsilon_{\varphi,\psi}^G$ berechnen lassen. Die Winkelbeziehungen zum Probenkoordinatensystem sind in Abbildung 2.4 dargestellt.

$$\varepsilon_{\varphi,\psi}^G = \frac{1}{2} s_2^{\{hkl\}} \sigma_\varphi \sin^2\psi + s_1^{\{hkl\}} (\sigma_1 + \sigma_2) \quad (2-8)$$

Daraus ergibt sich für isotrope Werkstoffe im Idealfall ein linearer Zusammenhang von $2\theta_{\varphi,\psi}^{\{hkl\}}$ über $\sin^2\psi$. Anhand der Steigung des linearen $2\theta_{\varphi,\psi}^{\{hkl\}}$ vs. $\sin^2\psi$ -Verlaufs kann die Spannung in Azimuthrichtung σ_φ bestimmt werden.

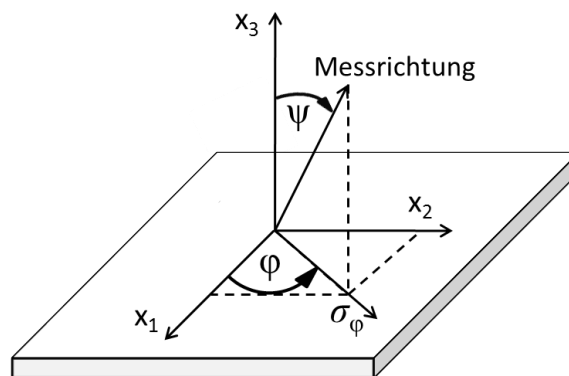


Abbildung 2.4: Winkelbezeichnungen in Abhängigkeit vom Probenkoordinatensystem.

Im Allgemeinen ist die RSA zerstörungsfrei. Ist allerdings ein Eigenspannungstiefenprofil gefordert, muss ein schrittweiser Materialabtrag beispielsweise durch elektrolytisches Polieren erfolgen. Dabei kann es zu Spannungsumlagerungen kommen, die bei der Interpretation der Messergebnisse berücksichtigt werden müssen. Korrekturvorschläge wurden beispielsweise in [34] für einen flächigen Materialabtrag an einfachen Geometrien wie Platten oder Zylinder, vorgestellt.

2.3.2 Anwendungsgrenzen

Die röntgenografische Spannungsanalyse erfordert eine frei zugängliche Messstelle für die einfallende als auch gebeugte Röntgenstrahlung. Daraus folgt, dass die Geometrie der untersuchten Bauteile nicht beliebig komplex sein darf, da es anderenfalls zu Abschattungseffekten des Strahlengangs kommen kann. Zudem darf die Probe nicht beliebig groß sein, da der Bauraum eines stationären Diffraktometers begrenzt ist. Im Einzelfall können mobile Diffraktometer für diese Problemstellung Abhilfe schaffen. In der Regel müssen große bzw. schwere Bauteile allerdings zerlegt werden, so dass die betreffende Messstelle untersucht werden kann. Die aus der Zerlegung des Bauteils resultierende Eigenspannungsumlagerung muss bei der Beurteilung der Messergebnisse berücksichtigt werden, was sich allerdings für komplexe Bauteile als schwierig darstellen kann.

Werkstoffzustände die zu einer Abweichung vom linearen Verlauf von $2\theta_{\varphi,\psi}^{\{hkl\}}$ über $\sin^2\psi$ führen, resultieren in der Regel in Fehlern bei der Spannungsberechnung. Schubspannungsanteile, welche durch das Einwirken von tangentialen Kräften (beispielsweise beim Schleifen oder beim Drehen) erzeugt werden können, können aufgrund einer Verkipfung des Hauptspannungssystems aus der Messebene zu einer ψ -Aufspaltung führen [35]. Messungen an Bauteilen mit einem hohen Spannungsgradienten können einen gekrümmten Verlauf ergeben, da die Eindringtiefe der Röntgenstrahlung mit zunehmendem Distanzwinkel ψ abnimmt [36]. Dadurch werden die Eigenspannungen über einen immer kleiner werdenden Tiefenbereich gemittelt. Auch chemische Gradienten, wie sie beispielsweise bei nitrierten Proben auftreten, können durch die damit in Abhängigkeit der in die Tiefe veränderlichen Netzebenenabstände (Variation des Gitterparameters im spannungsfreien Zustand über die Tiefe) zu gekrümmten $2\theta_{\varphi,\psi}^{\{hkl\}}$ vs. $\sin^2\psi$ -Verläufen führen [37].

Im Falle von texturierten Werkstoffzuständen treten wegen der elastischen Anisotropie nichtlineare Verläufe über $\sin^2\psi$ auf [38]. Durch die Vorzugsorientierungen der Kristallite kann es unter Umständen zudem vorkommen, dass keine bzw. zu wenig beugungsgünstig orientierte Kristallite in der betrachteten Messrichtung vorhanden sind, sodass keine bzw. nur eine sehr schwache Interferenz zustande kommt [33]. Eine zuverlässige Auswertung mittels linearer Regression ist somit nicht mehr gegeben. Für plastisch verformte Materialien können aufgrund der plastischen Anisotropie und dem damit verbundenen Auftreten von Eigenspannungen II. Art ebenfalls nichtlinearen Verläufen beobachtet werden [39]. Dabei

können wegen der Richtungsabhängigkeit der Streckgrenze der einzelnen Kristallite auch bei homogenen, einphasigen Materialien ES II. Art auftreten. Im ungünstigsten Fall überlagern sich die Effekte der elastischen und plastischen Anisotropie und sind nicht voneinander trennbar [40].

Bei grobkörnigen Materialien werden inhomogene maximale Intensitätswerte über $\sin^2\psi$ registriert, da eine ungenügende Anzahl an Kristalliten im Messvolumen vorhanden ist und somit für manche Messrichtungen keine bzw. nur sehr wenige Kristallite zum Beugungsreflex beitragen. Durch die elastische Anisotropie ergibt sich ebenfalls ein nichtlinearer Verlauf über $\sin^2\psi$ [41], [42]. Liegen nur einige wenige Kristallite innerhalb des untersuchten Messvolumens, können einerseits Abhilfemaßnahmen über den experimentellen Aufbau (größeres Messvolumen, Oszillieren der Probe) gewährleistet werden oder es müssen Auswerteverfahren für Einkristalle herangezogen werden, um die Anisotropie des Einkristalls zu berücksichtigen [42].

Für die meisten der hier genannten Anwendungsgrenzen wurden spezielle Auswertestrategien entwickelt. Allerdings werden in der Regel vereinfachende Annahmen vorausgesetzt und die Messung bzw. Auswertung ist experimentell aufwändig und zeitintensiv. In den genannten Fällen ist zu prüfen, ob die $\sin^2\psi$ -Methode noch anwendbar ist bzw. ob die über eine lineare Regression erhaltenen Fehler in der Spannungsbestimmung noch vertretbar sind. Ist dies nicht der Fall, so müssen Spezialverfahren angewandt werden. Im Folgenden werden Spezialverfahren, welche die Textur berücksichtigen, näher betrachtet.

2.3.3 Stand der Technik zur ES-Bestimmung an texturierten Werkstoffzuständen

Hauk et al. [43] schlagen für texturierte Werkstoffzustände vor, möglichst an Netzebenen zu messen, die trotz Vorliegen einer kristallografischen Vorzugsorientierung eine nahezu lineare Verteilung über $\sin^2\psi$ aufweisen. Typischerweise wird hierfür bei Stahl an der $\{732 + 651\}$ Netzebene mit Mo- K_{α} -Strahlung in WR gemessen. Durch die vergleichsweise große Eindringtiefe sowie aufgrund der hohen Flächenhäufigkeit hochindizierter Gitterebenen ist eine große Anzahl an Kristallorientierungen an der Interferenz beteiligt [44]. Darüber hinaus können bei dieser Netzebene für Stahl viele Texturpole in bzw. in der Umgebung der WR detektiert werden, was letztlich in Kombination mit dem vergleichsweise großen beugungsgünstig orientierten Messvolumen zu einer annähernd linearen Abhängigkeiten von $\sin^2\psi$ führt. Allerdings ist die große Eindringtiefe der Mo- K_{α} -Strahlung (ca. 16 μm in Stahl) im Hinblick auf die Gewährleistung eines ebenen Spannungszustandes kritisch zu betrachten. Falls ES II. Art nach plastischer Verformung vorliegen, kommt es auch an solchen

Netzebenen zu nichtlinearen Verteilungen. An texturierten, kubischen Materialien können zuverlässige Eigenspannungsanalyse an den $\{hhh\}$ und $\{h00\}$ Netzebenen durchgeführt werden, da diese im Allgemeinen trotz elastischer Anisotropie eine lineare Verteilung über $\sin^2\psi$ zeigen [53]. Jedoch können auch hier Nichtlinearitäten infolge der ES II. Art auftreten [58]. Laut [47] kann, wenn keine ES II. Art vorliegen, bei gewalzten Stahlblechen die $\{211\}$ Netzebene mit einer Genauigkeit von 10-20% über eine lineare Regression ausgewertet werden, sofern die Probe bis $\psi = 70^\circ$ gekippt wird. Für dieses Verfahren existiert allerdings keine physikalische Begründung [27].

In [33] wird die Einkristallmess- und -auswertetechnik zusammenfassend dargestellt, die auch auf sehr grobkörnige Werkstoffe angewendet werden kann. Die Spannungen können über das Hooke'sche Gesetz für anisotrope, quasielastische Materialien berechnet werden. Zur Berechnung der Eigenspannungen ist die Kenntnis über den Reflexionswinkel des spannungsfreien Zustandes $2\theta_0$ notwendig.

Die Kristallitgruppenmethode sowie eine Auswertung mittels richtungsabhängiger Spannungsfaktoren F_{ij} sind die am häufigsten angewandten Auswertestrategien hinsichtlich einer ES-Analyse an texturierten Werkstoffzuständen (z.B. umgeformte Bauteile) und werden daher im Weiteren etwas ausführlicher betrachtet. Spezialverfahren für sehr dünne texturierte Schichten oder dünne gezogene Drähte sollen hier nicht betrachtet werden.

Spannungsfaktoren F_{ij}

Die Spannungsfaktoren F_{ij} [4], [48] ersetzen die Komponenten der röntgenografischen Elastizitätskonstanten und sind zusätzlich zur Netzebene $\{hkl\}$ von den Winkeln (φ , ψ) der Messrichtung abhängig, wodurch die elastische Anisotropie berücksichtigt wird. Über Gleichung (2-9) werden die Gitterdehnungen mit den mittleren Spannungen verknüpft.

$$\varepsilon_{\varphi\psi} = F_{ij}(\varphi, \psi, hkl) \cdot \bar{\sigma}_{ij} \quad (2-9)$$

Sie können wie die REK entweder experimentell in Belastungsversuchen oder analytisch über Modellannahmen zur Kopplung der Kristallite in Verbindung mit der ODF und den Einkristalldaten berechnet werden. In [4] wurden die Spannungsfaktoren für ein kaltgewalztes austenitisches Stahlblech und für ein warmgewalztes zweiphasiges Messingblech experimentell und rechnerisch bestimmt. Es zeigte sich, dass die Modellannahmen nach Reuss und Kröner am besten geeignet sind. Spannungsfaktoren F_{ij} dürfen nur dann angewandt werden, wenn keine durch plastische Deformation verursachten ES II. Art vorliegen [4], da

die Modelle zur Berechnung der Spannungsfaktoren auf linear-elastischen Beziehungen beruhen [49].

Kristallitgruppenmethode

Sehr scharfe Texturen können durch einige wenige ideale Lagen bzw. Kristallitgruppen hinreichend genau beschrieben werden. Die Kristallitgruppenmethode [3], [50] eignet sich also, wenn unter einer bestimmten Messrichtung nur eine Kristallitgruppe zur Interferenz der untersuchten Netzebene $\{hkl\}$ beiträgt. Dies ist häufig in den Intensitätspolen einer Netzebene gegeben, allerdings sollte vorher geprüft werden, ob der Intensitätspol tatsächlich nur von einer einzigen idealen Lage erzeugt wird. Eine Walztextur von Stahl kann z.B. näherungsweise durch drei ideale Lagen beschrieben werden [3]:

- $\{211\}\langle 011\rangle$
- $\{111\}\langle 211\rangle$
- $\{100\}\langle 011\rangle$

Für die Auswertung werden folglich die Gitterdehnungen an unterschiedlichen Netzebenen in den Polen gemessen [4]. Dabei wird eine Kristallitgruppe als Einkristall behandelt und die Spannungen können unter Verwendung des verallgemeinerten Hooke'schen Gesetzes und Einkristalldaten berechnet werden. Allerdings ist für die Berechnung der Eigenspannungen der Reflexionswinkel des spannungsfreien Zustandes $2\theta_0$ unbedingt erforderlich. Bei dieser Auswertestrategie werden die ES II. Art für die jeweilige Kristallitgruppe berücksichtigt. Um die Makrospannungen zu erhalten, muss folglich über möglichst viele Kristallitgruppen gemittelt werden [4]. Die Kristallitgruppenmethode wurde unter anderem zur Eigenspannungsanalyse an kaltgewalzten Stahl- [3] und Nickelblechen [50] angewandt.

2.4 Inkrementelle Bohrlochmethode

Mathar [51] hat 1933 die Bohrlochmethode erstmals angewendet und die resultierenden Deformationen um das Bohrloch mit einem mechanischen Extensometer in eine Richtung gemessen. Anschließend hat er die vorliegende Eigenspannung auf Basis der von Kirsch [52] aufgestellten analytischen Lösung für eine durchgebohrte, unendlich ausgedehnte Platte und unter Verwendung einer Kalibrierungsmessung in einen integralen Wert über die Tiefe rückgerechnet. Seitdem hat sich die Bohrlochmethode kontinuierlich im Hinblick auf die Mess- und Bohrtechnik als auch die Auswertemethoden weiterentwickelt.

Heutzutage wird eine Sacklochbohrung mit dem Durchmesser D_0 in der Regel inkrementell mittels Hochgeschwindigkeitsbohren, Funkenerosion oder Air-Abrasive-Verfahren in das Bauteil eingebracht. Wichtig im Hinblick auf die Bohrtechnik ist, dass durch den Bohrprozess selbst keine zusätzlichen Eigenspannungen eingebracht werden und das Messergebnis somit verfälschen würden. Da die Sacklochbohrung im Vergleich zur Bauteilgröße meist als klein betrachtet und das Bauteil weiterverwendet werden kann, wird die inkrementelle Bohrlochmethode als teilzerstörend definiert. Die durch den Materialabtrag bzw. Eingriff ins Eigenspannungsgleichgewicht resultierenden Spannungsumlagerungen können in Form von Dehnungsauslösungen an der Bauteiloberfläche gemessen werden. Standardmäßig werden diese Dehnungsauslösungen mit einer Bohrlochrosette gemessen, bei der typischerweise drei Dehnungsmessstreifen (DMS) zumeist unter 0° , 45° (bzw. 225°) und 90° radial um das Bohrloch angeordnet sind. In seltenen Fällen werden auch DMS-Rosetten mit vier oder sechs DMS verwendet. Typische Rosettenkreisdurchmesser sind 2,56 mm, 5,13 mm und 10,26 mm, die einem Fräserdurchmesser von 0,8 mm, 1,6 mm und 3,2 mm angepasst sind [53]. Eine weitere Möglichkeit der Dehnungsmessung bieten optische Methoden wie zum Beispiel Moiré Interferometrie, Holographie oder digitale Bildkorrelation [9, 10]. Die gemessenen Dehnungen werden anschließend unter Zuhilfenahme linear-elastischer Kontinuumsmechanik in Form des verallgemeinerten Hooke'schen Gesetzes in Eigenspannungen umgerechnet. Dabei muss dem teilauslösenden Charakter der Sacklochbohrung durch eine Kalibrierung an einem bekannten Spannungszustand Rechnung getragen werden. Das inkrementelle Bohren und die Registrierung der Dehnungsauslösung für jeden Bohrschritt erlauben den Eigenspannungsverlauf über die Bohrtiefe zu bestimmen. Die inkrementelle Bohrlochmethode ist in der ASTM (American Society for Testing and Materials) Richtlinie E837-13 [56] standardisiert und wird aufgrund neuester Erkenntnisse von Forschungsarbeiten aus Wissenschaft und Industrie regelmäßig aktualisiert. Abbildung 2.5 fasst das Messprinzip der inkrementellen Bohrlochmethode grafisch zusammen.

Im Gegensatz zur Röntgendiffraktion können mit der inkrementellen Bohrlochmethode in der Regel lediglich Makro eigenspannungen und somit keine phasenspezifischen Eigenspannungen bzw. Mikro eigenspannungen bestimmt werden. Darüber hinaus ist die inkrementelle Bohrlochmethode hinsichtlich komplexer Bauteilgeometrien und vor allem großer Bauteile wesentlich flexibler. Der Aufwand zur Bestimmung eines Eigenspannungstiefenverlaufs, sowohl zeitlich als auch technisch, ist bei der inkrementellen Bohrlochmethode in der Regel ebenfalls geringer als bei der Röntgendiffraktion. Eigenspannungsumlagerungen

infolge des Materialabtrags (sofern das Bauteil für die ES-Analyse nicht getrennt werden muss) müssen im Vergleich zur Röntgendiffraktion nicht berücksichtigt werden, da die inkrementelle Bohrlochmethode auf der Messung von Spannungsumlagerungen beruht.

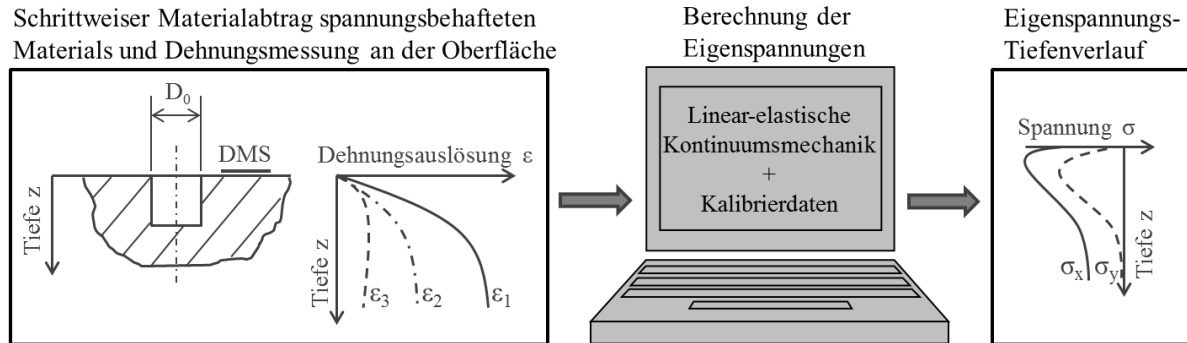


Abbildung 2.5: Grundprinzip der inkrementellen Bohrlochmethode

2.4.1 Auswertemethoden

Im Wesentlichen kommen bei der Bohrlochmethode zur Analyse von Eigenspannungstiefenprofilen zwei Spannungsberechnungsansätze zum Einsatz, die Differentialmethode [5], [6] und die Integralmethode [57], [58]. Kelsey [19] legte 1956 nicht nur den Grundstein für eine Spannungsberechnung nach dem Differentialansatz, sondern führte gleichzeitig das inkrementelle Bohren ein, um nicht nur einen integralen Wert der Eigenspannungen über die gesamte Bohrtiefe, sondern auch Eigenspannungsgradienten über die Bohrtiefe zu erfassen. Bei diesem Ansatz wird davon ausgegangen, dass die Dehnungsänderung durch den Materialabtrag eines Tiefeninkrements proportional zur vorliegenden Eigenspannung in diesem Tiefeninkrement ist. Die Differentialmethode wurde kontinuierlich weiterentwickelt und gibt heutzutage in folgender Form die Beziehungen zwischen den gemessenen Dehnungsauslösungen ε_{0° , ε_{45° , ε_{90° und den dazugehörigen Eigenspannungen σ_{0° , σ_{45° , σ_{90° wieder [5], [6] (vgl. Abbildung 2.6):

$$\sigma_{0^\circ}(\xi) = \frac{E}{(K_x(\xi))^2 - \nu^2(K_y(\xi))^2} \left[K_x(\xi) \frac{d\varepsilon_{0^\circ}(\xi)}{d\xi} + \nu K_y(\xi) \frac{d\varepsilon_{90^\circ}(\xi)}{d\xi} \right] \quad (2-10)$$

$$\sigma_{45^\circ}(\xi) = \frac{E}{(K_x(\xi))^2 - \nu^2(K_y(\xi))^2} \left[K_x(\xi) \frac{d\varepsilon_{45^\circ}(\xi)}{d\xi} + \nu K_y(\xi) \left(\frac{d\varepsilon_{0^\circ}(\xi)}{d\xi} + \frac{d\varepsilon_{90^\circ}(\xi)}{d\xi} - \frac{d\varepsilon_{45^\circ}(\xi)}{d\xi} \right) \right] \quad (2-11)$$

$$\sigma_{90^\circ}(\xi) = \frac{E}{(K_x(\xi))^2 - \nu^2(K_y(\xi))^2} \left[K_x(\xi) \frac{d\varepsilon_{90^\circ}(\xi)}{d\xi} + \nu K_y(\xi) \frac{d\varepsilon_{0^\circ}(\xi)}{d\xi} \right] \quad (2-12)$$

Wobei ξ die auf den Bohrllochdurchmesser D_0 normierte Tiefe $\xi = z/D_0$ darstellt und $K_x(\xi)$ und $K_y(\xi)$ die von der normierten Tiefe abhängigen Kalibrierfunktionen sind. Diese Kalibrierfunktionen wurden ursprünglich experimentell in Zug- oder Biegeversuchen mit

bekannter Kalibrierlastspannung $\sigma_{K,x}$ bzw. $\sigma_{K,y}$ ermittelt [59], [60] und können nach Gleichungen (2-13) und (2-14) berechnet werden [16]. Durch die Einführung der Finite Elemente Methode (FEM), werden die Kalibrierfunktionen üblicherweise numerisch mithilfe eines zweiachsigen Kalibrierspannungszustandes bestimmt.

$$K_x(\xi) = \frac{\frac{d\varepsilon_x(\xi)}{d\xi}\sigma_{K,x} - \frac{d\varepsilon_y(\xi)}{d\xi}\sigma_{K,y}}{\frac{1}{E}[\sigma_{K,x}^2(\xi) - \sigma_{K,y}^2(\xi)]} \quad (2-13)$$

$$K_y(\xi) = \frac{\frac{d\varepsilon_x(\xi)}{d\xi}\sigma_{K,y} - \frac{d\varepsilon_y(\xi)}{d\xi}\sigma_{K,x}}{\frac{1}{E}[\sigma_{K,x}^2(\xi) - \sigma_{K,y}^2(\xi)]} \quad (2-14)$$

Die Kalibrierfunktionen sind bei Einhaltung der Randbedingungen abhängig von der Rosettengeometrie und der normierten Bohrtiefe z/D_0 . Unter Verwendung des Mohr'schen Spannungskreises lassen sich über die Gleichungen (2-15) und (2-16) aus den Spannungen des lokalen Koordinatensystems der Rosette (vgl. Abbildung 2.6) die Hauptspannungen σ_1 und σ_2 sowie deren Orientierungswinkel γ relativ zur Rosettenausrichtung bestimmen.

$$\sigma_{1,2}(\xi) = \frac{\sigma_{0^\circ}(\xi) + \sigma_{90^\circ}(\xi)}{2} \pm \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_{0^\circ}(\xi) - \sigma_{45^\circ}(\xi))^2 + (\sigma_{90^\circ}(\xi) - \sigma_{45^\circ}(\xi))^2} \quad (2-15)$$

$$\gamma(\xi) = \frac{1}{2} \arctan \frac{2\sigma_{45^\circ}(\xi) - \sigma_{0^\circ}(\xi) - \sigma_{90^\circ}(\xi)}{\sigma_{0^\circ}(\xi) - \sigma_{90^\circ}(\xi)} \quad (2-16)$$

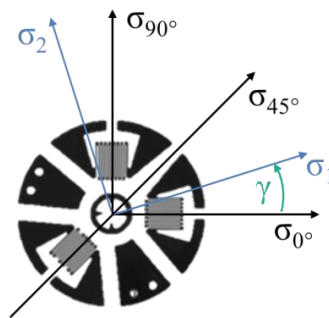


Abbildung 2.6: Definition des lokalen Koordinatensystems und der Hauptspannungsrichtungen mit dem Orientierungswinkel γ .

Mit der Einführung der FEM in die Berechnung der Kalibrierdaten für die Bohrlochmethode, leitete Bijak-Zochowski [61] 1978 einen neuen Ansatz für die Spannungsberechnung her. Dabei werden bei der Simulation zur Bestimmung der Kalibrierkoeffizienten Lastspannungen auf die Bohrlochinnenwand aufgebracht (vgl. Abbildung 2.7). Es wird davon ausgegangen, dass nicht nur die Spannungen im aktuell gebohrten Tiefeninkrement zur Dehnungsauslösung beitragen (Annahme bei Differentialmethode), sondern auch die Spannungen in den bereits

gebohrten Inkrementen einen Anteil an der Dehnungsauslösung haben. Auch dieser Ansatz wurde über die Jahre in zahlreichen Arbeiten weiterentwickelt, wobei die Arbeiten von Schajer [57], [58] und die damit verbundene Einführung einer Integralgleichung als fundamental betrachtet werden können. Im Falle von linear-elastischen, isotropen Materialien kann gezeigt werden, dass die Radialdehnung ε_r kosinusförmig von der Position der DMS abhängt.

$$\varepsilon_r = A(\sigma_1 + \sigma_2) + B(\sigma_1 - \sigma_2)\cos 2\gamma \quad (2-17)$$

Hierbei sind A und B Kalibrierkonstanten, die von der Rosettengeometrie, den elastischen Eigenschaften des Probenmaterials, dem Bohrlochdurchmesser D_0 und von der Bohrlochtiefe z abhängen. Die Abhängigkeit von den elastischen Materialeigenschaften kann durch die Verwendung von dimensionslosen Kalibrierkonstanten \bar{a} und \bar{b} eliminiert werden [62].

$$\bar{a} = \frac{2EA}{1+\nu} \quad \bar{b} = 2EB \quad (2-18)$$

Vereinfachungen können ebenfalls für die Bohrlochtiefe und den Bohrlochdurchmesser hergeleitet werden, wenn diese Parameter beispielsweise auf den Rosettenkreisradius r_m normiert werden. Die Beziehungen zwischen Spannungen σ_{0° , τ , σ_{90° und den gemessenen Dehnungsauslösungen ε_{0° , ε_{45° , ε_{90° werden kompakt in Matrixschreibweise wiedergegeben.

$$\begin{bmatrix} A+B & 0 & A-B \\ A & -2B & A \\ A-B & 0 & A+B \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \sigma_{0^\circ} \\ \tau \\ \sigma_{90^\circ} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \varepsilon_{0^\circ} \\ \varepsilon_{45^\circ} \\ \varepsilon_{90^\circ} \end{bmatrix} \quad (2-19)$$

Die Beziehungen zwischen Spannungen und Dehnungen in Gleichung (2-19) werden durch Transformationen entkoppelt, wodurch sie sich mathematisch vereinfachen [57], [58].

$$P = (\sigma_{0^\circ} + \sigma_{90^\circ})/2 \quad Q = (\sigma_{0^\circ} - \sigma_{90^\circ})/2 \quad T = \tau \quad (2-20)$$

$$p = (\varepsilon_{0^\circ} + \varepsilon_{90^\circ})/2 \quad q = (\varepsilon_{0^\circ} - \varepsilon_{90^\circ})/2 \quad t = (\varepsilon_{0^\circ} + \varepsilon_{90^\circ} - 2\varepsilon_{45^\circ}) \quad (2-21)$$

Dabei beschreibt P den biaxialen Anteil und Q und T den Schubspannungsanteil des Spannungstensors. Diese Transformationen führen zu drei unabhängigen Gleichungen:

$$\bar{a}P = Ep/(1+\nu) \quad (2-22)$$

$$\bar{b}Q = Eq \quad (2-23)$$

$$\bar{b}T = Et \quad (2-24)$$

Schließlich können die Spannungen σ_{0° , τ , σ_{90° aus diesen Gleichungen wiedergewonnen werden und auch die Hauptspannungen und deren Orientierungswinkel γ können berechnet werden. Zum Lösen der Gleichungen (2-22) bis (2-24) müssen noch die Kalibrierkonstanten bestimmt werden, was exemplarisch für die Kalibrierkonstante A im Falle eines biaxialen Spannungszustandes gezeigt werden soll.

$$p(z) = \frac{(\varepsilon_{0^\circ} + \varepsilon_{90^\circ})}{2} = \frac{1+\nu}{E} \int_0^z A(Z, z) P(Z) dZ \quad 0 \leq Z \leq z \quad (2-25)$$

Hierbei repräsentiert $A(Z, z)$ die Dehnungsauslösung pro Tiefeninkrement, welche durch eine Spannung in der Tiefe Z verursacht wird, und $p(z)$ die transformierte Dehnungsauslösung nach dem Bohren eines Sacklochs mit der Tiefe z . Da das Bohrloch in der Realität in diskreten Tiefeninkrementen gebohrt wird, muss die Gleichung (2-25) in eine diskrete Form umformuliert werden.

$$\sum_{j=1}^{j=i} \bar{a}_{ij} P_j = \frac{E}{1+\nu} p_i \quad 0 \leq j \leq i \leq n \quad (2-26)$$

Die Kalibrierkonstante \bar{a}_{ij} entspricht einer Dehnungsauslösung in der Bohrtiefe i , die von einer Spannung P_j im j -ten Inkrement verursacht wird. Dabei ist p_i die gemessene Dehnungsauslösung nach dem i -ten Tiefeninkrement. Dieser Sachverhalt wird anschaulich in Abbildung 2.7 dargestellt.

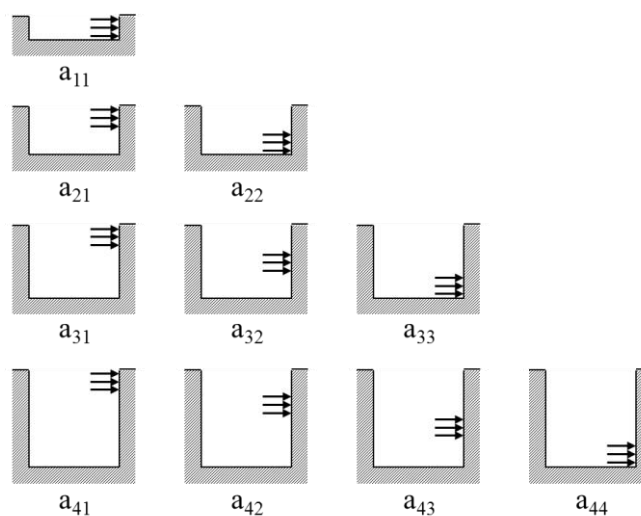


Abbildung 2.7: Physikalische Interpretation der Kalibrierkonstanten \bar{a}_{ij} nach Schajer [57]. Die Pfeile repräsentieren die wirkende Spannung im untersuchten Bohrinkrement.

Die Kalibrierkonstanten repräsentieren folglich eine untere Dreiecksmatrix. Für die Kalibrierkonstante \bar{b}_{ij} können die Gleichungen analog hergeleitet werden. Generell können diese Kalibrierkonstanten nur mithilfe der FEM bestimmt werden.

2.4.2 Optische Dehnungsmessung

Prinzipiell ist mit der optischen Dehnungsmessung eine Vollfeldanalyse der ausgelösten Dehnungen möglich, während eine Rosette eine Dehnungsmessung lediglich in den Richtungen der DMS erlaubt. Dies ermöglicht grundsätzlich eine Bestimmung der Dehnungsauslösung in beliebigen Richtungen, was z.B. zur Mittelung oder Fehlerrechnung genutzt werden kann [63]. Ferner könnte die Vollfeldanalyse insbesondere bei texturierten Werkstoffen von großem Vorteil sein. Generell sind optische Messmethoden wesentlich anfälliger für äußere Störfaktoren wie Vibrationen, Luftzirkulationen oder Temperaturschwankungen, wodurch sie eher auf Laboranwendungen beschränkt sind [64]. Bohrlochmessungen mit optischer Dehnungsmessung können aufgrund des reduzierten Präparationsaufwandes im Vorfeld der Messung sehr schnell durchgeführt werden. Allerdings sollte aufgrund der hohen Störanfälligkeit stets mehrere Messungen durchgeführt werden, welche schließlich gemittelt werden können. Reale Bauteilgeometrien können für optische Messmethoden eine Herausforderung darstellen, da die Messstelle zum einen durch eine Lichtquelle ausgeleuchtet und zum anderen von der Kamera eingesehen werden muss.

Optische Dehnungsmesstechniken können im Wesentlichen in holografische Methoden (z.B. Electronic Speckle Pattern Interferometry (ESPI)) [65], Moiré Interferometrie [66] und digitale Bildkorrelation [67] unterschieden werden. Systeme, bei denen die Bohrlochmethode mit ESPI kombiniert wird, sind bereits kommerziell erhältlich und sollen daher im Folgenden näher beschrieben werden. ESPI erlaubt die Bestimmung von Verschiebungen auf Probenoberflächen, indem digital registrierte Interferogramme vor und nach der Deformation des Objekts mathematisch miteinander kombiniert werden. Dabei wird das Messobjekt mit kohärentem Licht (Laser) beleuchtet und das diffus gestreute Licht (Observationsstrahl) wird von einer CCD-Kamera über ein Linsensystem inklusive Prisma registriert. Der Illuminationsstrahl und der Observationsstrahl können durch zwei Vektoren \vec{k}_1 und \vec{k}_2 beschrieben werden und definieren ihrerseits den Sensitivitätsvektor \vec{k} , entlang dessen die Oberflächenverschiebungen projiziert werden. Zusätzlich wird direkt von der Lichtquelle ein Referenzstrahl in die Kamera geleitet, welcher im Prisma mit dem Observationsstrahl interferieren kann. Die aufgenommenen Bilder an sich zeigen ein regellos aussehendes Muster aus hellen und dunklen Speckles (Interferenzerscheinung, Bereich mit gleicher Intensität), die

durch die Optik und die Oberflächenrauheit der Probe verursacht werden. Es gibt mehrere Techniken, um diese Bilder weiterzuverarbeiten. In [65] wird dafür der „four-bucket phase-stepped“-Algorithmus vorgeschlagen. Dazu werden zwei Sets mit jeweils 4 Bildern vor und nach der Deformation benötigt. Für jedes Bildersset wird die Phase des Referenzstrahls pro Bild um 90° , also $1/4$ der Wellenlänge λ , zum Beispiel über einen piezoelektrisch gesteuerten Spiegel verschoben. Ein typischer Messaufbau für ein Single-axis ESPI-System ist in Abbildung 2.8 schematisch dargestellt. In [68] wurde gezeigt, dass ein Dual-axis Setup mit zwei Kameras und zwei Beleuchtungseinheiten die Störeinflüsse reduziert und damit die Messgenauigkeit verbessert.

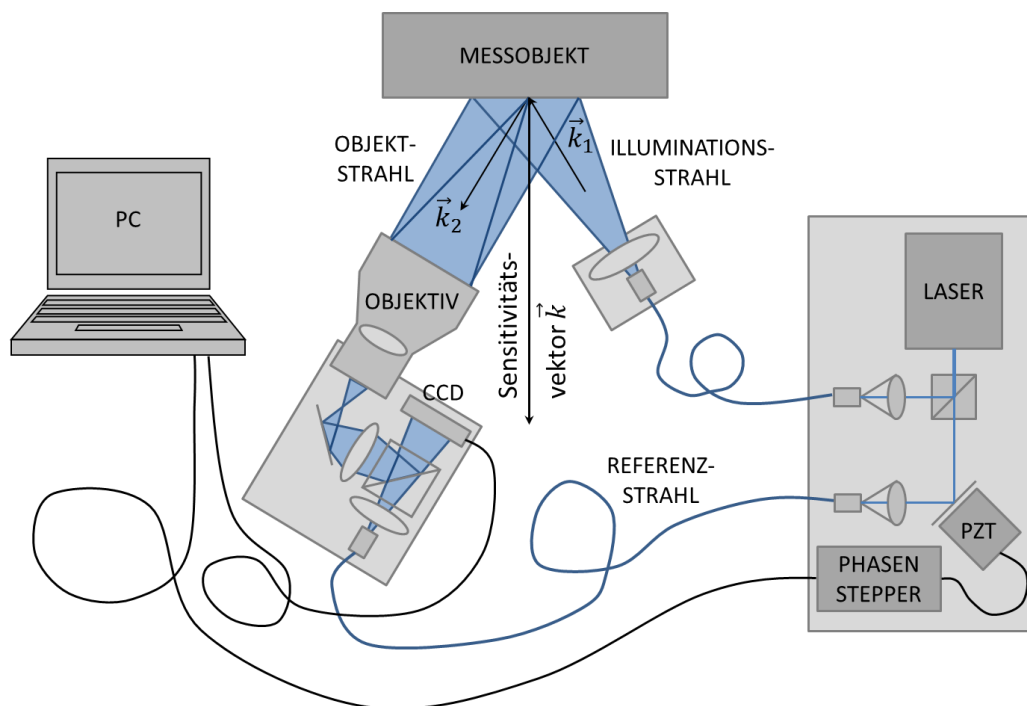


Abbildung 2.8: Schematischer Aufbau eines ESPI-Systems nach [35]

Prinzipiell gibt es zwei Techniken, um ausgehend von den gemessenen Verschiebungsfeldern die Eigenspannungen zu berechnen, wobei beide auf der Integralmethode basieren. Die Full Field Least Square Technik (FFLSQ) benötigt dazu eine Datenbank von numerisch bestimmten Verschiebungsfeldern [69]. Da ein durch einen beliebigen ebenen Spannungszustand verursachtes Verschiebungsfeld durch lineare Überlagerung von Verschiebungsfeldern der einzelnen Spannungskomponenten (σ_x , σ_y , τ_{xy}) erzeugt werden kann, sind die Daten lediglich von der normierten Bohrtiefe z/D_0 und von der Querkontraktionszahl abhängig. Verschiebungsfelder der drei Spannungszustände sind exemplarisch in Abbildung 2.9 dargestellt und wurden auf den Sensitivitätsvektor projiziert. Der Sensitivitätsvektor liegt in der xz -Ebene und es wurde um -30° um die y -Achse rotiert.

Über einen Least Square Fit werden die numerisch bestimmten Verschiebungsfelder für die einachsigen Spannungszustände an die experimentell bestimmten Verschiebungsfelder angepasst und somit die Eigenspannungen ermittelt. Starrkörperbewegungen können über diese Methode ebenfalls korrigiert werden. Die Orthogonale Methode nutzt die trigonometrischen Beziehungen der Dehnungsauslösung um das Bohrloch (vgl. Gleichung (2-17)) aus und reduziert damit den Rechenaufwand erheblich [70]. Auch hier werden die Daten gemittelt, wodurch die Methode auch bei starkem Rauschen zuverlässig anwendbar ist.

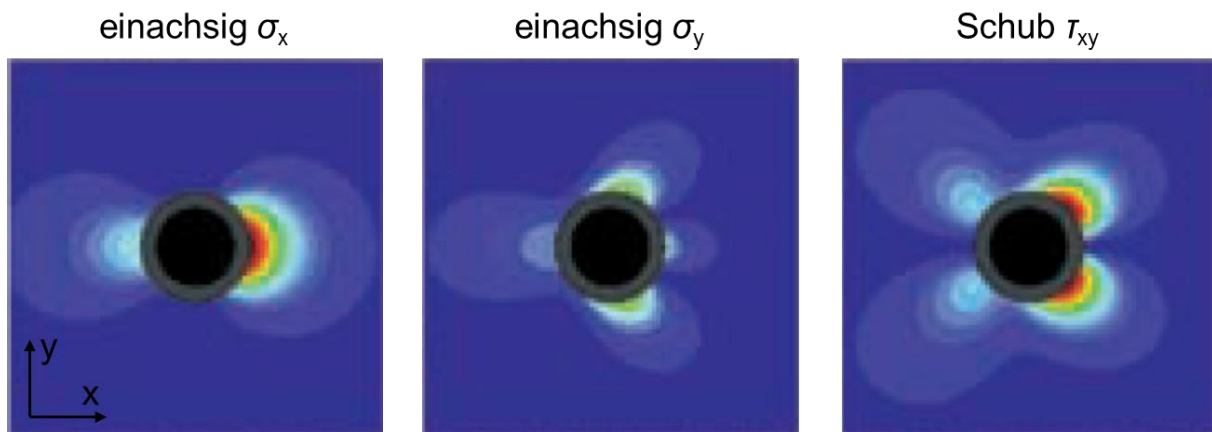


Abbildung 2.9: Verschiebungsfelder für einen einachsigen Spannungszustand in x- bzw. y-Richtung und für einen reinen Schubspannungszustand aus [69]. Die Verschiebungsfelder wurden auf einen Sensitivitätsvektor projiziert, der mit der x-Achse einen Winkel von 60° einschließt.

2.4.3 Anwendungsgrenzen und Einflussfaktoren

Alle hier beschriebenen Anwendungsgrenzen und Einflussfaktoren sind sowohl für die konventionelle Bohrlochmethode mit DMS-Rosette als auch in Kombination mit optischer Dehnungsmessung gültig, sofern nicht anders angegeben. Generell ist die auswertbare Bohrlöchtiefe auf 60% des Bohrllochdurchmessers D_0 limitiert, da mit zunehmender Tiefe die an der Bauteiloberfläche registrierte Dehnungsauslösung abnimmt, sie beschreibt folglich eine sogenannte Abklingkurve. Da die relative Dehnungsänderung in großer Bohrtiefe gering ist, ist hier die Eigenspannungsermittlung mit größeren Fehlern behaftet. Zudem ist der relative Messfehler oberflächennah am größten, da hier die Dehnungssignale sehr klein sind. Darüber hinaus ist der Einfluss von möglichen Abweichung von der idealen Sacklochgeometrie aufgrund von Fasen an den Fräserflanken und/oder die inverse, konische Geometrie der Schnittfläche oberflächennah am größten [71]. Daher können in den ersten Tiefeninkrementen bei der Bestimmung der Eigenspannungen größere Fehler auftreten. Diese Effekte sollten bei der Interpretation von Bohrlochmessungen berücksichtigt werden, sofern Eigenspannungen an der unmittelbaren Oberfläche bei hohen Eigenspannungszuständen bzw. steilen Gradienten von Interesse sind. Als weitere Einflussfaktoren auf das Messergebnis sind geometrische

Randbedingungen, wie beispielsweise Bauteildicke und –krümmung oder Abstand zur Bauteilberandung bzw. zu benachbarten Messstellen zu nennen [56], [72], [73]. Tabelle 2-4 fasst exemplarisch die Randbedingungen nach König [72] und Sobolevski [73] zusammen. Dabei stellen die Angaben von König [72] im Vergleich zu denen von Sobolevski [73] eine allgemeinere und konservativere Richtlinie für die geometrischen Randbedingungen dar. Neuere Untersuchungen von Sobolevski [73] konnten die einzelnen geometrischen Randbedingungen entschärfen, sofern jeweils nur eine Randbedingung verletzt wird. Um den Einfluss dieser geometrischen Randbedingungen zu kompensieren, wird in [74] eine fallspezifische Kalibrierung, welche die Bauteilgeometrie berücksichtigt, vorgeschlagen und deren Tauglichkeit für die Differentialmethode demonstriert. Nachteilig hierbei ist aber, dass kommerziell erhältliche Auswertesoftware im Allgemeinen keine Schnittstelle zum Einlesen eigener Kalibrierdaten zur Verfügung stellt. Zudem sind fallspezifische Kalibrierdaten nur für einen Parametersatz (Rosettengeometrie, Bohrlochdurchmesser D_0 und Bohrtiefe z) gültig. Ein anderer Lösungsvorschlag wurde in [75] für die Berücksichtigung der Bauteildicke vorgestellt und beruht auf einer nachträglichen Korrektur der Dehnungsdaten mit einer Korrekturfunktion [76], die durch eine begrenzte Anzahl an FE Simulationen bestimmt wurde, und somit eine Auswertung mit handelsüblicher Software erlaubt. Dieser Korrekturvorschlag ist grundsätzlich auf andere geometrische Randbedingungen übertragbar.

Tabelle 2-4: Geometrische Randbedingungen nach [72] und [73]

	König [72]	Sobolevski [73]
Mindestabstand zur Bauteilberandung	$5 - 10 \cdot D_0$	$1.94 \cdot D_0$
Mindestabstand zu benachbarten Messstellen	$5 \cdot D_0$	keine Angaben
Mindestkrümmungsradius	$3 \cdot D_0$	$3,33 \cdot D_0$
Mindestbauteildicke	$3 \cdot D_0$	$1,66 \cdot D_0$

Zudem ist die inkrementelle Bohrlochmethode auf ebene Spannungszustände beschränkt. Eine Bestimmung der Spannungskomponente senkrecht zur Bauteiloberfläche ist zwar theoretisch möglich [77], [78], aber messtechnisch nur äußerst schwer umsetzbar.

Beaney und Procter [79] haben als Erste Auswirkungen von Plastizierungseffekten aufgrund der Kerbwirkung der Sacklochbohrung auf die Eigenspannungsanalyse mittels der Bohrlochmethode beobachtet. Grundsätzlich wird davon ausgegangen, dass Plastizierungseffekte ab einem Eigenspannungszustand von ca. 60% - 70% der Streckgrenze

R_{eS} des untersuchten Materials merklich zur Dehnungsauslösung beitragen, wodurch letztlich die daraus unter Annahme linear-elastischen Materialverhaltens berechneten Eigenspannungstiefenverläufe überschätzt werden [80], [81]. In [81] wurde gezeigt, dass selbst wenn die plastische Zone um das Bohrloch nicht bis zum Bereich der DMS reicht, die Plastizierung zu einer Umlagerung der elastischen Dehnungen führt und ein Fehler von ca. 35% auftreten kann, wenn die Spannungen 95% der Streckgrenze betragen. Der Fehler in der Spannungsberechnung wird dabei maßgeblich von der DMS-Rosettenorientierung bezüglich der Orientierung der Hauptspannungen [80, 81], dem Spannungszustand [83] und dem Verfestigungsexponenten [84] beeinflusst. In der Literatur können einige Korrekturvorschläge zur Berücksichtigung von Plastizierungseffekten bei der Bohrlochmethode gefunden werden. Beghini et al. [85] haben beispielsweise einen Korrekturansatz vorgeschlagen, der auf der Berechnung eines sogenannten Plastizitätsfaktors beruht. Dieser Faktor berücksichtigt die Materialparameter, die Rosettengeometrie, das Spannungsverhältnis und die Tiefeninkremente und wird über eine Vielzahl von FE Simulationen bestimmt. Der Ansatz wurde in [86] an einer auf Zug belasteten Probe mit bekanntem Spannungszustand validiert. Voraussetzung für die Anwendung des Korrekturansatzes ist die Kenntnis über die Orientierung des Hauptspannungssystems und ein homogener Spannungszustand über die Tiefe. Andere Korrekturansätze basieren auf einer iterativen Vorgehensweise zur Bestimmung der Eigenspannungen [87] bzw. von adaptiven Kalibrierfunktionen [88]. Beide Ansätze sind mit einem hohen simulativen Aufwand verbunden. Bei allen Korrekturvorschlägen muss das lokale plastische Materialverhalten bekannt sein.

Eine zuverlässige Anwendung der inkrementellen Bohrlochmethode ist standardmäßig nur auf isotrope Werkstoffzustände gewährleistet. Auf den aktuellen Stand zur Eigenspannungsanalyse an anisotropen/orthotropen Werkstoffen soll im Kapitel 2.4.4 näher eingegangen werden. In [6] wird die Messgenauigkeit der Methode, sofern die oben genannten Randbedingungen eingehalten werden, auf ± 20 MPa bis ± 30 MPa beziffert.

2.4.4 Stand der Technik zur ES-Bestimmung an texturierten Werkstoffzuständen

Schwarz variiert in [5] das E-Modulverhältnis in der Messebene in den beiden orthogonalen Messrichtungen einer Rosette und berechnet die Kalibrierfunktionen, wenn der E-Modul jeweils in einer Richtung konstant ist und in der anderen Richtung variiert wird. Er zeigt, dass die Kalibrierfunktionen mit zunehmenden E-Moduldifferenzen stärker vom isotropen Fall abweichen. Daher müssten laut Schwarz bei der Eigenspannungsanalyse an stark texturierten Werkstoffzuständen unterschiedliche Kalibrierfunktionen in Abhängigkeit von der Richtung

der Hauptbeanspruchung verwendet werden. Da diese Richtung im Vorfeld nicht bekannt ist, können Kalibrierfunktionen nicht zugeordnet werden. Zudem können gemäß [5] Eigenspannungen unter Annahme isotropen Materialverhaltens hinreichend genau ermittelt werden, sofern die E-Moduldifferenz $(E_{\max} - E_{\min})/E_{\max}$ in der Messebene weniger als 20% beträgt.

Für orthotrope Materialien, hauptsächlich faserverstärkte Verbundwerkstoffe, sind einige Lösungsvorschläge in der Literatur zu finden. Bert et al. [89], [90] gehen von einer einfachen trigonometrischen Verteilung der Dehnungsauslösung um das Bohrloch aus.

$$\varepsilon_r = A(\sigma_{0^\circ} + \sigma_{90^\circ}) + B(\sigma_{0^\circ} - \sigma_{90^\circ})\cos 2\gamma + C\tau\sin 2\gamma \quad (2-27)$$

Im Gegensatz zu isotropen Werkstoffzuständen, bei denen $C = 2B$ entspricht, müssen hier allerdings drei Kalibrierkonstanten berücksichtigt werden, die durch Kalibrierversuche (Zug- und Scherversuche) bestimmt werden können. Es ist zu beachten, dass die Spannungsmessungen gemäß den Symmetrieachsen des Materials ausgerichtet sind, anderenfalls werden die Beziehungen zwischen Spannung und Dehnung wesentlich komplexer. Aufbauend auf diesen Arbeiten entwickeln Prasad et al. [91] eine Vorgehensweise, um die drei Kalibrierkonstanten theoretisch bestimmen zu können. Die analytisch bestimmten Kalibrierkonstanten wurden schließlich in [92] mit experimentell bestimmten Konstanten verglichen.

Schajer und Yang [93] widerlegen die in [89–92] aufgestellten Gleichungen zur Berechnung der Spannungen in orthotropen Materialien und zeigen, dass die Dehnungsauslösungen keinen einfachen trigonometrischen Beziehungen folgen und die drei Kalibrierkonstanten nicht ausreichen, um die Dehnungsauslösung korrekt wiederzugeben. Vielmehr weicht die Dehnungsverteilung mit zunehmender Orthotropie signifikant von den Dehnungsverteilungen aus Gleichung (2-27) ab. Abbildung 2.10 zeigt die Dehnungsreaktion um das Bohrloch für axiale Orthotropie (Schubmodul G ist isotrop, $E_x \neq E_y$) und Scherorthotropie (Schubmodul $G \neq 0,5E/(1+\nu)$, aber $E_x = E_y$). Im isotropen Fall ist die Dehnungsverteilung sinusförmig um das Bohrloch verteilt. Mit zunehmendem Anisotropiegrad weicht die Dehnungsauslösung stärker von der Dehnungsverteilung für isotropes Materialverhalten ab.

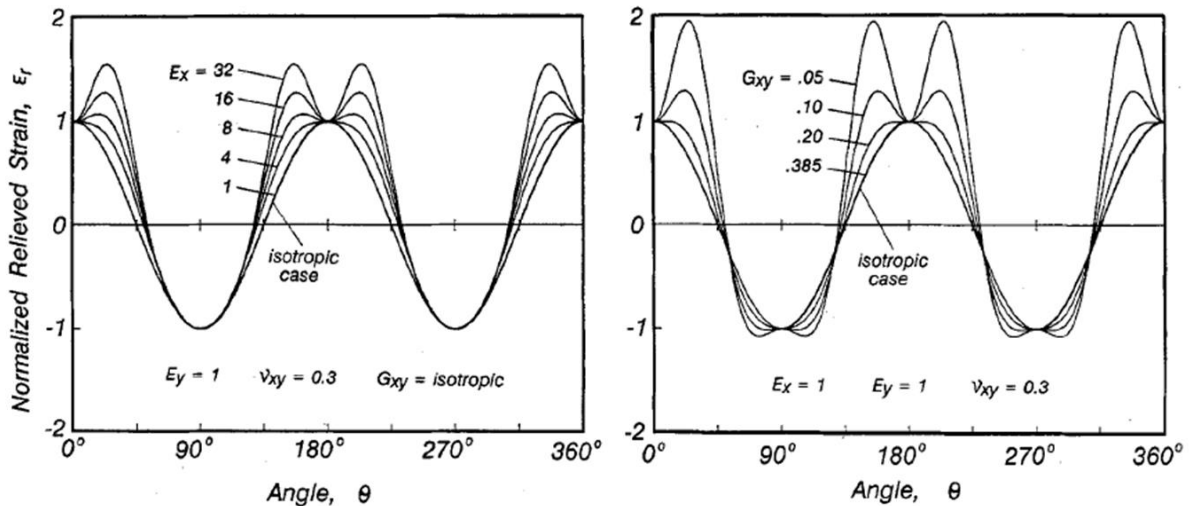


Abbildung 2.10: Winkelabhängige Dehnungsreaktion um das Bohrloch für axiale Orthotropie (links). Verteilung der Dehnungsreaktion ums Bohrloch für Scherorthotropie (rechts). [93]

Darüber hinaus schlagen Schajer und Yang [93] eine generalisierte Formel zur Beschreibung des Zusammenhangs zwischen Spannung und Dehnung vor, bei der neun Kalibrierkonstanten verwendet werden müssen.

$$\frac{1}{\sqrt{E_x E_y}} \begin{bmatrix} c_{11} & c_{12} & c_{13} \\ c_{21} & c_{22} & c_{23} \\ c_{31} & c_{32} & c_{33} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \sigma_x \\ \tau_{xy} \\ \sigma_y \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \epsilon_1 \\ \epsilon_2 \\ \epsilon_3 \end{bmatrix} \quad (2-28)$$

Die Validierung der Gleichung erfolgte anhand einer Spannungsanalyse an einem Verbundwerkstoff (kohlenstofffaserverstärkter Epoxidlaminat), welcher mit definierten Lastspannungen beaufschlagt wurde. Dabei wurden die nominellen Spannungen um maximal 12% überschätzt. In [94], [95] wird eine numerische bzw. analytische Lösung zur Bestimmung der Kalibrierkonstanten für orthotrope, faserverstärkte Verbundwerkstoffe vorgestellt.

2.5 Bewertung des Kenntnisstandes

In den vorhergehenden Teilkapiteln wurden die Grundlagen der ES-Analyse im Allgemeinen als auch hinsichtlich ihrer Anwendung auf texturierte Werkstoffzustände (z.B. nach Umformprozessen) dargestellt. Dabei wurde deutlich, dass eine ES-Analyse an texturierten Materialien zwar theoretisch mittels einer röntgenografischen Spannungsanalyse unter Verwendung von speziellen Auswerteverfahren möglich ist, dafür allerdings vereinfachende Annahmen getroffen werden müssen und die Bestimmung des Eigenspannungszustandes somit von vorneherein fehlerbehaftet sein kann. Zudem sind diese speziellen Auswertestrategien in der Regel mit einem hohen zeitlichen und experimentellen Aufwand verbunden.

Beispielsweise muss bei der Anwendung der Kristallitgruppenmethode unter Zuhilfenahme von Röntgenstrahlung mit unterschiedlicher Wellenlänge in Intensitätspolen unterschiedlicher Netzebenen gemessen werden. Bei der experimentellen Bestimmung der Spannungsfaktoren muss eine Probe in mehreren Schritten definiert belastet werden. Eine rechnerische Ermittlung der Spannungsfaktoren ist zwar möglich, aber die berechneten Werte können teilweise deutlich von experimentellen Werten abweichen. Eine prozessbegleitende ES-Analyse ist daher aufgrund des hohen zeitlichen und experimentellen Aufwandes nur sehr schwer bzw. gar nicht möglich.

Des Weiteren ist für beide Methoden die Kenntnis über den Gitterebenenabstand a_0 des dehnungsfreien Zustandes notwendig. Generell ist die Bestimmung von a_0 kritisch zu sehen und einige Vorgehensweisen sind für texturierte Werkstoffzustände nicht anwendbar, da beispielsweise lineare Verläufe von 2θ über $\sin^2\psi$ erforderlich sind. Bereits eine Abweichung von 10^{-4} nm bei der Ermittlung des dehnungsfreien Gitterparameters a_0 führt bei Stählen zu einem Fehler von 170 MPa bei der Bestimmung der Hauptspannungen [48].

Bei der Berechnung der Spannungsfaktoren wird linear elastisches Materialverhalten angenommen. Selbst bei einphasigen Werkstoffen können aufgrund von plastischen Deformationen und dem unterschiedlichen Fließverhalten in einzelnen Kristallorientierungen ES II. Art vorhanden sein. Dadurch ist die Anwendung der Methode insbesondere für umgeformte Bauteile deutlich beschränkt.

Generell ist die ES-Analyse mittels RSA an großen Bauteilen mit komplexer Geometrie wegen der Messstellenzugänglichkeit des Strahlengangs und dem beschränkten Bauraum konventioneller stationärer Diffraktometer problematisch. Proben müssen somit oftmals getrennt werden, was zu Umlagerungen der Eigenspannungen führt. Ihre Berücksichtigung bei der Angabe des ursprünglichen Spannungszustandes ist unabdingbar. Alternativ können mobile Diffraktometer verwendet werden, jedoch sind diese üblicherweise in ihrem Messbereich eingeschränkt. Gerade bei texturierten Werkstoffzuständen liegen für die Auswertung relevante Intensitätspole häufig bei ψ -Winkeln von über 45° . Darüber hinaus ist die Messgenauigkeit in der Regel geringer als bei stationären Diffraktometern [96], wodurch ein Einsatz bei texturierten Werkstoffen als nicht sinnvoll erscheint.

Sind die untersuchten Probenzustände zusätzlich zwei- oder mehrphasig, so steigt der Aufwand bei der RSA wegen der phasenselektiven Bestimmung der Eigenspannungen

drastisch an und wird deutlich komplexer. Mechanische Methoden können nur Makroelastizitäten bestimmen. Mit der inkrementellen Bohrlochmethode lassen sich lokale Elastoizitätstiefenverläufe bestimmen. In der Regel ist die Methode problemlos auf große Bauteile anwendbar. Auch komplexe Geometrien stellen kein Problem dar, sofern die Messstelle für den Fräser zugänglich ist und das Material bohrbar ist.

Im Hinblick auf texturierte Werkstoffzustände lassen Voruntersuchungen von Schwarz [5] vermuten, dass Elastoizitätsanalysen mittels inkrementeller Bohrlochmethode an anisotropen Materialien bis zu einem gewissen Grad (E-Moduldifferenz von 20%) mit einer tolerierbaren Unsicherheit kleiner 25 MPa möglich sind. Der Fehler von ± 25 MPa bezieht sich dabei auf eine Sollspannung von 100 MPa, was einer relativen Abweichung von 25% entspricht. Folglich müssten die absoluten Abweichungen bei höheren Elastoizitäten auch dementsprechend größer sein. Insgesamt wurden den Untersuchungen keine realen Texturen zugrunde gelegt, sondern lediglich ein Spannungsverlauf mit unterschiedlichen E-Moduln ausgewertet. Die Frage nach den Anwendungsgrenzen der inkrementellen Bohrlochmethode bleibt folglich zu klären.

Hinsichtlich umgeformter dünnwandiger Bauteile mit Elastoizitäten nahe der Streckgrenze muss die Anwendbarkeit der inkrementellen Bohrlochmethode geprüft werden. Fräser mit einem nominellen Durchmesser von 0,8 mm erfordern nach [73] eine Mindestbauteildicke von ca. 1,3 mm. Gerade in der Blechumformung sind Bauteildicken von weniger als 1 mm nicht untypisch. Zudem können Elastoizitäten oberhalb 60-70% der lokalen Streckgrenze zu signifikanten Abweichungen in der Spannungsberechnung führen. Beide Einflussfaktoren sind bisher in der Literatur ausschließlich separat untersucht worden. Die Wechselwirkung zwischen dem Verstoß gegen die Mindestbauteildicke bzw. dem damit verbundenen Steifigkeitsverlust beim Einbringen einer Sacklochbohrung und der Spannungskonzentration infolge der Kerbwirkung des Sacklochs bzw. den daraus möglichen plastischen Deformationen ist zum aktuellen Zeitpunkt unklar.

Weitere Herausforderungen bei der ES-Bestimmung mittels der inkrementellen Bohrlochmethode stellen dünnwandige Bauteile mit Elastoizitäten nahe der Streckgrenze dar. Für Plastifizierungseffekte und die Bauteildicke können in der Literatur [71], [80], [85], [86], [97] Korrekturvorschläge gefunden werden. Dabei ist aber zu beachten, dass diese zwei Faktoren bisher nicht kombiniert betrachtet wurden. Eine Untersuchung zur Überlagerung dieser beiden Effekte ist folglich notwendig. Im Falle von texturierten Werkstoffzuständen muss zudem die plastische Anisotropie bedacht werden.

3 Voruntersuchungen, Zielsetzung und eigene Vorgehensweise

Im Rahmen des Graduiertenkollegs 1483 werden Prozessketten numerisch untersucht und bewertet. Im Teilbereich A werden dabei die Prozessschritte in der Blechumformung (Walzen und Tiefziehen) betrachtet. Die Prozessschritte müssen folglich (i) simuliert als auch (ii) validiert werden. Dafür werden experimentell bestimmte (Eingabe-)daten benötigt. Oftmals werden für die Validierung von Simulationsmodellen experimentell bestimmte Eigenspannungstiefenprofile verwendet. Ausgangszustand der Prozesskette ist ein kaltgewalztes Blech aus Dualphasenstahl DP600, für das der lokale Eigenspannungszustand bestimmt werden soll.

3.1 Voruntersuchungen

Zunächst wurde versucht die Eigenspannungen über eine röntgenografische Eigenspannungsanalyse mittels der $\sin^2\psi$ -Methode zu bestimmen. Abbildung 3.1 zeigt die 2θ vs. $\sin^2\psi$ -Verteilung und die normierte Intensitätsverteilung des kaltgewalzten DP600-Stahlblechs in Walzrichtung bei Analyse der $\{211\}$ -Netzebenen. Für die Messung wurde $\text{CrK}\alpha$ -Strahlung verwendet und es wurden 21 Probenkipnungen innerhalb eines Winkelbereichs ψ von -60° bis 60° berücksichtigt. Für die Spannungsauswertung wurden die netzebenenspezifischen elastischen Materialkennwerte ($E_{\{211\}} = 219911 \text{ MPa}$, $\nu_{\{211\}} = 0,28$ für α -Eisen) verwendet. Es wurde bewusst die Netzebene vom Typ $\{211\}$ ausgewählt, da diese Netzebene üblicherweise für eine Eigenspannungsanalyse an Stahlproben verwendet wird. Es ist eine ausgeprägte Nichtlinearität aufgrund der elastischen Anisotropie in der $\sin^2\psi$ -Verteilung erkennbar. Auch die inhomogene Intensitätsverteilung ist auf die vorliegende kristallografische Textur zurückzuführen. Im Normalfall (nicht texturierte Probe) ist es ausreichend, Interferenzen bis zu einem Kippwinkel von $\psi = \pm 45^\circ$ zu detektieren [33]. Wenn der hier gezeigte Verlauf bis zu diesem Kippwinkel ausgewertet wird, so ergibt sich eine Eigenspannung von -92 MPa . Wird die $\sin^2\psi$ -Verteilung dagegen bis zu einem Kippwinkel von $\psi = \pm 60^\circ$ ausgewertet, so wird eine Eigenspannung von -182 MPa berechnet. Die berechneten Eigenspannungen weichen um 50% voneinander ab. Der erhaltene Eigenspannungswert ist folglich extrem sensitiv im Hinblick auf den ausgewählten Kippwinkelbereich und die Unsicherheiten für die Eigenspannungsbestimmung an texturierten Werkstoffzuständen sind somit verhältnismäßig groß. Die $\sin^2\psi$ -Methode ist

daher nicht anwendbar und Spezialverfahren wie beispielsweise die Kristallitgruppenmethode oder eine Auswertung über Spannungsfaktoren F_{ij} sind anzuwenden (vgl. Kapitel 2.3.3). Für beide Verfahren ist neben der Kenntnis über die Textur/ODF auch die Kenntnis über den Gitterparameter a_0 des dehnungsfreien Zustandes erforderlich. In Abbildung 3.2 sind die aus der ODF rückgerechneten Polfiguren des kaltgewalzten Stahlblechs dargestellt. Es ist eine charakteristische Walztextur für krz Materialien zu erkennen. Für eine vollständige Probencharakterisierung wird an dieser Stelle auf Kapitel 4.2.2 verwiesen.

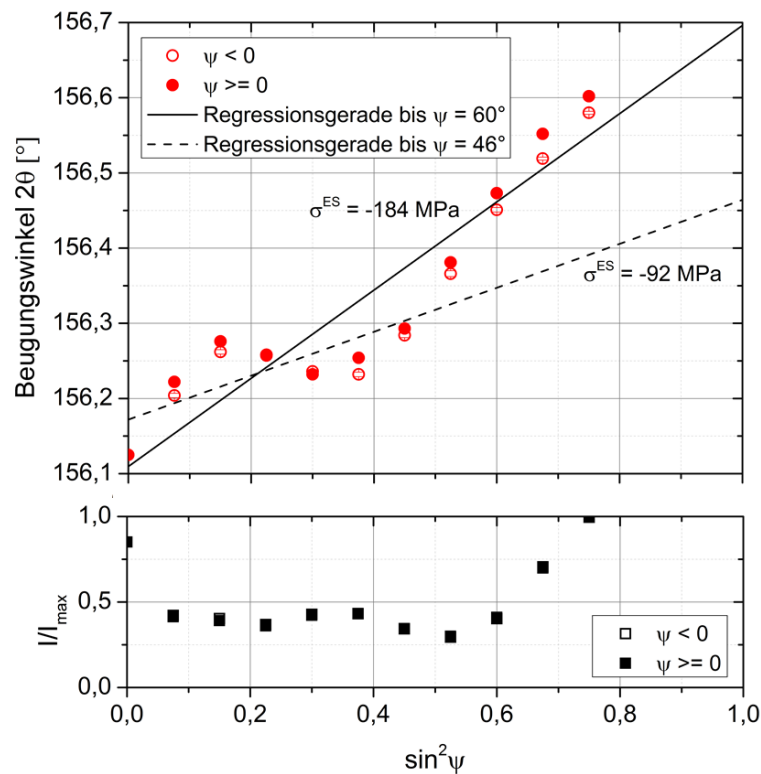


Abbildung 3.1: 2θ vs. $\sin^2\psi$ -Verteilung und normierte Intensitätsverteilung der {211}-Netzebene von kaltgewalztem Stahlblech DP600 in Walzrichtung.

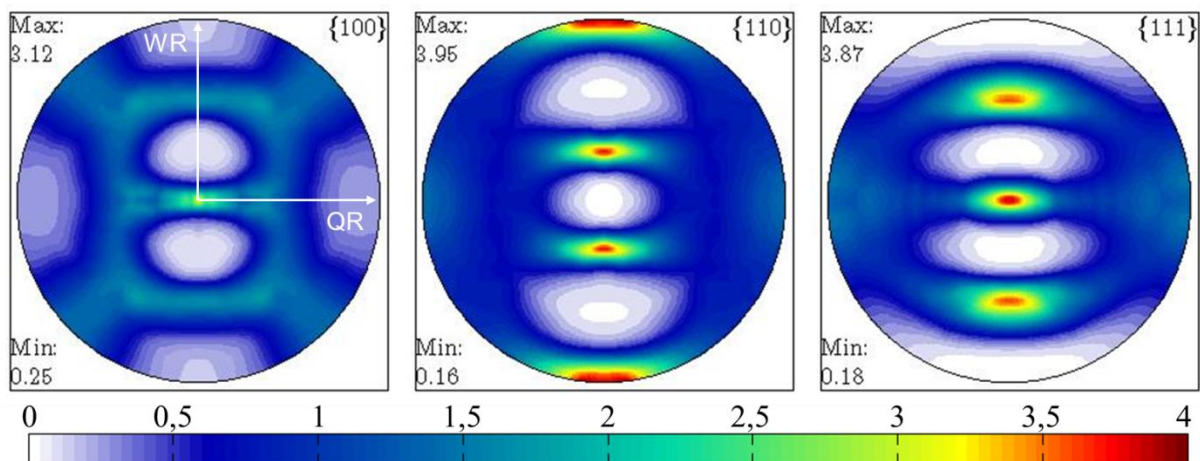


Abbildung 3.2: Aus der ODF rückgerechnete Polfiguren von kaltgewalztem Stahlblech DP600 an der Probenoberfläche mit charakteristischer Walztextur für krz Materialien nach [98].

In der vorliegenden Arbeit wurde der Gitterparameter a_0 für den dehnungsfreien Zustand über die dehnungsunabhängige Richtung $\sin^2\psi^*$ bestimmt. Unter Annahme von $\sigma_{33} = 0$ ergibt sich folgende Gleichung für die dehnungsunabhängige Richtung unter $\varphi = 0^\circ$:

$$\sin^2\psi^* = \frac{-s_1}{\frac{1}{2}s_2} \left(1 + \frac{\bar{\sigma}_2}{\bar{\sigma}_1} \right) \quad (3-1)$$

Zur Bestimmung der Eigenspannungen $\bar{\sigma}_1$ und $\bar{\sigma}_2$ wurde eine Netzebene vom Typ $\{h00\}$ ausgewählt, da sie sofern keine Mikrospannungen vorliegen auch bei texturierten Werkstoffen annähernd lineare Verläufe zeigen, was für den untersuchten Werkstoff der Fall war. Für $\bar{\sigma}_1$ und $\bar{\sigma}_2$ wurde nach einer Messung in WR und QR an der $\{200\}$ -Netzebene Werte von -235 MPa und -265 MPa angenommen und eine dehnungsunabhängige Richtung $\sin^2\psi^* = 0,535$ berechnet. Daraus ergibt sich ein dehnungsfreier Gitterparameter a_0 von $0,28679$ nm. Für eine zuverlässige Eigenspannungsanalyse sollte die $\{200\}$ -Netzebene allerdings nicht verwendet werden, da sie mit einem Bragg-Winkel 2θ von $106,03^\circ$ deutlich kleiner als 130° ist [99].

Für eine Auswertung mit der Kristallitgruppenmethode ist die Textur streng genommen nicht scharf genug [3]. Anhand der experimentell bestimmten ODF konnten mittels der Software MTEX [100] für die idealen Lagen $\{100\}\langle 011 \rangle$, $\{111\}\langle 2\bar{1}\bar{1} \rangle$ und $\{211\}\langle 01\bar{1} \rangle$ Volumenanteile von lediglich ca. 18%, 15% und 28% berechnet werden. Nichtsdestotrotz wurden die Eigenspannungen für die idealen Lagen $\{100\}\langle 011 \rangle$ und $\{211\}\langle 01\bar{1} \rangle$ bestimmt. Um die Linienlagen der Pole der beiden idealen Lagen bestimmen zu können, musste auf mehreren Diffraktometern mit unterschiedlicher Strahlung ($\text{CrK}\alpha$, $\text{CoK}\alpha$ und $\text{CuK}\alpha$) an mehreren Netzebenen gemessen werden. Für eine anschauliche Darstellung und zur einfacheren Handhabung werden die bestimmten Interferenzlinienlagen 2θ in den Netzebenenabstand $a_{\{100\}}$ umgerechnet. In Abbildung 3.3 sind die Verläufe von $a_{\{100\}}$ über $\sin^2\psi$ für die beiden Kristallitgruppen in WR aufgetragen. Aufgrund der hohen Fluoreszenz von $\text{CuK}\alpha$ -Strahlung auf Stahl und der damit verbundenen sehr geringen Nettointensität, wird der bestimmte $a_{\{100\}}$ -Wert auf der Netzebene vom Typ $\{222\}$ ausgeklammert und für die Berechnung der Regressionsgeraden nicht verwendet. Anhand der Steigung und dem Achsenabschnitt der $a_{\{100\}}$ vs. $\sin^2\psi$ -Verläufe können die Eigenspannungen bestimmt werden. Die Steigung für die beiden Kristallitgruppen unterscheidet sich deutlich. Dabei kann für die Kristallitgruppe $\{100\}\langle 011 \rangle$ eine positive Steigung und für die Kristallitgruppe $\{211\}\langle 01\bar{1} \rangle$ eine negative Steigung ermittelt werden. Die einzelnen Werte weichen teilweise deutlich von

der berechneten Regressionsgeraden ab ($\{222\}$ bzw. $\{220\}$), was darauf schließen lässt, dass die Linienlage nicht nur von der betrachteten Kristallitgruppe beeinflusst wird, sondern auch regellos orientierte Kristallite einen nicht zu vernachlässigenden Einfluss auf die Linienlage der Interferenz zugeordnet werden kann. Für die Formeln zur Berechnung der Kristallitgruppenspannungen sei an dieser Stelle auf [3] verwiesen. Die für die Berechnung verwendeten elastischen Konstanten von Eisen sind im Anhang angegeben. Es ergeben sich Kristallitgruppenspannungen von 434 MPa für $\{100\}\langle 011 \rangle$ und -284 MPa für $\{211\}\langle 01\bar{1} \rangle$.

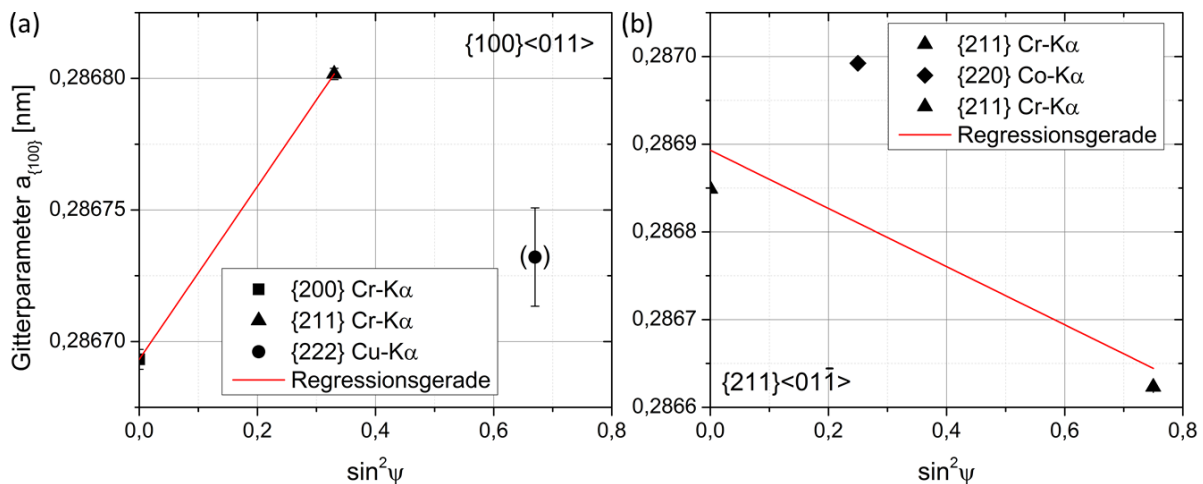


Abbildung 3.3: Gitterebenenabstände a_{100} in WR für die beiden Kristallitgruppen $\{100\}\langle 011 \rangle$ (a) und $\{211\}\langle 01\bar{1} \rangle$ (b) in Abhängigkeit von $\sin^2\psi$ für das kaltgewalzte DP600 Stahlblech.

Die Eigenspannungen des kaltgewalzten DP600 Stahlblechs wurden zusätzlich unter Verwendung der Spannungsfaktoren F_{ij} an der Netzebene vom Typ $\{211\}$ bestimmt. Dazu wurden die Spannungsfaktoren F_{ij} mit der Software „IsoDEC“ [101], welche vom Center for Neutron Research am National Institute of Standards and Technology in Washington D.C., USA frei zu Verfügung gestellt wird, berechnet. Die Berechnung wurde auf Basis der Modellannahme nach Kröner unter Verwendung der Einkristalldaten von Eisen und der ODF durchgeführt. Die Spannungsfaktoren sind in Abhängigkeit von $\sin^2\psi$ im Anhang dargestellt. Für die Spannungsberechnung werden nur die Linienlagen bei ψ -Winkeln von 0° und $\pm 60^\circ$ verwendet, da die Intensitäten hier am größten sind (vgl. Abbildung 3.1). In WR wurde eine Makro eigenspannung von 249 MPa bei $\psi = 0^\circ$ ermittelt, dagegen wurde für $\psi = \pm 60^\circ$ eine mittlere Eigenspannung von -278 MPa bestimmt.

Insgesamt ist eine Eigenspannungsbestimmung mittels röntgenografischer Eigenspannungsanalyse an dem kaltgewalzten DP600 Stahlblech nicht zielführend. Eine Anwendung der $\sin^2\psi$ -Methode ist aufgrund der starken Nichtlinearität nicht möglich. Daher muss auf Spezialverfahren zurückgegriffen werden, die sich allerdings im vorliegenden Fall

auch als problematisch erwiesen haben. Für eine Anwendung der Kristallitgruppenmethode ist die Walztextur des DP600 zu schwach ausgeprägt und es kann nicht gewährleistet werden, dass die Interferenzlinienlage tatsächlich nur von der jeweiligen Kristallitgruppe bestimmt wird. Darüber hinaus sind die Absolutlinienlagen, die mit unterschiedlicher Strahlung gemessen werden musste, mit großen Unsicherheiten behaftet. Ferner konnten für die beiden untersuchten Kristallitgruppen mit den vorhandenen Messmöglichkeiten nur zwei bzw. drei Messwerte bestimmt werden. Folglich ist die Steigung der Regressionsgeraden ebenfalls mit starken Unsicherheiten behaftet. Zudem ist für die Berechnung der Eigenspannungen die Kenntnis über den spannungsfreien Gitterparameter a_0 erforderlich, dessen Bestimmung bei texturierten Werkstoffzuständen generell problematisch ist. Für eine Auswertung mittels Spannungsfaktoren F_{ij} ist ebenfalls der spannungsfreie Gitterparameter a_0 entscheidend. Dadurch wurden hier an der $\{211\}$ -Netzebene Spannungswerte mit unterschiedlichem Vorzeichen ermittelt und eine Angabe über den Spannungszustand ist extrem kritisch zu betrachten.

Alternativ können die Eigenspannungen mittels der inkrementellen Bohrlochmethode bestimmt werden. Erste Untersuchungen von Schwarz [5] lassen vermuten, dass Eigenspannungen bis zu einem gewissen Anisotropiegrad (E-Moduldifferenz in der Messebene von 20%) hinreichend genau ($\pm 20 - 30$ MPa) bestimmt werden können. Daher wurde an dem kaltgewalzten Stahlblech DP600 eine Eigenspannungsanalyse mittels der inkrementellen Bohrlochmethode mit dem in Kapitel 4.3.1 beschriebenen Messaufbau durchgeführt. Abbildung 3.4 zeigt den Eigenspannungstiefenverlauf für das kaltgewalzte DP600 Stahlblech für die Integral- und die Differentialmethode. Im oberflächennahen Bereich können für beide Auswertemethoden in WR leichte Druckeigenspannungen mit ca. -46 MPa (Differentialmethode) bzw. -13 MPa festgestellt werden, die mit zunehmender Bohrtiefe in den Zugeigenspannungsbereich übergehen. Mittels der $\sin^2\psi$ -Methode konnten ebenfalls Druckeigenspannungen ermittelt werden, allerdings waren diese mit ca. -184 MPa wesentlich höher. In QR liegen Zugeigenspannungen im Bereich von ca. 40 MPa vor. Da für die Eigenspannungsanalysen handliche Proben aus dem gewalzten Blech entnommen werden mussten, wurden Eigenspannungen ausgelöst. Theoretisch sind also geringe Eigenspannungen zu erwarten. Jedoch muss genauer überprüft werden, wie sich die kristallografische Textur auf die Spannungsauswertung unter Annahme isotropen Materialverhaltens auswirkt und wie groß die daraus resultierenden Spannungsabweichungen sind.

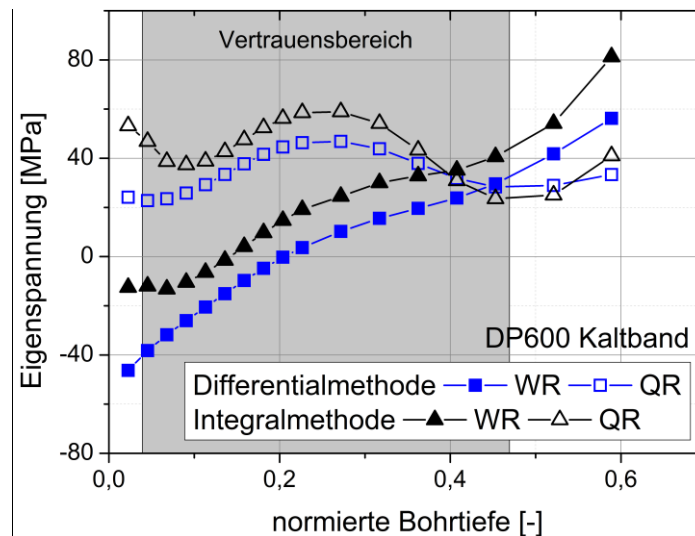


Abbildung 3.4: Eigenspannungstiefenverlauf von kaltgewalztem Stahlblech DP600 nach einer Auswertung mit der Integral- und Differentialmethode.

3.2 Zielsetzung und eigene Vorgehensweise

Aus der Bewertung des Kenntnisstandes und unter Berücksichtigung der durchgeführten Voruntersuchungen lassen sich folgende Fragen bzw. Problemstellungen im Hinblick auf die Anwendung der inkrementellen Bohrlochmethode zur Eigenspannungsanalyse an texturierten Werkstoffzuständen bzw. an dünnwandigen Bauteilen (Umformteile) mit kristallografischer Textur ableiten:

- Wo liegen die Anwendungsgrenzen hinsichtlich texturierter Werkstoffzustände?
- Wie kann die Textur für Zustände, die außerhalb der Anwendungsgrenzen liegen, bei der Auswertung berücksichtigt werden und wie können trotz Vorliegen einer Textur zuverlässige Eigenspannungsverteilungen bestimmt werden?
- Wie wirkt sich bei texturierten Werkstoffzuständen eine Überlagerung von Plastizierungseffekten und der Verstoß gegen die Mindestbauteildicke auf die zuverlässige Anwendbarkeit aus?

Demnach müssen zuerst die Anwendungsgrenzen der Standardmethoden (Kalibrierdaten für isotropes Materialverhalten) der inkrementellen Bohrlochmethode bezüglich texturierter Werkstoffzustände bestimmt werden. Darüber hinaus werden der Einfluss der Bauteildicke und Plastizierungseffekte auf eine zuverlässige Eigenspannungsanalyse kombiniert betrachtet und analysiert. Ferner ist das Ziel der Arbeit, den zuvor definierten Anwendungsbereich der inkrementellen Bohrlochmethode zu erweitern, indem eine praxistaugliche Mess- und

Auswertestrategie für stark texturierte Werkstoffzustände, die nicht mehr mit den Standardmethoden ausgewertet werden können, entwickelt wird.

Zur Klärung der Anwendungsgrenzen sind systematische Untersuchungen zu folgenden Einflussparametern notwendig:

- Texturorientierung (Form der E-Modulverteilung innerhalb der Messebene und Orientierung/Symmetrie hinsichtlich des Probenkoordinatensystems)
- Anisotropiegrad (Texturschärfe, E-Modulverhältnis E_{\max}/E_{\min})
- Spannungszustand ($\sigma_1 = x \cdot \sigma_2$)

Um diese Parameter einfach und schnell variieren zu können, werden numerische Untersuchungen mithilfe eines FE-Modells für die inkrementelle Bohrlochmethode durchgeführt. Das FE-Modell muss das anisotrope elastische Materialverhalten beispielsweise in Form der elastischen Konstanten C_{nm} berücksichtigen können. Zur Variation der Texturorientierung werden die elastischen Konstanten C_{nm} von Einkristallen in verschiedenen idealen Lagen verwendet. Dabei bieten sich aufgrund ihrer unterschiedlichen Symmetriegrade die Würfel- (kubische Symmetrie), die Goss- (orthotrope Symmetrie) und die Messing-Lage (trikline Symmetrie) an. Der Anisotropiegrad kann durch Verwendung unterschiedlicher Materialien variiert werden. In dieser Arbeit werden dafür die Einkristalldaten (siehe Anhang) von Aluminium ($A = 1,22$), Eisen ($A = 2,41$) und Kupfer ($A = 3,21$) genommen, da sie einen großen Anisotropie-Bereich technisch relevanter Materialien abdecken. Es wird zudem aufgrund der richtungsabhängigen, elastischen Materialeigenschaften mittels der durchgeführten Simulationen geprüft, inwieweit die Texturorientierung bzw. die Rosettenorientierung hinsichtlich des Probenkoordinatensystems eine Rolle bei der ES-Analyse spielt. Da Einkristalle in idealen Lagen Extremfälle darstellen, wird zusätzlich die E-Modulverteilung einer realen Walztextur (kaltgewalztes Stahlblech DP600) im FE-Modell berücksichtigt. Dazu muss die Textur gemessen, die ODF bestimmt und die C_{nm} berechnet werden.

Aufgrund der Richtungsabhängigkeit der elastischen Eigenschaften, ist es notwendig unterschiedliche Spannungszustände zu betrachten. Für die simulativen Untersuchungen werden hier zweiachsige Spannungszustände gewählt, da es mit der inkrementellen Bohrlochmethode möglich ist, ebene Spannungszustände zu bestimmen. Neben einem rotationssymmetrischen ($\sigma_x = \sigma_y$) und einem reinen Schubspannungszustand ($\sigma_x = -\sigma_y$) wird auch ein zweiachsiger Spannungszustand mit $\sigma_x = 2\sigma_y$ homogen über die Tiefe auf das FE-

Modell aufgeprägt. Der rotationssymmetrische als auch der reine Schubspannungszustand sind Extremfälle, wodurch durch die gewählten Spannungszustände ein breites Spektrum abgedeckt werden kann. Die Spannungskomponente in x-Richtung wird dabei zu 300 MPa gewählt, da die Messgenauigkeit der inkrementellen Bohrlochmethode 20-30 MPa beträgt und somit eine relative Abweichung zu den Sollspannungen von 10% definiert werden kann.

Abschließend werden experimentelle Untersuchungen an (i) einer idealen Lage bzw. für eine einkristalline Probe (Nickelbasissuperlegierung CMSX-4) und an (ii) einer realen Walztextur (Stahlblech DP600) durchgeführt. Mithilfe von Lastspannungsversuchen (4-Punktbiegeversuche) können einfach definierte einachsige Spannungszustände eingestellt werden und somit die Anwendbarkeit der Standardmethoden (Annahme: isotropes Materialverhalten) der inkrementellen Bohrlochmethode überprüft werden.

In der Literatur wurden Plastizierungseffekte und der Verstoß gegen die Mindestbauteildicke stets separat betrachtet. Bei umgeformten Bauteilen können allerdings beide Effekte kombiniert auftreten. Daher wird die Überlagerung bzw. Wechselwirkung dieser beiden Effekte zunächst numerisch untersucht. Die Simulation bietet den Vorteil, dass beispielsweise die plastische Zone um das Bohrloch ohne großen Aufwand analysiert werden kann. Im Falle von texturierten Werkstoffzuständen muss die plastische Anisotropie berücksichtigt werden. Zum Vergleich werden Probenzustände mit isotropem bzw. anisotropem Materialverhalten (S690 mit isotropem Materialverhalten; kaltgewalztes DP600 Stahlblech mit anisotropem Materialverhalten) mit zwei unterschiedlichen Blechdicken (4 mm (Randbedingung eingehalten) und 1 mm (Verstoß gegen Randbedingung Mindestbauteildicke)) untersucht. Es werden zwei unterschiedliche Spannungszustände, die jeweils homogen über die Tiefe verteilt sind, betrachtet und mit unterschiedlichen Streckgrenzenverhältnissen σ/R_{eS} auf das FE-Modell aufgeprägt. Zum einen ein einachsiger Spannungszustand, da er den Extremfall der Kerbwirkung darstellt und zusätzlich ein rotationssymmetrischer Spannungszustand, da dadurch der Einfluss der plastischen Anisotropie einfach analysiert werden kann. Bei experimentellen Untersuchungen werden die Proben in einer 4-Punktbiegevorrichtung definiert im elastischen Bereich bis in die Nähe der Streckgrenze R_{eS} belastet. Dieser Versuchsaufbau wird einerseits gewählt, weil er experimentell einfach umzusetzen ist. Andererseits können dadurch Spannungsgradienten eingestellt werden und in realen Bauteilen häufig Spannungsgradienten vorliegen. Für die Versuchsreihen kommt die ESPI-Bohrlochmethode zum Einsatz. Dieser Ansatz hat den Vorteil, dass die Einzelmessungen kostengünstiger und schneller durchgeführt werden können, da die Applikation der DMS-

Rosetten entfällt. Speziell im Kontext texturierter Werkstoffzustände könnte eine optische Dehnungsmessung durch die Vollfeldanalyse einen wesentlichen Vorteil gegenüber einer konventionellen Dehnungsmessung mittels DMS bieten.

Für Werkstoffzustände, die sich außerhalb des Anwendungsbereichs der inkrementellen Bohrlochmethode befinden, soll schließlich eine Mess- und Auswertestrategie entwickelt werden, die die Textur bei der Spannungsauswertung berücksichtigt.

4 Experimentelle Untersuchungen

4.1 Texturmessungen

Für die röntgenografischen Texturmessungen stand ein 4-Kreis-Diffraktometer in Bragg-Brentano Geometrie mit konventionell erzeugter $\text{CoK}\alpha$ -Strahlung zur Verfügung. Primärseitig wurde eine 1 mm Rundblende verwendet. Sekundärseitig kam eine 4 mm Schlitzblende in Kombination mit einem Fe-Filter zum Einsatz. Vor dem Start der eigentlichen Texturanalysen wurde ein 2θ -Scan über den kompletten Bereich der ausgewählten Netzebenen $\{hkl\}$ durchgeführt, um anhand der erhaltenen Interferenzen die 2θ -Linienlage der einzelnen Netzebenen des untersuchten Probenmaterials zu bestimmen. Es wurden jeweils vier unvollständige Polfiguren gemessen. Dabei wurde die Probe instrumentbedingt für jeden Kippwinkel zwischen 0° und 65° (Schrittweite $\Delta\psi = 5^\circ$) in einem azimuthalen Winkelbereich von $\varphi = -170^\circ..170^\circ$ in 5° -Schritten abgerastert. Der Untergrund wurde auf beiden Seiten des Reflexes mit der 4-fachen Zählzeit gemessen und anschließend von der Bruttointensität unter Berücksichtigung der Zählzeit abgezogen. Die Auswertung erfolgte über das frei erhältliche Texturanalyseprogramm MTEX 3.5 [100], [102], welches auf Basis von MATLAB am Institut für Mathematik der Universität Chemnitz erstellt wurde. Das Programm bietet neben der eigentlichen Texturauswertung ein breites Spektrum an Analysetools zur Weiterverarbeitung von Texturdaten an [103]. So können beispielsweise die effektiven elastischen Konstanten anhand der ODF und den Einkristalldaten unter Verwendung des Voigt-, Reuss- oder Hill-Kriteriums berechnet werden. In dieser Arbeit werden die elastischen Konstanten nach Hill bestimmt, da die nach Voigt und Reuss bestimmten Konstanten nur die oberen und unteren Grenzwerte darstellen [18]. Der Ansatz nach Hill berechnet den Mittelwert aus dem Voigt- und Reuss-Kriterium und stimmt folglich besser mit experimentellen Werten überein [20]. Darüber hinaus ermöglicht MTEX die Erweiterung um benutzergeschriebene Programmteile, um beispielsweise die E-Modulverteilung in der Messebene zu berechnen.

4.2 Probenmaterial

Insgesamt kamen drei verschiedene Materialien zum Einsatz. Der feinkörnige Baustahl S690QL wurde als Referenzprobe für Standardmessungen verwendet, da er isotropes Materialverhalten aufweist und die Proben die geometrischen Randbedingungen (siehe Kap.

2.4.3) erfüllen. Kaltgewalzter Dualphasenstahl DP600 wurde gewählt, da er eine ausgeprägte Walztextur aufweist und sich somit eine richtungsabhängige E-Modulverteilung in der Messebene ergibt. Zudem standen von diesem Material tiefgezogene Näpfe zur Verfügung. Als Extremfall anisotropen Materialverhaltens kam ein Einkristall einer Nickelbasissuperlegierung vom Typ CMSX-4 zum Einsatz.

4.2.1 Baustahl S690QL

S690QL ist ein wasservergüteter, hochfester Feinkornbaustahl mit martensitisch-bainitischer Mikrostruktur (vgl. Abbildung 4.1). Das vorliegende Ausgangsmaterial waren 160 mm x 400 mm x 6 mm (L x B x H) große Platten mit geschliffener Oberfläche. Die Proben wurden für 1 h bei 600°C unter Schutzgasatmosphäre spannungsarm gegläht und anschließend langsam im Ofen abgekühlt, um die durch das Schleifen induzierten Eigenspannungen zu minimieren. Da mit den Proben Belastungsversuche für Bohrlochexperimente zum Einfluss von Plastizierungseffekten und der Bauteildicke gemacht werden sollten, wurden die Proben zu 70 mm x 18 mm großen Biegebalken erodiert. Die Biegebalken lagen in Dicken von 4 mm und 1 mm vor. Tabelle 4-1 gibt die chemische Zusammensetzung des Stahls wieder. Abbildung 4.2 zeigt das mittels Zugversuch nach DIN EN ISO 6892-1 [104] bestimmte Spannungs-Dehnungs-Diagramm von S690QL. Die 0,2%-Dehngrenze des Werkstoffs liegt bei 687 MPa. Zusätzlich wurde an den Proben eine Härte von 253 HV1 bestimmt. Für die ES-Analysen wurden ein makroskopischer E-Modul von 210 GPa und eine Querkontraktionszahl von 0,3 angenommen, was im Einklang mit den experimentell bestimmten Verfestigungskurven steht.

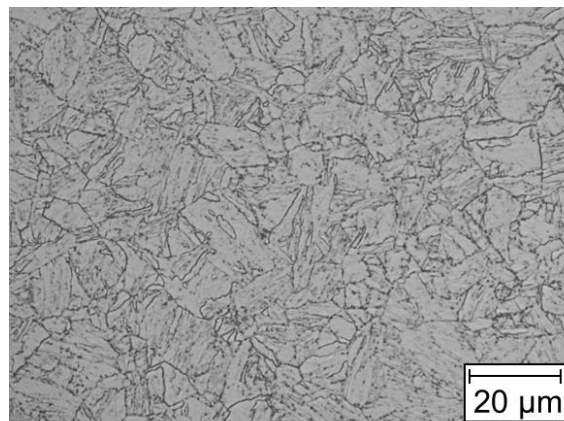


Abbildung 4.1: Mikrostruktur von Stahl S690QL geätzt mit Nital (2%-ig) bei 1000-facher Vergrößerung.

Tabelle 4-1: Chemische Zusammensetzung von Stahl S690QL in Gewichtsprozent [105].

C	Si	Mn	P	S	Al	Cr	Ni	Mo	Cu
0,2	0,8	1,7	0,02	0,01	0,018	1,5	2,0	0,7	0,5

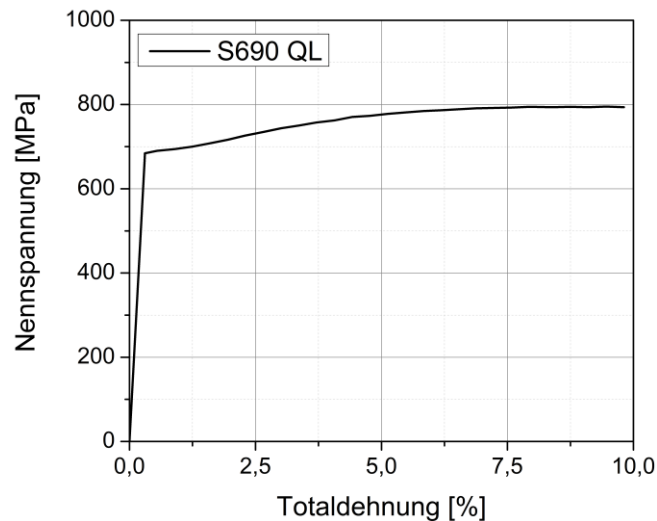


Abbildung 4.2: Spannungs-Dehnungs-Diagramm von Stahl S690QL nach DIN EN ISO 6892-1.

4.2.2 Kaltgewalzter Dualphasenstahl DP600

Üblicherweise besteht Dualphasenstahl (DP-Stahl) aus einer ferritischen Matrix und darin eingelagertem Martensit. Dies führt zu einer hohen Festigkeit bei gleichzeitig gutem Tiefziehverhalten. Dualphasenstahl kommt für Struktur- und Verstärkungselemente zum Einsatz und birgt durch ein hohes Verfestigungsvermögen ein großes Potential für den Leichtbau [106]. Für diese Arbeit wurde aus der Prozessroute ein Modellzustand nach dem Kaltwalzen und vor der finalen Wärmebehandlung (Martensitbildung und Reduktion der Texturschärfe/anisotropen Materialverhaltens) aus dem Herstellungsprozess entnommen. Der kaltgewalzte Dualphasenstahl DP600 der Fa. Salzgitter AG (auch unter der Bezeichnung HCT600XD bekannt) weist somit ein ferritisch-perlitisches Gefüge auf, bei dem der Perlit durch die vorangegangenen Walzprozesse zeilig im Gefüge angeordnet ist (siehe Abbildung 4.3). Durch das Walzen sind die Körner deutlich in Walzrichtung gestreckt. Die chemische Zusammensetzung des 1 mm dicken Blechs, welche mittels eines Emissionsspektrometers von Typ ES 750-CA der Fa. OBLF ermittelt wurde, kann Tabelle 4-2 entnommen werden.

Tabelle 4-2: Gemessene chemische Zusammensetzung von Dualphasenstahl DP600 in Gewichtsprozent.

C	Si	Mn	P	S	Al	Cr	Mo	V	B
0,093	0,29	1,663	0,011	<0,001	0,046	0,341	0,007	0,001	0,0002

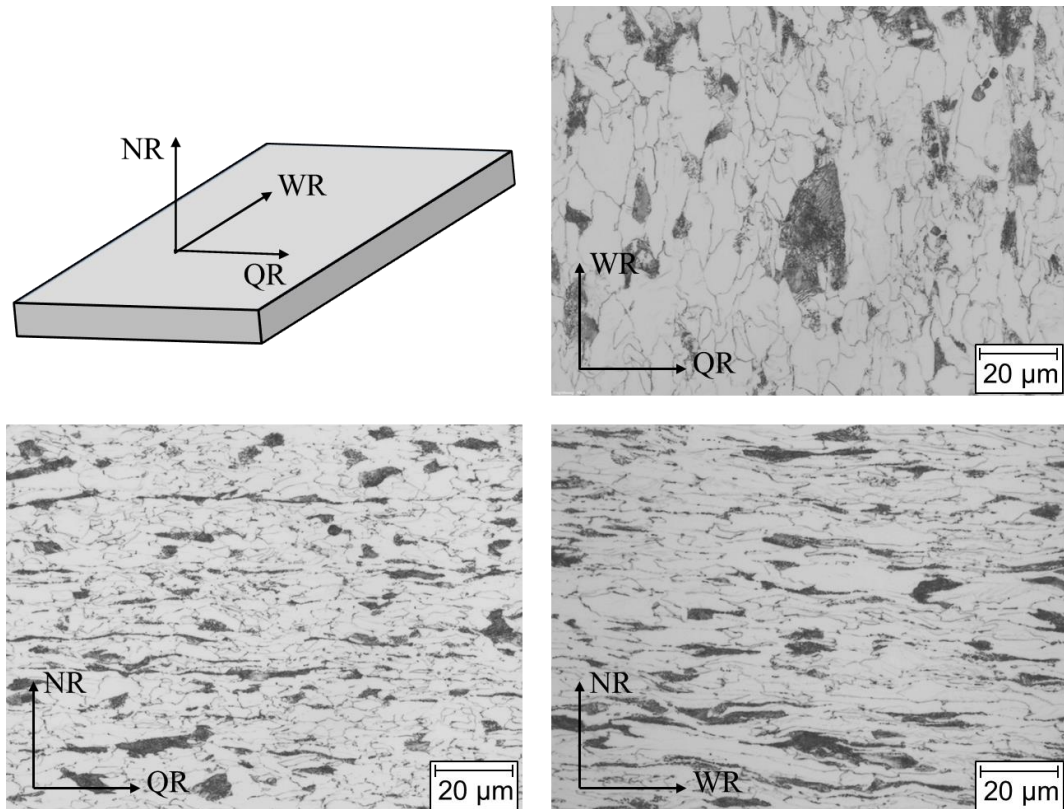


Abbildung 4.3: Mit Nital (HNO_3 , 5%) geätzte Schlifffbilder von kaltgewalztem Dualphasenstahl DP600 aus unterschiedlichen Orientierungen vom Probenkoordinatensystem. Ferrit erscheint hell und Perlit erscheint dunkel.

Der Walzvorgang hat einen merklichen Einfluss auf die kristallografische Textur als auch auf das mechanische Verhalten. Das kaltgewalzte Blech zeigt eine charakteristische Walztextur für krz Materialien mit einer 4-fachen Überhöhung im Vergleich zur regellosen Verteilung im Falle der $\{110\}$ -Polfigur (vgl. Abbildung 3.2). Der Texturgradient wurde mittels elektrolytischem Abtrag in 100 μm Schritten über die Probendicke bis zu einer finalen Tiefe von 500 μm bestimmt und ist in Abbildung 4.4 in Form der $\{111\}$ -Polfigur dargestellt. Der Texturschärfe nimmt mit zunehmendem Abstand zur Probenoberfläche zu. Die resultierenden mechanischen Eigenschaften, wie Streckgrenze, Verfestigungsverhalten und E-Modulverteilung in der Blechebene kann aus den Diagrammen in Abbildung 4.5 abgelesen werden. Die Zugversuche für die Bestimmung der Verfestigungskurven und der r-Werte sind am Institut für Umformtechnik (IFU) der Universität Stuttgart im Rahmen des Graduiertenkollegs 1483 durchgeführt worden. Dabei wurden Zugproben aus drei Richtungen entnommen, der Walzrichtung (0°), 45° zur Walzrichtung und aus der Querrichtung (90°). Anhand der Verfestigungskurven und der r-Werte von $r_{0^\circ} = 0,473$, $r_{45^\circ} = 1,03$ und $r_{90^\circ} = 0,722$ kann auf plastisch anisotropes Materialverhalten geschlossen werden. Mittels MTEX [100], [102] ist schließlich auf Basis der ODF, den Einkristalldaten von ferritischem Eisen [107] und

dem Kristallkopplungsmodell nach Hill die E-Modulverteilung in der Blechebene berechnet worden. Die berechneten elastischen Konstanten C_{nm} sind im Anhang zu finden.

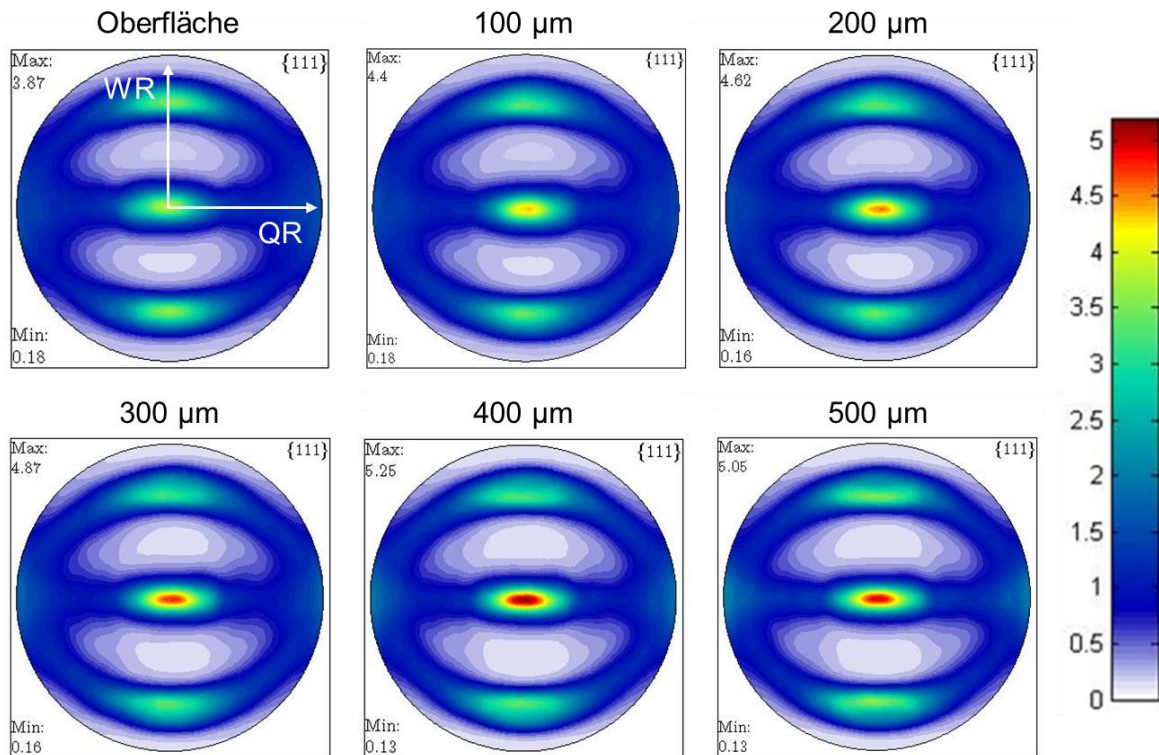


Abbildung 4.4: Aus der ODF rückgerechnete {111}-Polfiguren von kaltgewalztem Dualphasenstahl DP600 in definierten Abständen zur Probenoberfläche.

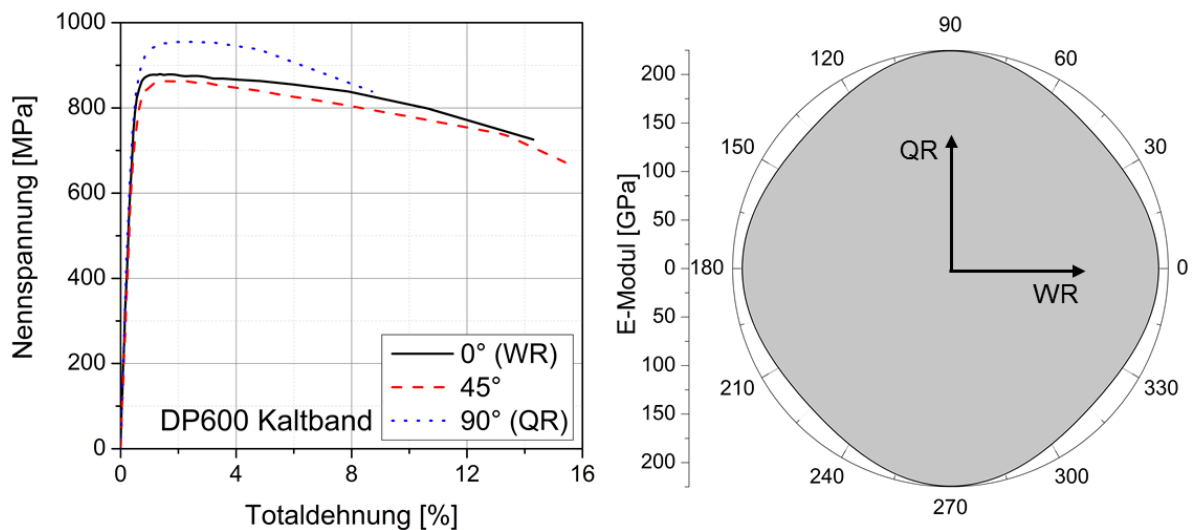


Abbildung 4.5: Spannungs-Dehnungs-Diagramm und E-Modulverteilung in der Blechebene (Probenoberfläche) von kaltgewalztem Dualphasenstahl DP600.

Für Belastungsversuche in einer 4-Punktbiegevorrichtung zur Untersuchung der Wechselwirkung zwischen Plastizierungseffekten und dem Einfluss der Bauteildicke wurden Biegebalken mit den Abmaßen 70 mm x 18 mm x 1 mm in Walzrichtung und in Querrichtung

aus dem Blech entnommen. Die Proben wurden nicht spannungsarm gegläht, da eine Wärmebehandlung eine Änderung der Textur hätte bewirken können.

4.2.3 Einkristalline Nickelbasissuperlegierung CMSX-4

CMSX-4 ist eine einkristalline Nickelbasissuperlegierung der 2. Generation [108] und kommt hauptsächlich als Turbinenschaufeln in Flugzeugtriebwerken zum Einsatz. Neben Nickel als Basiswerkstoff, sind weitere Legierungselemente wie Kobalt, Chrom, Aluminium, Tantal und Wolfram vertreten (siehe Tabelle 4-3). Ihre hervorragenden Hochtemperatureigenschaften verdanken die Nickelbasissuperlegierungen der Bildung einer γ' -Phase durch die entsprechenden Legierungselemente und Wärmebehandlung. In Abbildung 4.6 ist das einkristalline Gefüge mit der γ' -Phase, welche von einer γ -Matrix umgeben ist, zu sehen. Dabei wurde die Mikrostruktur mit einem Rasterelektronenmikroskop (REM) im BSE-Modus (Backscatter Electron) aufgenommen.

Tabelle 4-3: Chemische Zusammensetzung von CMSX-4 in Gewichtsprozent gemessen mittels energiedispersiver Röntgenspektroskopie (EDX).

Ni	Al	Ti	Cr	Co	Mo	Ta	W
63,59	6,33	1,20	6,52	9,60	0,76	6,23	5,76

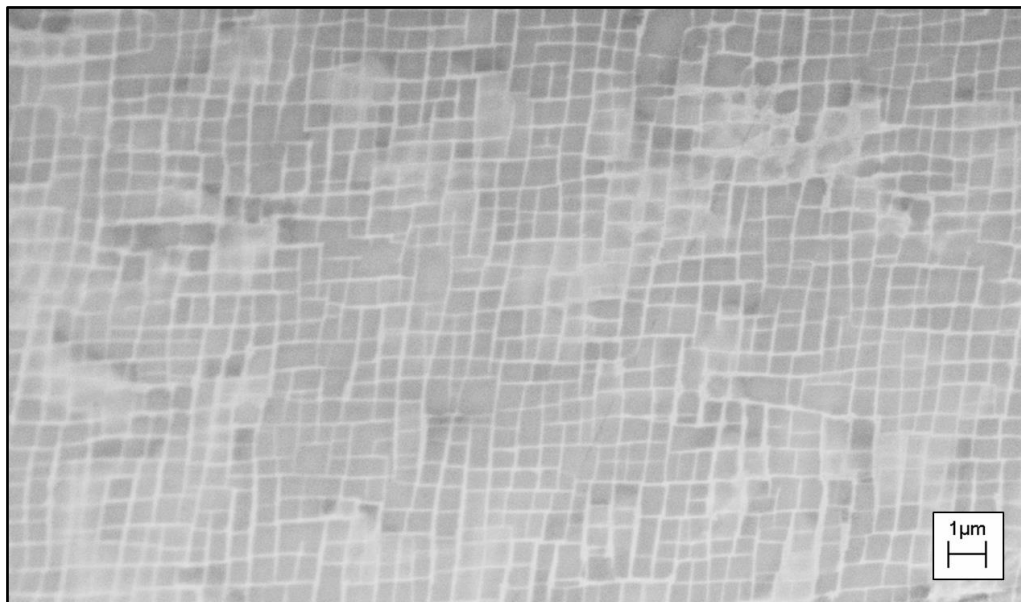


Abbildung 4.6: REM-Aufnahmen der Mikrostruktur von einer einkristallinen Nickelbasissuperlegierung CMSX-4 bei 10000-facher Vergrößerung (Draufsicht). Die γ -Matrix erscheint dunkel und die γ' -Phase erscheint hell.

Proben lagen in Form eines Biegebalkens mit den Abmessungen 70 mm x 18 mm x 5,3 mm vor. Mit Hilfe der Texturmessung konnte die Orientierung des Einkristalls bestimmt werden.

Die Achsen der Elementarzelle liegen parallel zu den Probenkanten. Somit ist der Einkristall in der Würfel-Lage orientiert. Abbildung 4.7 zeigt unter anderem die $\{100\}$ -Polfigur, bei der die Pole in Richtung der Probenkanten liegen.

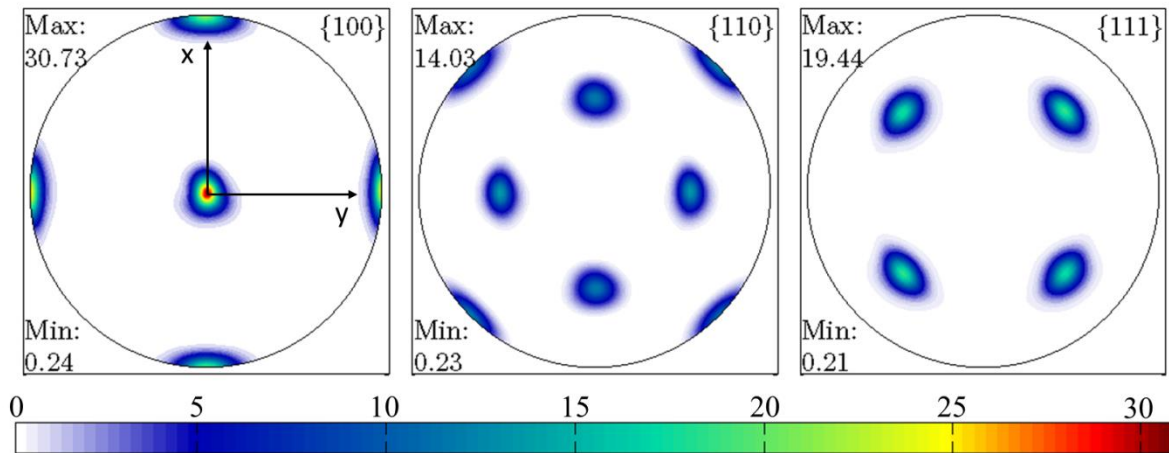


Abbildung 4.7: Aus der ODF rückgerechnete Polfiguren der einkristallinen Nickelbasissuperlegierung CMSX-4.

Unter Verwendung von Resonanzultraschallspektroskopie (RUS) [109–111] wurde in Los Alamos am National Laboratory von Albert Migliori und seinem Team die elastischen Konstanten der CMSX-4 Probe bestimmt. Diese liegen nahe den Einkristalldaten von Nickel. Die gemessenen Einkristalldaten sowie die daraus resultierende E-Modulverteilung in der Messebene sind in Abbildung 4.8 dargestellt.

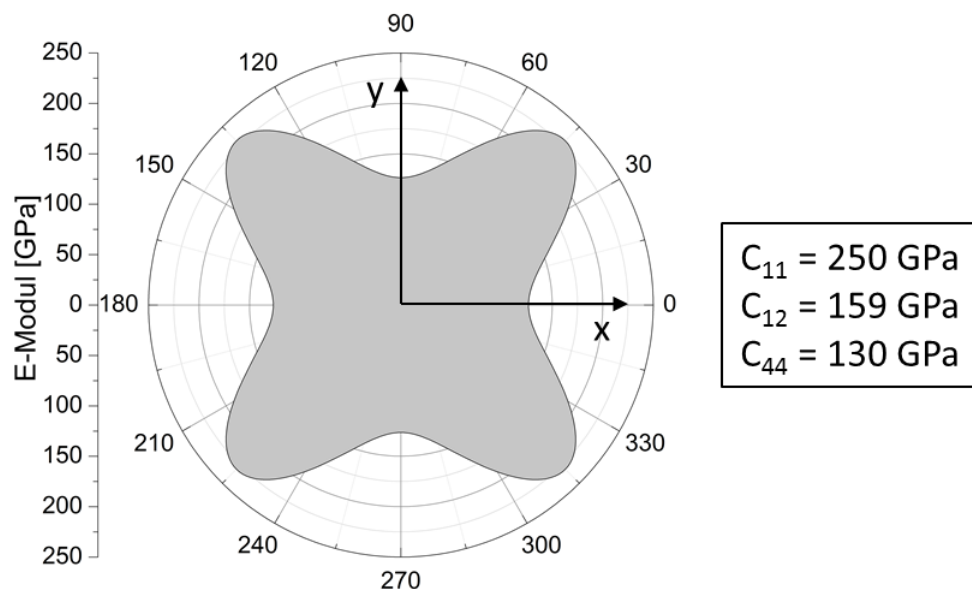


Abbildung 4.8: E-Modulverteilung der einkristallinen Nickelbasissuperlegierung CMSX-4 in der Messebene und die mittels RUS ermittelten elastischen Konstanten.

4.3 Bohrlochmessungen

4.3.1 Konventionelle Bohrlochmethode mit DMS-Rosette

Für die Bohrlochexperimente mit DMS-Rosette wurde ein manuelles Bohrlochgerät der Fa. Vishay Measurements Group vom Typ RS200 Milling Guide verwendet. Über eine Hochgeschwindigkeitsdruckluftturbine werden Sacklochbohrungen mit bis zu 300000 U/min ins Material eingebracht. Mithilfe einer Optik kann die Probenoberfläche durch schrittweises Entfernen des Rosettenmaterials im Bereich der Messstelle definiert werden. Der Vorschub bzw. die Tiefenzustellung kann manuell über eine Mikrometerschraube eingestellt werden. Die Bohrinkremente variierten zwischen 10 μm bis 60 μm , wobei sie mit zunehmender Bohrtiefe größer wurden. Die finale Bohrtiefe betrug 0,58 mm. Bei den Experimenten kam ein mit Titanitrid beschichteter Stirnfräser mit einem nominellen Durchmesser von 0,8 mm zum Einsatz. Es wurden darauf abgestimmte DMS-Rosetten vom Typ EA-06-031RE-120 der Fa. Vishay Measurement Group benutzt. Die Rosetten wurden mit einem Cyanoacrylat-Kleber vom Typ CN der Fa. Tokyo Sock Kenkujo Co. Ltd. auf der Probenoberfläche appliziert. Bei sehr glatten Oberflächen wurden die Messstellen mit feinem Schleifpapier unter Zuhilfenahme von Ethanol leicht angeraut. Um Temperatureinflüsse bei der Dehnungsmessung während den Experimenten auszuschließen, wurden die DMS über eine Wheatstone'sche Brücke mit einer Temperaturkompensation als Halbbrücke verschaltet. Die Dehnungsauslösungen wurden über einen Messverstärker der Firma Peekel vom Typ Picas und über ein am Institut entwickelten LabView-Programm aufgenommen. Bei der Probeneinspannung wurde darauf geachtet, keine Lastspannungen in die Probe einzubringen. Aus den gemessenen Dehnungsauslösungen werden anschließend mit einem am IAM-WK entwickelten Auswerteprogramm [112], [113] auf Basis von MATLAB die Eigenspannungen berechnet. Dafür müssen die Dehnungsdaten geglättet werden. Für die Datenkonditionierung wurden kubische Splines mit einem Glättungsparameter von 0,5 gewählt.

4.3.2 Bohrlochmethode in Kombination mit ESPI

Die hier beschriebenen Experimente wurden während eines Forschungsaufenthaltes am Los Alamos National Laboratory (LANL) in Los Alamos, New Mexico in den USA unter Anleitung von Dr. Mike Steinzig durchgeführt. Für die ESPI-Bohrlochmessungen wurde das kommerziell erhältliche System Prism® [114] der Fa. Stresstech Oy in der Version PrismS verwendet. Der Laser mit einer Wellenlänge von 0,532 nm wird im Lasergehäuse über einen halbdurchlässigen Spiegel in zwei Strahlen aufgespalten, dem Illuminationsstrahl und dem

Referenzstrahl und wird über Glasfasern in eine Optik bzw. in die CCD-Kamera gekoppelt (vgl. Kapitel 2.4.2). Der Illuminationsstrahl ist unter einem Winkel von ca. -50° zum Bohrer und die Kamera unter einem Winkel von ca. -28° angeordnet. Abbildung 4.9 zeigt die Anordnung des Messaufbaus. Zusätzlich wurde eine 4-Punktbiegevorrichtung in den Messaufbau integriert, um Proben definiert belasten zu können.

Die Bohrerspindel wird elektrisch über eine Steuereinheit vom Typ E2550 der Fa. Nakanishi betrieben und ist computergesteuert. Für die Versuche kamen $1/32''$ (0.795 mm) 2-schneidiger Bohrer mit Titannitrid-Beschichtung zum Einsatz. Eine Bohrgeschwindigkeit von 25000 U/min und ein Vorschub von 0,02 mm/s wurden gewählt. Die Bohrgeschwindigkeit wurde so niedrig eingestellt, da im Labor keine Druckluft zur Verfügung stand und ein rein elektrischer Antrieb wegen der hohen Belastung der Lager für den hier genutzten Messaufbau eine Maximalgeschwindigkeit von 30000 U/min nicht überschreiten darf. In [115] wurde von Steinzig et al. nachgewiesen, dass ab einer Bohrgeschwindigkeit von 10000 U/min für rostfreien Stahl kein Einfluss auf die Eigenspannungsergebnisse registriert werden konnte. Druckluft aus der Dose (Duster™ der Fa. CRC Industries, Inc.) wurde verwendet, um die während des Bohrens entstehenden pulverähnlichen Späne von der Messstelle zu entfernen, da ansonsten das Interferenzmuster durch die Spanablagerungen gestört werden würde. Um die Stabilität der Messung zu überprüfen, wurden jeweils zwei Bildersets à 4 Bildern mit einer Belichtungszeit von 10 ms pro Tiefenschritt im Abstand von 1 s aufgenommen.

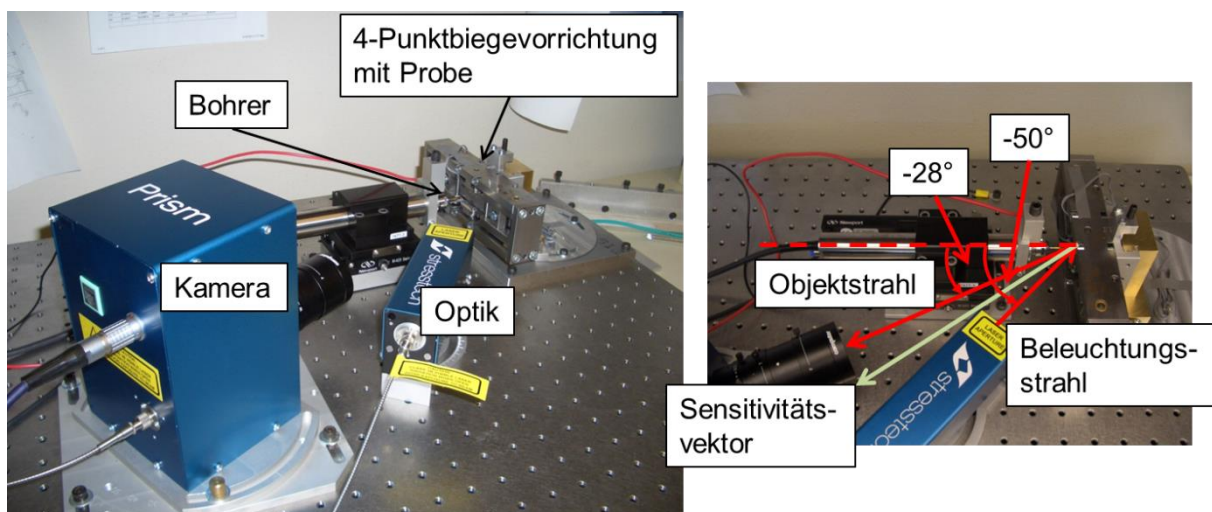


Abbildung 4.9: ESPI-System in Kombination mit der 4-Punktbiegevorrichtung nach [98].

Die Spannungsberechnung wurde mit dem Programm „Helios“, welches von Prof. Dr. Gary S. Schajer (University of British Columbia, Vancouver, Kanada) geschrieben und dankenswerterweise zur Verfügung gestellt wurde, durchgeführt und nicht mit der mitgelieferten PrismS Software. Auch hier müssen die Verschiebungsfelder bzw. die

Interferenzbilder geglättet werden. In „Helios“ kann zwischen Glättungslevel 0, 1, 2, und 3 gewählt werden. Für die Auswertung der experimentellen Daten wurde ein Glättungslevel von 2 verwendet, da dadurch eine ausreichende Glättung gewährleistet wurde ohne dabei charakteristische Merkmale zu verlieren. „Helios“ ist im Vergleich zum kommerziell erhältlichen Auswerteprogramm wesentlich flexibler, es erlaubt nicht nur die Auswahl zweier Berechnungsalgorithmen (Full Field Least Square Methode und Orthogonale Methode (vgl. Kapitel 2.4.2)), sondern wurde von Schajer speziell für diese Versuchsreihen erweitert, dass eigene Verschiebungsdaten zur Kalibrierung eingelesen werden konnten.

Abbildung 4.10 vergleicht zwei Interferenzbilder von Proben aus Stahl S690QL und einkristalliner Nickelbasissuperlegierung CMSX-4 für eine einachsige Belastung. Der qualitative Unterschied in den Interferenzerscheinungen zwischen der isotropen und der anisotropen Probe ist deutlich erkennbar. Die Interferenzerscheinungen des isotropen Materials (S690 QL) sieht dem in Abbildung 2.9 gezeigten Verschiebungsfeld für eine einachsige Belastung sehr ähnlich. Während die Interferenzerscheinungen auf der S690QL Probe ringförmig um das Bohrloch verteilt sind, sind die Interferenzerscheinungen auf der CMSX-4 Probe schmetterlingsförmig angeordnet und erinnern an die in Abbildung 4.8 dargestellte E-Modulverteilung in der Messebene.

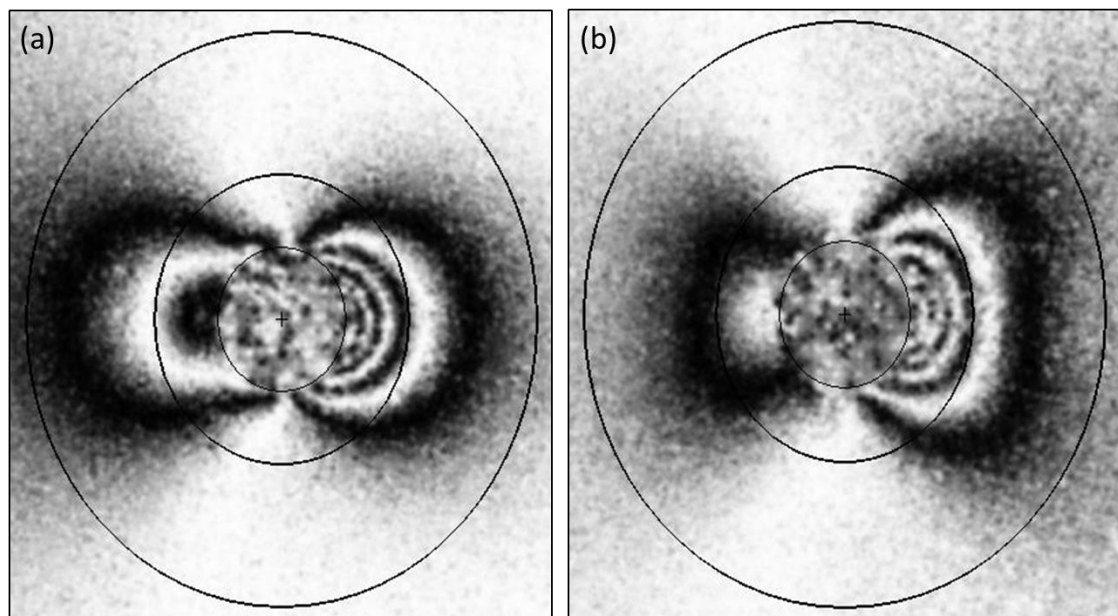


Abbildung 4.10: Geglättete Interferenzbilder (Glättungslevel 2) bei einer einachsigen Biegebelastung von Stahl S690QL (a) und einkristalliner Nickelbasissuperlegierung CMSX-4 (b).

5 FE-Simulation der inkrementellen Bohrlochmethode

Ziel der Finite Element Simulation ist eine systematische Untersuchung der texturbedingten Einflussgrößen auf die bei Bohrlochexperimenten gewonnenen Dehnungsauslösungen als auch auf die anschließende Eigenspannungsauswertung. Das Bohrloch wird vereinfacht mit idealer Sacklochgeometrie modelliert. Die Textur hat einen direkten Einfluss auf die elastischen sowie plastischen Materialeigenschaften, daher wurden folgende Einflussgrößen für die simulativen Untersuchungen identifiziert:

- Texturorientierung
- Rosettenorientierung relativ zur Texturorientierung
- Texturschärfe/Anisotropiegrad
- Texturgradient über die Tiefe
- plastische Anisotropie

Aus den FE-Simulationen sollen die grundlegenden Zusammenhänge zwischen diesen Einflussgrößen gewonnen werden, um die in Kapitel 3.2 beschriebenen Fragestellungen untersuchen und eine praxistaugliche Mess- und Auswertestrategie für ES-Analysen an stark texturierten Werkstoffzuständen mittels inkrementeller Bohrlochmethode entwickeln zu können. Das FE-Modell soll folglich einerseits genutzt werden, um den Zusammenhang zwischen den oben genannten Parametern und den Dehnungsauslösungen zu analysieren und andererseits um fallspezifische Kalibrierdaten zu generieren. Zu diesem Zweck ist ein FE-Modell mit dem Softwarepaket ABAQUS Standard 9.6.3 [116] erstellt worden.

5.1 Aufbau des FE-Modells

Um auch niedrig symmetrischen Texturorientierungen (z.B. Messing-Lage) Rechnung tragen zu können, wird für die Untersuchungen an texturierten Werkstoffzuständen ausgehend von den Arbeiten von [76] und [117] ein Vollmodell erstellt. Im Falle von isotropen Materialzuständen kann aus Symmetriegründen und um Rechenzeit zu sparen auf ein Viertelmodell zurückgegriffen werden. Eine wichtige Anforderung an das Simulationsmodell ist die schnelle und einfache Anpassung der texturbedingten Einflussgrößen als auch sonstiger Randbedingungen wie beispielsweise Bohrlochdurchmesser D_0 , Rosettengeometrie (Lage und Größe der DMS), Bohrtiefe oder Gesamtdicke des Modells. Die Abmaße des FE-Modells sind

mit 40 mm x 40 mm so gewählt, dass die geometrischen Randbedingungen aus Tabelle 2-4 eingehalten werden.

Um diese Flexibilität garantieren zu können, wird zuerst ein zweidimensionales FE-Modell der Modelloberseite über die cae-Nutzeroberfläche von ABAQUS erstellt. Hier kann der Bohrlochdurchmesser und die Lage der DMS der Rosette definiert werden. Das zweidimensionale Modell wird mit CPS4R-Elementen vernetzt und dem Bereichen der Bohrung sowie dem Bereich in dem die DMS liegen werden Knotensets zugewiesen. Anschließend wird das zweidimensionale Modell mithilfe eines perl-Skripts [118] in ein dreidimensionales FE-Modell mit Hexaederelementen vom Typ C3D8R extrudiert. Dabei setzt das perl-Skript schichtweise neue Knoten unter die bereits bestehenden Knoten des 2D-Modells, wodurch die einzelnen Bohrschritte bis zur maximalen Bohrtiefe als auch die Gesamtdicke des Modells frei gewählt werden können. Es ist möglich, zwischen isotropen und anisotropen Materialeigenschaften zu wählen. Anisotropes elastisches Materialverhalten wird über die Angabe der elastischen Konstanten C_{nm} berücksichtigt, wogegen für isotrope Simulationen der E-Modul und die Querkontraktionszahl ausreichen. Prinzipiell kann jeder Schicht eigene Materialparameter zugewiesen werden, wodurch die Berücksichtigung von Texturgradienten realisiert werden kann. Generell rechnet das Simulationsmodell linear-elastisch nach dem Hooke'schen Gesetz. Es kann aber ohne großen Aufwand auf elastisch-plastisches Materialverhalten erweitert werden (siehe Kap 5.3). Die Eigenspannungen können bei der Bohrlochsimulation laut [72] über drei verschiedene Arten der Lastaufprägung simuliert werden:

- äußere Lastaufprägung an den Modellaußenflächen
- innere Lastaufprägung an der Bohrlochinnenwand
- vorgespannte Elemente

Im Allgemeinen werden die Eigenspannungen in dieser Arbeit über eine äußere Lastaufprägung während des ersten Rechenschritts simuliert. Damit können sowohl Dehnungsauslösungen für Bohrlochexperimente als auch für Kalibrierexperimente nach der Differentialmethode numerisch bestimmt werden. Für Kalibriersimulationen zur Integralmethode [57], [58] muss allerdings methodenbedingt eine innere Lastaufprägung durchgeführt werden, um für jedes Bohrinkrement die Last einzeln aufprägen zu können. Dabei wird die Lastspannung wie in Kapitel 2.4.1 beschrieben nacheinander für jedes bereits gebohrte Inkrement separat aufgebracht. Die Art und Größe der Belastung kann innerhalb des

perl-Skripts frei gewählt werden. Das dreidimensionale FE-Modell kann Abbildung 5.1 entnommen werden. Die Positionen der DMS sind exemplarisch für den Bereich der Rosette dargestellt. Die Kraftaufprägung erfolgt hier über die Außenflächen des Modells. Die Lagerung des Simulationsmodells erfolgt über 2 Knoten an der Unterseite, bei dem einer der Knoten Restriktionen in x- und y-Richtung unterliegt und an dem anderen Knoten lediglich Verschiebungen in x-Richtung unterbunden werden.

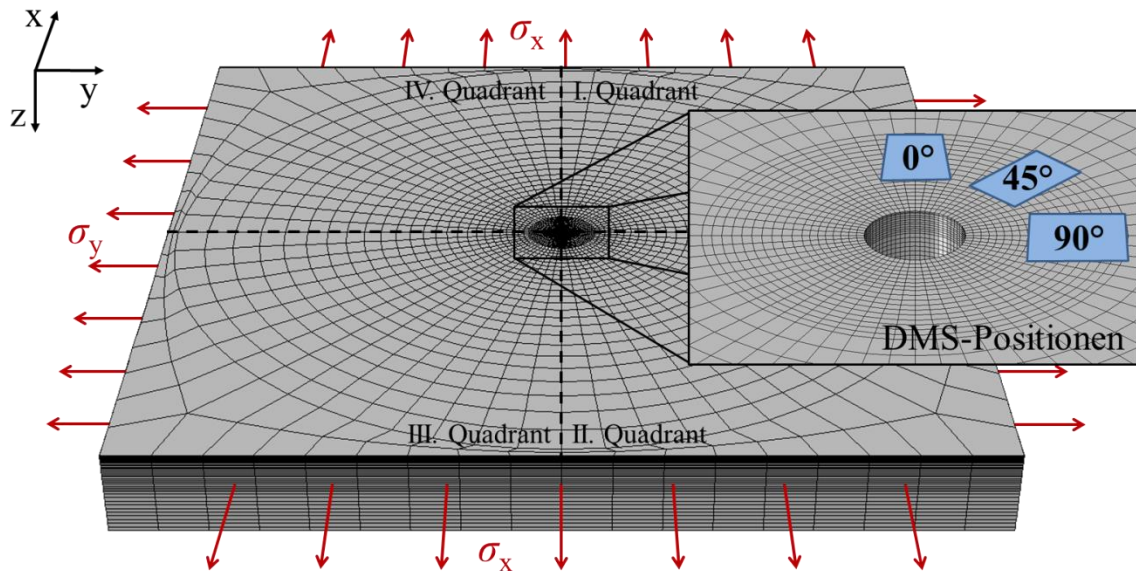


Abbildung 5.1: Dreidimensionales FE-Modell für die Bohrlochmethode inklusive Lastaufprägung und Position der DMS.

Der Bohrvorgang selbst wird mittels schichtweisen Löschen der Elemente über die in ABAQUS hinterlegte Funktion „model change remove“ [116] simuliert. Für jeden Bohrschritt werden die Dehnungen an der Modelloberfläche im Bereich des zuvor definierten Knotensets der DMS-Rosette in der Ausgabedatei gespeichert. Abschließend wird diese Ausgabedatei über ein weiteres perl-Skript in Kombination mit MATLAB [119] weiterverarbeitet, um die Dehnungsauslösung für die einzelnen DMS in Abhängigkeit der Tiefe zu bestimmen. Die numerisch bestimmten Dehnungsauslösungen ε_{FE} sollen mit experimentell gemessenen Dehnungsauslösungen vergleichbar sein. Da in einem Experiment die gemessene Dehnungsauslösung über den vom DMS-Gitter abgedeckten Bereich A_{DMS} einen integralen Wert darstellt und die Dehnungsauslösung mit dem Abstand zum Bohrlochrand variiert, wird auch bei der Bestimmung der numerisch ermittelten Dehnungsauslösung über die Knoten des definierten DMS-Bereichs integriert und gemittelt [120].

$$\varepsilon_{FE,DMS} = \frac{1}{A_{DMS}} \int_{A_{DMS}} \varepsilon_{FE} dA_{DMS} \quad (5-1)$$

Die so berechneten Dehnungsauslösungen können anschließend, wie experimentell gemessene Dehnungsdaten, mit den verschiedenen Auswertemethoden (Integral- und Differentialmethode) in Spannungen umgerechnet werden. Dieses perl-Skript ist ebenfalls flexibel gestaltet, sodass die Dehnungsauslösungen für jede beliebige DMS-Position (Abstand zum Bohrloch und Orientierung hinsichtlich des Modell-Koordinatensystems) und -Größe berechnet werden kann. Dies ermöglicht einerseits die Verwendung von nicht standardisierten DMS-Rosetten und andererseits kann der Einfluss der Rosettenorientierung relativ zur Texturorientierung untersucht werden. Zudem gestattet das perl-Skript die Berechnung der Kalibrierkonstanten für die Integralmethode. Für die Berechnung von Kalibrierfunktionen nach der Differentialmethode reichen die Dehnungstiefenverläufe und die Kalibrierspannungen aus (vgl. Formeln (2-13) und (2-14)). Abbildung 5.2 fasst den Ablauf zur Erstellung und Durchführung der FE-Simulation inklusive anschließender Dehnungsauswertung zusammen.

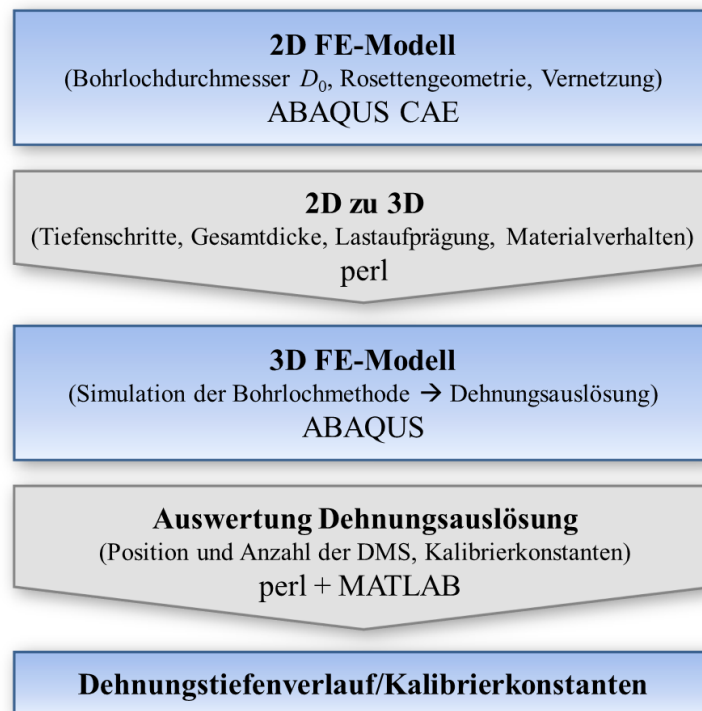


Abbildung 5.2: Ablaufplan der Simulation inklusive Auswertung nach [76], [117].

Die Spannungsberechnung wird anschließend wiederum mit dem am IAM-WK entwickelten Auswerteprogramm [112], [113] durchgeführt. Die numerisch bestimmten Dehnungsauslösungen werden wie die experimentellen Daten mittels kubischen Splines aus der MATLAB Toolbox geglättet. Allerdings ist der Glättungsparameter mit 0,0001 sehr gering.

5.2 Untersuchte Texturzustände

Für die systematischen Untersuchungen zum Einfluss der Texturorientierung werden ideale Lagen verwendet. Dazu wird ein Einkristall in die jeweilige Orientierung gedreht. Den FE-Untersuchungen im Rahmen dieser Arbeit sind die Würfel-Lage, die Goss-Lage und die Messing-Lage zugrunde gelegt worden, da diese drei idealen Lagen Untersuchungen zum Einfluss der Textursymmetrie erlauben. Mit Textursymmetrie ist hier die Symmetrie der E-Modulverteilung innerhalb der Messebene gemeint. Abbildung 5.3 stellt die Orientierung der einzelnen idealen Lagen in Korrelation zum Proben-/Messkoordinatensystem dar und zeigt zusätzlich die daraus resultierende E-Modulverteilung in der Messebene am Beispiel eines Eisen-Einkristalls.

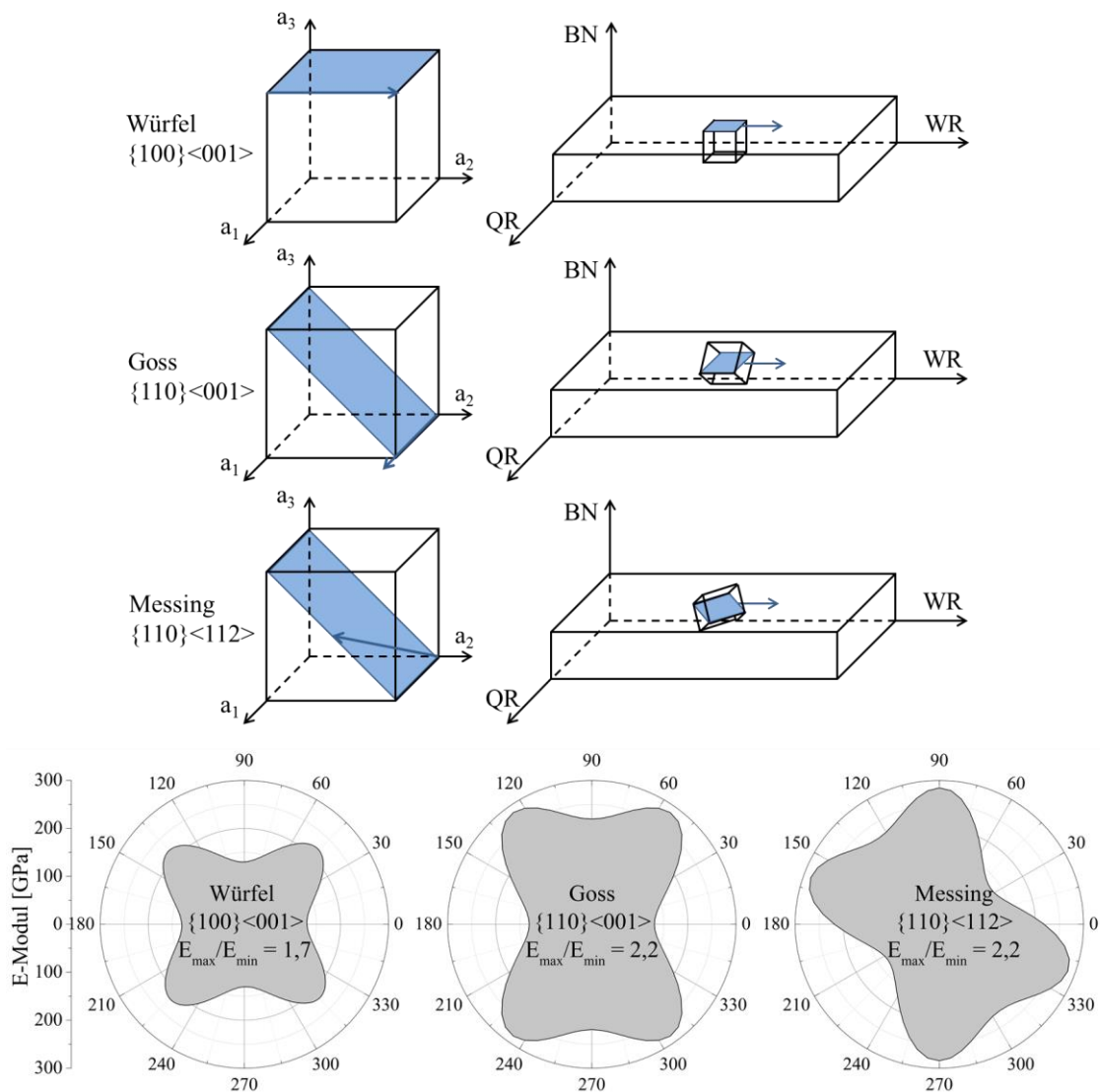


Abbildung 5.3: Orientierung der idealen Lagen im Bezug zum Probenkoordinatensystem und die daraus resultierende E-Modulverteilung (Eisen-Einkristall) innerhalb der Messebene.

Bezogen auf das Messkoordinatensystem mit den Koordinatenachsen x und y , reicht im Falle der Würfel-Orientierung die Hälfte des ersten Quadranten (vgl. Abbildung 5.1) aus, um die E-Modulverteilung zu reproduzieren. Dagegen muss bei der Goss-Orientierung bereits der gesamte erste Quadrant für Spiegeloperationen herangezogen werden. Die Messing-Orientierung ist zu niedrig symmetrisch, um an den Achsen des Messkoordinatensystems gespiegelt zu werden. Dabei ist zu beachten, dass die Messing-Lage lediglich eine um 35° in der Messebene verdrehte Goss-Lage repräsentiert. Darüber hinaus liegen in der Goss- bzw. Messing-Orientierung mit $E_{\langle 100 \rangle}$ und $E_{\langle 111 \rangle}$ die Extremwerte der E-Moduln eines Einkristalls mit kubischer Kristallstruktur. Somit kann neben dem Einfluss der Texturorientierung auch der Einfluss der Texturschärfe in gewissem Maße variiert werden.

Die Texturschärfe bzw. der Anisotropiegrad wird zusätzlich durch die Verwendung verschiedener Materialien mit unterschiedlich großem Zener-Verhältnis A variiert. Da das Zener-Verhältnis für die einzelnen Materialien zwar unterschiedlich, aber unabhängig von den idealen Lagen ist, wird das E-Modulverhältnis E_{\max}/E_{\min} aus maximalem und minimalem E-Modul innerhalb der Messebene eingeführt. Das E-Modulverhältnis dient als Bewertungskriterium für die Texturschärfe und kann für die in dieser Arbeit untersuchten Materialien Tabelle 5-1 entnommen werden. Es wurde aus den Einkristalldaten aus [107] berechnet. Zusätzlich wird noch das Verhältnis der E-Moduln E_x und E_y der beiden Messrichtungen angegeben (vgl. Tabelle 5-1). Die C_{nm} der einzelnen Materialien und idealen Lagen sind im Anhang zu finden.

Tabelle 5-1: E-Modulverhältnis der untersuchten idealen Lagen für unterschiedliche Materialien

Material	Ideale Lage	E_{\max}/E_{\min}	E_y/E_x
Al	Würfel	1,15	1
	Goss	1,21	1,12
	Messing	1,21	1,05
Fe	Würfel	1,69	1
	Goss	2,19	1,69
	Messing	2,19	1,30
Cu	Würfel	1,95	1
	Goss	2,86	2,26
	Messing	2,86	1,48

Neben den idealen Lagen soll auch eine reale Walztextur für die numerischen Untersuchungen herangezogen werden. Durch die reale Textur kann die Superposition mehrerer idealer Lagen (vgl. Tabelle 2-1) als auch das Vorhandensein von partiellen Fasern (Tabelle 2-2) berücksichtigt werden. Hierfür kommt die reale Textur des kaltgewalzten DP600 zum Einsatz. Da die Texturschärfe mit einem E-Modulverhältnis von 1,11 relativ gering ist, wird die Textur dahingehend definiert verändert (Erhöhung der Intensitäten in den Polen der gemessenen unvollständigen Polfiguren), dass die Texturschärfe des Kaltbandes (KB) zunimmt (1,15 und 1,2). Somit ist es möglich, auch extremere Walztexturen analysieren zu können. Hierbei ist zu beachten, dass die Texturorientierung nicht verändert wird, was aus Abbildung 5.4 hervorgeht. Die verwendeten elastischen Konstanten sind ebenfalls im Anhang angegeben. Aufgrund der Symmetrie dieser Textur ist es ausreichend die E-Modulverteilung bis 90° darzustellen.

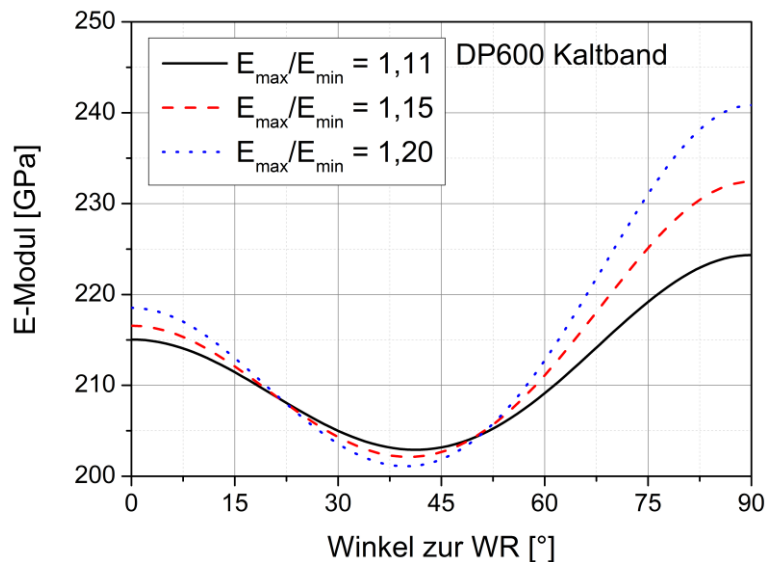


Abbildung 5.4: E-Modulverteilung der realen Walztextur des kaltgewalzten Stahlblechs DP600 sowie die der definiert veränderten Texturzustände.

Bei den bisher vorgestellten Texturen wird ein Texturgradient über die Tiefe nicht berücksichtigt bzw. die Textur als konstant über die Tiefe definiert. Da die Orientierungsverteilung der Kristallite aber durchaus von der Tiefe abhängen kann, werden auch simulative Untersuchungen zu Texturgradienten durchgeführt. Als erster Ansatz werden ideale Lagen (Fe-Einkristall) schrittweise über die Tiefe verdreht, um dadurch Aussagen über Extremfälle treffen zu können. Dazu werden die Würfel-Lage und die Goss-Lage verwendet, die Messing-Lage wird nicht berücksichtigt, da sie lediglich eine Rotation der Goss-Lage um 35° um die Blechnormale darstellt. Die einzelnen Varianten der untersuchten

Texturgradienten werden mithilfe ihrer Eulerwinkel angegeben und nach folgendem Schema benannt:

- Würfel45: $\varphi_1 = 0^\circ..5^\circ..45^\circ$, $\Phi = \varphi_2 = 0^\circ$
- Goss45: $\varphi_1 = 0^\circ..5^\circ..45^\circ$, $\Phi = 45^\circ$, $\varphi_2 = 0^\circ$
- Würfel→Goss: $\Phi = 0^\circ..5^\circ..45^\circ$, $\varphi_1 = \varphi_2 = 0^\circ$
- Goss→Würfel: $\Phi = 45^\circ..5^\circ..0^\circ$, $\varphi_1 = \varphi_2 = 0^\circ$

Die Elastizitätstensoren werden in 5° -Schritten berechnet und dienen als Stützstellen für eine lineare Interpolation. Das Simulationsmodell wird mit 0,02 mm dicken Schichten aufgebaut, denen über die Interpolation Elastizitätstensoren zugewiesen werden. Bis zur finalen Bohrtiefe wurden die Texturlagen um 45° für den jeweiligen Eulerwinkel verdreht. Der letzte Tensor wird über die Restdicke des Modells als konstant definiert. Die E-Modulverteilung über die Tiefe ist für die einzelnen Texturgradientenzustände in Abbildung 5.5 schematisch angedeutet. Auf die Darstellung Goss→Würfel wurde verzichtet, da dieser Zustand über die umgekehrte Reihenfolge von Würfel→Goss hergeleitet werden kann.

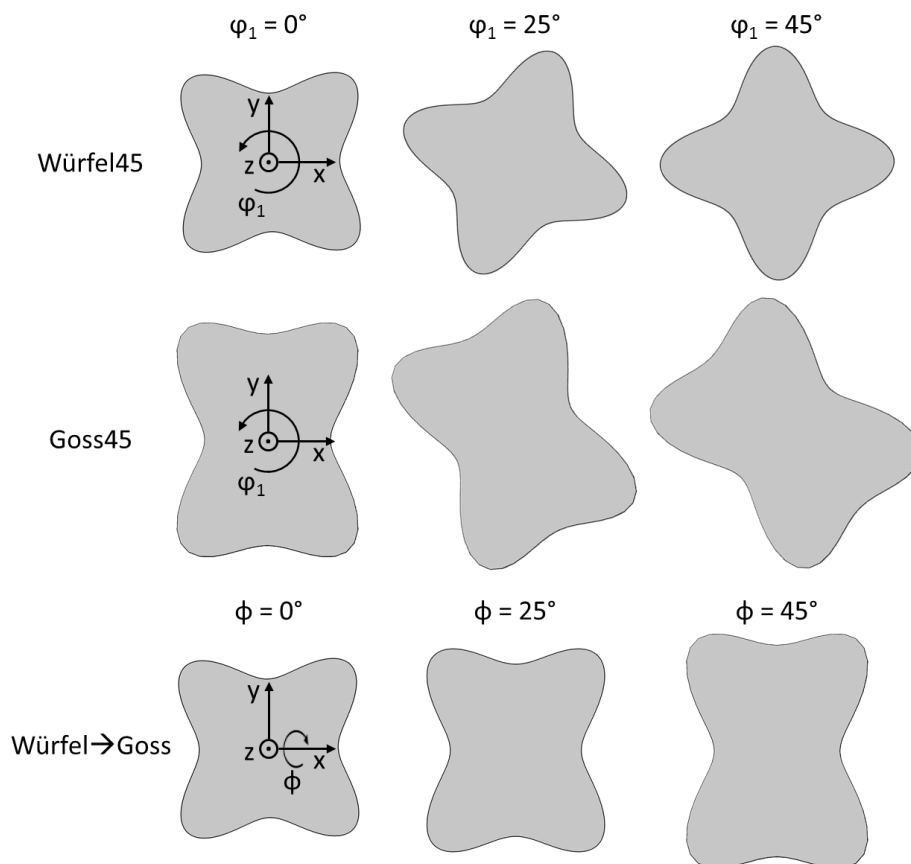


Abbildung 5.5: Schematische Darstellung der Verdrehung der E-Modulverteilungen über die Tiefe.

Abschließend wird ein realer Texturgradient, der an dem kaltgewalzten Stahlblech DP600 experimentell bestimmt wurde, untersucht. Auch hier wurden die effektiven Elastizitätstensoren zwischen den einzelnen Abtragschritten linear interpoliert und den 0,02 mm dicken Schichten im FE-Modell zugewiesen. Die Textur wurde als symmetrisch zur neutralen Faser angenommen, sodass an der Ober- und Unterseite des Modells die gleiche Texturentwicklung angenommen wurde.

Zusätzlich soll untersucht werden, ob ein Einfluss des nominellen Spannungszustandes auf die Eigenspannungsanalyse vorliegt. Hierfür sind unterschiedliche zweiachsige Spannungszustände auf das FE-Modell aufgeprägt worden.

- $\sigma_x = \sigma_y$ (rotationssymmetrisch) $\rightarrow \sigma_x = \sigma_y = 300$ MPa
- $\sigma_x = 2\sigma_y$ $\rightarrow \sigma_x = 300$ MPa und $\sigma_y = 150$ MPa
- $\sigma_x = -\sigma_y$ (reiner Schub) $\rightarrow \sigma_x = 300$ MPa und $\sigma_y = -300$ MPa

5.3 Berücksichtigung plastischer Anisotropie

In ABAQUS kann die Metallplastizität für den isotropen Fall über das von Mises Fließkriterium definiert werden. Dabei dient die uniaxiale Fließspannung als Funktion der äquivalenten, uniaxialen plastischen Dehnung als Eingabeparameter. Die plastische Anisotropie kann in ABAQUS über die Potential-Funktion von Hill [121] implementiert werden, welches eine Erweiterung der von Mises Fließbedingung darstellt. Das anisotrope plastische Fließen kann dabei nur in Verbindung mit der Metallplastizität umgesetzt werden. Als Verfestigungsmodell kann nur die Kombination aus isotrop kinematischer Verfestigung gewählt werden. Das Modell nach Hill basiert auf einer Referenzspannung σ^0 und den Fließspannungsverhältnissen R_{ij} . Falls also eine Spannung $\sigma_{ij} \neq 0$ angreift, ergibt sich eine resultierende Fließspannung $R_{ij}\sigma^0$, wodurch die Richtungsabhängigkeit der Fließspannung berücksichtigt wird. Die Fließspannungsverhältnisse R_{ij} können unter der Verwendung der aus Zugversuchen gewonnenen r-Werte als Materialparameter definiert werden. Da die r-Werte ein Dehnungsverhältnis darstellen, müssen sie über mathematische Beziehungen in die Spannungsverhältnisse R_{ij} umgerechnet werden. Die Berechnung der R_{ij} ist abhängig von der Art der plastischen Anisotropie. Bei der senkrechten Anisotropie (Verhältnis der Umformgrade in Dicken- und Breitenrichtung) wird $r_{0^\circ} = r_{90^\circ}$ festgelegt, wodurch die Gleichungen in Gleichung (5-2) resultieren.

$$R_{11} = R_{22} = 1, \quad R_{33} = \sqrt{\frac{r_{0^\circ}+1}{2}} \quad (5-2)$$

Dagegen ist $r_{0^\circ} \neq r_{90^\circ}$ Voraussetzung für ebene Anisotropie, wodurch sich die R_{ij} , sofern plastisch anisotropes Verhalten vorliegt, voneinander unterscheiden müssen (vgl. Gleichung (5-3)).

$$R_{11} = 1, \quad R_{22} = \sqrt{\frac{r_{90^\circ}(r_{0^\circ}+1)}{r_{0^\circ}(r_{90^\circ}+1)}}, \quad R_{33} = \sqrt{\frac{r_{90^\circ}(r_{0^\circ}+1)}{r_{0^\circ}+r_{90^\circ}}} \quad (5-3)$$

Zur Beschreibung der allgemeinen Anisotropie ist ein weiterer r-Wert in einer beliebigen Richtung innerhalb der Blechebene notwendig. Üblicherweise wird der r-Wert unter 45° zur Walzrichtung bestimmt. Zusätzlich zu den Fließspannungsverhältnissen R_{ij} aus Gleichung (5-3) muss ein Spannungsverhältnis für diese Richtung bestimmt werden.

$$R_{12} = \sqrt{\frac{3r_{90^\circ}(r_{0^\circ}+1)}{(2r_{45^\circ}+1)(r_{0^\circ}+r_{90^\circ})}} \quad (5-4)$$

6 Ergebnisse

Zunächst soll der Einfluss der elastischen Anisotropie auf die Eigenspannungsanalyse mittels inkrementeller Bohrlochmethode unter Verwendung konventioneller Auswertestrategien (Integral- und Differentialmethode), d.h. Verwendung von Kalibrierdaten auf Basis isotropen Materialverhaltens, simulativ untersucht werden. Dafür werden die in Kap. 5.2 dargestellten idealen Lagen für unterschiedliche Materialien verwendet. Die daraus gewonnenen Ergebnisse werden einer Simulation auf Basis isotropen Materialverhaltens gegenübergestellt, wodurch der Einfluss der elastischen Anisotropie bewertet werden kann. Daraus sollen Anwendungsgrenzen für die inkrementelle Bohrlochmethode im Hinblick auf texturierte Werkstoffzustände abgeleitet werden. Darüber hinaus werden die Ergebnisse experimenteller Untersuchungen an Proben aus der Nickelbasissuperlegierung CMSX-4 vorgestellt

Anschließend folgt ein Teilkapitel mit simulativen und experimentellen Ergebnissen zum Einfluss von Plastizierungseffekten in Kombination mit einem Verstoß gegen die Randbedingung zur Einhaltung der Mindestbauteildicke. Dafür wurden ein isotroper Werkstoffzustand (Stahl S690 QL) als auch ein Werkstoffzustand mit anisotropen elastischen und plastischen Eigenschaften (Stahlblech DP600 Kaltband) verwendet.

6.1 Elastische Anisotropie/Textur

6.1.1 Numerische Untersuchungen

Numerisch bestimmte Dehnungstiefenverläufe anisotroper Werkstoffzustände sollen in diesem Kapitel konventionell mittels Standardmethoden (Integralmethode und Differentialmethode), deren Kalibrierdaten auf der Annahme isotropen Materialverhaltens basieren und die geometrische Randbedingungen gemäß Tabelle 2-4 einhalten, ausgewertet werden. Dazu werden während der Berechnung die makroskopischen elastischen Eigenschaften des isotropen Materials herangezogen. Die sich ergebende Abweichung von der auf das FE-Modell aufgeprägten Sollspannung σ_{nom} zur berechneten Spannung σ_{ber} wird über Formel (6-1) angegeben und dient als Bewertungskriterium für eine zuverlässige (Eigen-)spannungsbestimmung.

$$Abweichung = \frac{\sigma_{ber} - \sigma_{nom}}{\sigma_{nom}} \cdot 100\% \quad (6-1)$$

Da die maximal aufgeprägten Spannungen 300 MPa betragen und die Messgenauigkeit der inkrementellen Bohrlochmethode auf 20-30 MPa beziffert wird [6], wird eine Toleranzgrenze von 10% als Bewertungskriterium definiert. Der Toleranzbereich wird in den Diagrammen durch eine schraffierte Fläche gekennzeichnet. Zudem ist der Bereich einer zuverlässigen Eigenspannungsbestimmung (Vertrauensbereich) durch eine grau hinterlegte Fläche markiert. Dabei werden die ersten Werte nahe der Oberfläche und die letzten beiden Werte in der Tiefe ausgeschlossen, da für diese Bereiche verfahrensbedingt die größten Fehler auftreten. Oberflächennah sind die Dehnungsauslösungen gering, wodurch ein großer relativer Fehler entsteht. Darüber hinaus wird die Eigenspannungsbestimmung für beide Auswerteverfahren in größeren Bohrtiefen ungenau. Die Differentialmethode berücksichtigt den Einfluss der bereits gebohrten Inkremente auf die Dehnungsauslösung nicht, was sich insbesondere in großen Tiefen auswirkt. Die Integralmethode berücksichtigt diesen Effekt, dadurch wirken sich aber auch oberflächennahe Messfehler bis in große Tiefen aus. Die maximale Abweichung wird ausschließlich für die Spannungswerte innerhalb der grau hinterlegten Fläche angegeben.

Ideale Lagen

Am Beispiel eines Eisen-Einkristalls in Würfel-, Goss- und Messing-Lage soll gezeigt werden, wie sich eine konventionelle Auswertung auf Basis isotroper Kalibrierdaten mittels Integral- und Differentialmethode auf die Spannungsbestimmung auswirkt. Dabei ist zu beachten, dass die Textur über die Tiefe konstant gehalten wird. Für die Spannungsauswertung sind die makroskopischen elastischen Materialkonstanten für Stahl ($E = 210 \text{ GPa}$, $\nu = 0,3$) verwendet worden. Um den Einfluss der elastischen Anisotropie auf die Dehnungsauslösung aufzuzeigen, wird zunächst in Abbildung 6.1 für die idealen Lagen die Dehnungsauslösung in radialer Richtung um das Bohrloch für den letzten Bohrschritt mit einer normierten Bohrtiefe von 0,54 (absolute Bohrtiefe $z = 0,58 \text{ mm}$) gezeigt und mit der von isotropem Stahl verglichen. Dafür wurde ein rotationssymmetrischer Spannungszustand gewählt, da hier die Richtungsabhängigkeit verständlich zur Geltung kommt. Generell klingt die Dehnung mit zunehmendem Abstand zum Bohrloch ab. Erwartungsgemäß verläuft das Dehnungsfeld im Falle des isotropen Stahls konzentrisch um das Bohrloch. Dementsprechend ist der Dehnungswert bei konstantem Radius für jede beliebige Richtung α identisch (vgl. Abbildung 6.1a). Im Gegensatz dazu ist bei den idealen Lagen der Dehnungswert bei konstantem Radius stark richtungsabhängig. Die Symmetrie der E-Modulverteilung der

einzelnen idealen Lagen spiegelt sich im Dehnungsfeld wieder. Für andere Spannungszustände ist dies nicht der Fall, allerdings unterscheiden sich die Dehnungsfelder texturierter Zustände auch hier signifikant von dem Dehnungsfeld eines Werkstoffes mit isotropen Materialverhalten.

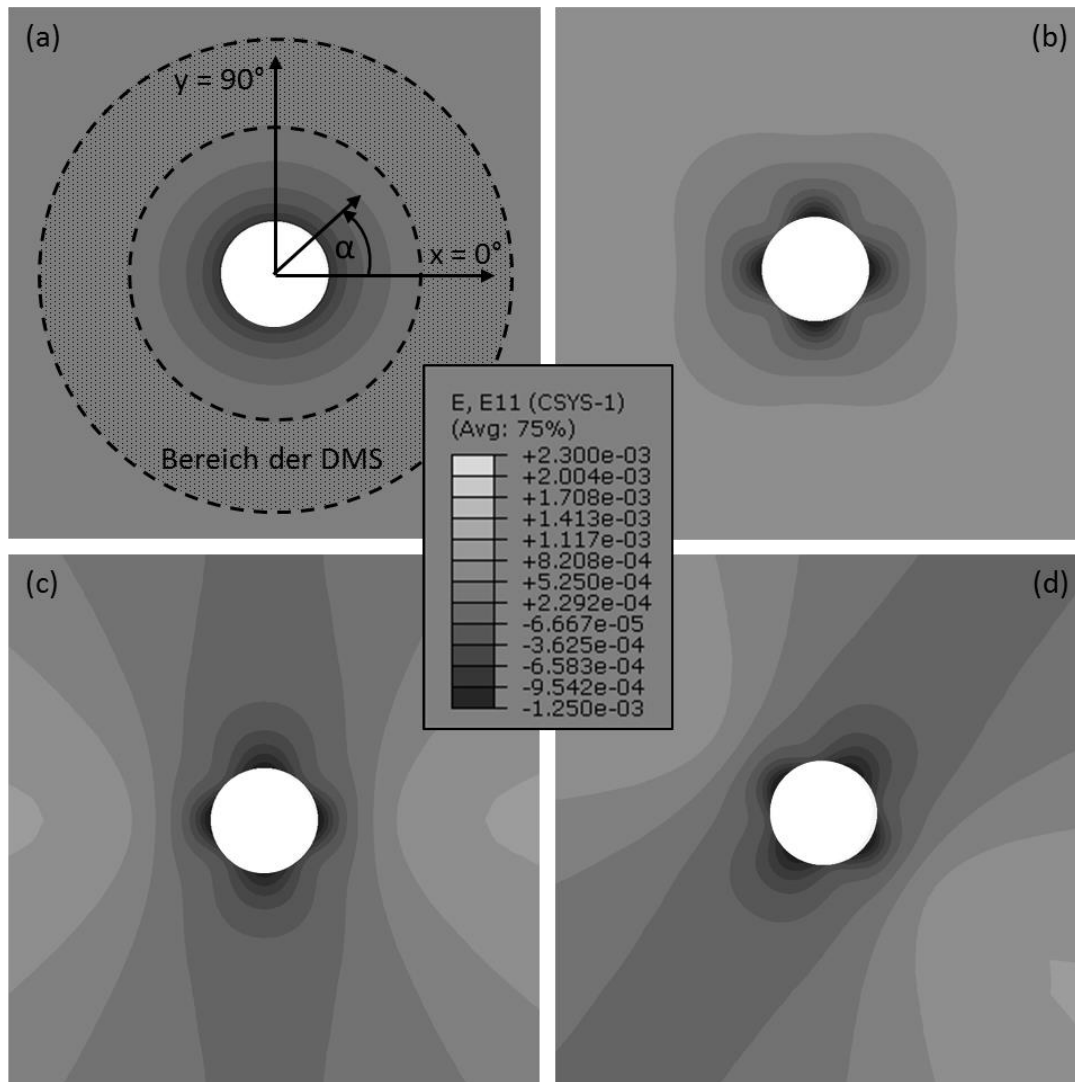


Abbildung 6.1: Dehnungsfeld (radiale Dehnungskomponente) um das Bohrloch für isotropen Stahl (a) sowie einen Eisen-Einkristall in Würfel- (b), Goss- (c) und Messing-Lage (d) bei Anliegen eines rotationssymmetrischen Spannungszustandes $\sigma_x = \sigma_y = 300$ MPa.

In Abbildung 6.2a wird die Dehnungsauslösung für eine DMS-Rosette (DMS unter 0° , 45° und 90°) über die normierte Bohrtiefe am Beispiel eines isotropen Stahls und eines Eisen-Einkristall in Würfel-Lage bei einem vorgegebenen Sollspannungszustand von $\sigma_x = 2\sigma_y$ miteinander verglichen. Da letztlich der Einfluss der elastischen Anisotropie auf die Spannungsberechnung ganzheitlich (Spannungen in Rosettenorientierung, Hauptspannungen und Orientierungswinkel γ) untersucht werden soll, wird hier ein Spannungszustand von $\sigma_x = 2\sigma_y$ gewählt, da im Vergleich zum rotationssymmetrischen Spannungszustand eine

eindeutige Orientierung des Hauptspannungssystems existiert. Die Dehnungsauslösung für isotropen Stahl ist symmetrisch, damit ist hier gemeint, dass die Dehnungsauslösung für den DMS unter 45° genau zwischen denen unter 0° und 90° liegt. Im Vergleich dazu liegt beim Eisen-Einkristall die Dehnungsauslösung unter 45° wesentlich näher an der Dehnungsauslösung des DMS unter 0° . Anhand der Unterschiede zwischen den Dehnungsauslösungen des Eisen-Einkristalls verglichen mit denen von Stahl, kann der Einfluss der elastischen Anisotropie gezeigt werden. In Abbildung 6.2b sind die aus den numerisch bestimmten Dehnungsauslösungen nach der Integralmethode berechneten Hauptspannungstiefenverläufe dargestellt. Für den isotropen Stahl können die Hauptspannungen im Hinblick auf den nominellen Spannungszustand mit einer Abweichung von 1-2 MPa reproduziert werden. Diese Abweichung kommt vom Post-Processing (z.B. Rundungsoperationen, Interpolation, Glätten etc.) der numerischen Daten. Die Hauptspannungen für den Eisen-Einkristall werden oberflächennah bis zu einer normierten Bohrtiefe von ca. 0,25 um maximal 60 MPa unterschätzt und steigen anschließend stark an, so dass eine maximale Abweichung von 160 MPa (53% relative σ_2 Abweichung) für σ_1 und 99 MPa (66% relative Abweichung) für σ_2 resultiert. Diese Abweichungen sind wesentlich größer als es methodenbedingt akzeptabel wäre. Zudem kann der nominelle Spannungstiefenverlauf auch qualitativ nicht zufriedenstellend wiedergegeben werden.

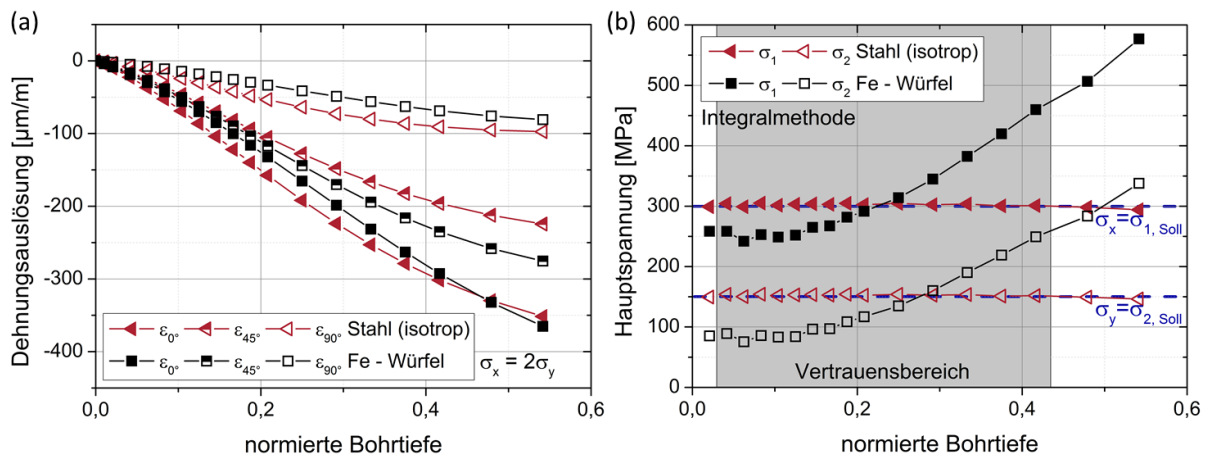


Abbildung 6.2: Dehnungsauslösung von Stahl (isotrop) und einem Eisen-Einkristall in Würfel-Lage bei einem nominelle Spannungszustand von $\sigma_x = 2\sigma_y$ (a) und die daraus nach der Integralmethode berechneten Hauptspannungen σ_1 und σ_2 in Abhängigkeit von der normierten Bohrtiefe (b) nach [122].

Abbildung 6.3 fasst die Abweichungen der Hauptspannungen (Integralmethode) für die untersuchten idealen Texturlagen zusammen und vergleicht diese mit denen von isotropem Stahl. Der nominelle Spannungszustand ist wiederum zweiachsig ($\sigma_x = 2\sigma_y$). Im Falle des isotropen Stahls sind die Abweichungen beider Hauptspannungskomponenten von maximal

1% zu vernachlässigen und werden wiederum durch Post-Processing der numerischen Daten verursacht (vgl. Abbildung 6.3d). Die maximale Abweichung bei der Würfel-Lage (vgl. Abbildung 6.3a) beläuft sich auf ungefähr 53% für σ_1 und 66% für σ_2 .

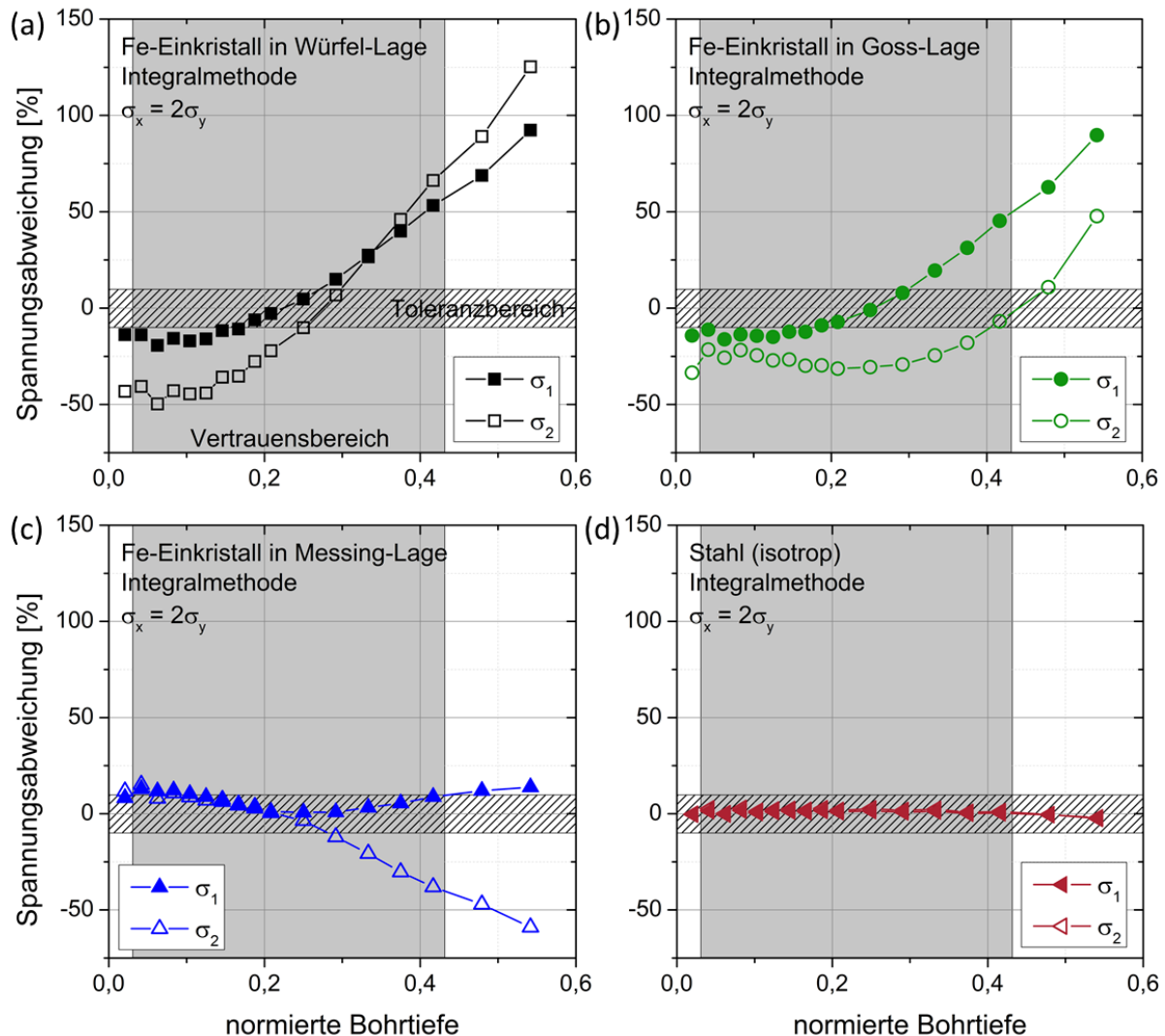


Abbildung 6.3: Hauptspannungsabweichung (Integralmethode) eines Eisen-Einkristall in Würfel- (a), Goss- (b) und Messing-Lage (c) sowie von Stahl (d) bei einem nominelle Spannungszustand von $\sigma_x = 2\sigma_y$ nach [122].

Wenn ein Eisen-Einkristall in Goss-Lage vorliegt (Abbildung 6.3b), wird die erste Hauptspannung bis zu einer normierten Bohrtiefe von etwa 0,25 mm um ca. 16% unterschätzt. Die Abweichung steigt anschließend an und eine maximale Abweichung von ca. 45% kann berechnet werden. Demgegenüber wird die zweite Hauptspannungskomponente innerhalb des definierten Vertrauensbereichs unterschätzt und die maximale Abweichung ergibt sich zu 31%. Die erste Hauptspannungskomponente kann im Falle der Messing-Lage vergleichsweise gut bestimmt werden (vgl. Abbildung 6.3c). Hier liegt die maximale Abweichung bei ca. 10% und der Spannungsverlauf liegt somit innerhalb des Toleranzfensters. Dagegen liegt die zweite Hauptspannungskomponente nur bis zu einer

normierten Bohrtiefe von ungefähr 0,3 mm innerhalb des Toleranzbereichs. Anschließend wird σ_2 mit einer maximalen Abweichung von ca. 40% unterschätzt. Insgesamt können die Hauptspannungen folglich beim Vorliegen eines Eisen-Einkristalls unabhängig von der idealen Lage nicht zuverlässig bestimmt werden, da die Verläufe mit Ausnahme von σ_2 bei der Messing-Lage außerhalb des zuvor definierten Toleranzbereichs von $\pm 10\%$ liegen.

Zusätzlich ist in Abbildung 6.4 der Orientierungswinkel γ der Hauptspannungen (vgl. Abbildung 2.6) für die einzelnen idealen Lagen und Stahl über die normierte Bohrtiefe aufgetragen. Wie durch die FE-Simulation vorgegeben, beträgt der Orientierungswinkel γ für den isotropen Stahl konstant 0° . Da bei den hier beschriebenen FE-Simulationen die Spannungszustände identisch waren, sollte der Orientierungswinkel für die untersuchten idealen Texturlagen ebenfalls 0° über die Tiefe betragen. Dies ist aber nicht der Fall, vielmehr wird für die anisotropen Materialzustände eine Verdrehung des Hauptspannungssystems in Abhängigkeit von der normierten Bohrtiefe simuliert. Der berechnete Orientierungswinkel für die Würfel- und Goss-Lage beträgt anfangs ca. 20° und nimmt dann mit zunehmender Bohrtiefe auf etwa -10° ab. Der durch die Messing-Lage verursachte Orientierungswinkel beträgt oberflächennah ungefähr -20° und steigt schließlich mit zunehmender Bohrtiefe auf ca. 25° an.

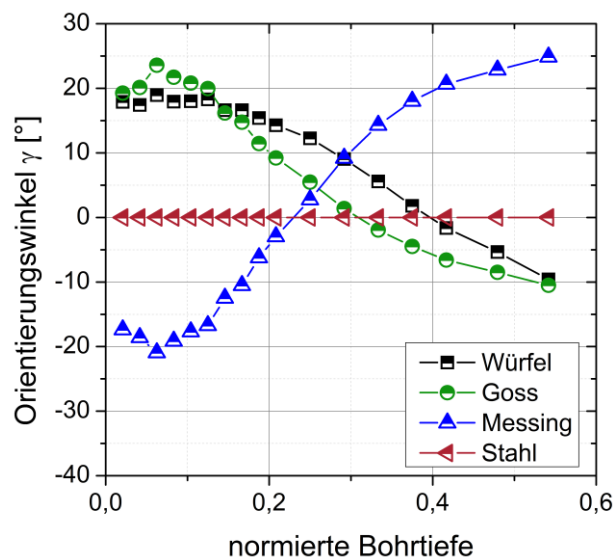


Abbildung 6.4: Orientierungswinkel γ des Hauptspannungssystems von Stahl und einem Eisen-Einkristall in Würfel-, Goss- und Messing-Lage bei einem Sollspannungszustand von $\sigma_x = 2\sigma_y$ nach [122].

Mit Ausnahme der ersten Hauptspannung der Messing-Lage überschreiten die berechneten Spannungswerte der untersuchten Texturlagen das definierte Toleranzlimit von 10% für die meisten Tiefeninkremente teilweise deutlich (max. Abweichung 66%). Darüber hinaus ergibt

die Berechnung der Orientierung des Hauptspannungssystems eine Schein-Verdrehung. Daraus kann abgeleitet werden, dass eine Bestimmung der Hauptspannungen im Falle eines Eisen-Einkristalls unabhängig von den untersuchten Texturlagen nicht zuverlässig ist. Im nachfolgenden sollen daher nur noch die Spannungen in Rosettenorientierung σ_{0° und σ_{90° , also in Messrichtung, bestimmt und dargestellt werden.

Bisher wurde lediglich eine Eigenspannungsanalyse an einem Eisen-Einkristall in den drei vorgegebenen idealen Lagen durchgeführt. Daher wird nun zusätzlich das Material (Al, Fe, Cu) und somit der Anisotropiegrad variiert, woraus unterschiedliche E-Modulverhältnisse E_{\max}/E_{\min} in der Messebene resultieren (vgl. Tabelle 5-1). Hier wurde für die Spannungsauswertung für Aluminium ein E-Modul von $E = 70$ GPa und eine Querkontraktionszahl von $\nu = 0,34$ angenommen, wogegen $E = 120$ GPa und $\nu = 0,35$ für Kupfer verwendet wurde. Aus Abbildung 6.3 geht hervor, dass die Spannungsabweichungen von der normierten Bohrtiefe abhängen. Daher werden zwei Tiefenbereiche (oberflächennah mit $z/D_0 \leq 0,25$ und in größerer Tiefe mit $z/D_0 > 0,25$) definiert, um diesen Einfluss erfassen zu können. Um die Diagramme übersichtlich zu gestalten, wird der Betrag der nach Formel (6-1) berechneten Spannungsabweichungen verwendet. Abbildung 6.5 zeigt für die drei idealen Lagen die maximale Spannungsabweichung im oberflächennahen Bereich nach einer Auswertung mit der Integralmethode für die unterschiedlichen Spannungszustände in Abhängigkeit vom E-Modulverhältnis E_{\max}/E_{\min} (unterschiedliche Materialien). Folglich geben die Diagramme einen Zusammenhang zwischen der Spannungsabweichung, der Texturorientierung (hier Einkristallorientierung), des Anisotropiegrades und des vorliegenden Spannungszustandes. Generell gilt, dass die maximale Abweichung in der Regel mit zunehmendem E-Modulverhältnis ansteigt. Im Allgemeinen ähneln sich die einzelnen Verläufe in den Abbildung 6.5a und Abbildung 6.5b. Für diese beiden Spannungszustände ($\sigma_x = 2\sigma_y$ bzw. $\sigma_x = \sigma_y$) können bereits für einen Al-Einkristall in Würfel-Lage mit einem E-Modulverhältnis von $E_{\max}/E_{\min} = 1,15$ mit ca. 11% (σ_{0°) und 17,5% (σ_{90°) bzw. 13% ($\sigma_{0^\circ} = \sigma_{90^\circ}$) Abweichungen außerhalb des definierten Toleranzbereichs festgestellt werden. Liegt ein reiner Schubspannungszustand vor, so können die Spannungen zumindest oberflächennah mit Abweichungen von ca. 3% hinreichend genau bestimmt werden. Für einen Fe- bzw. Cu-Einkristall in Würfel-Lage sind die Spannungsabweichungen für alle Spannungszustände deutlich größer als 10%. Bei einem Al-Einkristall in Goss-Lage ($E_{\max}/E_{\min} = 1,2$) liegt für alle untersuchten Spannungszustände jeweils eine Spannungskomponente außerhalb des Toleranzbereichs. Mit steigendem E-Modulverhältnis nehmen die Abweichungen beider Spannungskomponenten zu. Dagegen können für einen Al-

Einkristall in Messing-Lage ($E_{\max}/E_{\min} = 1,2$), die lediglich eine in der Messebene um 35° verdrehte Goss-Lage ist, die Spannungen oberflächennah zuverlässig bestimmt werden. Dies lässt darauf schließen, dass es Messrichtungen bzw. Rosettenorientierungen gibt, für die die Spannungsabweichungen gering werden. Dies soll nachfolgend durch eine systematische Verdrehung der Rosettenorientierung gezeigt werden. Mit zunehmendem E-Modulverhältnis weicht allerdings immer mindestens eine Spannungskomponente um mehr als 10% von der Sollspannung ab.

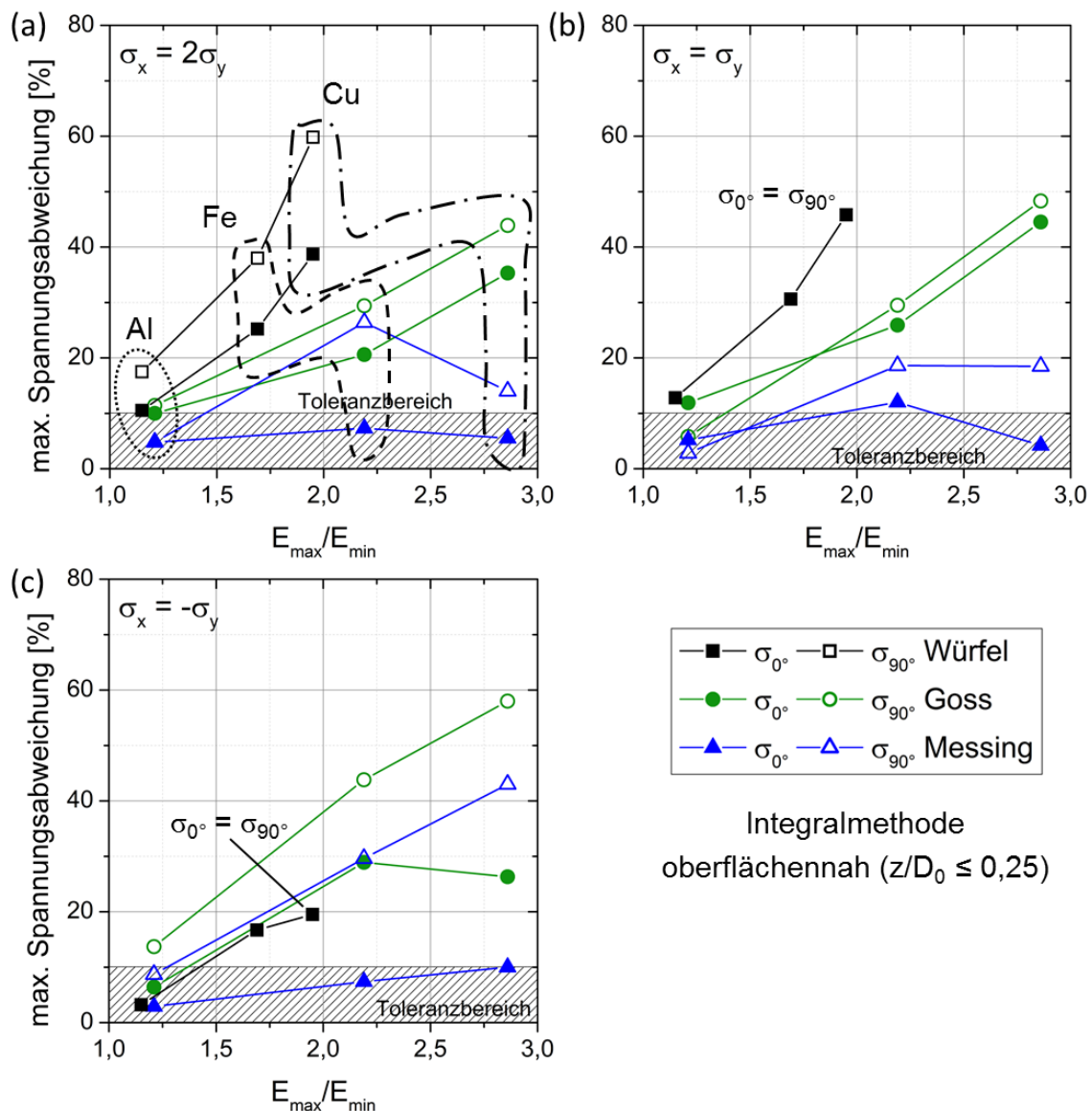


Abbildung 6.5: Maximale Abweichung (oberflächennah) bei einer Auswertung mit der Integralmethode in Abhängigkeit vom E-Modulverhältnis E_{\max}/E_{\min} für die nominellen Spannungszustände $\sigma_x = 2\sigma_y$ (a), $\sigma_x = \sigma_y$ (b) und $\sigma_x = -\sigma_y$ (c) nach [122].

Abbildung 6.6 zeigt die maximalen Spannungsabweichungen für Bohrinkremente in größeren Tiefen ($z/D_0 > 0,25$). In größerer Bohrtiefe sind die Spannungsabweichungen tendenziell

größer (maximale Abweichung von ca. 120%) als im Vergleich zum oberflächennahen Bereich (maximale Abweichung von ca. 60%). Für die Würfel-Lage können im Falle des zweiachsigen Spannungszustandes $\sigma_x = 2\sigma_y$ die mit 88% die größten Abweichungen abgelesen werden, sie sind ungefähr doppelt so groß als für die Goss- und nochmals wesentlich größer als für die Messing-Lage. Es ist darauf hinzuweisen, dass trotz des geringeren E-Modulverhältnisses, für die Würfel-Lage bei den beiden Spannungszuständen $\sigma_x = 2\sigma_y$ und $\sigma_x = \sigma_y$ die größten Abweichungen auftreten. Falls die Goss-Lage vorliegt, können ebenfalls, selbst im Falle eines Aluminium-Einkristalls ($E_{\max}/E_{\min} = 1,2$), mindestens eine Spannungskomponente nicht zuverlässig bestimmt werden.

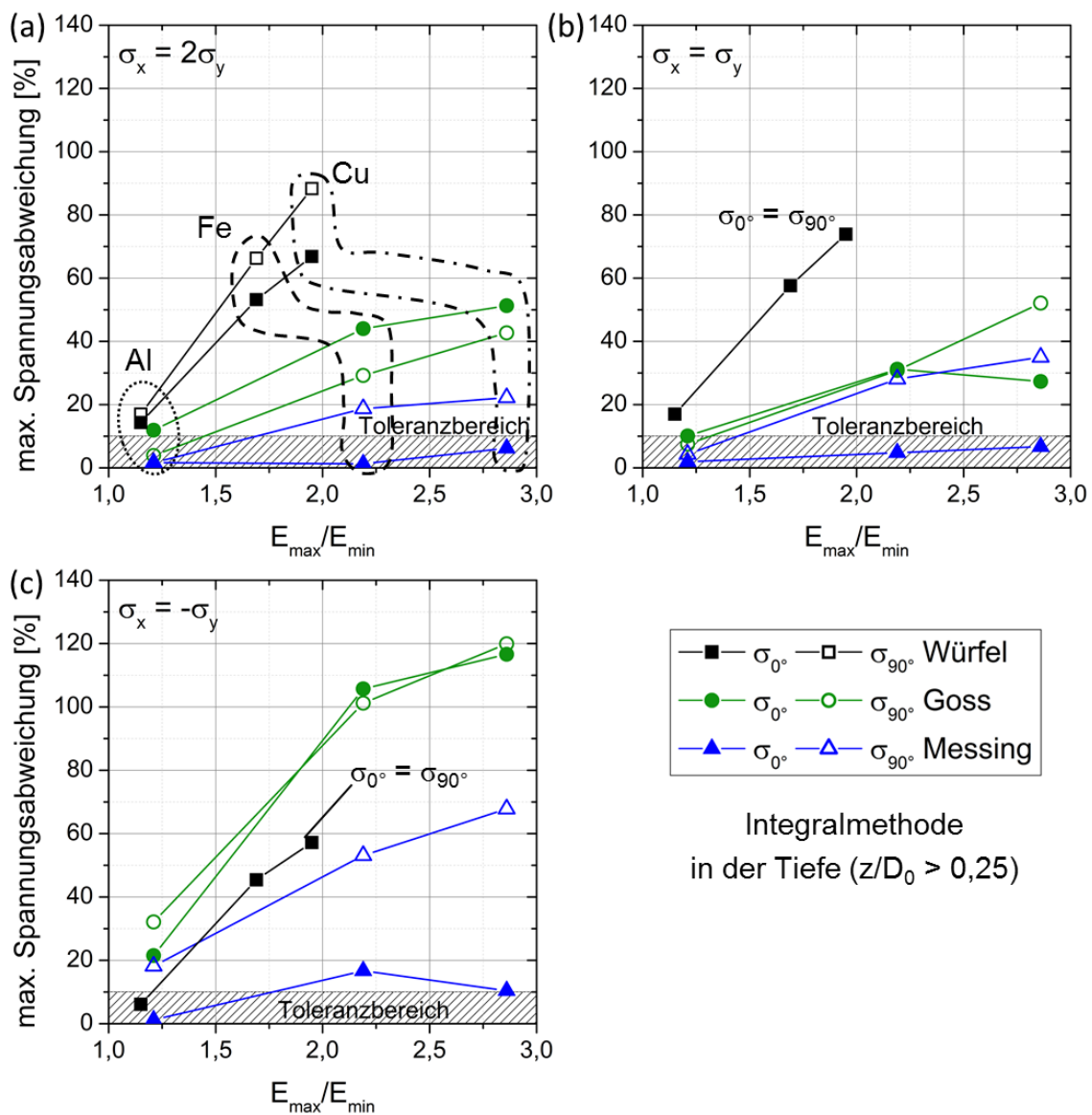


Abbildung 6.6: Maximale Abweichung (in größerer Bohrtiefe) bei einer Auswertung mit der Integralmethode in Abhängigkeit vom E-Modulverhältnis E_{\max}/E_{\min} für die nominellen Spannungszustände $\sigma_x = 2\sigma_y$ (a), $\sigma_x = \sigma_y$ (b) und $\sigma_x = -\sigma_y$ (c) nach [122].

Bei der Messing-Lage können die Spannungen in Rosettenorientierung für einen Aluminium-Einkristall ($E_{\max}/E_{\min} = 1,2$) außer für den Schubspannungszustand hinreichend genau mit einer maximalen Abweichung von ca. 5% bestimmt werden. Mit zunehmendem E-Modulverhältnis steigt aber auch hier die maximale Abweichung an und für einen Eisen-Einkristall können die Spannungen nur noch unzureichend bestimmt werden. Liegt ein reiner Schubspannungszustand (siehe Abbildung 6.6c) vor, so zeigen hier Einkristalle in Goss-Lage die größten Abweichungen. Dabei treten bei einem Cu-Einkristall mit dieser Orientierung maximale Spannungsabweichungen von ca. 120% auf. Für die Messing-Lage ergeben sich insbesondere für die Spannungskomponente unter 90° für diesen Spannungszustand mit ca. 68% für den Cu-Einkristall die größten Abweichungen. Dagegen konnte für die Würfel-Lage bei einem reinen Schubspannungszustand die geringsten Abweichungen im Vergleich zu den anderen beiden Spannungszuständen identifiziert werden. Trotzdem liegen auch hier die Spannungsabweichungen mit Ausnahme eines Al-Einkristalls außerhalb des Toleranzbereichs.

Analoge Ergebnisse werden bei einer Auswertung mit der Differentialmethode erhalten, allerdings sind die Spannungsabweichungen im Allgemeinen etwas geringer als bei einer Auswertung nach dem Integralansatz (vgl. Abbildung 6.7 und Abbildung 6.8). Abbildung 6.7 stellt die maximale Spannungsabweichung in Oberflächennähe dar. Auch hier ist die Tendenz zu erkennen, dass die Abweichungen mit steigendem E-Modulverhältnis E_{\max}/E_{\min} zunimmt. Für einen Al-Einkristall in Würfel-Lage können die Spannungen für die untersuchten Spannungszustände oberflächennah mit Abweichungen bis zu 10% zuverlässig bestimmt werden. Mit zunehmendem E-Modulverhältnis steigt die Spannungsabweichung jedoch drastisch an und liegt deutlich außerhalb des Toleranzbereichs. Für den zweiachsigen und den rotationssymmetrischen Spannungszustand weist die Würfel-Lage mit ca. 48% ($\sigma_x = 2\sigma_y$) bzw. 38% ($\sigma_x = \sigma_y$) im Vergleich zu den anderen beiden idealen Lagen die größten Spannungsabweichungen auf. Es können oberflächennah für einen Al-Einkristall in Goss-Lage ebenfalls zuverlässige Spannungswerte erhalten werden, sofern ein zweiachsiger oder rotationssymmetrischer Spannungszustand vorliegt. Mit zunehmendem E-Modulverhältnis nimmt die Spannungsabweichung für die Goss-Lage bei allen Spannungszuständen deutlich zu. Oberflächennahe Spannungen können für einen Al-Einkristall in Messing-Lage nur für den rotationssymmetrischen Spannungszustand mit Abweichungen kleiner 10% bestimmt werden.

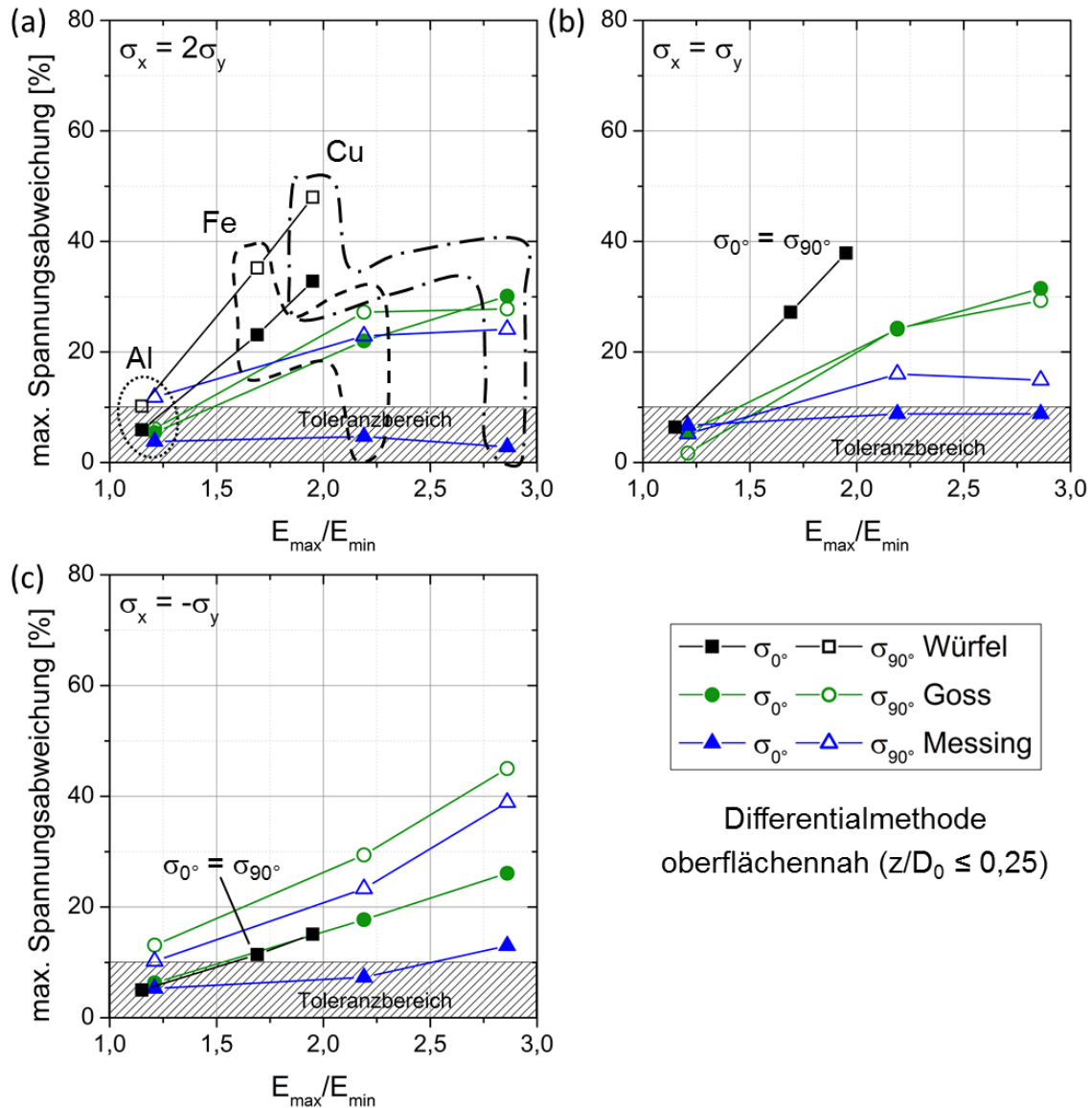


Abbildung 6.7: Maximale Abweichung (oberflächennah) bei einer Auswertung mit der Differentialmethode in Abhängigkeit vom E-Modulverhältnis E_{\max}/E_{\min} für die nominellen Spannungszustände $\sigma_x = 2\sigma_y$ (a), $\sigma_x = \sigma_y$ (b) und $\sigma_x = -\sigma_y$ (c).

In Abbildung 6.8 sind die maximalen Spannungsausweichungen für größere Bohrtiefen aufgetragen. Für den zweiachsigen als auch für den rotationssymmetrischen Spannungszustand können wiederum für die Würfel-Lage mit ca. 50% (σ_{0°) und 75% (σ_{90°) bzw. 58% die größten Abweichungen festgestellt werden. Dementsprechend treten beim Vorliegen eines reinen Schubspannungszustandes mit ca. 88% und 103% (σ_{0° bzw. σ_{90°) die größten Abweichungen für Cu-Einkristalle, die in der Goss-Lage orientiert sind, auf. Es kann ebenfalls gesehen werden, dass Einkristalle in Goss-Lage für die untersuchten Spannungszustände größere Abweichungen ergeben als Einkristalle in Messing-Lage.

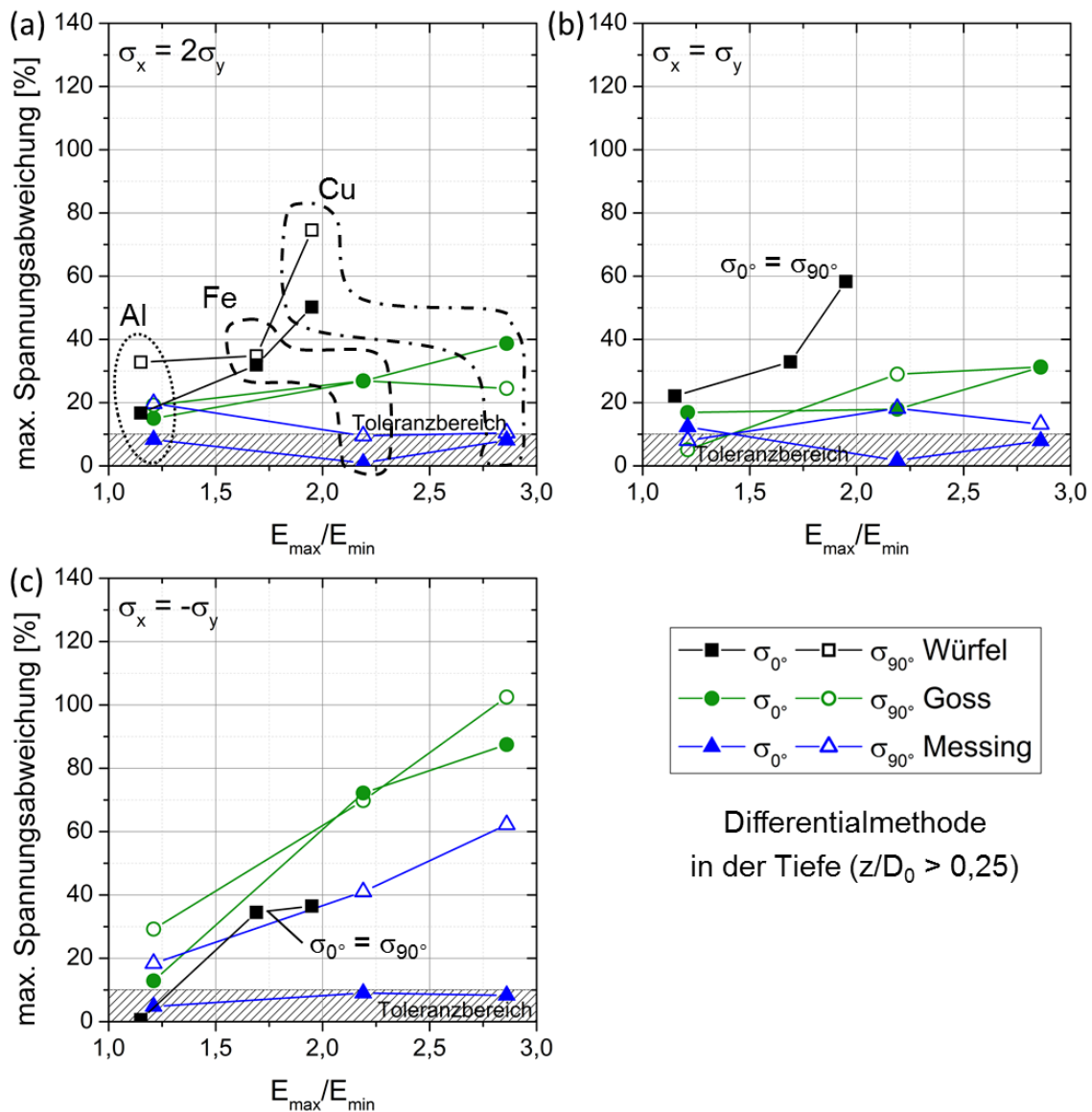


Abbildung 6.8: Maximale Abweichung (in größerer Bohrtiefe) bei einer Auswertung mit der Differentialmethode in Abhängigkeit vom E-Modulverhältnis E_{\max}/E_{\min} für die nominellen Spannungszustände $\sigma_x = 2\sigma_y$ (a), $\sigma_x = \sigma_y$ (b) und $\sigma_x = -\sigma_y$ (c).

Zusammenfassend kann festgehalten werden, dass neben der Texturorientierung und dem Anisotropiegrad auch der vorliegende Spannungszustand einen merklichen, wenngleich geringeren Einfluss auf die Spannungsabweichung hat. Teilweise ist eine zuverlässige Spannungsanalyse für einen Al-Einkristall ($A = 1,22$) oberflächennah möglich. Darüber hinaus hat auch die verwendete Auswertemethode einen gewissen Einfluss auf die Spannungsabweichungen. Generell konnte gezeigt werden, dass die Abweichungen bei einer Auswertung mit der Differentialmethode etwas geringer sind im Vergleich zu einer Auswertung mit der Integralmethode. Jedoch kann aufgrund dieser komplexen Zusammenhänge keine exakte Anwendungsgrenze formuliert werden. Selbst wenn ein

Material mit einem bestimmten Anisotropiegrad A vorliegt, hängt die maximale Spannungsabweichung von der Texturorientierung und in gewissen Maßen auch vom Spannungszustand ab.

Die großen Unterschiede in den Spannungsabweichungen zwischen der Goss- und Messing-Lage, die beide ein identisches E-Modulverhältnis aufweisen und durch eine Verdrehung in der Messebene ineinander überführt werden können, gibt ein Indiz dafür, dass der Fehler in der ES-Analyse an texturierten Werkstoffzuständen auch von der Rosettenorientierung abhängt. Daher wurde in Abbildung 6.9 die Rosettenausrichtung für einen Eisen-Einkristall in Würfel- und Goss-Lage in 5° -Schritten variiert und die daraus resultierende maximale Abweichung für die Integralmethode in Abhängigkeit der Rosettenorientierung aufgetragen. Dafür wurde der rotationssymmetrische Spannungszustand $\sigma_x = \sigma_y$ ausgewählt, da hier die Spannungen in alle Richtungen gleich sind und somit die Spannungsabweichungen auf dieselbe Sollspannung bezogen wird. Aufgrund der Symmetrie der E-Modulverteilung in der Messebene werden die Abweichungen bei der Würfel-Lage nur bis 90° dargestellt. Bei der Goss-Lage ist eine Darstellung bis 180° ausreichend. Für beide Texturlagen zeigen sich eindeutige Abhängigkeiten von der Ausrichtung der DMS-Rosette. Dadurch dass die E-Moduln bei der Würfel-Lage für die DMS unter 0° und 90° identisch sind, liegen auch die maximalen Abweichungen der Spannungen übereinander. Die maximalen Abweichungen für diese ideale Lage liegen ungefähr zwischen 40% und 50% und liegen damit deutlich oberhalb der Toleranzgrenze. Die Abweichungen bei der Goss-Lage liegen in einem wesentlich breiteren Bereich zwischen 5% und 35%. Es können Rosettenorientierungen (30° , 60° , 120° und 150°) angegeben werden, für die zumindest eine Spannungskomponente innerhalb des Toleranzbereichs liegt. Allerdings weicht in diesem Fall die zweite Spannungskomponente um etwa 27% von der nominellen Spannung ab. Darüber hinaus existieren jedoch Rosettenorientierungen für welche die maximalen Abweichungen geringer sind als für die Ausgangsorientierung. Die signifikanten Unterschiede in den maximalen Spannungsabweichungen in Abhängigkeit von der Rosettenorientierung sind ein weiteres Indiz dafür, dass im Falle von stark texturierten Werkstoffzuständen eine Angabe von allgemeingültigen Anwendungsgrenzen nicht möglich ist.

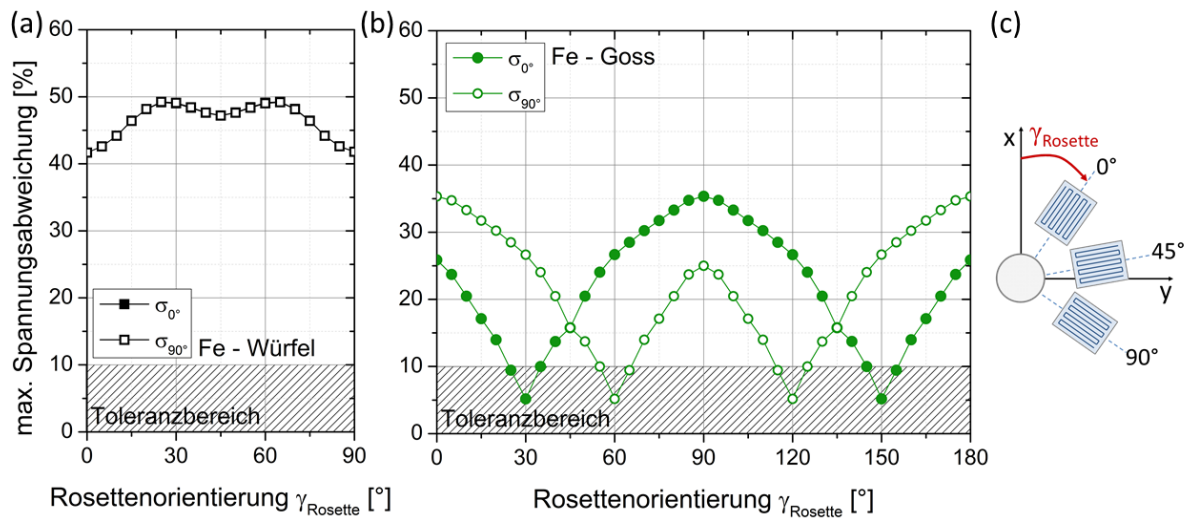


Abbildung 6.9: Maximale Spannungsabweichung (Integralmethode) für einen rotationssymmetrischen Spannungszustand $\sigma_x = \sigma_y$ für einen Eisen-Einkristall in Würfel- (a) und Goss-Lage (b). Zusammenhang zwischen Rosettenorientierung γ_{Rosette} , den Positionen der DMS und dem Koordinatensystem (c) nach [122].

Reale Walztextur

Da bisher nur ideale Texturlagen betrachtet wurden, soll nun der Einfluss einer realen Walztextur des kaltgewalzten Stahlbleches DP600 auf eine ES-Analyse unter Verwendung konventioneller Kalibrierdaten (Annahme: isotropes Materialverhalten) gezeigt werden. Die Texturschärfe ($E_{\text{max}}/E_{\text{min}} = 1,11; 1,15$ und $1,20$) wurde wie in Kapitel 5.2 beschrieben geringfügig variiert, um den Einfluss unterschiedlicher Walzgrade analysieren zu können. Im Gegensatz zu den idealen Lagen, die jede für sich einzeln untersucht wurde, liegt bei einer realen Walztextur eine Superposition mehrerer idealen Lagen bzw. Fasern als auch statistisch regellos verteilter Kristallite vor.

Wie aus den bisherigen Ergebnissen zu erwarten war, nimmt die Abweichung mit zunehmender Texturschärfe bzw. zunehmendem E-Modulverhältnis zu. Abbildung 6.10 zeigt die Spannungsabweichungen (Integralmethode) für die untersuchten Texturzustände im oberflächennahen Bereich ($z/D_0 \leq 0,25$) bzw. in größerer Bohrtiefe ($z/D_0 > 0,25$) in Abhängigkeit der drei ausgewählten Spannungszustände. Für den zweiachsigen Spannungszustand $\sigma_x = 2\sigma_y$ kann die Spannungskomponente in 0° -Richtung für alle drei Texturzustände sehr gut wiedergegeben werden und die Spannungsabweichung ist kleiner als 2%. Die Spannungskomponente unter 90° weicht stärker von der nominellen Spannung ab, bleibt aber für die Zustände $E_{\text{max}}/E_{\text{min}} = 1,11$ und $E_{\text{max}}/E_{\text{min}} = 1,15$ im Vertrauensbereich innerhalb des definierten Toleranzbereichs von 10%. Der Verlauf für den schärfsten Texturzustand liegt mit ca. 10% oberflächennah knapp innerhalb des Toleranzbereichs. In

größerer Tiefe nimmt die maximale Spannungsabweichung für diese Komponente mit ca. -12% sogar noch betragsmäßig zu. Somit ist eine zuverlässige ES-Analyse an diesem Texturzustand nach der hier definierten Toleranzgrenze von 10% nicht mehr möglich. Beim rotationssymmetrischen Spannungszustand zeigt sich prinzipiell das gleiche Verhalten. Mit größerer Texturschärfe sind die Spannungsabweichungen größer, wobei die maximalen Abweichungen aller Texturzustände für σ_{0° 5% nicht überschreiten. Für die Spannungskomponente unter 90° kann in größeren Bohrtiefen für den Zustand mit dem E-Modulverhältnis von $E_{\max}/E_{\min} = 1,15$ eine Abweichung von ca. -11% festgestellt werden. Der Zustand mit der schärfsten Textur weicht in größerer Bohrtiefe um ca. -16% von der nominellen Spannung ab. Somit können bei Vorliegen eines rotationssymmetrischen Spannungszustandes die Spannungen bereits ab einem E-Modulverhältnis von $E_{\max}/E_{\min} = 1,15$ zumindest in größerer Bohrtiefe nicht mehr zuverlässig ermittelt werden.

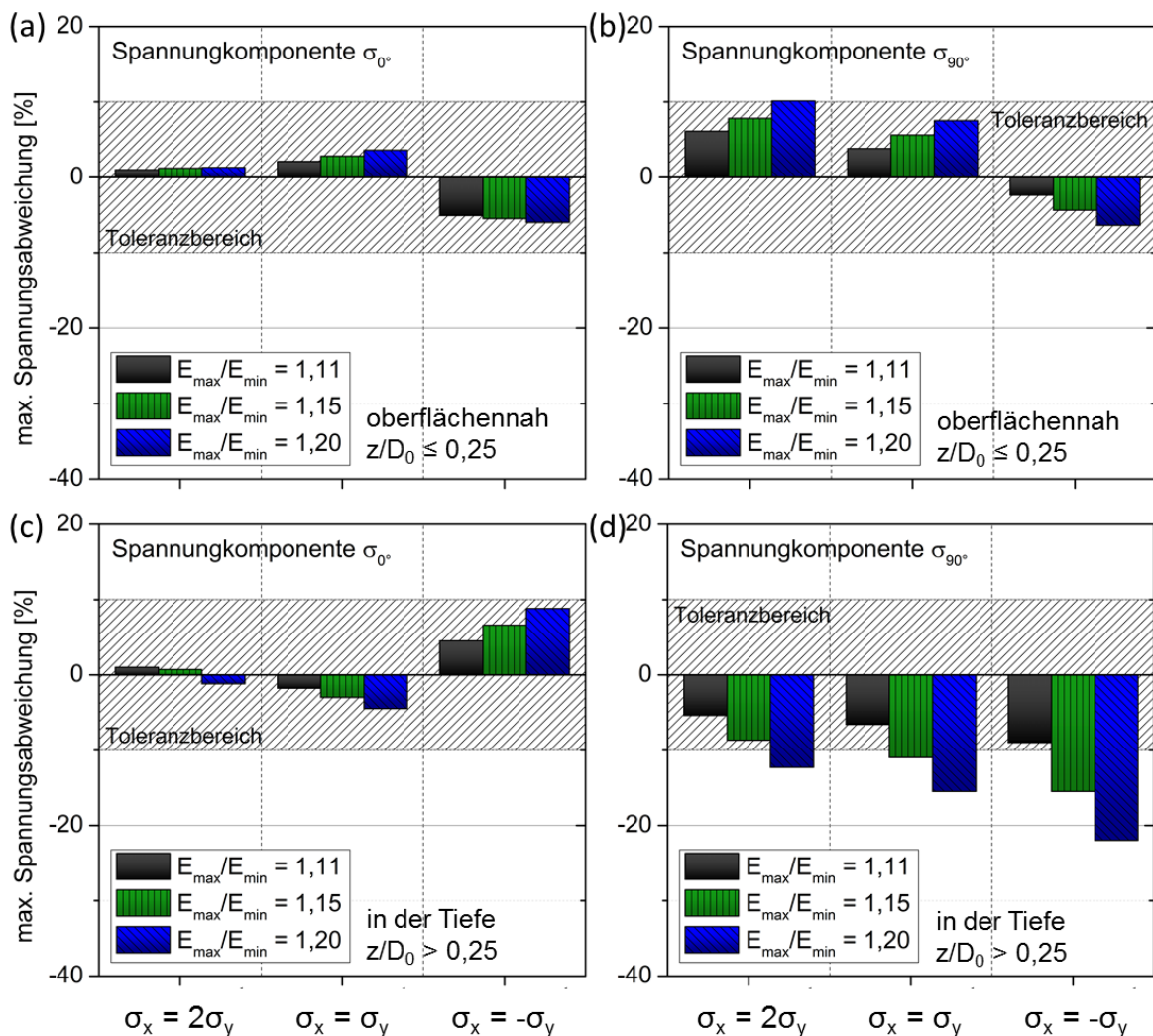


Abbildung 6.10: Maximale Spannungsabweichung in Rosettenrichtung σ_{0° (a, c) und σ_{90° (b, d) nach einer Auswertung mit der Integralmethode für kaltgewalztes Stahlblech DP600 mit unterschiedlicher Texturschärfe für Spannungszustände mit $\sigma_x = 2\sigma_y$, $\sigma_x = \sigma_y$ und $\sigma_x = -\sigma_y$.

Nachdem die Abweichungen für die Spannungskomponente unter 0° für die anderen beiden Spannungszustände annähernd konstant bei einigen wenigen Prozent verlaufen, nimmt für den reinen Schubspannungszustand die Abweichung mit zunehmendem E-Modulverhältnis deutlich zu, wobei die Abweichung für alle Texturzustände innerhalb des Toleranzbereichs bleibt. Oberflächennah liegen auch die Spannungsabweichungen von σ_{90° für alle Texturzustände innerhalb des Toleranzbereichs. Die Spannungsabweichung für σ_{90° liegt in größerer Bohrtiefe bei dem Texturzustand mit $E_{\max}/E_{\min} = 1,11$ bei einem maximalen Wert von -9% knapp innerhalb des Toleranzbereichs. Die Spannungskomponente σ_{90° weicht für die anderen beiden Texturzustände bei größeren Bohrtiefen hingegen deutlich mit ca. -16% ($E_{\max}/E_{\min} = 1,15$) bzw. -22% ($E_{\max}/E_{\min} = 1,20$) von der Toleranzgrenze ab. Die Spannungsabweichungen sind bei Vorliegen eines reinen Schubspannungszustandes folglich am größten.

Die Ergebnisse sind analog für die Differentialmethode (vgl. Abbildung 6.11), allerdings sind die Abweichungen wiederum etwas geringer, so dass für den zweiachsigen Spannungszustand für das hier betrachtete Beispiel alle drei Texturzustände zuverlässig auswertbar bleiben. Generell, kann wie auch schon bei einer Auswertung mit der Integralmethode, die Spannungskomponente σ_{0° für die drei untersuchten Spannungszustände hinreichend genau (Abweichungen $<10\%$) bestimmt werden. Oberflächennah kann auch die Spannungskomponente σ_{90° zuverlässig bestimmt werden. Im Falle des rotationssymmetrischen Spannungszustandes liegt in größeren Bohrtiefen lediglich der Zustand mit $E_{\max}/E_{\min} = 1,20$ außerhalb des Toleranzbereichs. Bei einem reinen Schubspannungszustand ist eine zuverlässige ES-Analyse ebenfalls nur für die Texturschärfe mit $E_{\max}/E_{\min} = 1,11$ möglich.

Abschließend kann festgehalten werden, dass eine ES-Analyse an Stahlblechen mit charakteristischer Walztextur mit einer Spannungsabweichung $<10\%$ möglich ist, sofern das E-Modulverhältnis E_{\max}/E_{\min} einen Wert von 1,11 nicht überschreitet. Falls das E-Modulverhältnis innerhalb der Messebene größer sein sollte, so können sich abhängig vom Spannungszustand Abweichungen in der Spannungsbestimmung $>10\%$ ergeben. Für die untersuchten Texturzustände konnten allerdings in allen Fällen oberflächennah tolerierbare Ergebnisse bestimmt werden.

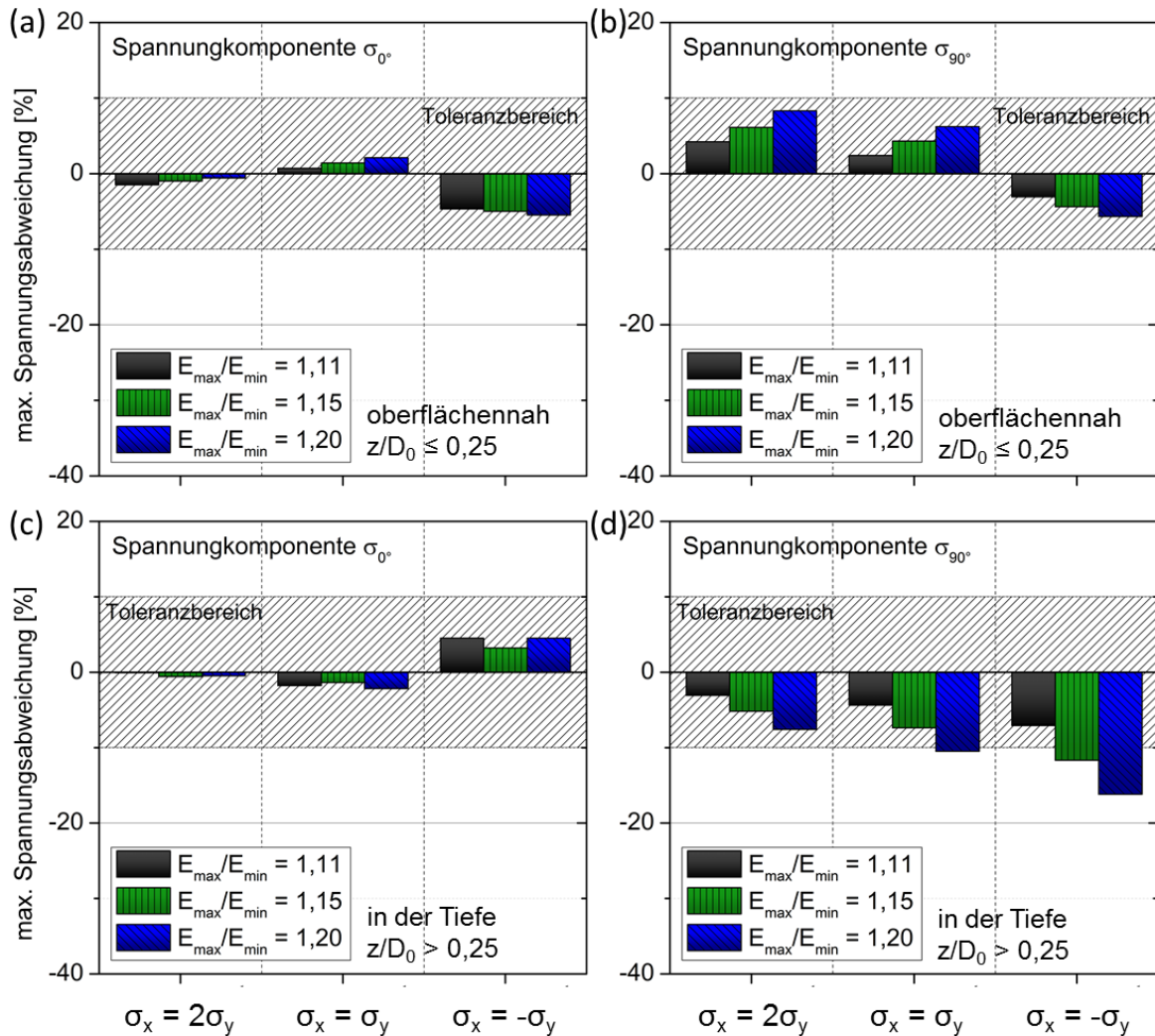


Abbildung 6.11: Maximale Spannungsabweichung in Rosettenrichtung σ_{0° (a, c) und σ_{90° (b, d) nach einer Auswertung mit der Differentialmethode für kaltgewalztes Stahlblech DP600 mit unterschiedlicher Texturschärfe für Spannungszustände mit $\sigma_x = 2\sigma_y$, $\sigma_x = \sigma_y$ und $\sigma_x = -\sigma_y$.

6.1.2 Experimentelle Untersuchungen

Für die experimentellen Untersuchungen wurden Spannungsanalysen an der einkristallinen Nickelbasissuperlegierung CMSX-4 durchgeführt. Die Probe wurde in einer 4-Punktbiegevorrichtung dehnungskontrolliert bis zu einer definierten Randfaserdehnung, die einer Randfaserspannung von ca. 400 MPa entspricht, belastet. Eine Skizze des Messaufbaus sowie die Ausrichtung der Probe kann Abbildung 6.12 entnommen werden. Wie der $\{100\}$ -Polfigur entnommen werden kann, ist der Biegebalken so ausgerichtet, dass die Würfelkanten des Einkristalls parallel zur Belastungsrichtung angeordnet sind. Zur Regelung der Kraftaufbringung wurde neben der Bohrlochrosette vom Typ EA-06-031RE-120 der Fa. Vishay Measurements Group, ein linearer DMS mit der Bezeichnung FLA-1-11-1L der Fa. Tokyo Sokki Kenkyujo Co. Ltd. appliziert. Nach der Belastung konnte ein finaler Wert von $3106 \mu\text{m}/\text{m}$ für die Oberflächendehnung abgelesen werden. Für die Berechnung der

elastischen Eigenschaften wurden die Einkristalldaten von Nickel angenommen, woraus ein E-Modul in Belastungsrichtung von 131 GPa resultiert. Die tatsächliche Randfaserspannung betrug demnach 407 MPa. Für den Bohrlochversuch kam ein Titanitrid beschichteter zweischneidiger Fräser mit einem nominellen Durchmesser von 0,795 mm zum Einsatz. Das Experiment wurde mit der elektrischen Turbine des Stresstech Messaufbaus durchgeführt (vgl. Abbildung 4.9).

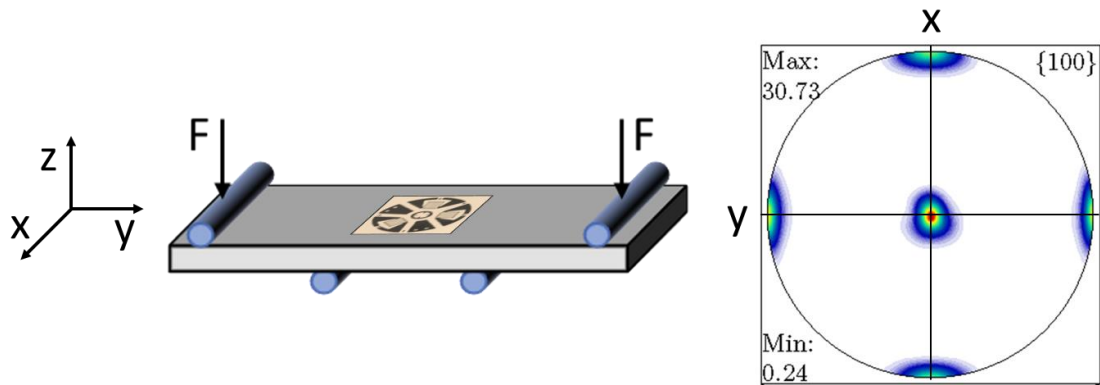


Abbildung 6.12: Schematischer Aufbau der 4-Punktbiegung und Ausrichtung der einkristallinen CMSX-4-Probe (Nickelbasissuperlegierung) relativ zur Belastungsrichtung in Form der $\{100\}$ -Polfigur nach [123].

In Abbildung 6.13 ist der Spannungstiefenverlauf des definiert belasteten Biegebalkens aus CMSX-4 in Belastungsrichtung nach einer konventionellen Auswertung mit der Integral- sowie Differentialmethode dargestellt. Für die Integralmethode wird der Spannungsverlauf bereits beim ersten Bohrinkrement um ca. 62 MPa (15%) überschätzt.

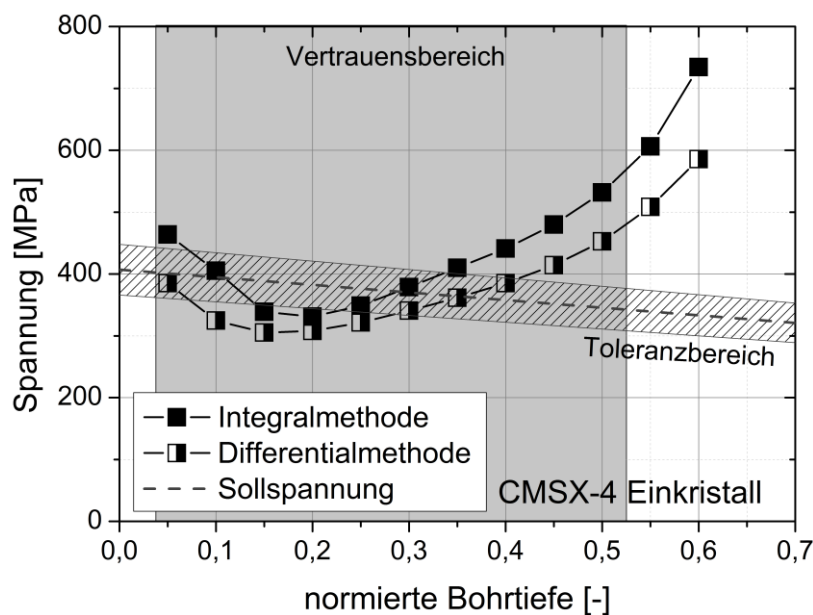


Abbildung 6.13: Spannungsauswertung in Belastungsrichtung des definiert belasteten Biegebalkens aus der einkristallinen Nickelbasissuperlegierung CMSX-4.

In einer normierten Bohrtiefe von 0,1 bis 0,3 wird die Spannung mit maximal 56 MPa (14%) unterschätzt. Danach steigt die berechnete Spannung stark an und bei einer normierten Bohrtiefe von 0,5 können Spannungsabweichungen von etwa 174 MPa (49%) festgestellt werden. Im Falle der Differentialmethode wird die Spannung im oberflächennahen Bereich bis zu einer normierten Bohrtiefe von 0,35 mit maximal 87 MPa (22%) unterschätzt, ehe die Spannungen überschätzt werden. Hier weicht die Spannung bei einer normierten Bohrtiefe von 0,5 um 95 MPa (25%) von der Sollspannung ab.

6.2 Plastizierungseffekte und Einfluss der Bauteildicke

Im Hinblick auf eine Anwendung der inkrementellen Bohrlochmethode auf reale Bauteile (Bauteile in der Blechumformung) wird in diesem Kapitel der Einfluss der Bauteildicke sowie von Plastizierungseffekten auf die ES-Analyse betrachtet. Es werden daher in den numerischen Simulationen ausschließlich reale Texturen in Form ihrer effektiven elastischen Konstanten und das im Zugversuch ermittelten Verfestigungsverhalten berücksichtigt. Umgeformte Bauteile in der Blechumformung weisen oftmals eine geringe Wandstärke auf, die außerhalb der geometrischen Randbedingungen der inkrementellen Bohrlochmethode liegen können (vgl. Tabelle 2-4). Zusätzlich können aufgrund der hohen Deformationen während der Umformung hohe Eigenspannungen nahe der Streckgrenze erwartet werden. Eine kombinierte Betrachtung beider Einflussfaktoren auf die Eigenspannungsanalyse mittels inkrementeller Bohrlochmethode ist daher unabdingbar. Da diese Effekte bei texturierten Werkstoffzuständen zusätzlich vom Einfluss der elastischen als auch plastischen Anisotropie überlagert werden können, sollen nun zunächst numerische Ergebnisse für Proben aus S690 QL (isotropes Materialverhalten) mit einer Dicke von 4 mm (geometrische Randbedingungen werden eingehalten) bzw. 1 mm (Verstoß gegen die geometrischen Randbedingungen) gezeigt werden. Anschließend werden Ergebnisse der numerischen Untersuchungen an kaltgewalztem DP600 mit denselben Modelldicken dargestellt. Eine Bauteildicke von 4 mm bei einem Bohrlochdurchmesser von ca. 0,8 mm überschreitet die geforderte Mindestbauteildicke für die unproblematische Anwendung der inkrementellen Bohrlochmethode von $3D_0$ deutlich. Aufgrund der hohen Rechenzeit wurde nur ein Viertel des FE-Modells verwendet. Die Symmetriebedingungen des Texturzustandes (Orthotropie) erlaubt die Reduktion des FE-Modells. Ein Vergleich der Dehnungsauslösungen zwischen Vollmodell und Viertelmodell zeigten Abweichungen $\ll 1\%$. Es wurden zwei unterschiedliche Spannungszustände, welche konstant über die Tiefe gehalten wurden, untersucht. Homogene Spannungszustände über die Tiefe stellen den Extremfall für

Untersuchungen zu Plastizierungseffekten da. Zum einen wird ein einachsiger Spannungszustand $\sigma_x \neq \sigma_y = 0$ aufgeprägt, da in diesem Fall die maximale Spannungsüberhöhung infolge der Kerbwirkung vorliegt und ein rotationssymmetrischer $\sigma_x = \sigma_y$, da hier der Einfluss der Anisotropie anschaulich untersucht werden kann. Abschließend werden experimentelle Ergebnisse für die beiden Probenzustände vorgestellt. Dabei ist darauf hinzuweisen, dass das kaltgewalzte Stahlblech DP600 nur in einer Blechdicke von 1 mm vorliegt. Für den Stahl S690 QL lagen Proben mit einer Dicke von 4 mm und 1 mm vor. Die Spannungen wurden aufgrund der einfachen experimentellen Umsetzung definiert über eine 4-Punktbiegevorrichtung (einachsiger Spannungszustand) aufgeprägt. Darüber hinaus wurde ein Biegeversuch gewählt, da in realen Bauteilen in der Regel Spannungsgradienten vorliegen und die Eigenspannungen nicht homogen über die Tiefe sind. Es wurde das Stresstech-Gerät aus Kapitel 4.3.2 für die experimentellen Spannungsanalysen verwendet.

6.2.1 Numerische Untersuchungen

Isotropes Materialverhalten – Stahl S690 QL

In Abbildung 6.14 ist die berechnete Dehnungsauslösung für S690 QL mit Bauteildicken von 4 mm und 1 mm exemplarisch für einen rotationssymmetrischen Spannungszustand (konstant über die Tiefe) über die Bohrtiefe dargestellt. Es ist aufgrund der Isotropie des Materials ausreichend, lediglich die registrierte Dehnungsauslösung für einen DMS unter 0° aufzutragen. Abbildung 6.14a zeigt den Dehnungstiefenverlauf für ein Streckgrenzenverhältnis σ/R_{eS} von 40% und Abbildung 6.14b den für ein Verhältnis von 90%. Bei einem Streckgrenzenverhältnis σ/R_{eS} von 40% konnten bei den durchgeführten Simulationen keine plastischen Deformationen um das Bohrloch herum beobachtet werden (vgl. Abbildung 6.15), somit kann hier der reine Einfluss der Bauteildicke beobachtet werden. Eine Bauteildicke (1 mm) die geringer als die geforderte Mindestbauteildicke ist, führt zu einer betragsmäßigen Erhöhung der Dehnungsauslösung von bis zu etwa 7% im Vergleich zur 4 mm dicken Probe. Liegt nun ein Streckgrenzenverhältnis von 90% vor, so treten plastische Deformationen um das Bohrloch auf (vgl. Abbildung 6.15 und Abbildung 6.16), welche zu einer Überschätzung der Dehnungsauslösung hinsichtlich einer rein elastischen Rechnung resultiert. Zusätzlich zu den elastisch-plastischen Simulationen wurden rein linear-elastische Simulationen mit demselben Spannungsniveau durchgeführt. Der Einfluss der Bauteildicke auf die Dehnungsauslösung bleibt bei etwa 7% und ist somit konstant. Die Überlagerung aus

plastischem Dehnungsanteil und dem Verstoß gegen die Mindestbauteildicke vergrößert den Unterschied in den Dehnungsauslösungen zwischen dem 4 mm und dem 1 mm dicken Simulationsmodell auf bis zu etwa 26%.

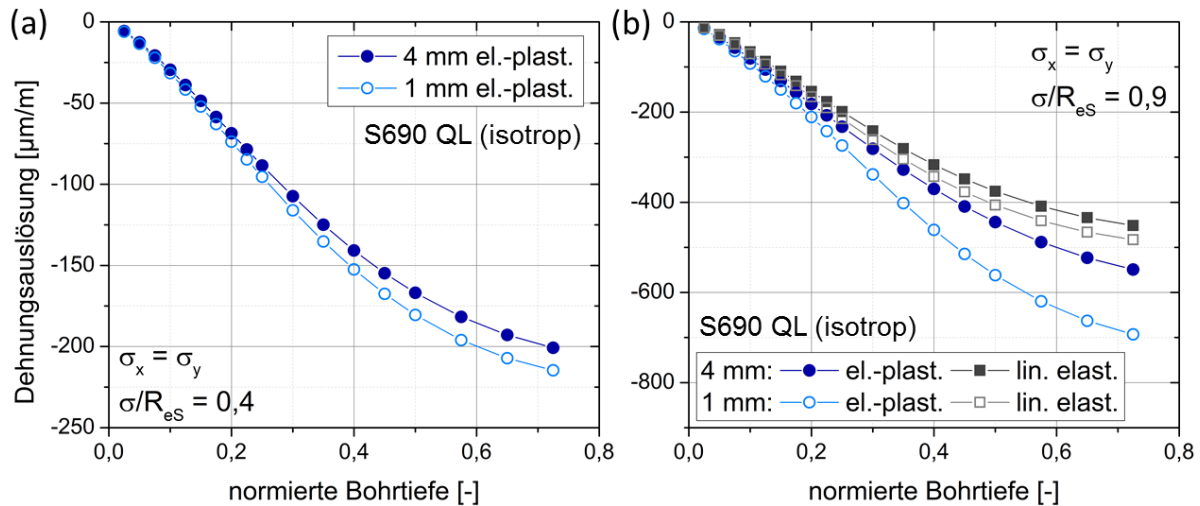


Abbildung 6.14: Dehnungsauslösung von Stahl S690 QL (isotrop) bei einem rotationssymmetrischen Spannungszustand mit einem Streckgrenzenverhältnis $\sigma/R_{eS} = 0,4$ (a) und $\sigma/R_{eS} = 0,9$ (b) nach [98].

Abbildung 6.15 zeigt den Maximalwert der plastischen Vergleichsdehnung für die beiden untersuchten Spannungszustände. Es werden zwei normierte Bohrtiefen miteinander verglichen, da die plastische Vergleichsdehnung von der Bohrtiefe abhängt. Die normierte Bohrtiefe $z/D_0 = 0,25$ (hier $z = 0,2$ mm) zählt noch zum in dieser Arbeit definierten oberflächennahen Bereich, wogegen $z/D_0 = 0,65$ (hier $z = 0,52$ mm) zum Bereich in größeren Bohrtiefen gehört. Bei einer normierten Bohrtiefe von $z/D_0 = 0,25$ tritt bei $\sigma/R_{eS} = 0,4$ für beide Spannungszustände noch keine plastische Dehnung auf. Mit zunehmendem Streckgrenzenverhältnis nimmt die plastische Vergleichsdehnung zu und ist für die 1 mm dicke Probe geringfügig größer. Es konnten für ein Streckgrenzenverhältnis $\sigma/R_{eS} = 0,9$ im Falle eines rotationssymmetrischen Spannungszustandes eine plastische Vergleichsdehnung von ca. $6 \cdot 10^{-3}$ (1 mm) bzw. $5,4 \cdot 10^{-3}$ festgestellt werden. Im Falle eines einachsigen Spannungszustandes beläuft sich die plastische Vergleichsdehnung auf ca. $5,3 \cdot 10^{-3}$ (1 mm) bzw. $5 \cdot 10^{-3}$ (4 mm). Mit zunehmender Bohrtiefe steigt die plastische Vergleichsdehnung an. Liegt ein rotationssymmetrischer Spannungszustand vor, so steigen die Werte mit ca. $6,2 \cdot 10^{-3}$ (1 mm) bzw. $7 \cdot 10^{-3}$ (4 mm) weniger stark an als im Falle eines einachsigen Spannungszustandes und die 4 mm dicke Probe weist eine größere plastische Vergleichsdehnung auf. Im Gegensatz dazu, tritt bei einem einachsigen Spannungszustand für die 1 mm dicke Probe eine plastische Vergleichsdehnung von ca. $11,7 \cdot 10^{-3}$ und für die 4 mm dicke Probe eine plastische Vergleichsdehnung von ca. $7,9 \cdot 10^{-3}$ auf.

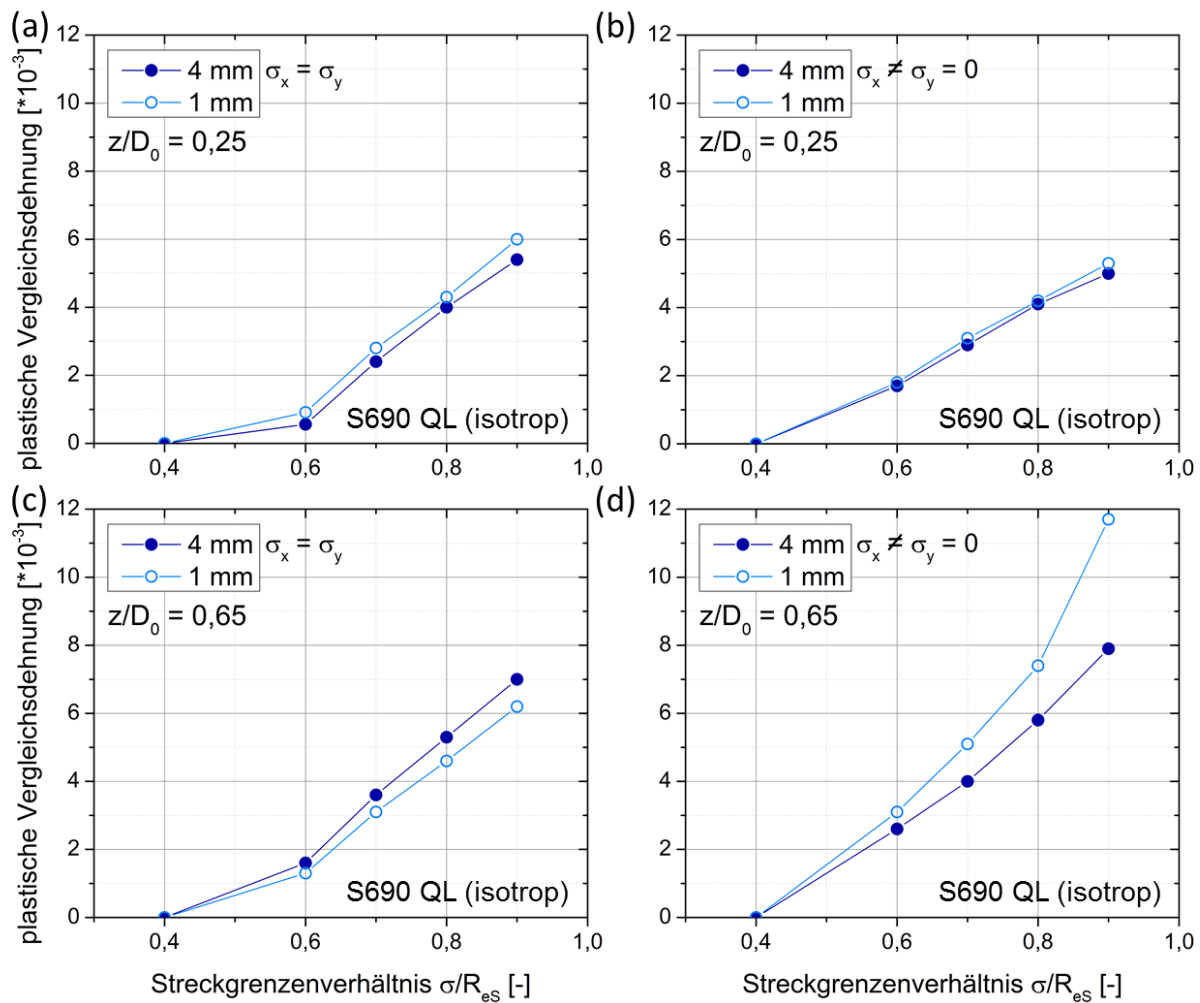


Abbildung 6.15: Plastische Vergleichsdehnung von Stahl S690 QL (isotrop) in Abhängigkeit von σ/R_{es} für einen rotationssymmetrischen (a, c) und einachsigen Spannungszustand (b, d) in den normierten Bohrtiefen $z/D_0 = 0,25$ und $z/D_0 = 0,65$.

Das Auftreten von plastischen Deformationen im Bereich des Bohrlochs führt zu einer Vergrößerung der Differenz in den Dehnungsauslösungen zwischen der 4 mm und 1 mm dicken Probe. In Abbildung 6.16 ist die plastische Vergleichsdehnung in einem 3D-Konturplot für beide Probendicken und beide Spannungszustände dargestellt. Auf diese Weise kann der Bereich visualisiert werden, für den plastische Deformationen in der Bohrlochumgebung auftreten. Die Lage der DMS ist in dabei durch den Bereich zwischen den beiden gestrichelten Linien gekennzeichnet. Für einen rotationssymmetrischen Spannungszustand ist die plastische Deformation im Falle eines isotropen Materials konzentrisch um das Bohrloch verteilt. Der Bereich der plastischen Deformation ist im Falle der 1 mm dicken Probe für beide Spannungszustände größer und weitreichender als für die 4 mm dicke Probe. Bei der 4 mm dicken Probe ist die größte plastische Vergleichsdehnung im Kerbgrund zu finden. Dagegen kann bei der 1 mm dicken Probe eine höhere plastische

Vergleichsdehnung um die Bohrlochwand festgestellt werden. Die plastische Zone reicht im Falle der 4 mm dicken Probe nicht bis zu den DMS. Bei der 1 mm dicken Probe endet die plastische Zone beim rotationssymmetrischen Spannungszustand kurz vor den DMS, beim einachsigen Spannungszustand reicht die plastische Zone in den Bereich der DMS hinein. Die von den DMS gemessene Dehnungsauslösung wird allerdings aufgrund von Umlagerungen elastischer Spannungen in jeden Fall beeinflusst, auch wenn die plastische Zone nicht bis in den DMS-Bereich reicht. Dies ist im Einklang mit den Ergebnissen aus [81], die für Stahl bei einem Streckgrenzenverhältnis von bis zu 0,95 numerisch bestimmt wurden.

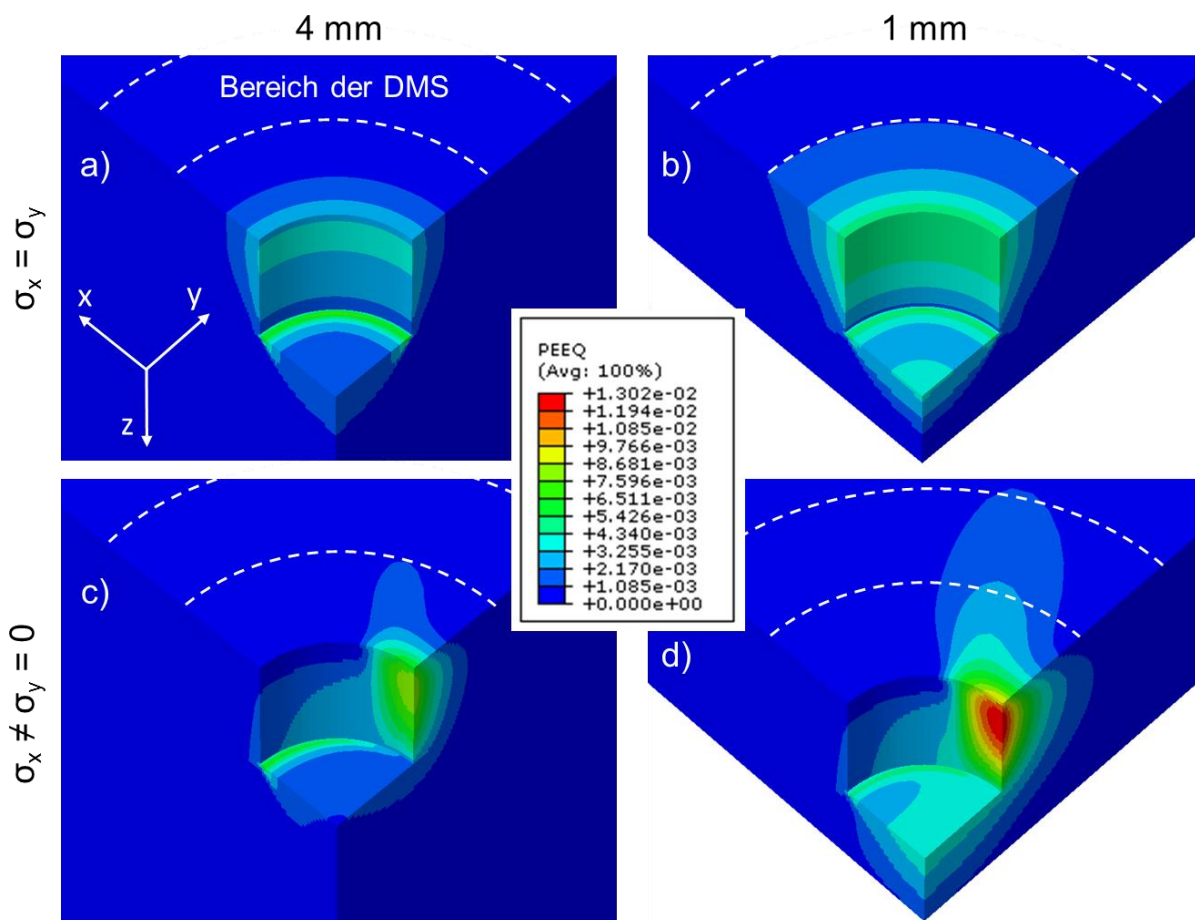


Abbildung 6.16: Plastische Vergleichsdehnung von Stahl S690 QL (isotrop) für eine 4 mm (links) und 1 mm (rechts) dicke Probe für einen rotationssymmetrischen (a, b) und einachsigen (c, d) Spannungszustand bei einem Streckgrenzenverhältnis von 0,9 nach dem finalen Bohrschritt. Der Bereich der DMS an der Bauteiloberfläche ist gekennzeichnet.

Die Spannungsabweichung nach Auswertung der simulierten Dehnungsauslösungen nach der Integralmethode als Funktion der normierten Bohrtiefe ist exemplarisch in Abbildung 6.17 für den rotationssymmetrischen Spannungszustand für die Streckgrenzenverhältnisse σ/R_{eS} von 0,4 und 0,9 dargestellt. Bei einem Streckgrenzenverhältnis von 0,4 liegen beide Verläufe (4 mm und 1 mm) innerhalb des definierten Toleranzbereichs. Diese kleinen Abweichungen

der 4 mm dicken Probe werden durch Rundungsoperationen im Post-Processing der numerischen Daten verursacht. Der Verlauf der 1 mm dicken Probe ist bis zu einer normierten Bohrtiefe von 0,4 annähernd konstant bei 7-10% Abweichung und fällt dann deutlich ab. Im Gegensatz dazu nehmen die Spannungsabweichungen in Abbildung 6.17b mit der normierten Bohrtiefe zu. Dabei ist die Steigung für die 1 mm dicke Probe mehr als doppelt so groß wie für die 4 mm dicke Probe.

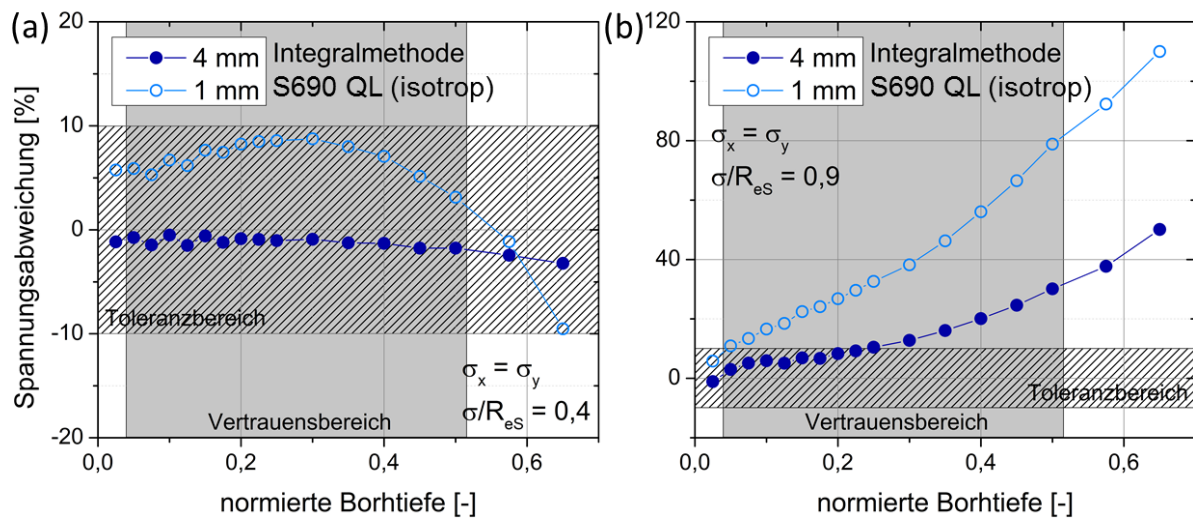


Abbildung 6.17: Spannungsabweichung (Integralmethode) von Stahl S690 QL (isotrop) in Abhängigkeit der normierten Bohrtiefe für ein Streckgrenzenverhältnis σ/R_{es} von 0,4 (a) und 0,9 (b).

Die aus den Simulationen gewonnenen Dehnungstiefenverläufe der 4 mm und 1 mm dicken Probe führen zu den in Abbildung 6.18 dargestellten maximalen Spannungsabweichungen in Abhängigkeit des Streckgrenzenverhältnisses σ/R_{es} von Stahl S690 QL. Die Dehnungen wurden mit der Integralmethode auf Basis von Standardkalibrierdaten für isotrope und hinreichend dicke Proben ausgewertet. Abbildung 6.18a zeigt die maximale Spannungsabweichung beim Vorliegen eines rotationssymmetrischen Spannungszustandes im oberflächennahen Bereich. Da bei einem Streckgrenzenverhältnis von 0,4 noch keine plastische Deformation auftritt, kann der Fehler von 9% bei der 1 mm dicken Probe dem Verstoß gegen die Mindestbauteildicke zugeschrieben werden. Die 4 mm dicke Probe weicht maximal um -2% von der nominellen Spannung ab. Für den einachsigen Spannungszustand (vgl. Abbildung 6.18b) sind die maximalen Abweichungen bei diesem Streckgrenzenverhältnis etwas geringer. Im Allgemeinen steigt die Spannungsabweichung für beide Probendicken mit zunehmendem Streckgrenzenverhältnis deutlich an. Dabei können insbesondere für die 1 mm dicke Probe größere Abweichungen für den rotationssymmetrischen Spannungszustand beobachtet werden. Insgesamt können einsetzende

Plastizierungseffekte ab etwa 60% - 70% der Streckgrenze beobachtet werden. Die Spannungen weichen bei einem Streckgrenzenverhältnis von 0,9 für die 1 mm dicke Probe um bis zu 36% vom nominellen Spannungswert ab. Bei der 4 mm dicken Probe beläuft sich die maximale Spannungsabweichung auf etwa 11%. Analoge Ergebnisse werden für größere Tiefen erhalten. Hier steigen die Abweichungen deutlich stärker an und bei einem Streckgrenzenverhältnis von 0,9 liegen die Spannungsabweichungen für die 4 mm dicke Probe bei ca. 33% und für die 1 mm dicke Probe bei etwa 81%. Im Falle eines einachsigen Spannungszustandes weichen die Spannungen für die 1 mm dicke Probe oberflächennah maximal um ca. 38% und für die 4 mm dicke Probe um 15% ab. In größeren Tiefen sind die Spannungsabweichungen mit ca. 31% (4 mm) und 50% deutlich höher. Insgesamt können für die 1 mm dicke Probe größere Spannungsabweichungen als für die 4 mm dicke Probe festgestellt werden.

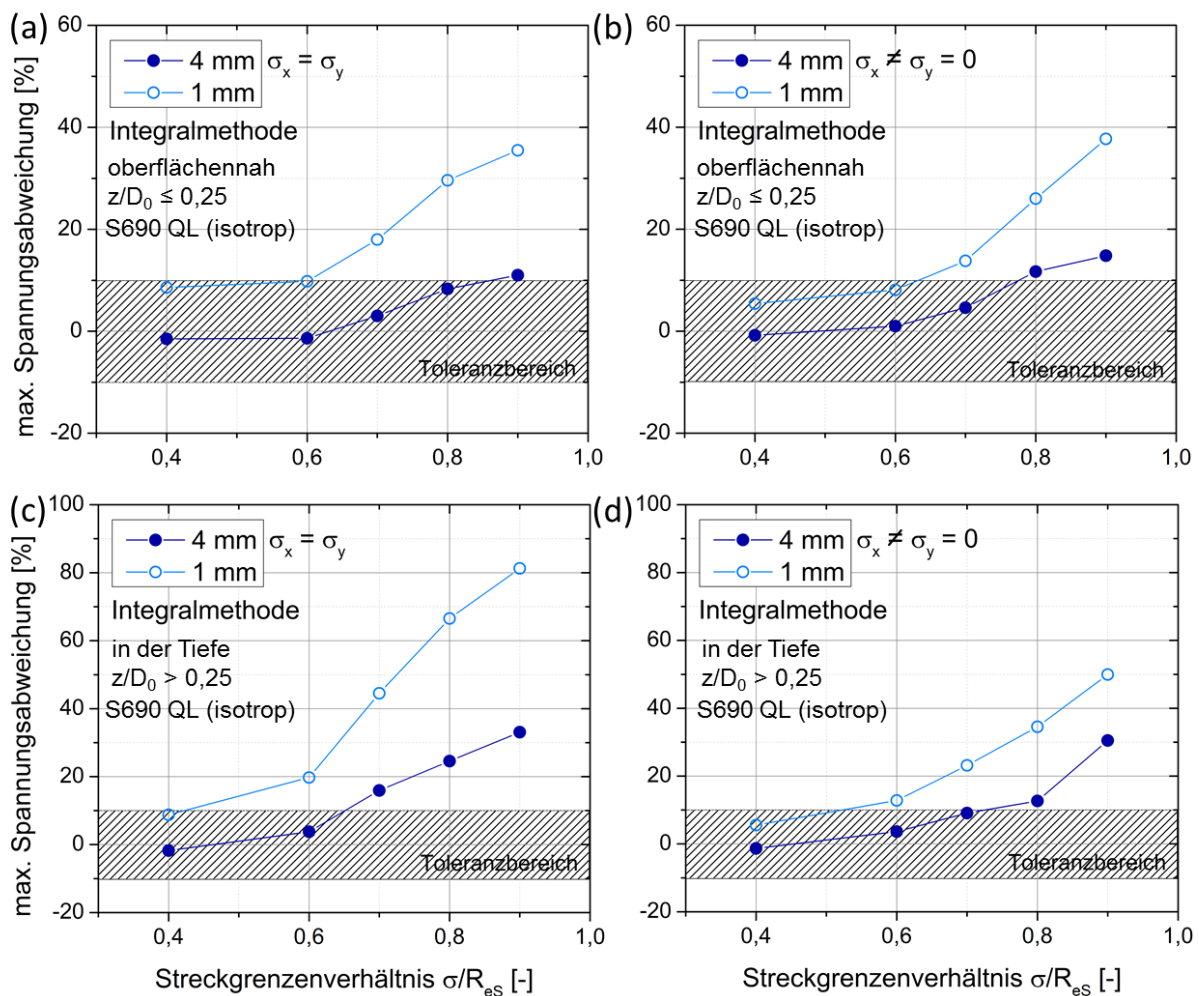


Abbildung 6.18: Maximale Spannungsabweichung (Integralmethode) in Abhängigkeit von $\sigma/R_{\epsilon S}$ von Stahl S690 QL (isotrop) bei einer Bauteildicke von 4 mm und 1 mm für einen rotationssymmetrischen (a, c) und einen einachsigen (b, d) Spannungszustand nach [98].

In Abbildung 6.19 ist die maximale Abweichung nach Auswertung mit der Differentialmethode als Funktion des Streckgrenzenverhältnisses σ/R_{eS} aufgetragen. Es ergeben sich ähnliche Ergebnisse wie nach einer Auswertung mit der Integralmethode, allerdings sind die Spannungsabweichungen geringer ($\sigma_x = \sigma_y$, 1 mm: maximale Abweichung von ca. 70% gegenüber 81%). Oberflächennah ähneln sich die Verläufe der Spannungsabweichungen für beide Spannungszustände.

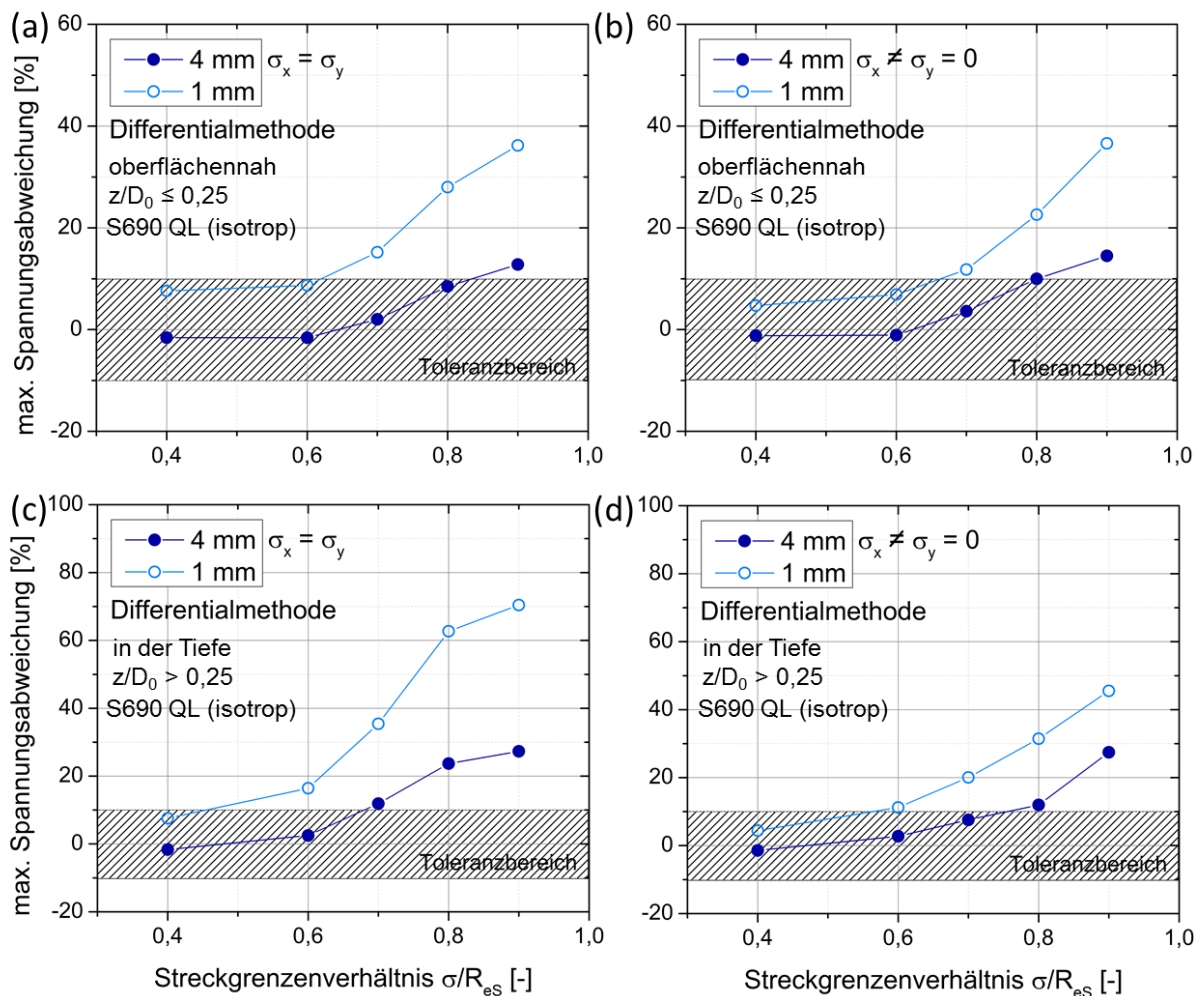


Abbildung 6.19: Maximale Spannungsabweichung (Differentialmethode) in Abhängigkeit von σ/R_{eS} von Stahl S690 QL (isotrop) bei einer Bauteildicke von 4 mm und 1 mm für einen rotationssymmetrischen (a, c) und einen einachsigen (b, d) Spannungszustand.

Im Falle eines rotationssymmetrischen Spannungszustandes weichen die Spannungen bei $\sigma/R_{eS} = 0,9$ um ca. 36% (1 mm) bzw. 13% (4 mm) von den Sollspannungen ab (vgl. Abbildung 6.19a und c). Liegt ein einachsiger Spannungszustand vor (Abbildung 6.19b und d), so liegen maximale Spannungsabweichungen von ca. 37% (1 mm) und 15% (4 mm) vor. Die maximalen Spannungsabweichungen in größerer Tiefe sind bei Vorliegen eines rotationssymmetrischen Spannungszustandes für die 1 mm dicke Probe (ca. 70%) mehr als

doppelt so groß als für die 4 mm dicke Probe (ca. 27%). Bei einem einachsigen Spannungszustand sind die maximalen Abweichungen in größerer Bohrtiefe mit etwa 46% für die 1 mm dicke Probe geringer als bei einem rotationssymmetrischen Spannungszustand. Die Abweichung der 4 mm dicken Probe bleibt mit ebenfalls ca. 27% konstant.

Anisotropes Materialverhalten – Stahl DP600

Es wurden Simulationen unter Berücksichtigung des anisotropen elastischen als auch plastischen Materialverhaltens durchgeführt ($E_{\max}/E_{\min} = 1,11$ und $R_{eS,WR} = 869$ MPa bzw. $R_{eS,QR} = 906$ MPa) und dabei die Modelldicke zwischen 4 mm und 1 mm variiert, um auch den Einfluss der Bauteildicke untersuchen zu können. Wiederum wurden zwei Spannungszustände (rotationssymmetrisch und einachsig) auf das FE-Modell aufgeprägt. Da die Materialantwort in Bezug auf Dehnungsauslösung, plastische Deformation und Spannungsabweichung bei Werkstoffen mit anisotropen mechanischen Eigenschaften richtungsabhängig ist, werden die Ergebnisse sowohl in Walzrichtung WR als auch in Querrichtung QR dargestellt.

Die Dehnungsauslösung als Funktion der normierten Bohrtiefe für einen rotationssymmetrischen Spannungszustand mit einem Streckgrenzenverhältnis von 0,4 und 0,9 sind für eine Probendicke von 4 mm und 1 mm für das kaltgewalzte Stahlblech vom Typ DP600 in Abbildung 6.20 dargestellt. Das Streckgrenzenverhältnis wird auf die Streckgrenze in WR bezogen. Wie erwartet sind die Dehnungsauslösungen für die abgebildeten Streckgrenzenverhältnisse für die 1 mm dicke Probe betragsmäßig größer als für die 4 mm dicke Probe ($\sigma/R_{eS} = 0,4$: ca. 7% (WR) bzw. 6% (QR); $\sigma/R_{eS} = 0,9$: ca. 19% (WR) bzw. 13% (QR)). Darüber hinaus sind die Dehnungswerte in WR größer als in QR, da im vorliegenden Fall der E-Modul in WR kleiner ist. Der Unterschied zwischen den Dehnungsauslösung in WR und QR ist deutlich größer bei einem Streckgrenzenverhältnis von 0,9 (siehe Abbildung 6.20b). Hier treten, wie in Abbildung 6.22 gezeigt, plastische Deformationen um das Bohrloch auf. Da die Streckgrenze in WR mit $R_{eS,WR} = 869$ MPa geringer ist als in QR mit $R_{eS,QR} = 906$ MPa (vgl. Abbildung 4.5), ist die plastische Zone, die in WR wirkt, größer als die in QR, wodurch der Effekt durch die Überlagerung von elastischer mit plastischer Anisotropie verstärkt wird (vgl. Abbildung 6.22).

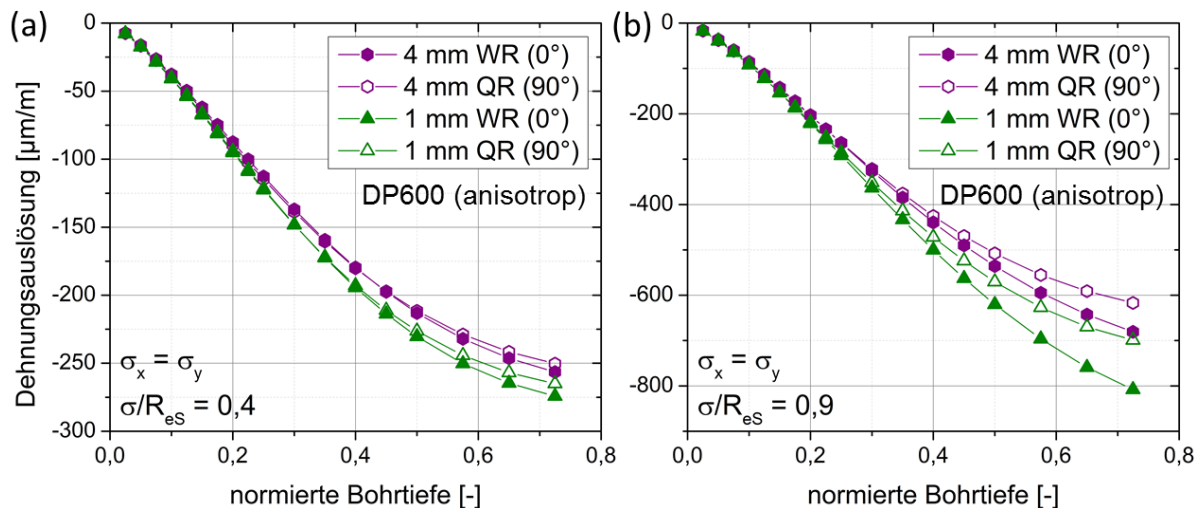


Abbildung 6.20: Dehnungsauslösung für Stahl DP600 (anisotrop) bei einem rotationssymmetrischen Spannungszustand mit einem Streckgrenzenverhältnis $\sigma/R_{es} = 0,4$ (a) und $\sigma/R_{es} = 0,9$ (b) nach [98].

Die plastische Vergleichsdehnung als Funktion von σ/R_{es} ist in Abbildung 6.21 für die beiden untersuchten Spannungszustände und normierten Bohrtiefen aufgetragen. Im Allgemeinen nimmt die plastische Vergleichsdehnung mit der Bohrtiefe zu. Im Falle eines rotationssymmetrischen Spannungszustandes (Abbildung 6.21a und c) ist die plastische Vergleichsdehnung für die 1 mm ($5,7 \cdot 10^{-3}$ bei $\sigma/R_{es} = 0,9$) dicke Probe oberflächennah wiederum etwas größer als für die 4 mm dicke Probe ($4,9 \cdot 10^{-3}$ bei $\sigma/R_{es} = 0,9$). Bei einer normierten Bohrtiefe von 0,65 ist jedoch die plastische Vergleichsdehnung mit $7,4 \cdot 10^{-3}$ ($\sigma/R_{es} = 0,9$) für die 4 mm dicke Probe größer als $6,6 \cdot 10^{-3}$ für die 1 mm dicke Probe. Um dem plastisch anisotropen Materialverhalten des DP600 Rechnung zu tragen, wurde im Falle des einachsigen Spannungszustandes sowohl in WR als auch in QR einachsig belastet. Hierfür wurde das Streckgrenzenverhältnis auf die Streckgrenze in der jeweiligen Belastungsrichtung bezogen. Die plastische Vergleichsdehnung in beiden Bohrtiefen ist dabei für die 1 mm dicke Probe größer (vgl. Abbildung 6.21b und d). Darüber hinaus treten in WR stets geringfügig größere plastische Deformation auf als in QR (z.B. $\sigma/R_{es} = 0,9$ und $z/D_0 = 0,65$: $11,8 \cdot 10^{-3}$ in WR und $11,7 \cdot 10^{-3}$ in QR).

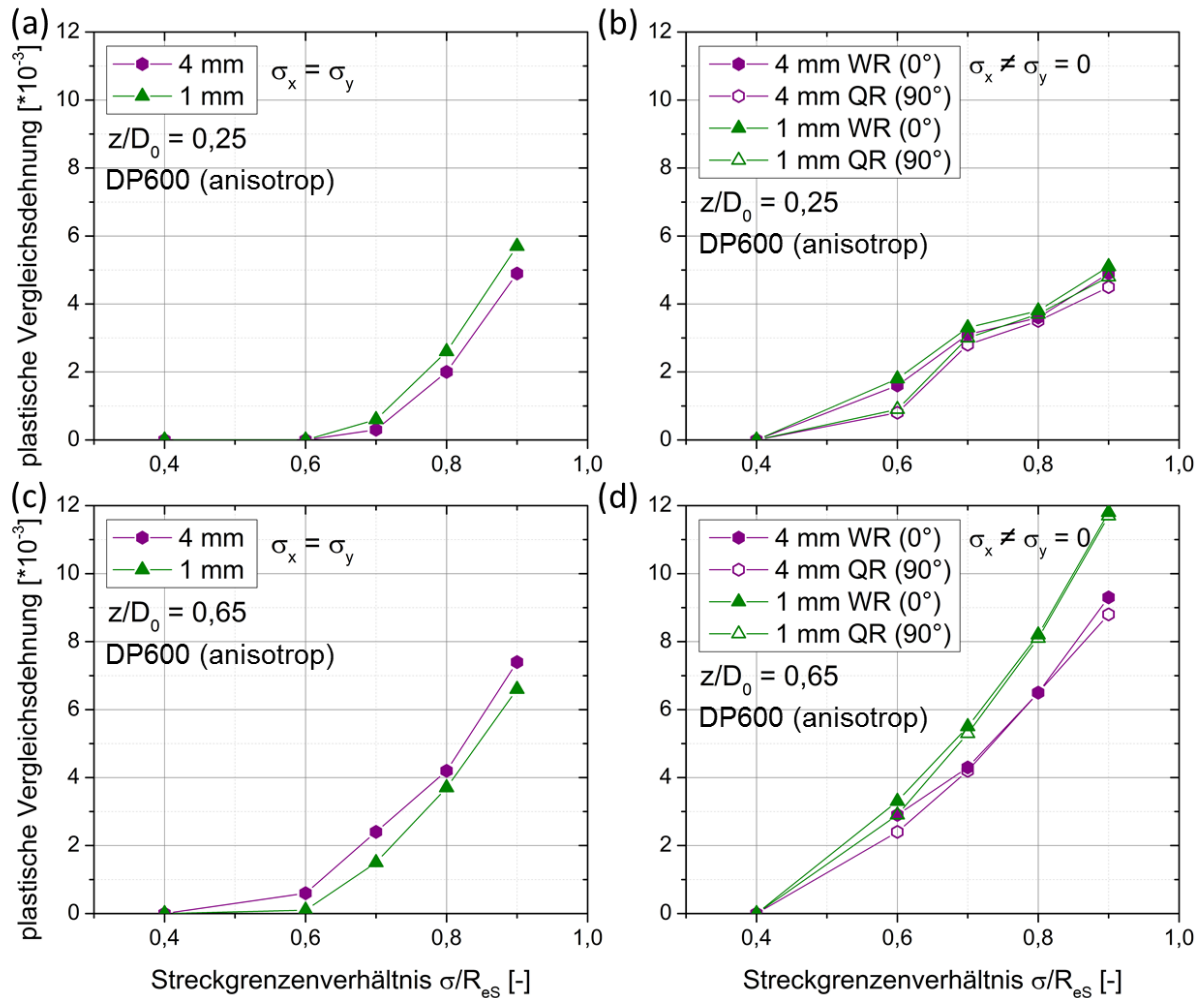


Abbildung 6.21: Plastische Vergleichsdehnung für Stahl DP600 (anisotrop) in Abhängigkeit von $\sigma/R_{\epsilon s}$ für einen rotationssymmetrischen (a, c) und einachsigen Spannungszustand (b, d) in den normierten Bohrtiefen $z/D_0 = 0,25$ und $z/D_0 = 0,65$.

In Abbildung 6.22 wird die plastische Vergleichsdehnung als 3D-Konturplot in der Umgebung des Bohrlochs nach dem finalen Bohrschritt für die beiden Probendicken exemplarisch bei einem rotationssymmetrischen Spannungszustand mit einem Streckgrenzenverhältnis von 0,9 gezeigt. Die plastische Zone um das Bohrloch ist hier nicht wie bei den Untersuchungen von S690 QL konzentrisch um das Bohrloch verteilt, vielmehr breitet sich die plastische Zone mehr in QR aus als in WR. Darüber hinaus ist die plastische Zone bei der 1 mm dicken Probe größer als bei der 4 mm dicken Probe. Auch hier reicht die plastische Verformung nicht bis zu den DMS. Für die Standardprobe (4 mm Probendicke) ist die maximale plastische Vergleichsdehnung im Kerbgrund lokalisiert. Bei der 1 mm dicken Probe (Abbildung 6.22b) befindet sich die Stelle mit der maximalen plastischen Vergleichsdehnung am Bohrlochrand, allerdings ist sie der Betrag geringer als für die 4 mm dicken Probe im Bereich des Kerbgrundes (Abbildung 6.22a).

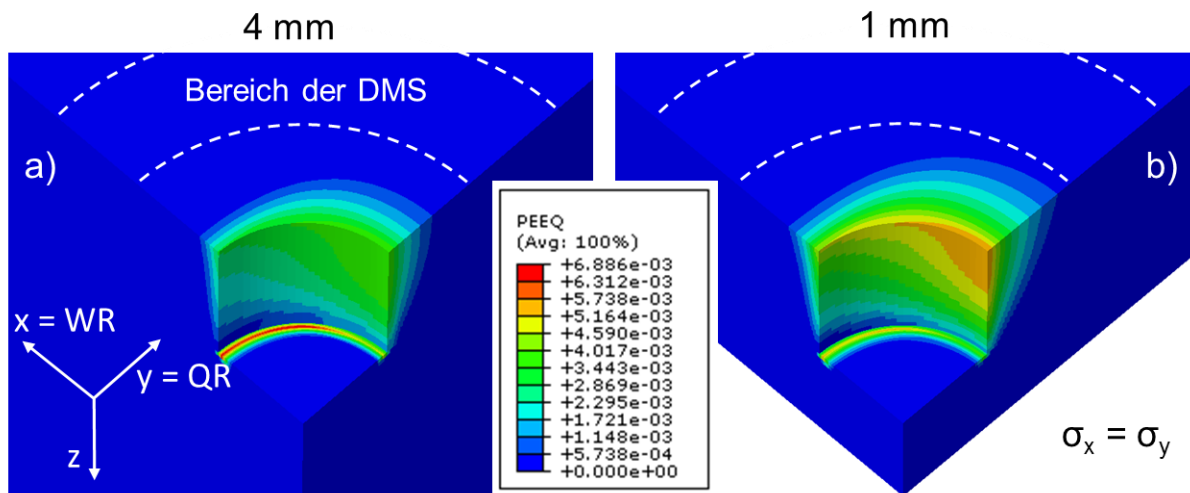


Abbildung 6.22: Plastische Vergleichsdehnung für Stahl DP600 (anisotrop) für eine 4 mm (a) und 1 mm (b) dicke Probe für einen rotationssymmetrischen Spannungszustand mit einem Streckgrenzenverhältnis von 0,9 nach dem finalen Bohrschritt. Der Bereich der DMS an der Bauteiloberfläche ist gekennzeichnet.

Die maximale Spannungsabweichung nach Auswertung mit der Integralmethode in Abhängigkeit vom Streckgrenzenverhältnis ist für einen rotationssymmetrischen und einachsigen Spannungszustand für die jeweilige Blechrichtung in Abbildung 6.23 dargestellt. Für ein Streckgrenzenverhältnis von 0,4 liegt wiederum keine plastische Verformung vor (vgl. Abbildung 6.21). Daher kann hier der pure Einfluss der Bauteildicke in Kombination mit elastisch anisotropem Materialverhalten untersucht werden. Im Falle der 4 mm dicken Probe kann der alleinige Einfluss der elastischen Anisotropie auf die ES-Analyse beobachtet werden. Aufgrund der elastischen Anisotropie werden die berechneten Spannungen oberflächennah überschätzt und in größerer Bohrtiefe unterschätzt. Für beide Spannungszustände weichen die Spannungen in WR maximal um -2% vom nominellen Wert ab und liegen somit im Bereich des numerischen Fehlers. In QR können den Diagrammen maximale Abweichungen von -7% und -8% für den rotationssymmetrischen bzw. einachsigen Spannungszustand entnommen werden. Dagegen weichen die Spannungen im Falle einer Probendicke von 1 mm um 10% (rotationssymmetrisch) bzw. etwa 7% (einachsig) von der Nominalspannung ab und werden somit überschätzt. Mit zunehmendem Streckgrenzenverhältnis setzen zusätzlich Plastizierungseffekte ein. Oberflächennah liegen die Spannungsabweichungen für beide Spannungszustände in einem ähnlichen Bereich. Im Falle des rotationssymmetrischen Spannungszustandes weichen die Spannungen bei $\sigma/R_{eS} = 0,9$ für die 1 mm dicke Probe um ca. 32% (WR) bzw. 25% (QR) ab, wobei sie für die 4 mm dicke Probe lediglich um ca. 13% (WR) bzw. 9% (QR) abweichen (vgl. Abbildung 6.23a). Liegt ein einachsiger Spannungszustand vor (vgl. Abbildung 6.23b), weichen die

Spannungen bei einer 1 mm dicken Probe um ca. 31% (WR) bzw. 18% (QR) von der Sollspannung ab. Bei einer Probendicke von 4 mm ergeben sich Spannungsabweichungen von ca. 15% (WR) und 8% (QR).

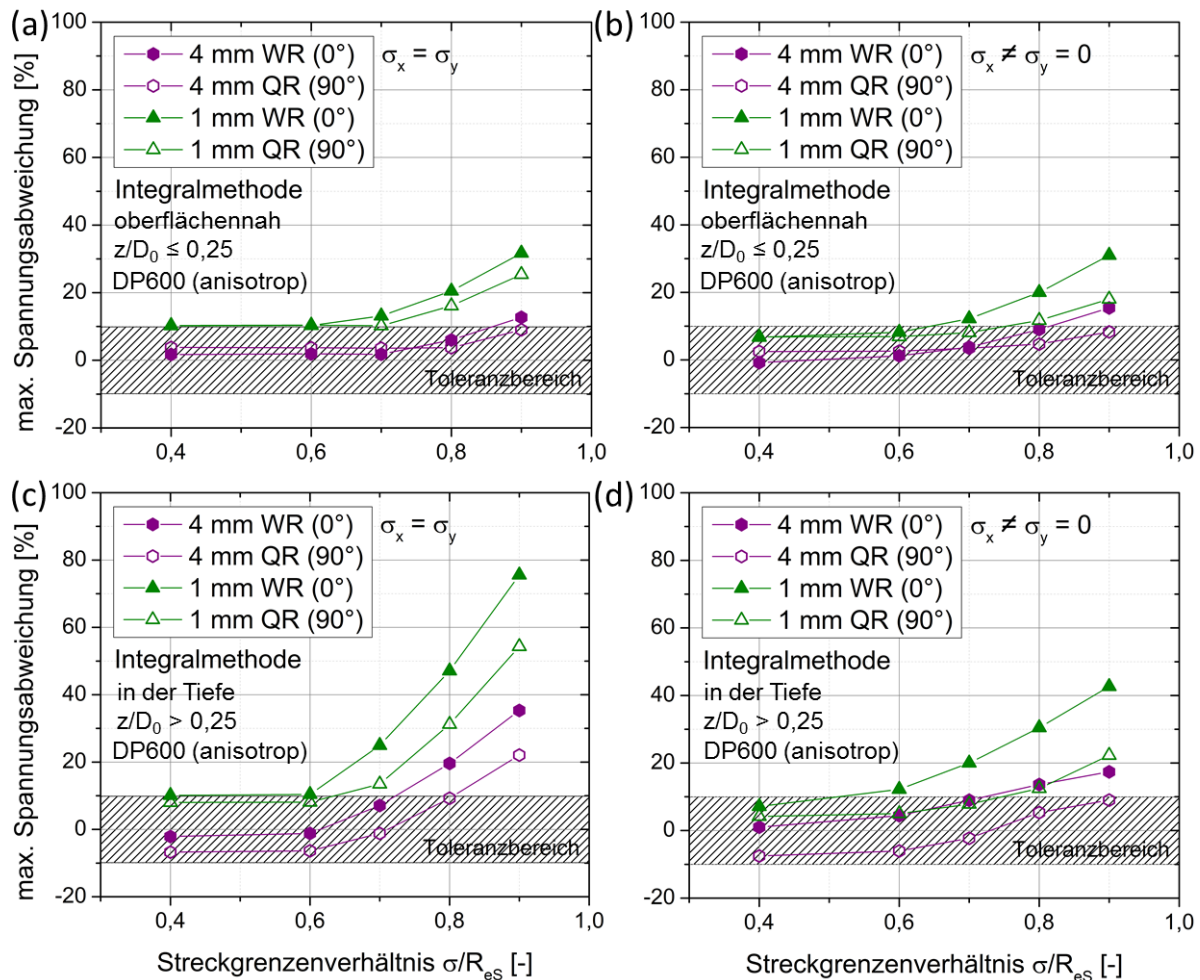


Abbildung 6.23: Maximale Spannungsabweichung (Integralmethode) in Abhängigkeit von σ/R_{es} für Stahl DP600 (anisotrop) bei einer Bauteildicke von 4 mm und 1 mm für einen rotationssymmetrischen (a, c) und einen einachsigen (b, d) Spannungszustand nach [98].

Die Spannungsabweichungen sind für den rotationssymmetrischen Spannungszustand in größeren Bohrtiefen größer als für den einachsigen. Die Differenz zwischen der Spannungsabweichung in WR und QR nimmt in Abhängigkeit des Streckgrenzenverhältnisses zu. Dies ist für die 1 mm dicke Probe deutlich stärker ausgeprägt als für die 4 mm dicke Probe. Erreichen die Eigenspannungen 90% der Streckgrenze, weichen die berechneten Spannungen bei einer 1 mm dicken Probe im rotationssymmetrischen Fall um ungefähr 76% in WR und 54% in QR von der Sollspannung ab. Dagegen kann für die 4 mm dicke Probe lediglich eine Abweichung von 35% in WR und 22% in QR berechnet werden. Beim einachsigen Spannungszustand ergeben sich für dieses Streckgrenzenverhältnis bei einer 1 mm dicken Probe maximale Abweichungen von 43% (WR) bzw. 22% (QR). Die

maximale Spannungsabweichung ist für die 4 mm dicke Probe mit 17% in WR und 9% in QR geringer.

Die plastische Anisotropie des Materials führt zu einer geringfügig höheren Differenz in den Spannungsabweichungen in WR und QR im Falle der 4 mm dicken Probe. Für die 1 mm dicke Probe kann jedoch ein weitaus größerer Unterschied zwischen einem Streckgrenzenverhältnis von 0,4 und 0,9 hinsichtlich der Spannungsabweichungen in WR und QR festgestellt werden. Dies legt die Vermutung nahe, dass durch den Verstoß gegen die Mindestbauteildicke der Einfluss der plastischen Anisotropie bei der inkrementellen Bohrlochmethode vergrößert wird.

Abbildung 6.24 zeigt die maximale Spannungsabweichung nach Auswertung mit der Differentialmethode als Funktion des Streckgrenzenverhältnisses. Wiederum werden ähnliche Ergebnisse wie nach einer Auswertung mit der Integralmethode erhalten, aber mit etwas geringeren Abweichungen. Die maximalen Abweichungen in WR für die 1 mm dicke Probe liegen bei etwa 61% (Abbildung 6.24c) bzw. 38% (Abbildung 6.24d) für den rotationssymmetrischen bzw. einachsigen Spannungszustand. In QR sind die Abweichungen geringer (43% bzw. 21%). Die Spannungsabweichungen für die 4 mm dicke Probe sind erwartungsgemäß geringer als für die 1 mm dicke Probe. Hier wurden maximale Abweichungen von 28% (WR) und 17% (QR) für den rotationssymmetrischen Spannungszustand berechnet. Für den einachsigen Spannungszustand ergeben sich maximale Abweichungen von 15% (WR) und 8% (QR).

Die dargestellten Ergebnisse zeigen, dass unabhängig vom anisotropen Materialverhalten, die Überlagerung von einem Verstoß gegen die Mindestbauteildicke in Kombination mit Plastizierungseffekten bei der ES-Analyse mittels inkrementeller Bohrlochmethode berücksichtigt werden muss.

Bei realen Bauteilen aus polykristallinen Werkstoffen (z.B. kaltgewalztes Stahlblech DP600) wird die Zuverlässigkeit der Methode eher von der Bauteildicke und von dem Betrag des Eigenspannungszustandes dominiert als vom Einfluss der elastischen Anisotropie (vgl. Kapitel 6.1.1).

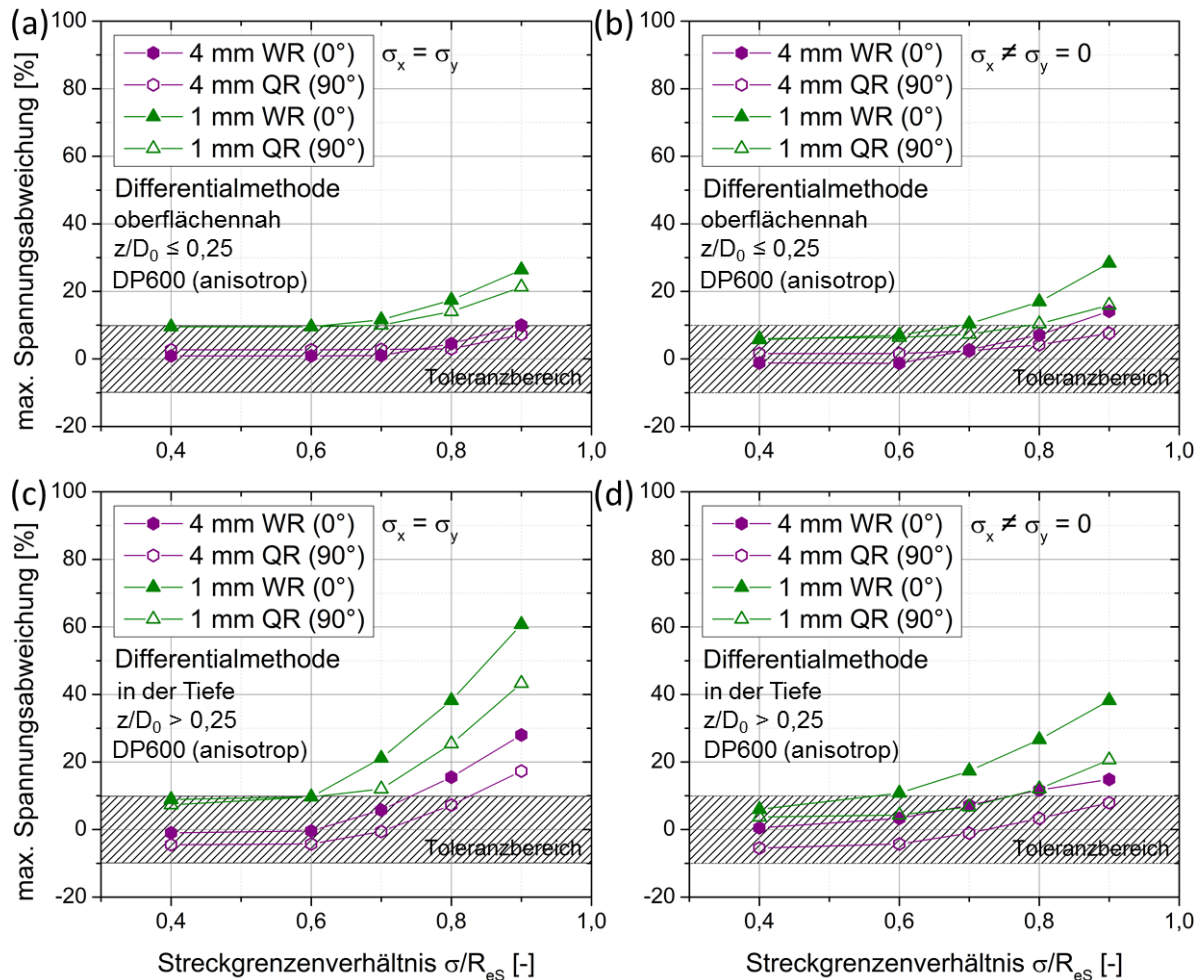


Abbildung 6.24: Maximale Spannungsabweichung (Differentialmethode) in Abhängigkeit von σ/R_{es} für Stahl DP600 (anisotrop) bei einer Bauteildicke von 4 mm und 1 mm für einen rotationssymmetrischen (a, c) und einen einachsigen (b, d) Spannungszustand.

6.2.2 Experimentelle Untersuchungen

In diesem Kapitel werden Ergebnisse aus 4-Punktbiegeversuchen, welche aus ESPI-Experimenten gewonnen wurden, mit Simulationsergebnissen dieser Versuche gegenübergestellt. Es wird aufgrund des starken Einflusses von Messunsicherheiten auf die Berechnung der relativen Spannungsabweichung lediglich die gemessene Spannung mit der Sollspannung verglichen. Alle Simulationen und Experimente sind mit einem nominellen Bohrlochdurchmesser von ca. 0,8 mm durchgeführt worden. Es wurden pro Belastungsschritt drei Messungen durchgeführt. In den Diagrammen wird ausschließlich der Mittelwert aus den drei Messungen inklusive der berechneten Standardabweichung (Fehlerbalken) angegeben. Die Dehnungsdaten aus den Simulationen wurden anschließend mit der Integralmethode ausgewertet, da auch die Auswertung der ESPI-Bohrlochversuche auf dem Prinzip der Integralmethode basiert. Um eine übersichtliche Darstellung zu gewährleisten, werden die Ergebnisse nur für eine normierte Bohrtiefe von 0,25 (entspricht einer Bohrtiefe von 0,2 mm)

gezeigt. Eine normierte Bohrtiefe von 0,25 ist ein guter Kompromiss zwischen Kerbwirkung (Kerbwirkung steigt mit zunehmender Bohrtiefe) und wirksamer Spannung in der untersuchten Bohrtiefe (Spannung nimmt mit zunehmender Bohrtiefe ab). Abbildung 6.25 zeigt für den Stahl S690 QL (isotrop) mit Probendicken von 4 mm und 1 mm die Spannung in Abhängigkeit des Streckgrenzenverhältnisses. Das Streckgrenzenverhältnis bezieht sich dabei auf die maximal wirkende Spannung in der Randfaser. Die experimentellen Ergebnisse der ESPI-Bohrlochversuche werden mit numerischen Ergebnissen (DMS) und der Sollspannung verglichen. Im Allgemeinen zeigen die experimentellen und numerischen Ergebnisse eine gute Übereinstimmung, trotz unterschiedlicher Techniken zur Bestimmung der Dehnungsauslösung. Die Abweichungen in den Experimenten der 4 mm dicken Probe im Vergleich zu den numerisch bestimmten Spannungsverläufen sind mit $\Delta\sigma \leq 26$ MPa sehr gering und liegen innerhalb der Messunsicherheit des Verfahrens. Bei der 1 mm dicken Probe weichen die experimentellen Messwerte mit bis zu 60 MPa stärker von den Simulationsergebnissen ab. Mit zunehmendem Streckgrenzenverhältnis nimmt die Abweichung der berechneten Spannung zur Sollspannung für beide Probendicken zu und die Spannungen werden überschätzt.

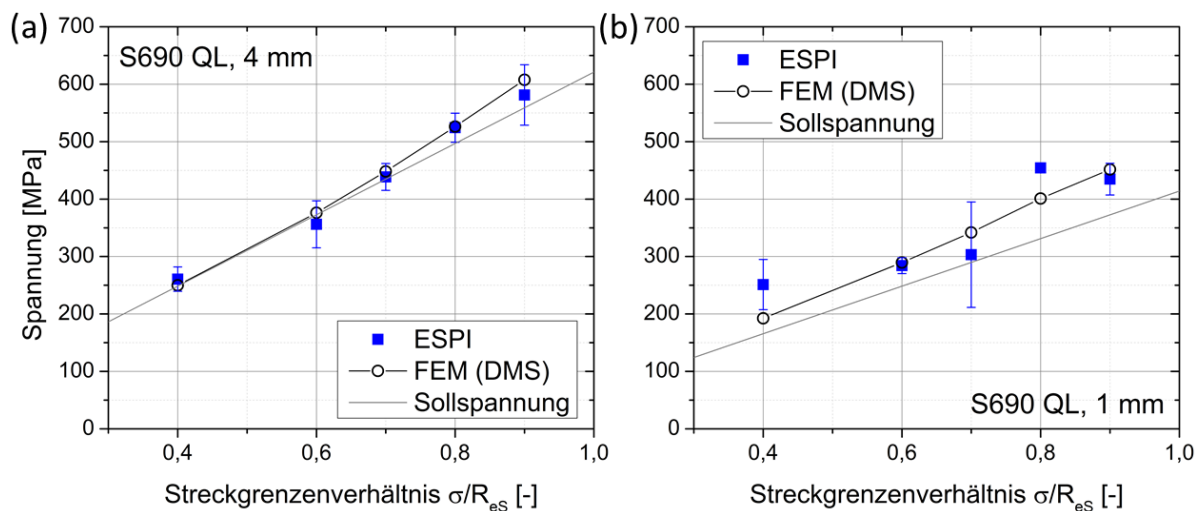


Abbildung 6.25: Spannung in einer normierten Bohrtiefe von 0,25 in Abhängigkeit von σ/R_{ϵ_s} (Randfaserspannung) für Stahl S690 QL (isotrop) für Probendicken von 4 mm (a) und 1 mm (b) bei einer Belastung mittels 4-Punktbiegung. Vergleich zwischen ESPI-Experiment und FEM, bei der die Dehnungsauslösung auf Basis von DMS berechnet wurde nach [98].

Für die 4 mm dicke Probe kann bei einem Streckgrenzenverhältnis von 0,9 eine Abweichung von 9% berechnet werden. Im Gegensatz dazu ist die Abweichung im Falle einer 1 mm dicken Probe mit 21% wesentlich größer. Die Abweichungen beziehen sich auf die Differenz zwischen dem Simulationsergebnis und der Sollspannung, da hier keine Messunsicherheit

auftritt. In Abbildung 6.25b ist der Einfluss des Verstoßes gegen die Mindestbauteildicke in Form einer Verschiebung des Spannungsverlaufs zu höheren Werten deutlich zu erkennen. Bereits bei einem Streckgrenzenverhältnis von 0,4, bei dem in der Simulation kein plastisch deformierter Bereich vorliegt (vgl. Abbildung 6.15), können Abweichungen zur Sollspannung von etwa 16% identifiziert werden.

Die experimentellen und numerischen Ergebnisse für das kaltgewalzte Stahlblech DP600 (anisotrop) mit einer Blechdicke von 1 mm sind ebenfalls für eine normierte Bohrtiefe von 0,25 in Abbildung 6.26 jeweils in Walz- (a) und in Querrichtung (b) gezeigt. Das Streckgrenzenverhältnis bezieht sich auf die Streckgrenze in die jeweilige Belastungsrichtung. Auch für diesen Werkstoffzustand mit einer Probendicke von 1 mm konnte eine zufrieden-stellende Übereinstimmung zwischen Experiment und Simulation erzielt werden. Die Verschiebung des Spannungsverlaufs infolge des Verstoßes gegen die Mindestbauteildicke ist für beide Blechrichtungen erkennbar. Bei einem Streckgrenzenverhältnis von 0,9 können schließlich Abweichungen von etwa 11% sowohl in Walz- als auch in Querrichtung berechnet werden.

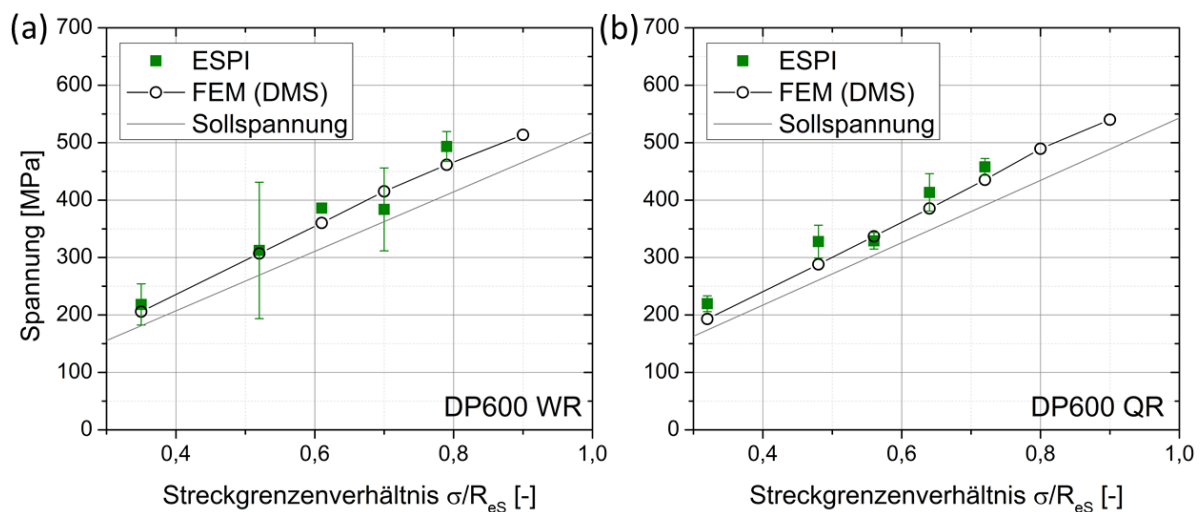


Abbildung 6.26: Spannung in einer normierten Bohrtiefe von 0,25 in Abhängigkeit von σ/R_{ϵ_s} (Randfaserspannung) für Stahl DP600 (anisotrop) mit einer Blechdicke von 1 mm in Walzrichtung (a) und Querrichtung (b) bei einer Belastung mittels 4-Punktbiegung. Vergleich zwischen ESPI-Experiment und FEM, bei der die Dehnungsauslösung auf Basis von DMS berechnet wurde nach [98].

Insgesamt kann also festgehalten werden, dass eine Überlagerung aus einem Verstoß gegen die Mindestbauteildicke und Spannungen nahe der Streckgrenzen zu höheren Spannungsabweichungen führt. Der experimentelle Aufbau bzw. der Biegespannungsverlauf lässt keine eindeutige Analyse der einzelnen Einflussfaktoren zu, da der vorliegende Spannungswert für die normierte Bohrtiefe von 0,25 für die beiden Probendicken von 4 mm und 1 mm (S690 QL) unterschiedlich ist. Der Spannungsgradient in der 1 mm dicken Probe

ist wesentlich steiler. Dafür ist ein Spannungsgradient wesentlich realitätsnaher als ein homogener Spannungszustand über die Tiefe, der den „worst case“ im Hinblick auf Plastizierungseffekte darstellt. Somit konnten die in Kapitel 6.2.1 gezeigten großen Spannungsabweichungen von bis zu 36% (bei einer normierten Bohrtiefe von 0,25) durch die experimentellen Ergebnisse relativiert werden. Bei Vorliegen eines Spannungsgradienten konnte für die hier untersuchten Zustände lediglich eine maximale Spannungsabweichung von etwa 21% festgestellt werden.

6.3 Erweiterung der Anwendungsgrenzen – Berücksichtigung der elastischen Anisotropie

Wie aus Kapitel 6.1 ersichtlich, ist eine Weiterentwicklung der inkrementellen Bohrlochmethode auf stark texturierte Werkstoffzustände zwingend erforderlich, da bereits ab einem E-Modulverhältnis von 1,15 Spannungsabweichungen von bis zu 18% vorliegen können. Eine Auswertung von Zuständen mit $E_{\max}/E_{\min} \geq 1,15$ mittels Standardmethoden unter Verwendung konventionell bestimmter Kalibrierdaten für isotropes Materialverhalten erscheint daher auf Basis der hier ermittelten Ergebnisse als nicht sinnvoll.

Grundvoraussetzung für eine Korrektur des Einflusses der elastischen Anisotropie ist neben der Kenntnis über die Textur, die Kenntnis über die Orientierung des Hauptspannungssystems. Die Orientierung des Hauptspannungssystems spielt im Gegensatz zu isotropen Materialien bei texturierten Werkstoffzuständen aufgrund der richtungsabhängigen elastischen Materialeigenschaften eine wesentliche Rolle für die Bestimmung der Kalibrierdaten. Die Dehnungsreaktion unter einem beliebigen Winkel zum Hauptspannungssystem wird maßgeblich von den elastischen Eigenschaften in Richtung der beiden Hauptspannungen beeinflusst. Somit muss die Richtung der Kalibrierspannungen mit der Hauptspannungsrichtung übereinstimmen.

Nachfolgend sollen unterschiedliche Lösungsansätze vorgestellt werden, die im Wesentlichen auf einer fallspezifischen Kalibrierung basieren. In diesem Fall berücksichtigen fallspezifische Kalibrierdaten neben den üblichen Parametern wie Rosettengeometrie oder dem Bohrlochdurchmesser auch das anisotrope Materialverhalten in Form der elastischen Konstanten C_{nm} . Im Vergleich zu konventionellen Kalibrierdaten, die unter Annahme eines isotropen Materialverhaltens bestimmt wurden, unterscheiden sich die fallspezifischen Kalibrierdaten folglich darin, dass die Textur berücksichtigt wird. Die Kalibrierdaten in

diesem Kapitel werden ausschließlich numerisch bestimmt. Darüber hinaus werden fallspezifische Kalibrierdaten sowohl für eine Dehnungsmessung mittels DMS-Rosette und optischer Dehnungsmessung (EPSI) generiert. Die Anwendung der fallspezifischen Kalibrierdaten wird hier wiederum für einen Eisen-Einkristall in Würfel-, Goss- und Messing-Lage numerisch überprüft. Die Bezeichnung der einzelnen Auswertestrategien ist wie folgt:

- konventionelle Kalibrierung (Annahme: isotropes Materialverhalten; Standardformulierung der Auswertelgorithmen mit zwei Kalibrierkonstanten bzw. -funktionen)
- konventionelle fallspezifische Kalibrierung (Annahme: texturierter Werkstoffzustand; Standardformulierung der Auswertelgorithmen mit zwei Kalibrierkonstanten bzw. -funktionen)
- mehrfache fallspezifische Kalibrierung (Annahme: texturierter Werkstoffzustand; Erweiterung der Differentialmethode unter Verwendung von vier Kalibrierfunktionen)

Abschließend werden geeignete Lösungsansätze an einem definiert belasteten einkristallinen Biegebalken (Nickelbasissuperlegierung CMSX-4) experimentell validiert. Zudem steht mit einem tiefgezogenen Rundnapf aus DP600 Kaltband ein Anwendungsbeispiel zur Verfügung, um die Praxistauglichkeit der neu entwickelten Mess- und Auswertestrategie zu überprüfen. Zusätzlich wurde der Tiefziehprozess im Rahmen des Graduiertenkollegs 1483 von Jan Pagenkopf (Fraunhofer IWM Freiburg bzw. IAM, Karlsruher Institut für Technologie) mittels FEM simuliert und die numerischen Ergebnisse werden mit den experimentellen Ergebnissen verglichen.

6.3.1 Konventionelle fallspezifische Kalibrierung - Standardformulierung

Ein beliebter Lösungsansatz für die inkrementelle Bohrlochmethode bei Verstößen gegen geometrische Randbedingungen (z. B. Bauteildicke) oder auch bei beschichteten Werkstoffen ist die Verwendung von fallspezifischen Kalibrierdaten. Dabei werden „maßgeschneiderte“ Kalibrierdaten für den jeweiligen Anwendungsfall bestimmt, wodurch die Kalibrierdaten auch von den geometrischen Randbedingungen oder vom Werkstoffzustand abhängig sind. Eine fallspezifische Kalibrierung ist sowohl für die Integralmethode als auch für die Differentialmethode möglich. Dabei ist zu beachten, dass die Standardformeln für die Spannungsberechnung (vgl. Kapitel 2.4.1) weiterhin verwendet werden können. An der eigentlichen Spannungsanalyse ändert sich folglich nichts. In diesem Kapitel sind konventionelle fallspezifische Kalibrierdaten für die untersuchten idealen Lagen bestimmt worden, die zusätzlich von deren Textur bzw. deren Elastizitätstensor abhängen. Diese wurden für die Integral- und die Differentialmethode numerisch durch FE-Simulation

bestimmt. Mit den fallspezifisch bestimmten Kalibrierdaten werden die Spannungen in DMS-Rosettenorientierung σ_{0° und σ_{90° berechnet, welche mit den Hauptspannungen übereinstimmen. Dabei wurden die Kalibrierspannungszustände bewusst unterschiedlich zu den auszuwertenden Spannungszuständen gewählt. Es wird wiederum die nach Gleichung (6-1) berechnete Spannungsabweichung als Funktion der normierten Bohrtiefe dargestellt. Darüber hinaus sind in den Diagrammen die Spannungsabweichungen für eine Auswertung mit konventionellen Kalibrierdaten auf Basis isotropen Materialverhaltens abgebildet. Die Spannungsabweichungen innerhalb des Vertrauensbereichs werden verwendet, um die Tauglichkeit der fallspezifischen Kalibrierung (Standardformulierung) zu bewerten.

Integralmethode

Die Kalibrierkonstanten für die Integralmethode werden üblicherweise in zwei FE-Simulationen bestimmt. Für die Kalibrierkonstante A (vgl. Gleichung (2-25)) wird ein rotationssymmetrischer Spannungszustand an die Innenwand der Sacklochbohrung aufgeprägt. Dagegen wird die Konstante B für einen reinen Schubspannungszustand bestimmt. In beiden Fällen ist eine Kalibrierspannung von 100 MPa beaufschlagt worden.

Die Abweichungen der Spannungen in Rosettenorientierung für einen Eisen-Einkristall in Würfel-Lage sind für die drei untersuchten Spannungszustände in Abbildung 6.27 dargestellt. Mit einer konventionellen fallspezifischen Kalibrierung kann bei dieser Textur für alle drei Spannungszustände ein zufriedenstellendes Ergebnis erzielt werden. Alle Spannungsverläufe befinden sich innerhalb des definierten Toleranzbereichs von 10%. Für den zweiachsigen $\sigma_x = 2\sigma_y$ und den rotationssymmetrischen Spannungszustand werden dabei die berechneten Spannungen mit einem maximalen Fehler von etwa 8% bzw. 6% leicht überschätzt. Beim reinen Schubspannungszustand werden die Spannungen mit einer Abweichung von ca. -2% dagegen tendenziell eher unterschätzt. Im Vergleich dazu liegen die nach einer konventionellen Auswertung (Kalibrierdaten für isotropes Materialverhalten) bestimmten Spannungsverläufe bereits oberflächennah deutlich außerhalb des Toleranzbereichs.

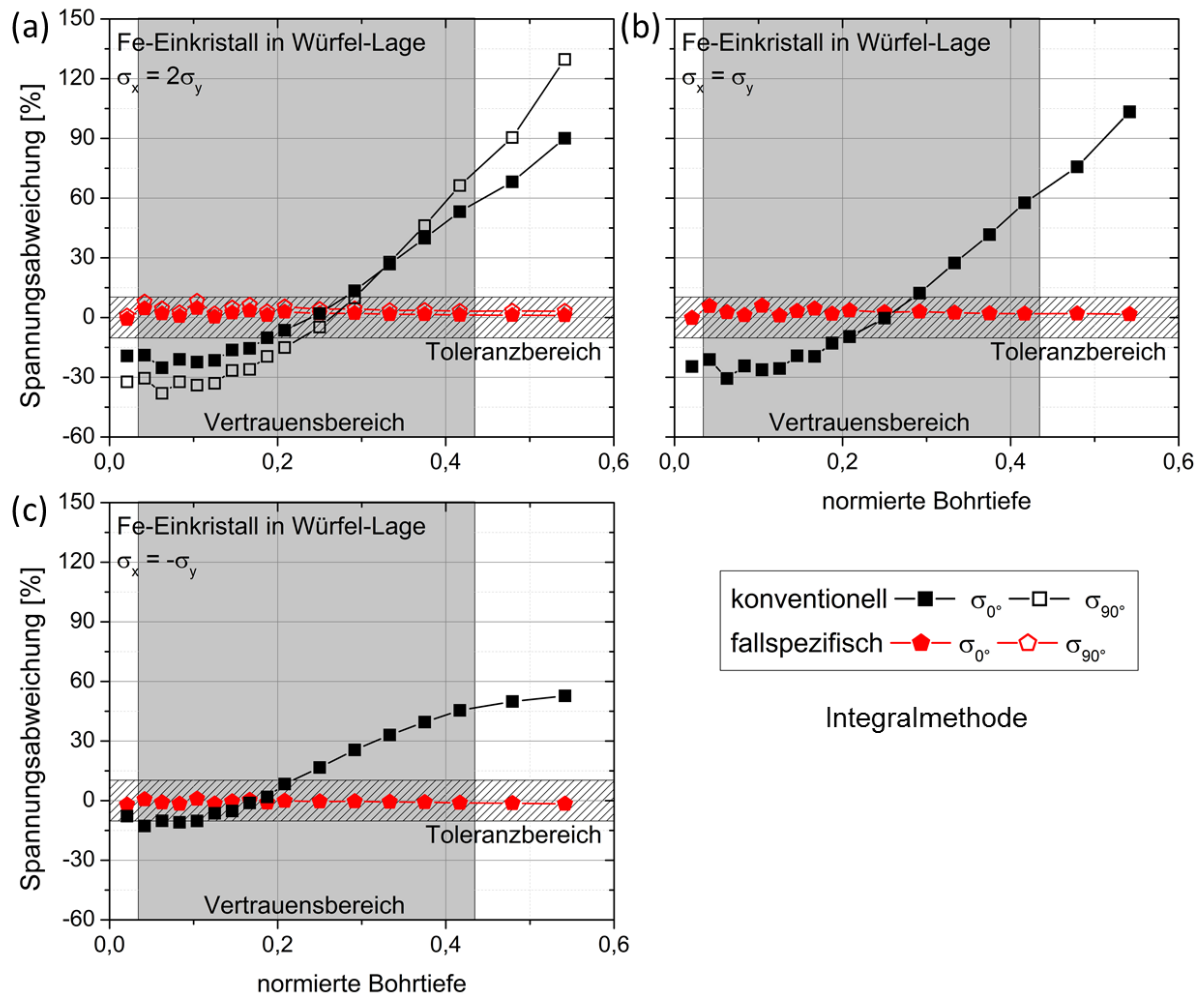


Abbildung 6.27: Spannungsbewertung für die Integralmethode nach einer konventionellen Auswertung (Annahme: isotropes Materialverhalten) und fallspezifischen Kalibrierung (Annahme: texturierter Werkstoffzustand) anhand eines Eisen-Einkristalls in Würfel-Lage für Spannungszustände von $\sigma_x = 2\sigma_y$ (a), $\sigma_x = \sigma_y$ (b) und $\sigma_x = -\sigma_y$ (c).

Abbildung 6.28 zeigt die Spannungsabweichungen in Rosettenorientierung über die normierte Bohrtiefe für einen Eisen-Einkristall in Goss-Lage. Im Vergleich zur Würfel-Lage können hier die Spannungen auch nach einer fallspezifischen Kalibrierung nicht zufriedenstellend bestimmt werden. Für alle untersuchten Spannungszustände liegen die Verläufe von σ_{0° , und σ_{90° außerhalb des Toleranzbereichs. Die Abweichungen von σ_{0° sind dabei am geringsten, wogegen für σ_{90° die größten Abweichungen detektiert werden können. Die Spannungsabweichungen für den zweiachsigen als auch für den rotationssymmetrischen Spannungszustand ähneln sich sehr. Nach einer fallspezifischen Auswertung werden oberflächennah beide Spannungskomponenten überschätzt, wobei σ_{90° mit rund 50% die größte Abweichung aufweist. Ab einer normierten Bohrtiefe von ca. 0,18 nehmen die Abweichungen für beide Spannungszustände negative Werte an, wodurch maximale Abweichungen von etwa -70% resultieren. Die Fehler sind sogar teilweise höher als nach einer konventionellen Auswertung auf Basis isotropen Materialverhaltens. Beim Vorliegen

von reiner Schubspannung ist der Verlauf der Spannungskomponente unter 90° qualitativ identisch zu denen der anderen beiden Spannungszustände, allerdings sind die Abweichungen mit 55% (oberflächennah) und -89% (in größerer Bohrtiefe) leicht erhöht. Die Spannungskomponenten unter 0° zeigt oberflächennah mit ca. -18% negative Abweichungen. Ab einer normierten Bohrtiefe von 0,18 gehen die Abweichungen in den positiven Bereich über (maximale Abweichung von etwa 29%).

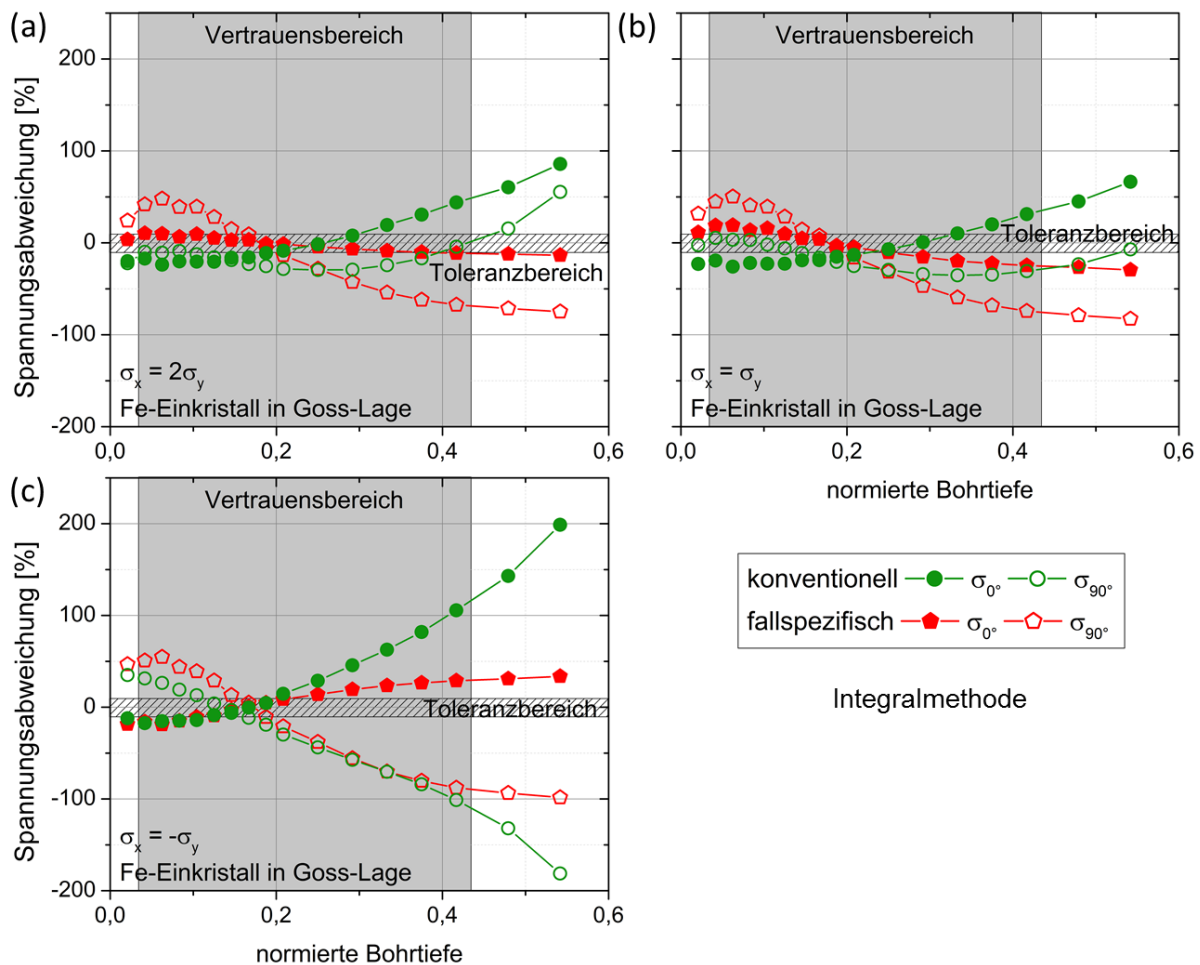


Abbildung 6.28: Spannungsabweichung für die Integralmethode nach einer konventionellen Auswertung (Annahme: isotropes Materialverhalten) und fallspezifischen Kalibrierung (Annahme: texturierter Werkstoffzustand) anhand eines Eisen-Einkristalls in Goss-Lage für Spannungszustände von $\sigma_x = 2\sigma_y$ (a), $\sigma_x = \sigma_y$ (b) und $\sigma_x = -\sigma_y$ (c).

Bei der Messing-Lage stimmen die Verläufe der Spannungsabweichungen für die ersten beiden Spannungszustände ebenfalls wieder qualitativ überein (siehe Abbildung 6.29). Nahe der Oberfläche werden die Spannungen leicht überschätzt. Bereits ab einer normierten Bohrtiefe von 0,17 nehmen die Abweichungen negative Werte an. Die Spannungskomponente für den DMS unter 90° weist dabei mit -36% für $\sigma_x = 2\sigma_y$ bzw. -38% für $\sigma_x = \sigma_y$ die größte Abweichung auf. Für den zweiachsigen Spannungszustand befinden sich die berechneten

Abweichungen von σ_{0° innerhalb des Toleranzbereichs. Insgesamt weist diese Spannungskomponente die geringsten Abweichungen von der Sollspannung auf. Liegt ein Schubspannungszustand vor, zeigt die Spannung in 90° -Richtung wiederum im Bereich der Oberfläche positive Abweichungen. Mit zunehmender Bohrtiefe werden die Abweichungen negativ und enden innerhalb des Vertrauensbereichs mit einer maximalen Abweichung von knapp über -40%. Die Spannungskomponente unter 0° wird nahe der Oberfläche unterschätzt. Die Spannungen steigen dann mit zunehmender Bohrtiefe an und es können Abweichungen von ca. 11% beobachtet werden.

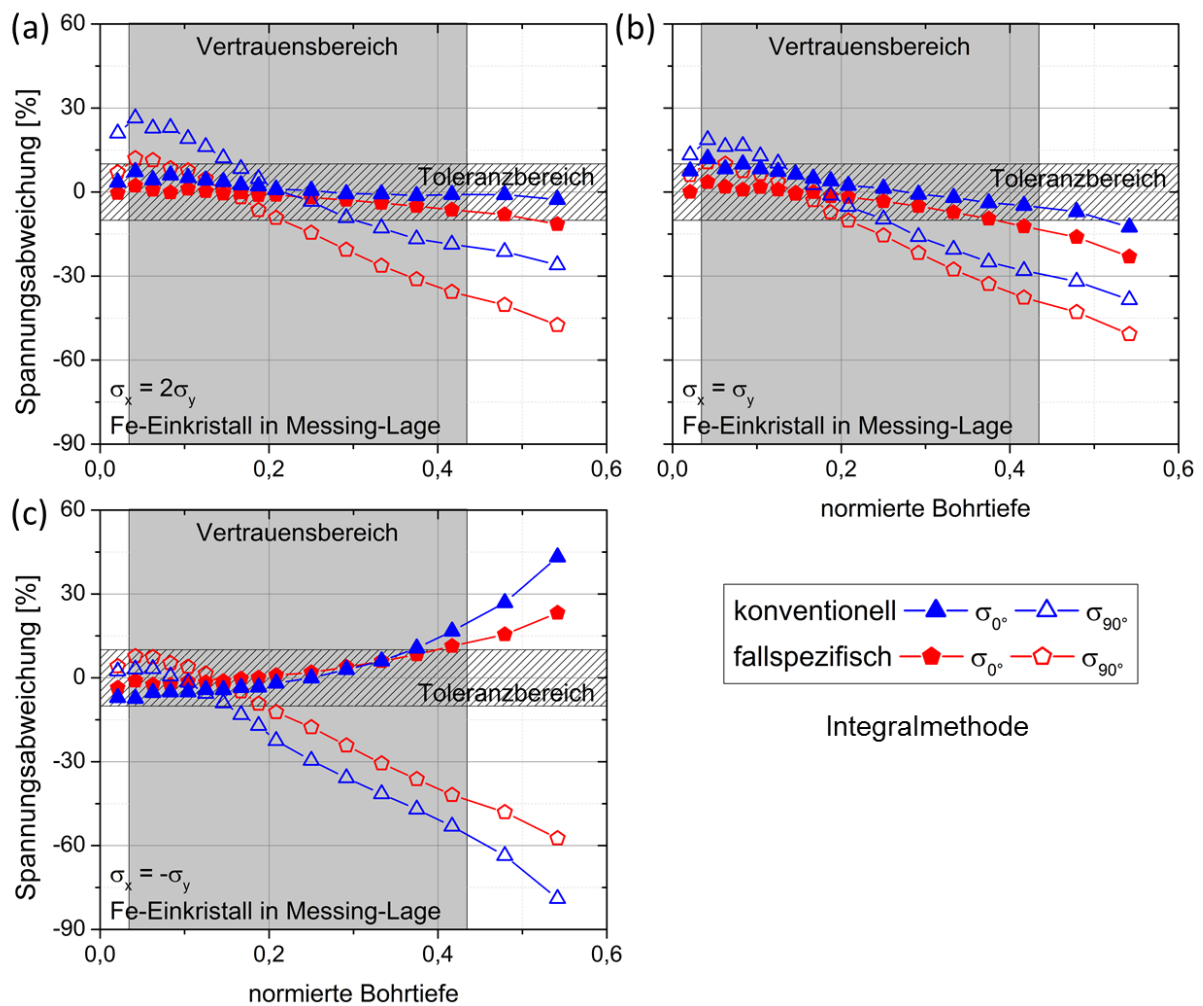


Abbildung 6.29: Spannungsabweichung für die Integralmethode nach einer konventionellen Auswertung (Annahme: isotropes Materialverhalten) und fallspezifischen Kalibrierung (Annahme: texturierter Werkstoffzustand) anhand eines Eisen-Einkristalls in Messing-Lage für Spannungszustände von $\sigma_x = 2\sigma_y$ (a), $\sigma_x = \sigma_y$ (b) und $\sigma_x = -\sigma_y$ (c).

Zusammenfassend lässt sich sagen, dass eine konventionelle fallspezifische Kalibrierung für die Integralmethode nur dann sinnvoll ist, wenn die Symmetrie der elastischen Eigenschaften hoch ist. Im Falle der Würfel-Lage konnten die Spannungen zuverlässig bestimmt werden und der Fehler belief sich auf weniger als 10%. Für Texturzustände mit einer niedrigeren Symmetrie innerhalb der Messebene eignet sich diese Vorgehensweise allerdings nicht. Es

ergeben sich teilweise sehr hohe Abweichungen von über 80%, die unter Umständen sogar größer sind, als nach einer konventionellen Auswertung mit Kalibrierdaten auf Basis von isotropen Materialzuständen.

Differentialmethode

Für die Differentialmethode reicht im Gegensatz zur Integralmethode eine Kalibriersimulation zur Bestimmung der beiden fallspezifischen Kalibrierfunktionen K_x und K_y aus. Bei den für dieses Kapitel durchgeführten Kalibriersimulationen wurde ein zweiachsiger Kalibrierspannungszustand mit $\sigma_{K,x} = 3\sigma_{K,y} = 300$ MPa gewählt. Neben den Ergebnissen für die fallspezifische Bestimmung der Spannungen in Rosettenorientierung σ_{0° und σ_{90° werden auch die Ergebnisse nach einer konventionellen Auswertung (Standard-Kalibrierfunktionen für isotropes Materialverhalten) gezeigt.

In Abbildung 6.30 sind die Spannungsabweichungen nach einer konventionellen und fallspezifischen Auswertung an Eisen-Einkristallen in Würfel-Lage in Abhängigkeit der unterschiedlichen Spannungszustände aufgetragen. Für einen Einkristall in Würfel-Lage können die Spannungen für die DMS unter 0° und 90° nach einer Auswertung mit konventionellen fallspezifischen Kalibrierfunktionen sehr gut wiedergegeben werden. Für den zweiachsigen Spannungszustand $\sigma_x = 2\sigma_y$ kann für diese Richtungen eine Abweichung von maximal ca. 5% detektiert werden. Die Spannungsverläufe unter 0° und 90° beim Vorliegen eines rotationssymmetrischen Spannungszustandes weichen hingegen maximal um etwa 3% ab. Für einen reinen Schubspannungszustand können beide Spannungskomponenten mit einer Genauigkeit von ca. 2% ermittelt werden. Im Gegensatz dazu weichen die mittels einer konventionellen Auswertung bestimmten Spannungen mit bis zu 35% deutlich von den Sollspannungen ab. Der hohe Symmetriegrad der Würfel-Lage lässt folglich, wie bereits für die Ergebnisse der Integralmethode gezeigt, eine fallspezifische Kalibrierung für eine hinreichend genaue ES-Analyse der Spannungen in Rosettenorientierung σ_{0° und σ_{90° zu.

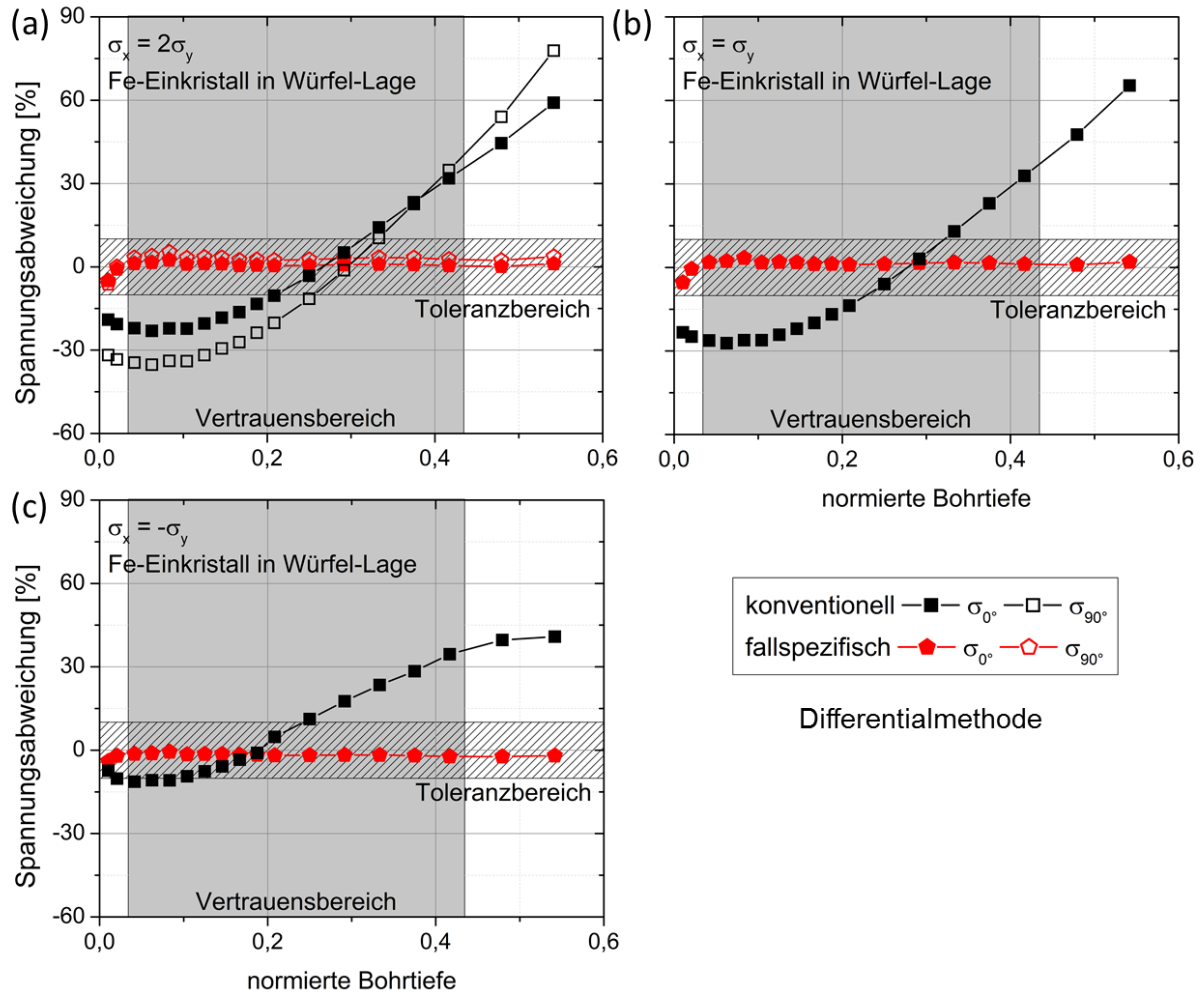


Abbildung 6.30: Spannungsabweichung für die Differentialmethode nach einer konventionellen Auswertung (Annahme: isotropes Materialverhalten) und fallspezifischen Kalibrierung (Annahme: texturierter Werkstoffzustand) anhand eines Eisen-Einkristalls in Würfel-Lage für Spannungszustände von $\sigma_x = 2\sigma_y$ (a), $\sigma_x = \sigma_y$ (b) und $\sigma_x = -\sigma_y$ (c).

Abbildung 6.31 zeigt die Spannungsabweichungen für einen Eisen-Einkristall in Goss-Lage. Abgesehen vom reinen Schubspannungszustand weicht die durch eine konventionelle fallspezifische Kalibrierung bestimmte Spannung im gesamten Vertrauensbereich im Falle der Goss-Lage für den DMS unter 0° nur geringfügig (maximal ca. -6%) von der Nominalspannung ab. Die Spannungskomponente unter 0° wird bei reiner Schubspannung ab einer normierten Bohrtiefe von ca. 0,4 überschätzt und liegt mit einer Abweichung von etwa 12% außerhalb des Toleranzbereichs. Für die Spannungskomponente unter 90° werden bei einer fallspezifischen Auswertung unabhängig vom vorliegenden Spannungszustand zum Teil deutliche Abweichungen berechnet. Hier kann beim reinen Schubspannungszustand die größte Abweichung mit -78% festgestellt werden. Die Abweichungen sind dabei sogar größer als bei einer konventionellen Auswertung auf Basis isotropen Materialverhaltens. Insgesamt konnte aber durch die fallspezifische Kalibrierung zumindest eine Verbesserung der

Spannungsbestimmung für die Komponente unter 0° im Vergleich zur isotropen Auswertung erzielt werden.

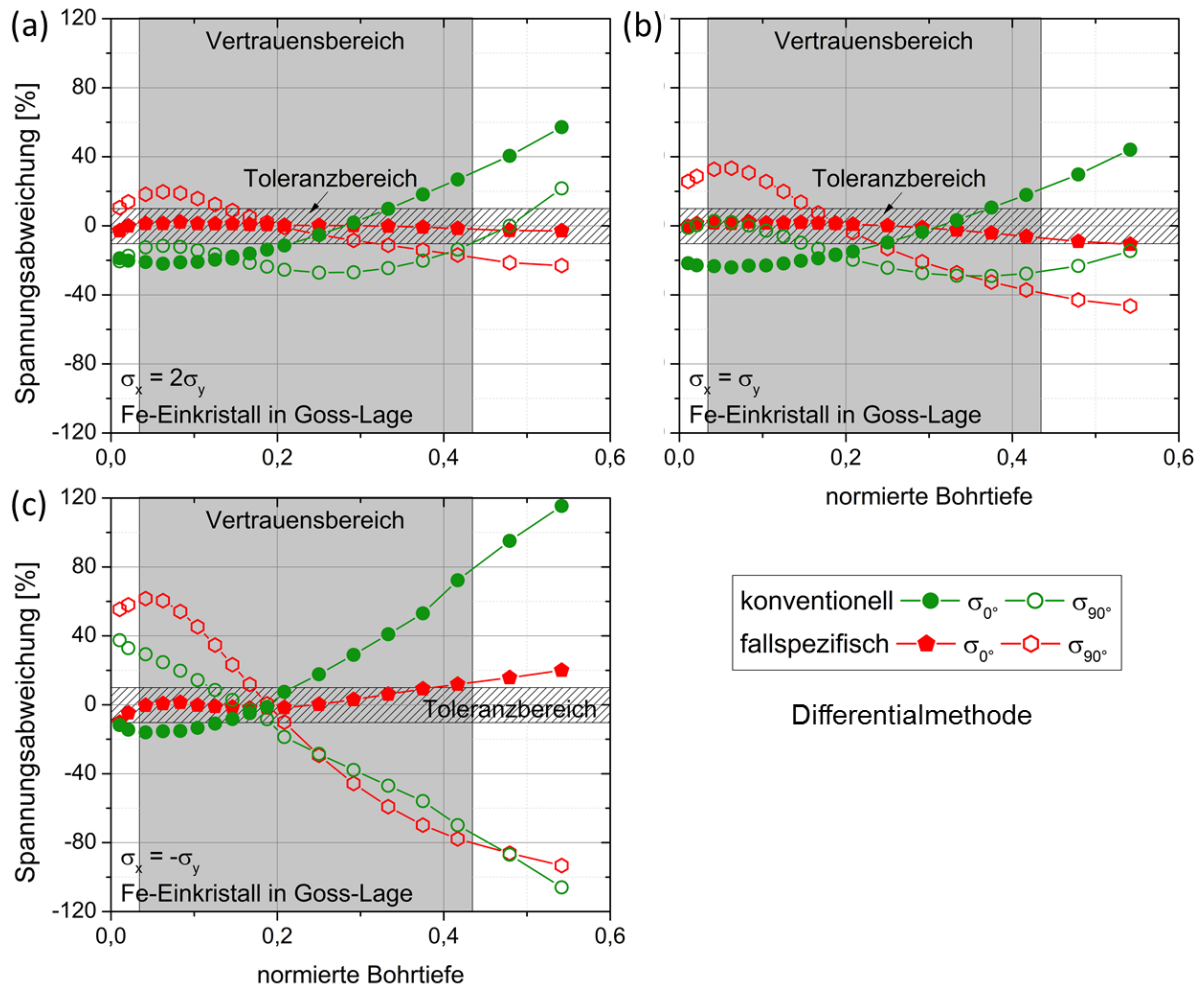


Abbildung 6.31: Spannungabweichung für die Differentialmethode nach einer konventionellen Auswertung (Annahme: isotropes Materialverhalten) und fallspezifischen Kalibrierung (Annahme: texturierter Werkstoffzustand) anhand eines Eisen-Einkristalls in Goss-Lage für Spannungszustände von $\sigma_x = 2\sigma_y$ (a), $\sigma_x = \sigma_y$ (b) und $\sigma_x = -\sigma_y$ (c).

Die Spannungabweichung nach einer fallspezifischen Kalibrierung für einen Eisen-Einkristall in Messing-Lage ist in Abbildung 6.32 dargestellt. Die Spannungskomponente unter 0° kann mittels fallspezifischer Kalibrierung für alle untersuchten Spannungszustände mit einer maximalen Abweichung von ca. 4% ermittelt werden. Jedoch weicht die Spannungskomponente unter 90° bis auf den zweiachsigen Spannungszustand (ca. -8%) deutlich von der Sollspannung ab. Die Spannungskomponente in 90° -Richtung weicht für den rotationssymmetrischen bzw. reinen Schubspannungszustand mit ca. -18% bzw. ca. -39% stark von der nominellen Spannung ab. Somit konnte wiederum die Spannungskomponente unter 0° mit einer Auswertung unter Zuhilfenahme von konventionellen fallspezifischen Kalibrierfunktionen zuverlässig innerhalb des definierten Toleranzbereiches von $\pm 10\%$

bestimmt werden. Allerdings ist dies für die Spannungskomponente unter 90° im Allgemeinen nicht möglich. Dabei sind die Spannungsabweichungen in etwa gleich groß wie bei der Auswertung mit Kalibrierfunktionen auf Basis von elastisch isotropen Werkstoffzuständen.

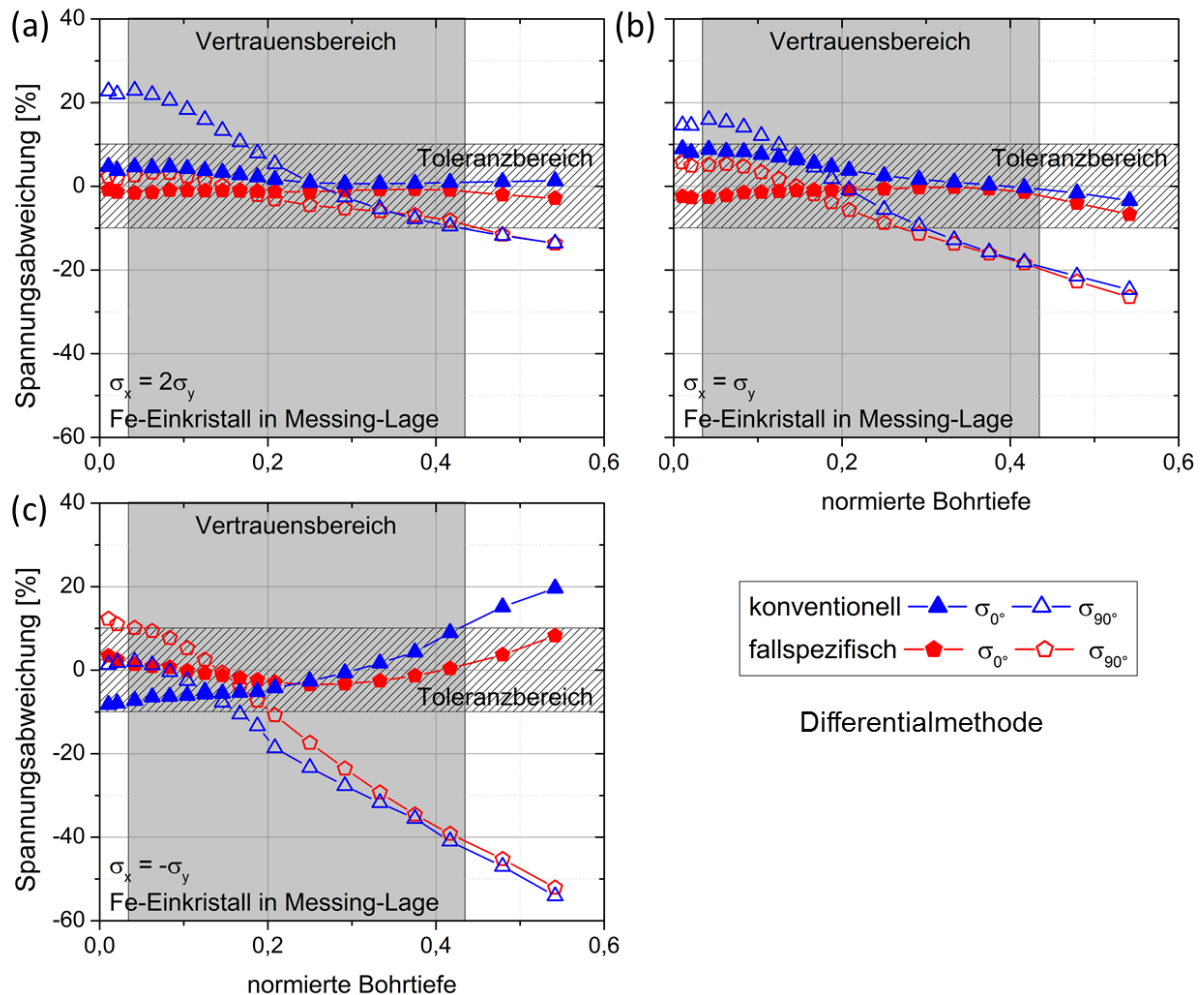


Abbildung 6.32: Spannungabweichung für die Differentialmethode nach einer konventionellen Auswertung (Annahme: isotropes Materialverhalten) und fallspezifischen Kalibrierung (Annahme: texturierter Werkstoffzustand) anhand eines Eisen-Einkristalls in Messing-Lage für Spannungszustände von $\sigma_x = 2\sigma_y$ (a), $\sigma_x = \sigma_y$ (b) und $\sigma_x = -\sigma_y$ (c).

Eine fallspezifische Kalibrierung kann im Allgemeinen den richtungsabhängigen Zusammenhang zwischen den anisotropen Materialparametern E und ν nicht ausreichend beschreiben. Allerdings stellt die Würfel-Lage wegen ihres hohen Symmetriegrades in der Messebene eine Ausnahme dar. Für jedes orthogonal zueinander stehende Richtungspaar (z.B. 0° und 90°) sind die elastischen Eigenschaften identisch. Sofern also die Orientierung der Hauptspannungen bekannt ist und in diese Richtung fallspezifisch kalibriert wird, können die Spannungen zuverlässig bestimmt werden. Daher kann die fallspezifische Kalibrierung als Lösungsansatz für diese spezielle Textur (Würfel-Lage) angesehen werden.

6.3.2 Fallspezifische Kalibrierung – Vollfeldanalyse (ESPI)

Bisher wurden für die fallspezifische Kalibrierung ausschließlich Kalibrierdaten für diskrete DMS-Positionen verwendet. Gerade im Hinblick auf die richtungsabhängigen elastischen Materialeigenschaften von texturierten Werkstoffzuständen bietet die optische Dehnungsmessung (hier ESPI) aufgrund ihrer Vollfeldanalyse der Dehnungswerte ein großes Potential. Dieser Lösungsansatz wird experimentell anhand der einkristallinen Nickelbasissuperlegierung CMSX-4 vorgestellt.

Auch bei der Spannungsauswertung auf Basis von Interferenzbildern ist es möglich, fallspezifische Kalibrierdaten zu verwenden. Dabei liegen Kalibrierdaten hier in Form von Verschiebungsfeldern um das Bohrloch vor und werden typischerweise mittels FEM bestimmt. Die in dieser Arbeit verwendete Auswertesoftware „Helios“ basiert auf der Integralmethode. Eine fallspezifische Kalibrierung wird ausschließlich für die FFLSQ-Methode durchgeführt, da die Orthogonale Methode die trigonometrischen Zusammenhänge der Dehnungsauslösung um das Bohrloch verwendet (Reduktion des Rechenaufwandes), diese aber nur für isotrope Materialien gültig sind (vgl. Kapitel 2.4.2). Aufgrund der kubischen Kristallstruktur der CMSX-4 Probe, ist es ausreichend ein Viertelmodell zur Bestimmung der fallspezifischen Verschiebungsfelder zu verwenden. Das Simulationsmodell berücksichtigt dabei wiederum die elastische Anisotropie über die C_{nm} . Für die fallspezifische Kalibrierung ist je ein Set an Verschiebungsfeldern für einen einachsigen Spannungszustand in x- bzw. y-Richtung und für einen reinen Schubspannungszustand notwendig. Mit diesen drei Spannungszuständen kann dann jeder beliebige Spannungszustand über Superposition der drei Spannungszustände abgebildet werden. Die Kalibrierdateien enthalten neben den Koordinaten der Datenpunkte an der Oberfläche des Simulationsmodells die Verschiebungen an den Datenpunkten für die x-, y- und z-Komponente. Abbildung 6.33 zeigt exemplarisch die Verschiebungsfelder bei einem einachsigen Spannungszustand in x-Richtung für das zweite Bohrinkrement (Bohrtiefe $z = 0,08$ mm). Dabei sind die größten Verschiebungen in x-Richtung zu erkennen. Das Verschiebungsfeld der x-Komponente sieht der Interferenzerscheinung aus Abbildung 4.10b sehr ähnlich und weist ebenfalls eine schmetterlingsförmige Verteilung auf. Für die y-Komponente können lediglich geringe Verschiebungen in Bohrlochnähe registriert werden. Verschiebungen in z-Richtung sind hauptsächlich am Bohrlochrand zu verzeichnen, weshalb üblicherweise die Verschiebungen in der Nähe des Bohrlochrandes bei der Auswertung nicht berücksichtigt werden und ein bestimmter Abstand zum Bohrlochrand eingehalten wird (z.B. doppelter Bohrlochradius). Die

Dehnungsbestimmung bzw. die Spannungsberechnung wird nur für den Bereich zwischen den gestrichelten Linien in Abbildung 6.33 durchgeführt.

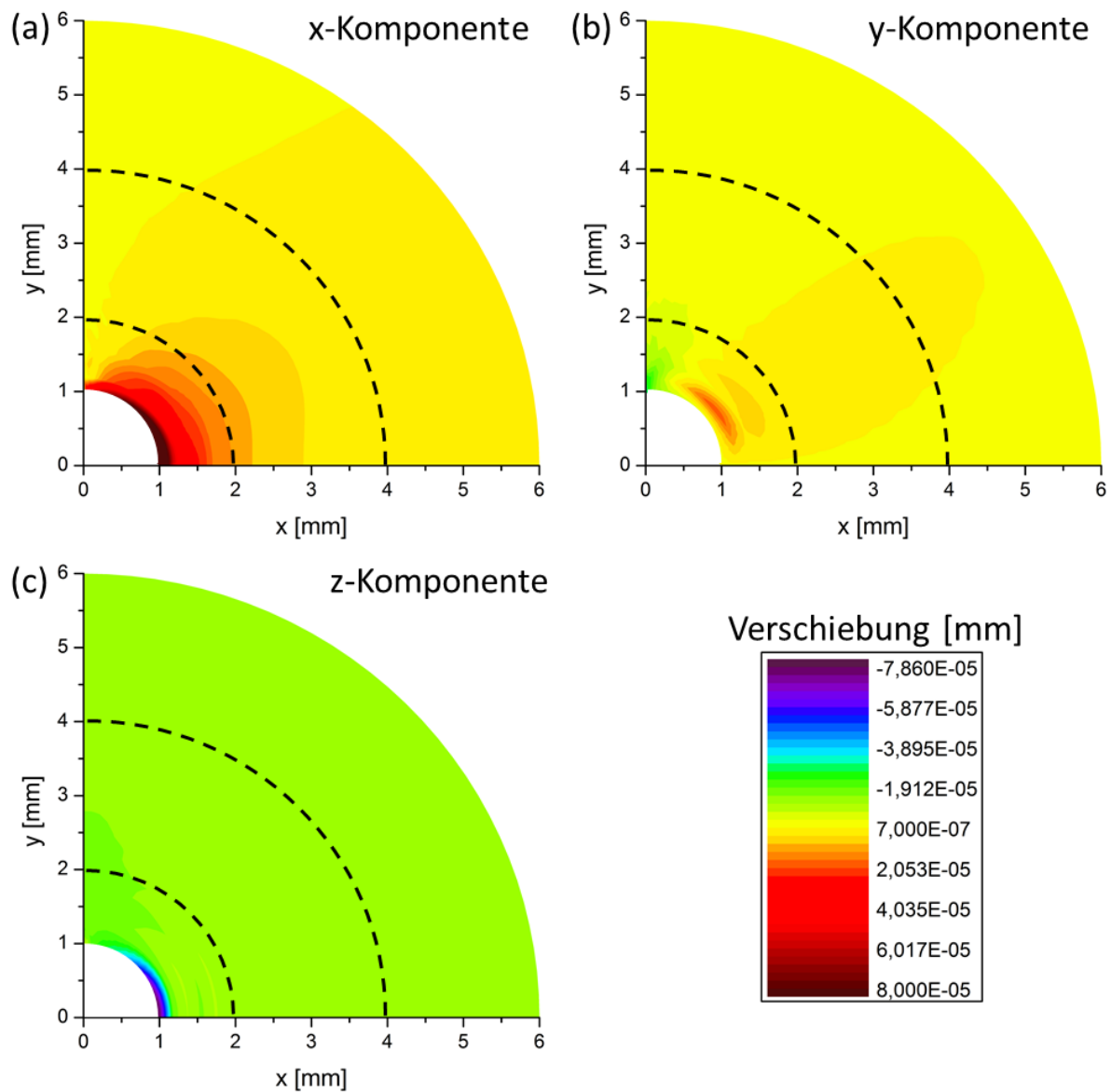


Abbildung 6.33: Verschiebungsfelder der x- (a), y- (b) und z-Komponente (c) aus einer fallspezifischen Kalibrierung unter Berücksichtigung der effektiven elastischen Konstanten von der einkristallinen Nickelbasissuperlegierung CMSX-4 bei einer einachsigen Kalibrierspannung in x-Richtung.

Ähnlich wie bei der Kalibrierdatenbestimmung bei der Bohrlochmethode mit DMS-Rosetten, werden die Verschiebungsfelder auf die Kalibrierspannung und auf die elastischen Eigenschaften des Materials normiert, indem bei der Simulation die Kalibrierspannung zu 1 MPa gewählt wird und der Elastizitätstensor so normiert wird, dass der E-Modul in x-Richtung ebenfalls zu 1 MPa wird. Dadurch kann im vorliegenden Beispiel der makroskopische E-Modul von isotropem Nickel für die Spannungsberechnung verwendet werden. Die Schnittstelle von „Helios“ erlaubt das Einlesen eigener Verschiebungsfelder von insgesamt neun Tiefeninkrementen, die homogen über die Tiefe verteilt sind. Daher wurden

im Experiment Tiefeninkremente von 0,4 mm gewählt. Bei einer konventionellen Auswertung mit Standardkalibrierdaten (Annahme: isotropes Materialverhalten) können beliebig viele Tiefeninkremente ausgewertet werden.

Spannungsverläufe aus ESPI-Bohrlochmessungen in Kombination mit der 4-Punktbiegevorrichtung nach einer konventionellen und fallspezifischen Auswertung werden in Abbildung 6.34 miteinander verglichen. Die Messung wurde auf derselben Probe unter gleicher Belastung wie die DMS-Bohrlochmessung in Abbildung 6.13 durchgeführt. Generell konnten auch mit der ESPI-Bohrlochmethode ähnliche Ergebnisse erzielt werden. Die konventionelle Auswertung der Interferogramme kann den ausgeprägten Biegespannungszustand nicht zuverlässig wiedergeben. Oberflächennah liegt der Spannungsverlauf noch relativ nah an den ausgeprägten Sollspannungen. Insbesondere mit zunehmender Bohrtiefe nimmt die Abweichung zur Sollspannung signifikant zu und ein maximaler Fehler von ca. 62% kann innerhalb des Vertrauensbereichs berechnet werden. Im Gegensatz dazu liegt der maximale Fehler bei einer fallspezifischen Eigenspannungsbestimmung bei lediglich ca. 19% und der Biegespannungsverlauf kann ab einer normierten Bohrtiefe von ca. 0,3 besser wiedergegeben werden. Somit kann unter Verwendung einer fallspezifischen Kalibrierung auf Basis von numerisch bestimmten Verschiebungsfeldern, welche die elastische Anisotropie des untersuchten Materials berücksichtigt, eine deutliche Verbesserung bei der Eigenspannungsanalyse an stark texturierten Werkstoffzuständen erreicht werden.

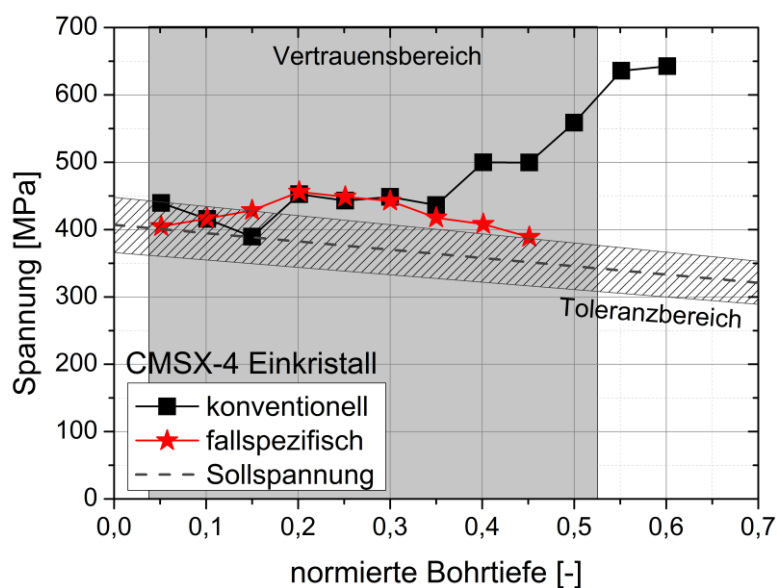


Abbildung 6.34: Konventionelle und fallspezifische Auswertung von ESPI-Daten aus einem 4-Punktbiegeexperiment an einer einkristallinen Nickelbasissuperlegierung vom Typ CMSX-4.

Insgesamt kann eine konventionelle fallspezifische Kalibrierung sowohl für die Integral- als auch für die Differentialmethode, unabhängig von der Methode der Dehnungsmessung, verwendet werden, um eine Eigenspannungsanalyse an Texturen mit kubischer Symmetrie (Würfel-Lage) zuverlässig durchzuführen. Allerdings können, wie aus den Ergebnissen der Kapitel 6.3.1 und 6.3.2 ersichtlich, Texturen mit niedriger Symmetrie (orthotrop (Goss-Lage) und triklin (Messing-Lage)) mittels konventioneller fallspezifischer Kalibrierung nicht zuverlässig ausgewertet werden. Vielmehr sind die berechneten Spannungsabweichungen teilweise größer als nach einer konventionellen Auswertung auf Basis isotropen Materialverhaltens. Daher ist es notwendig eine Auswertestrategie zu entwickeln, die hinsichtlich der Textursymmetrie allgemeingültig ist und somit eine zuverlässige Eigenspannungsanalyse an texturierten Werkstoffzuständen unabhängig von der Textursymmetrie erlaubt.

6.3.3 Mehrfache fallspezifische Kalibrierung – Weiterentwicklung Differentialmethode

Für isotrope Materialien sind zwei Kalibrierfunktionen (Differentialmethode) vollkommen ausreichend, um das elastische Materialverhalten zu beschreiben. Der Einfachheit halber soll hier ein einachsiger Kalibrierspannungszustand mit $\sigma_{K,x}(\zeta)$ und $\sigma_{K,y}(\zeta) = 0$ betrachtet werden. Die Kalibrierfunktion $K_x(\zeta)$ (siehe Gleichung (2-13)) gibt dabei die Materialreaktion in Belastungsrichtung an, wenn Material durch das inkrementelle Bohren entfernt wird und entspricht somit dem Verhalten bei „Längsdehnung“. Im Vergleich dazu gibt die Kalibrierfunktion $K_y(\zeta)$ (siehe Gleichung (2-14)) die Dehnungsreaktion senkrecht zur Belastungsrichtung wieder und kann als „Querkontraktion“ betrachtet werden. Daraus kann abgeleitet werden, dass zwei Kalibrierfunktionen im Allgemeinen für anisotrope Materialien nicht ausreichend sind, da dadurch die Richtungsabhängigkeit der elastischen Eigenschaften nicht berücksichtigt wird. Prinzipiell verknüpfen die beiden Kalibrierfunktionen $K_x(\zeta)$ und $K_y(\zeta)$ die Dehnungsauslösung mit der Spannung die in Kalibrierrichtung wirkt. Wird nun beispielsweise zusätzlich senkrecht dazu in y-Richtung kalibriert, so würde das anisotrope elastische Materialverhalten in diesen beiden Richtungen vollständig beschrieben werden. Folglich sind mehrere Kalibrierfunktionen erforderlich, worauf die hier vorgestellte Mess- und Auswertestrategie beruht. Dabei ist zu beachten, dass die im Folgenden vorgestellte Auswertemethode nur dann angewandt werden darf, sofern in der Richtung des Hauptspannungssystems kalibriert wird, da die elastischen Eigenschaften in Hauptspannungsrichtung entscheidend für die gemessenen Dehnungsauslösungen sind.

Die vorgestellte Vorgehensweise basiert auf vier fallspezifisch bestimmten Kalibrierfunktionen. Die Kalibrierfunktionen können entweder experimentell oder numerisch bestimmt werden. Damit können schließlich die Spannungen in die beiden orthogonalen Richtungen der DMS unter 0° und 90° berechnet werden. Hierfür wird während der Kalibrierung eine neue Doppelindizierung der Kalibrierfunktionen und der gemessenen Dehnungsauslösungen eingeführt. Der erste Index gibt an, in welche Richtung die Dehnungsreaktion wirkt und der zweite Index gibt die Richtung der Kalibrierspannung an. Dabei ist darauf zu achten, dass der DMS unter 0° mit der x-Achse zusammenfällt und der DMS unter 90° der y-Achse zugewiesen ist. Eine homogene, einachsige Kalibrierspannung $\sigma_{K,x}(\xi)$ mit der eine Probe oder ein FE-Modell beansprucht wird, ruft demnach während des Bohrens eine Dehnungsauslösung $\varepsilon_{xx}(\xi)$ in x-Richtung hervor und kann über den E-Modul E_x mit der Kalibrierspannung verknüpft werden. Zusätzlich kann eine Dehnungsauslösung $\varepsilon_{yx}(\xi)$ in y-Richtung gemessen werden, welche über das Verhältnis von E-Modul E_x und Querkontraktionszahl ν_{yx} einen Zusammenhang mit der Kalibrierspannung herstellt. Demzufolge beschreiben die beiden Kalibrierfunktionen $K_{xx}(\xi)$ und $K_{yx}(\xi)$ das anisotrope Materialverhalten, wenn eine Spannung in x-Richtung wirkt. Die Zusammenhänge sind analog für die Bestimmung der Kalibrierfunktionen $K_{yy}(\xi)$ und $K_{xy}(\xi)$ in y-Richtung. Dadurch wird das anisotrope Materialverhalten für die beiden orthogonalen Messrichtungen ausreichend beschrieben und die in diese Richtungen wirksamen Eigenspannungen können zuverlässig bestimmt werden. Die Formeln zur Berechnung der vier Kalibrierfunktionen können den Gleichungen (6-2) bis (6-5) entnommen werden.

$$K_{xx}(\xi) = \frac{\frac{d\varepsilon_{xx}(\xi)}{d\xi} \cdot E_x}{\sigma_{K,x}} \quad (6-2)$$

$$K_{yx}(\xi) = -\frac{\frac{d\varepsilon_{yx}(\xi)}{d\xi} \cdot E_x}{\nu_{yx} \sigma_{K,x}} \quad (6-3)$$

$$K_{yy}(\xi) = \frac{\frac{d\varepsilon_{yy}(\xi)}{d\xi} \cdot E_y}{\sigma_{K,y}} \quad (6-4)$$

$$K_{xy}(\xi) = -\frac{\frac{d\varepsilon_{xy}(\xi)}{d\xi} \cdot E_y}{\nu_{xy} \sigma_{K,y}} \quad (6-5)$$

Folglich werden zwei Kalibriersimulationen bzw. –experimente jeweils mit einachsiger Belastung für die Bestimmung der vier Kalibrierfunktionen benötigt. Ein schematischer

Überblick über die vorgestellte Mess- und Auswertestrategie ist in Abbildung 6.35 skizziert. Durch die Verwendung von vier fallspezifischen Kalibrierfunktionen muss die Berechnung der beiden Spannungen σ_{0° und σ_{90° in Rosettenorientierung angepasst und erweitert werden (siehe Formel (6-6) und (6-7)).

$$\sigma_{0^\circ}(\xi) = \frac{E_x}{K_{xx}(\xi) \cdot K_{yy}(\xi) - \nu_{xy} \nu_{yx} K_{xy}(\xi) K_{yx}(\xi)} \cdot \left[K_{yy}(\xi) \frac{d\varepsilon_{0^\circ}(\xi)}{d\xi} + \nu_{xy} K_{xy}(\xi) \frac{d\varepsilon_{90^\circ}(\xi)}{d\xi} \right] \quad (6-6)$$

$$\sigma_{90^\circ}(\xi) = \frac{E_y}{K_{xx}(\xi) \cdot K_{yy}(\xi) - \nu_{xy} \nu_{yx} K_{xy}(\xi) K_{yx}(\xi)} \cdot \left[K_{xx}(\xi) \frac{d\varepsilon_{90^\circ}(\xi)}{d\xi} + \nu_{yx} K_{yx}(\xi) \frac{d\varepsilon_{0^\circ}(\xi)}{d\xi} \right] \quad (6-7)$$

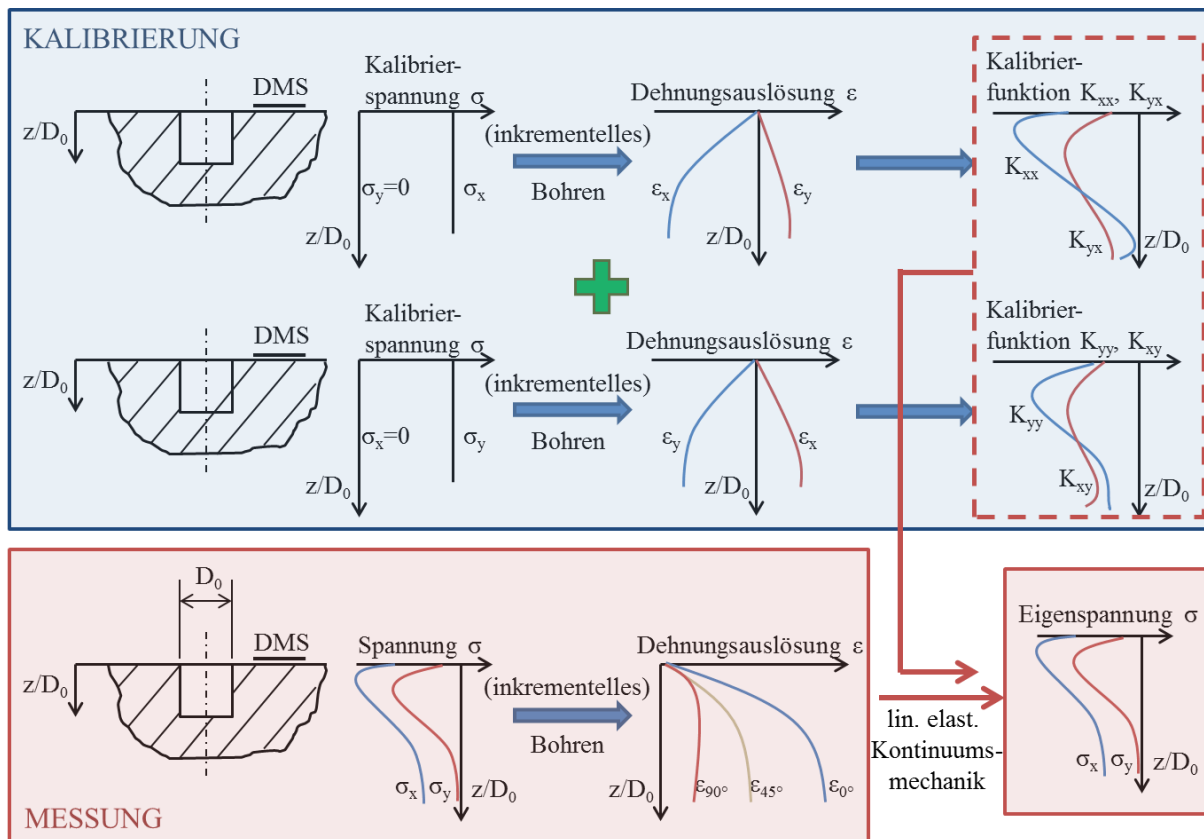


Abbildung 6.35: Grafische Darstellung zur Spannungsermittlung mittels mehrfacher fallspezifischer Kalibrierung nach [123].

Die E-Moduln sowie die Querkontraktionszahlen in den Formeln (6-2) bis (6-7) kürzen sich während der Spannungsberechnung raus, wodurch eine exakte Kenntnis dieser Werte nicht notwendig ist. Falls die elastischen Materialeigenschaften wie beispielsweise bei der Würfel-Lage in den beiden Messrichtungen identisch sind, kann auf eine Anwendung von vier fallspezifisch bestimmten Kalibrierfunktionen verzichtet werden. In diesem Fall reichen, wie die Ergebnisdarstellung in Kapitel 6.3.1 gezeigt hat, konventionelle fallspezifische Kalibrierfunktionen nach den Formeln (2-13) und (2-14) aus. Somit vereinfacht sich auch die

Spannungsberechnung und die Standardformeln der Differentialmethode können für die Berechnung von σ_{0° und σ_{90° herangezogen werden.

Im Nachfolgenden soll das Potential einer Auswertung mit vier fallspezifischen Kalibrierfunktionen gezeigt werden. Dazu wird zunächst die Anwendung mehrfacher fallspezifischer Kalibrierfunktionen für Texturzustände mit homogener Textur über die Tiefe numerisch untersucht. Die vorgestellte Auswertestrategie wird dabei wiederum auf einen Eisen-Einkristall in unterschiedlichen idealen Lagen (Würfel, Goss und Messing) angewandt. Im Anschluss daran soll die Anwendbarkeit beim Vorliegen eines Texturgradienten über die Tiefe dargestellt werden. Abschließend wird die neu entwickelte Auswertemethode experimentell validiert.

Homogene Textur über die Tiefe

Für die Bestimmung der mehrfachen fallspezifischen Kalibrierfunktionen werden jeweils zwei einachsige Kalibrierspannungszustände mit 200 MPa auf das Simulationsmodell aufgeprägt. Die Ergebnisse der mehrfachen fallspezifischen Kalibrierung werden mit denen einer konventionellen fallspezifischen Kalibrierung verglichen. Die Spannungsabweichungen werden über die normierte Bohrtiefe dargestellt. Der definierte Toleranzbereich von $\pm 10\%$ ist immer noch gültig und der Vertrauensbereich einer zuverlässigen Bohrlochmessung ist über eine grau hinterlegte Fläche kenntlich gemacht.

Abbildung 6.36 zeigt den Vergleich zwischen einer Auswertung mit der in dieser Arbeit neu entwickelten Methodik auf Basis einer mehrfachen fallspezifischen Kalibrierung und einer Auswertung mittels konventioneller fallspezifischer Kalibrierfunktionen (Differentialmethode) für einen Eisen-Einkristall in Würfel-Lage. Für alle untersuchten Spannungszustände konnte wie auch schon bei einer konventionellen fallspezifischen Kalibrierung (Annahme: texturierter Werkstoffzustand, Standardformulierung der Auswertelgorithmen) im Vergleich zur konventionelle Kalibrierung (Annahme: isotropes Materialverhalten) eine signifikante Verbesserung erzielt werden. Die berechneten Abweichungen für eine Auswertung mit vier fallspezifischen Kalibrierfunktionen liegen innerhalb des Toleranzbereichs, wobei eine maximale Abweichung von ca. 4% nicht überschritten wird. Im Falle eines zweiachsigen Spannungszustandes mit $\sigma_x = 2\sigma_y$ sind die Abweichungen mit etwa 5% für die konventionelle fallspezifische Kalibrierung geringfügig größer. Dafür ist die Spannungsabweichung bei einem reinen Schubspannungszustand mit ca.

2% nach einer konventionellen fallspezifischen Kalibrierung etwas geringer als nach einer mehrfachen fallspezifischen Kalibrierung (ca. 4% Abweichung).

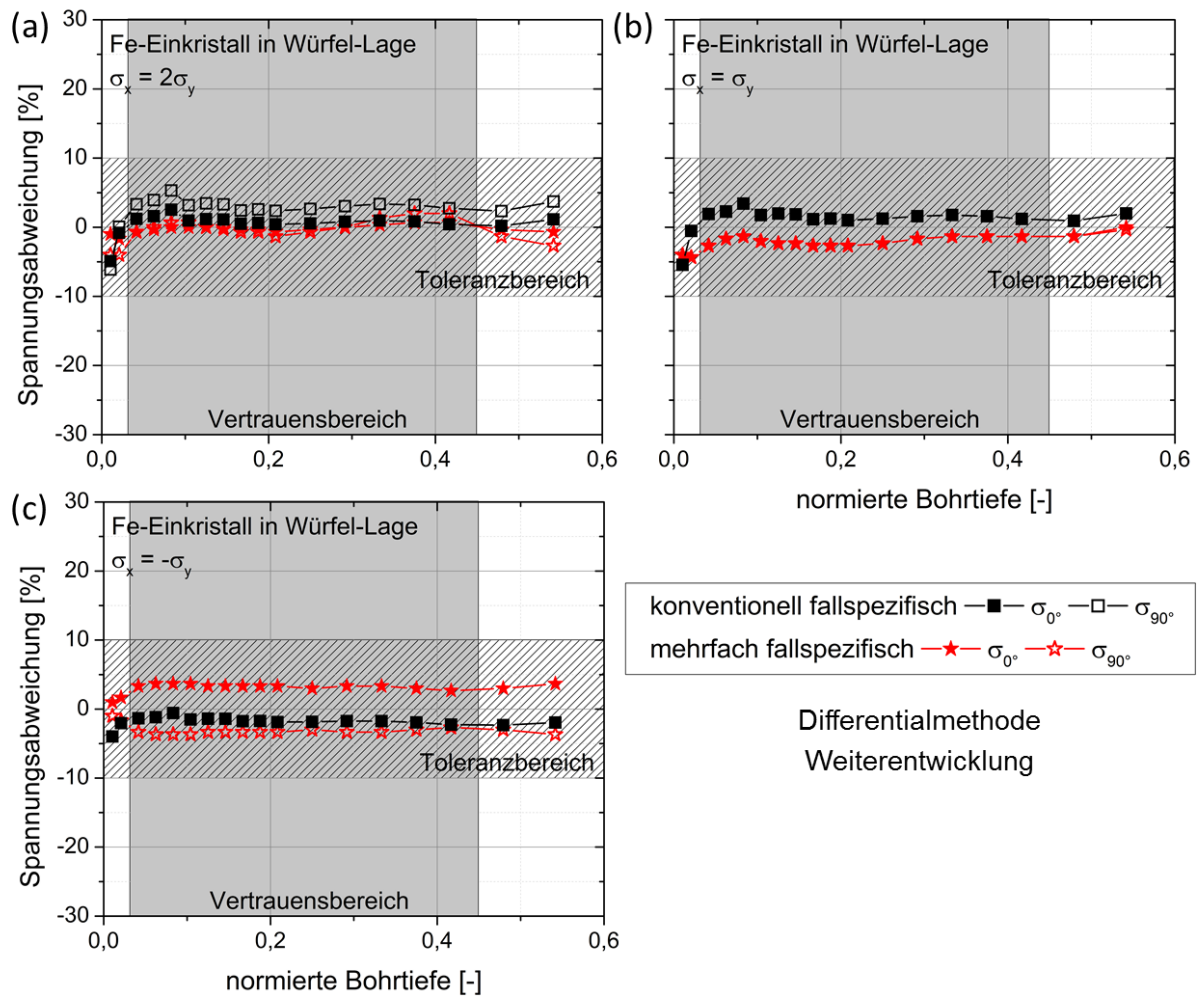


Abbildung 6.36: Vergleich zwischen einer Auswertung mit mehrfacher fallspezifischer Kalibrierung (4 Funktionen) und konventioneller fallspezifischer Kalibrierung (2 Funktionen) anhand eines Eisen-Einkristalls in Würfel-Lage für die Spannungszustände $\sigma_x = 2\sigma_y$ (a), $\sigma_x = \sigma_y$ (b) und $\sigma_x = -\sigma_y$ (c) nach [123].

Die Spannungsabweichungen für die Goss-Lage kann Abbildung 6.37 entnommen werden. Hier kann während der Spannungsberechnung mittels vier fallspezifisch bestimmten Kalibrierfunktionen das anisotrope Materialverhalten des Eisen-Einkristalls in Goss-Lage berücksichtigt werden, so dass insgesamt eine maximale Abweichung von ca. 8% (Schubspannungszustand) resultiert. Der berechnete Spannungsverlauf stimmt folglich gut mit dem aufgeprägten Sollspannungsverlauf überein und die Abweichungen befinden sich innerhalb der gesetzten Toleranzgrenzen. Im Vergleich dazu können bei einer Auswertung mit konventionellen fallspezifischen Kalibrierdaten maximale Abweichungen von ca. 78% (Schubspannungszustand) festgestellt werden.

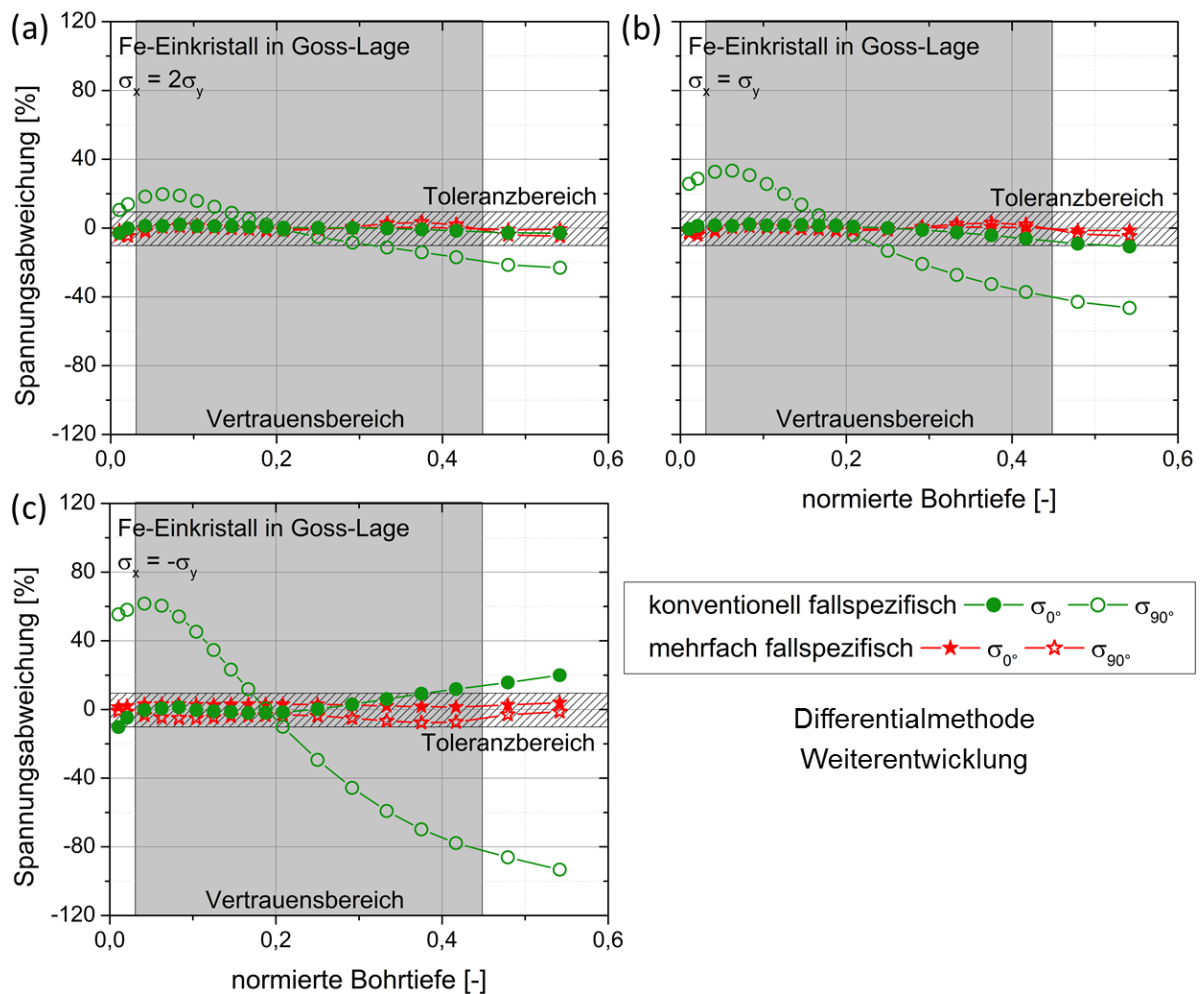


Abbildung 6.37: Vergleich zwischen einer Auswertung mit mehrfacher fallspezifischer Kalibrierung (4 Funktionen) und konventioneller fallspezifischer Kalibrierung (2 Funktionen) anhand eines Eisen-Einkristalls in Goss-Lage für die Spannungszustände $\sigma_x = 2\sigma_y$ (a) und $\sigma_x = \sigma_y$ (b) nach [123].

In Abbildung 6.38 sind die Spannungsabweichungen für einen Eisen-Einkristall in Messing-Lage nach einer konventionellen fallspezifischen und einer mehrfachen fallspezifischen Kalibrierung dargestellt. Auch für diese Textursymmetrie können mithilfe der neuen Auswertestrategie die Spannungen zuverlässig bestimmt werden. Die Spannungsabweichungen sind für alle untersuchten Spannungszustände kleiner 3%. Die Spannungsabweichungen für die Spannungskomponente unter 0° liegen auch für eine konventionelle fallspezifische Auswertung innerhalb des Toleranzbereichs. Allerdings weicht die Spannungskomponente in 90° -Richtung mit bis zu 39% (Schubspannungszustand) deutlich von der Sollspannung ab.

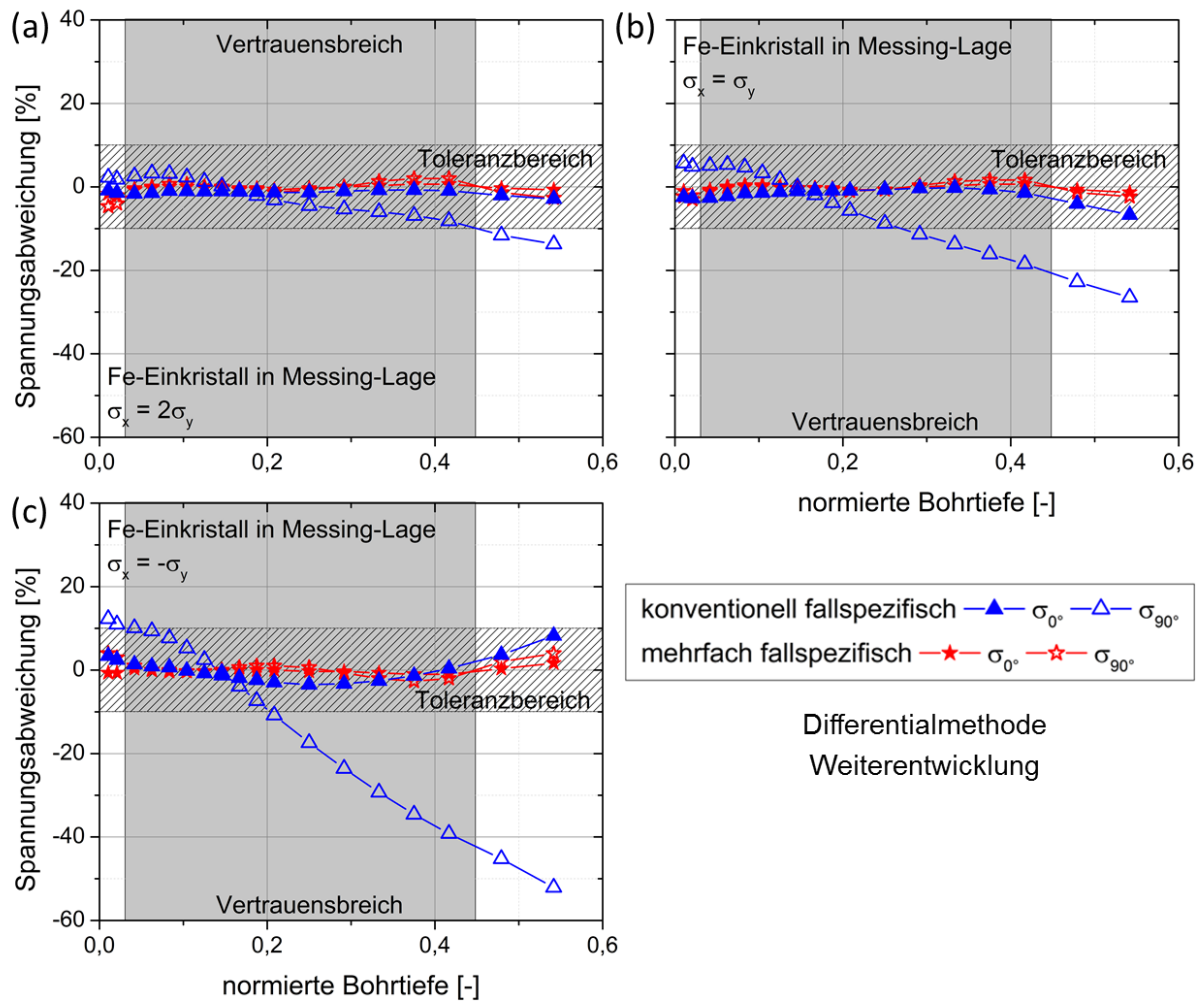


Abbildung 6.38: Vergleich zwischen einer Auswertung mit mehrfacher fallspezifischer Kalibrierung (4 Funktionen) und konventioneller fallspezifischer Kalibrierung (2 Funktionen) anhand eines Eisen-Einkristalls in Messing-Lage für die Spannungszustände $\sigma_x = 2\sigma_y$ (a) und $\sigma_x = \sigma_y$ (b) nach [123].

Experimentelle Validierung

Nachdem die bisher gezeigten Resultate allesamt aus numerischen Untersuchungen ohne Messunsicherheiten (Rauschen) hervorgehen, soll nun das Ergebnis einer Bohrlochmessung an der einkristallinen Nickelbasissuperlegierung CMSX-4 (Würfel-Lage) gezeigt werden. Abbildung 6.39 zeigt deutlich, dass eine konventionelle Auswertung unter Annahme isotropen Materialverhaltens den aufgeprägten Biegespannungsverlauf nicht korrekt wiedergeben kann. Die Biegespannung wird bis zu einer normierten Bohrtiefe von 0,35 um maximal um etwa 22% unterschätzt. Anschließend steigt der Verlauf stark an, so dass insgesamt innerhalb des Vertrauensbereichs eine maximale Abweichung von ca. 27% berechnet werden kann. Im Gegensatz dazu stimmt der berechnete Biegespannungsverlauf für eine Auswertung mit mehrfacher fallspezifischer Kalibrierung sehr gut mit dem Sollspannungsverlauf überein. In Oberflächennähe bis zu einer normierten Bohrtiefe von 0,2 ist die Abweichung vom nominellen Verlauf sehr gering (<4%). Danach wird der nominelle

Biegespannungsverlauf leicht überschätzt, wobei eine Abweichung von ca. 12% innerhalb des definierten Vertrauensbereichs nicht überschritten wird. Zudem ist der Spannungsverlauf für eine konventionelle fallspezifische Kalibrierung dargestellt. Die berechneten Spannungen sind etwas höher als für eine mehrfache fallspezifische Kalibrierung, wodurch sich maximale Abweichungen von bis zu ca. 14% ergeben. Eine ES-Auswertung mit mehrfacher fallspezifischer Kalibrierung führt folglich zu einer signifikanten Verbesserung im Falle von stark anisotropen Materialzuständen.

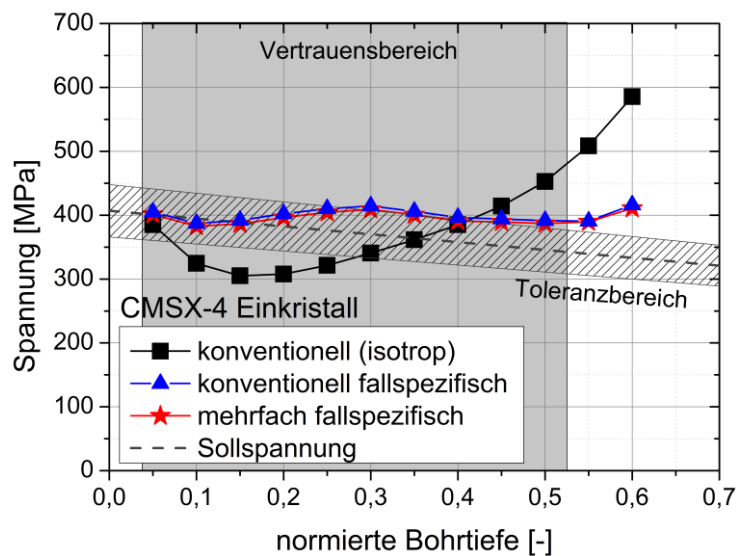


Abbildung 6.39: Konventionelle und mehrfach fallspezifische Auswertung des 4-Punktbiegeexperiments an einer einkristallinen Nickelbasissuperlegierung vom Typ CMSX-4 nach [123].

Abschließend kann festgehalten werden, dass der Mehraufwand durch eine mehrfache, fallspezifische Kalibrierung anhand der gezeigten Ergebnisse im Falle von stark texturierten Werkstoffzuständen gerechtfertigt ist. Anhand der numerischen Untersuchungen am Beispiel eines Eisen-Einkristalls in Würfel-, Goss- und Messing-Lage konnte eine sehr gute Übereinstimmung mit den aufgebrauchten Sollspannungszuständen erzielt werden, wobei ein maximaler Fehler von 8% nicht überschritten wurde. Auch bei der experimentellen Validierung der vorgestellten Mess- und Auswertestrategie konnte eine signifikante Verbesserung im Hinblick auf eine konventionelle Auswertung (Annahme: isotropes Materialverhalten) präsentiert werden.

Texturgradient über die Tiefe

Oftmals weisen texturierte Werkstoffzustände einen Texturgradienten über die Tiefe auf. Häufig wird die Textur röntgenografisch allerdings lediglich an der Bauteiloberfläche gemessen. Daher soll der Einfluss analysiert werden, inwiefern die Annahme einer konstanten

Textur über die Bauteiltiefe die Spannungsauswertung mittels mehrfacher fallspezifischer Kalibrierfunktionen beeinflusst. Dazu wurden aus den idealen Lagen eines Eisen-Einkristalls die in Kap. 5.2 beschriebenen Texturgradienten generiert und im Simulationsmodell berücksichtigt. Wiederum wurden unterschiedliche Spannungszustände auf das Modell aufgeprägt und Bohrlochexperimente simuliert. Die darüber gewonnenen Dehnungsauslösungen wurden mittels mehrfacher fallspezifischer Kalibrierung in Spannungen umgerechnet, wobei für die Berechnung der fallspezifischen Kalibrierfunktionen zwei Fälle unterschieden werden können. Einerseits wurden „fallspezifische“ Kalibrierfunktionen mit der Annahme einer konstanten Textur über die Tiefe (Oberflächentextur) bestimmt und andererseits wurden fallspezifische Kalibrierfunktionen berechnet, welche den Texturgradienten berücksichtigen. Die E-Modulentwicklung des E-Moduls unter 0° und 90° sind in Abbildung 6.40 für die einzelnen Zustände über die Bohrtiefe aufgetragen.

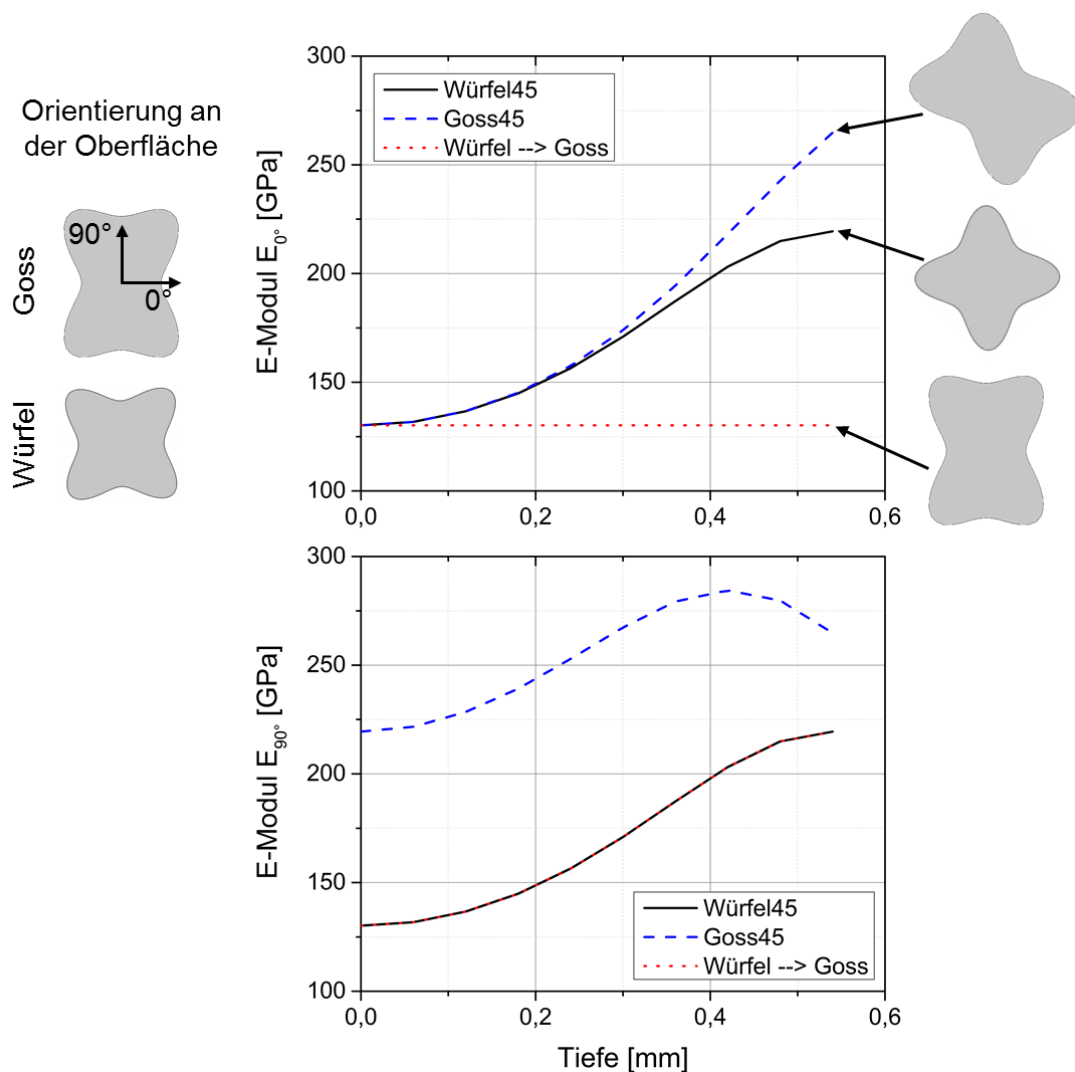


Abbildung 6.40: E-Modulgradient über die Bohrtiefe für die Zustände Würfel45, Goss45 und Würfel→Goss.

Die E-Modulverteilung an der Oberfläche und in der finalen Tiefe sind ebenfalls dargestellt. Auf eine Auftragung des E-Moduls des Zustandes Goss→Würfel wurde übersichtlichkeitshalber verzichtet. Der E-Modul für diesen Zustand verläuft genau umgekehrt wie der des Zustandes Würfel→Goss. Die E-Modulverteilung unter 0° und 90° verhält sich im Falle des Zustandes Würfel⁴⁵ identisch und nimmt von 130 GPa auf 219 GPa zu. Liegt ein Zustand Goss⁴⁵ vor, so nimmt der E-Modul in der 0° -Richtung von 130 GPa auf 265 GPa zu. Der E-Modul in 90° Richtung weist dagegen ein lokales Maximum von 284 GPa in einer Tiefe von 0,42 mm auf. Der Gradient ist in dieser Richtung weniger stark ausgeprägt. Für den Zustand Würfel→Goss bleibt der E-Modul unter 0° konstant bei 130 GPa. Unter 90° variiert der E-Modul von 130 GPa auf 219 GPa.

Abbildung 6.41 stellt die Spannungsabweichung für eine Auswertung mit mehrfachen fallspezifischen Kalibrierfunktionen für den Zustand Würfel⁴⁵ dar. Dabei wird eine Auswertung unter Berücksichtigung des Texturgradienten mit einer Auswertung, die nur die Textur an der Oberfläche berücksichtigt und als homogen über die Tiefe annimmt, miteinander verglichen. Wie zu erwarten sind die Spannungsabweichungen bei einer Auswertung, die den Texturgradienten berücksichtigt, für alle untersuchten Spannungszustände klein (ca. 3%) und liegen innerhalb des Toleranzbereichs. Wird für diesen Zustand nur die Textur an der Oberfläche gemessen und für die Auswertung verwendet, so ergeben sich teilweise große Abweichungen. Für den Schubspannungszustand weichen die Spannungen bereits oberflächennah um ca. -55% von den Sollspannungen ab. Beim rotationssymmetrischen Spannungszustand kann die Spannungskomponente unter 0° hinreichend genau bestimmt werden. Allerdings weicht die Spannungskomponente unter 90° für größere Bohrtiefen um bis zu 15% ab. Auch bei einem zweiachsigen Spannungszustand $\sigma_x = 2\sigma_y$ liegt die Spannungsabweichung für σ_{0° mit ca. 9% noch knapp innerhalb des Toleranzbereichs. Jedoch weicht σ_{90° bereits oberflächennah um bis zu 39% von der vorgegebenen Sollspannung ab.

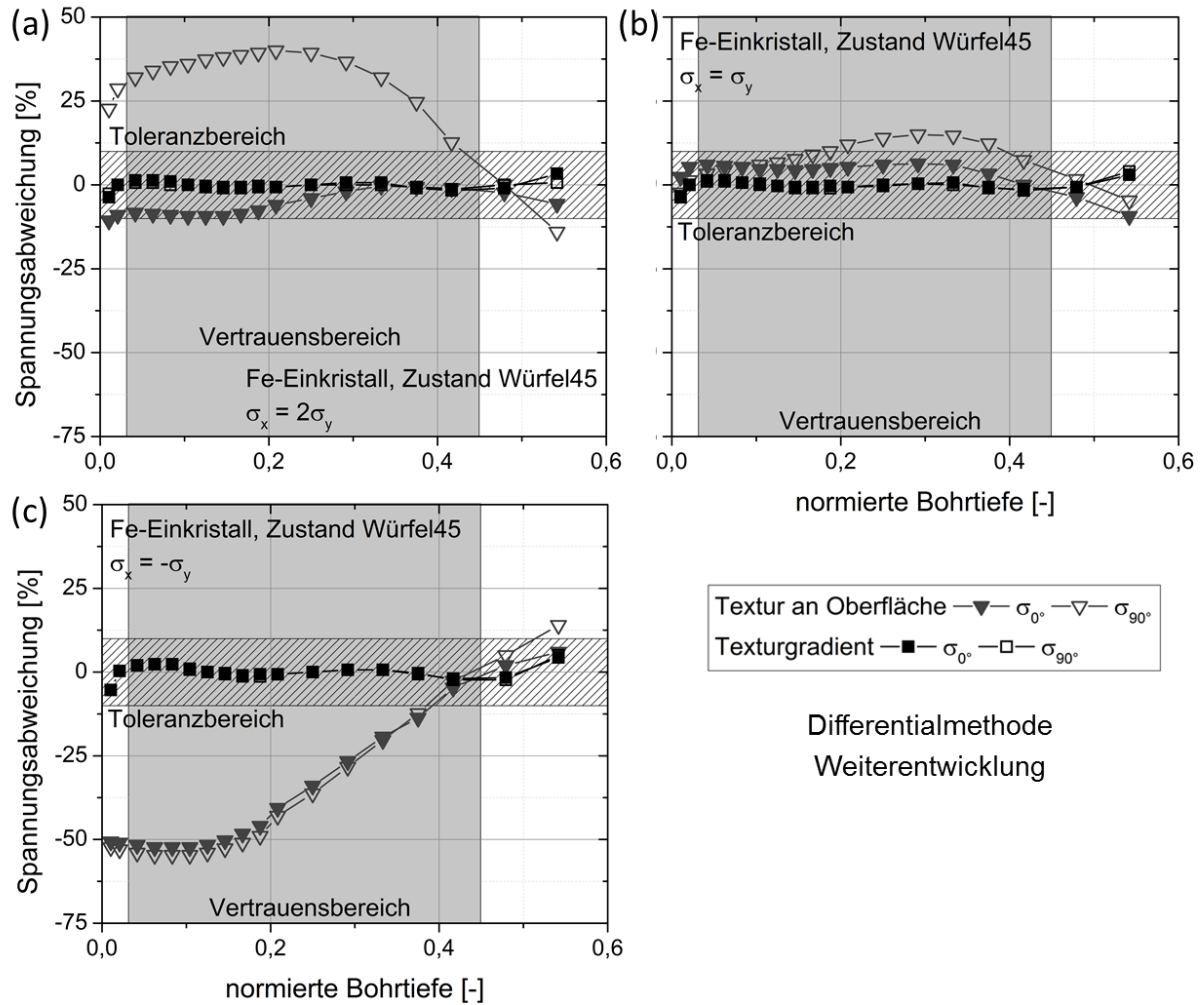


Abbildung 6.41: Vergleich zwischen einer mehrfachen fallspezifischen Kalibrierung unter Berücksichtigung des Texturgradienten und unter Annahme einer homogenen Textur über die Tiefe für den Zustand Würfel45.

Die Spannungsabweichungen für den Zustand Würfel→Goss sind in Abbildung 6.42 für die mehrfache fallspezifische Auswertung sowohl unter Berücksichtigung des Texturgradienten als auch ohne dargestellt. Sofern der Texturgradient für diesen Zustand berücksichtigt wird, können die Spannungen zuverlässig bestimmt werden und die Abweichungen überschreiten einen Wert von 5% nicht. Wenn allerdings mit der Annahme einer konstanten Textur über die Tiefe ausgewertet wird, dann weichen die berechneten Spannungen teilweise wieder stark von der Sollspannung ab. Für $\sigma_x = 2\sigma_y$ und für $\sigma_x = \sigma_y$ kann die Spannungskomponente σ_{0° zumindest oberflächennah bis zu einer normierten Bohrtiefe von etwa 0,2 zuverlässig bestimmt werden. Danach weicht die Spannung um bis zu 27% von der Sollspannung ab. Die Spannungskomponente σ_{90° wird in beiden Fällen bereits oberflächennah um bis zu -39% unterschätzt. Beim Schubspannungszustand weichen beide Spannungskomponenten schon im oberflächennahen Bereich um ca. 28% (σ_{0°) bzw. -28% (σ_{90°) ab.

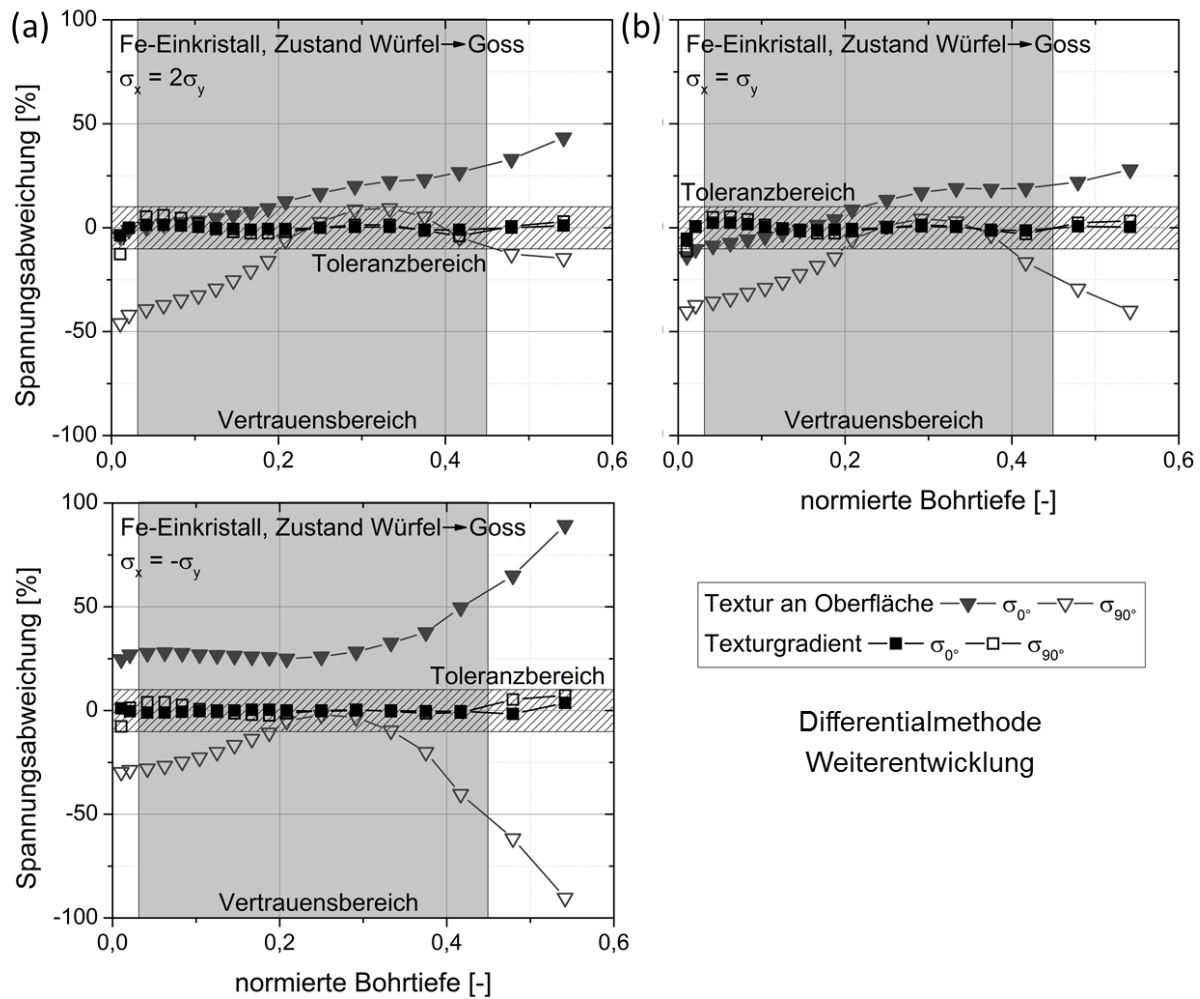


Abbildung 6.42: Vergleich zwischen einer mehrfachen fallspezifischen Kalibrierung unter Berücksichtigung des Texturgradienten und unter Annahme einer homogenen Textur über die Tiefe für den Zustand Würfel → Goss.

Abbildung 6.43 vergleicht eine mehrfache fallspezifische Auswertung, die den Texturgradienten berücksichtigt, mit einer Auswertung, die eine homogene Textur über die Tiefe annimmt. Wiederum werden die Spannungen bei Berücksichtigung des Texturgradienten mit einer Genauigkeit von 3% bestimmt werden. Bei einem zweiachsigen Spannungszustand $\sigma_x = 2\sigma_y$ liegen beide Spannungskomponenten bereits oberflächennah außerhalb des Toleranzbereichs. Im Falle eines rotationssymmetrischen Spannungszustandes kann σ_{0° bis zu einer normierten Bohrtiefe von 0,4 zuverlässig bestimmt werden und weicht dann um ca. 12% von der Sollspannung ab. Allerdings können für σ_{90° bereits oberflächennah Spannungsabweichungen von ca. 24% festgestellt werden. Für den Schubspannungszustand können ebenfalls oberflächennah große Spannungsabweichungen (ca. 30% für σ_{0° und 57% für σ_{90°) berechnet werden.

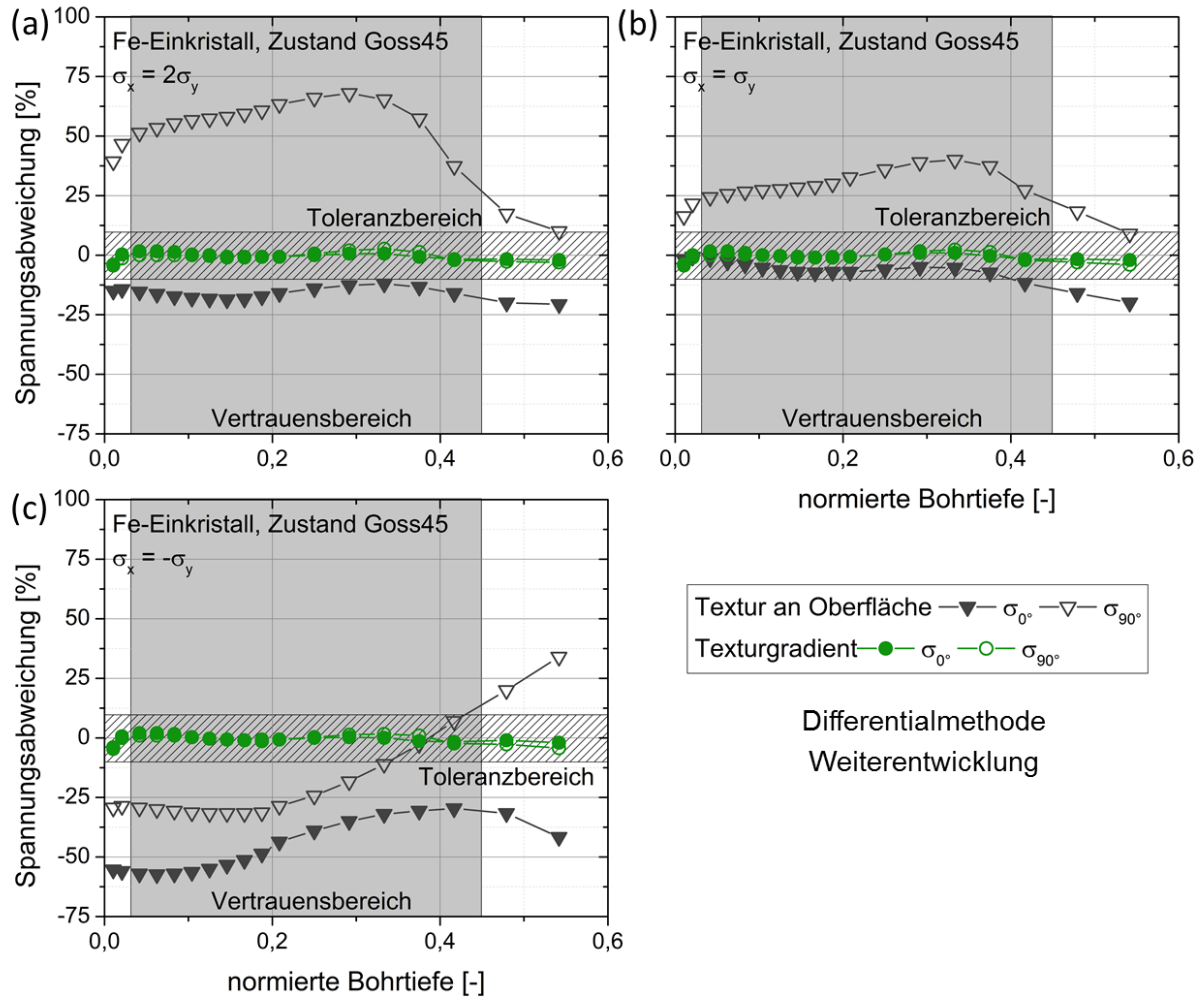


Abbildung 6.43: Vergleich zwischen einer mehrfachen fallspezifischen Kalibrierung unter Berücksichtigung des Texturgradienten und unter Annahme einer homogenen Textur über die Tiefe für den Zustand Goss45.

Auch bei einer Auswertung des Zustandes Goss \rightarrow Würfel in Abbildung 6.44 zeigen sich ähnliche Ergebnisse wie bisher. Bei Berücksichtigung des Texturgradienten liegen die Spannungsabweichungen innerhalb des Toleranzbereichs und weichen um maximal 5% vom Soll ab. Dagegen weicht bei einer Auswertung, die den Texturgradienten nicht berücksichtigt, mindestens die Spannungskomponente σ_{90° bereits oberflächennah um über 50% von der Sollspannung ab.

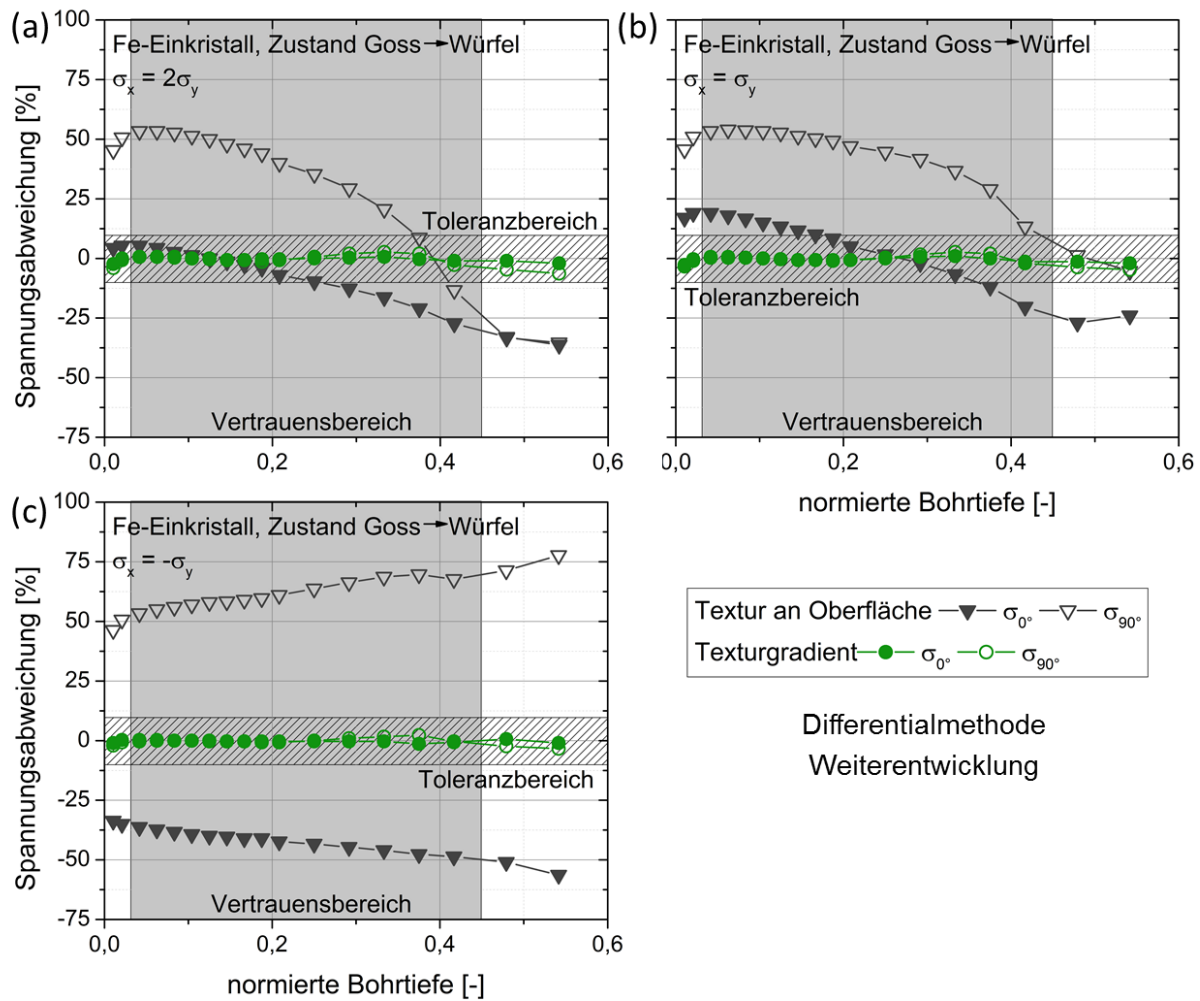


Abbildung 6.44: Vergleich zwischen einer mehrfachen fallspezifischen Kalibrierung unter Berücksichtigung des Texturgradienten und unter Annahme einer homogenen Textur über die Tiefe für den Zustand Goss → Würfel.

Realer Texturgradient

Da die hier untersuchten Texturgradienten Extremfälle sind und es eher unwahrscheinlich ist, dass bei technischen Bauteilen (z.B. Bauteile in der Blechumformung) derart starke Texturgradienten auftreten, wurde dieselbe Vorgehensweise auf das kaltgewalzte Stahlblech DP600 angewandt. Der Vergleich zwischen einer fallspezifischen Auswertung unter Berücksichtigung des Texturgradienten (vgl. Abbildung 4.4) und unter Annahme einer homogenen Textur über die Tiefe ist in Abbildung 6.45 dargestellt. Hierbei wurden maximale Spannungsabweichungen von 2% bei einer Auswertung mit fallspezifischen Kalibrierdaten mit der Annahme, dass die Oberflächentextur homogen über die Tiefe ist. Die Spannungsabweichung liegt deutlich innerhalb des definierten Toleranzbereichs. Folglich ist der Texturgradient für diesen Zustand bei der Bestimmung der Kalibrierfunktionen vernachlässigbar. Zumal eine Auswertung mit Kalibrierdaten, die den Texturgradienten

berücksichtigen, lediglich zu einer sehr geringen Verbesserung (maximale Fehler von 1%) der Spannungsberechnung führt. Der hohe Aufwand der Bestimmung des Texturgradienten ist in Relation zum Nutzen somit nicht gerechtfertigt.

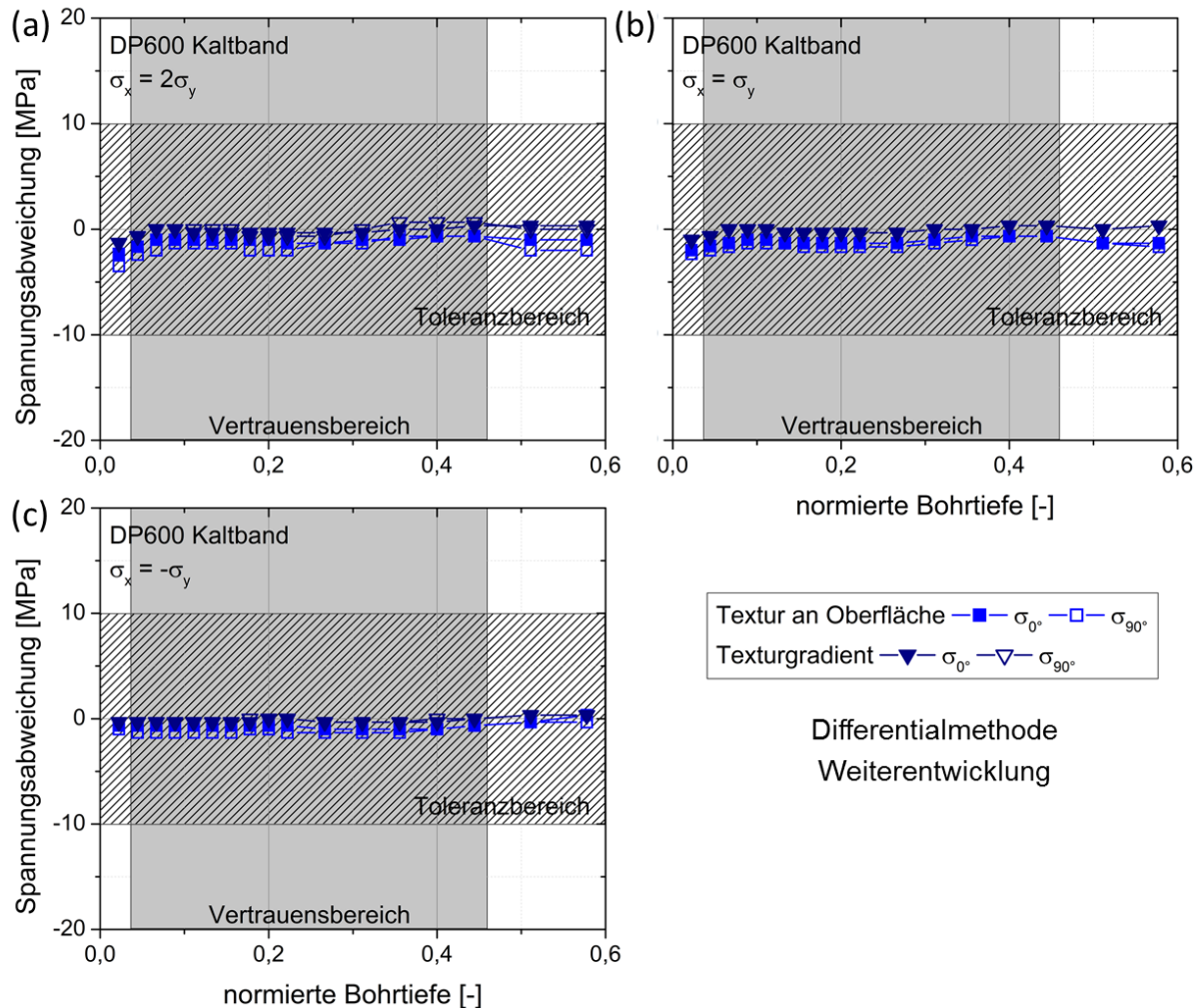


Abbildung 6.45: Vergleich zwischen einer mehrfachen fallspezifischen Kalibrierung unter Berücksichtigung des Texturgradienten und unter Annahme einer homogenen Textur über die Tiefe für das Stahlblech DP600.

6.3.4 Reales Anwendungsbeispiel

Bisher wurde die neu entwickelte Auswertemethode mit vier Kalibrierfunktionen hauptsächlich auf simulativ gewonnene Ergebnisse angewandt. Dabei wurde ein homogener Spannungszustand über die Bohrtiefe aufgeprägt. In realen Bauteilen liegt im Normalfall allerdings ein Spannungsgradient und eventuell zusätzlich ein Texturgradient über die Tiefe vor. Daher soll die neue Methode bei der Eigenspannungsanalyse mittels inkrementeller Bohrlochmethode an einem tiefgezogenen Napf angewandt werden und ihre Tauglichkeit bewertet werden. Dazu standen Rundnäpfe aus kaltgewalztem DP600 Stahlblech mit einem Ziehverhältnis ZV von 1,9 zur Verfügung. Das Ziehverhältnis beschreibt das Verhältnis zwischen dem Durchmesser der Ronde und dem Napfdurchmesser. Die Tiefziehversuche

wurden am IFU in Stuttgart im Rahmen des Graduiertenkollegs 1483 durchgeführt. Der Napfdurchmesser beträgt 10 cm. Der Tiefziehprozess wurde mit einer Niederhalterkraft von 180 kN durchgeführt. Die durch den Walzprozess entstandene Anisotropie des Stahlblechs führt während des Tiefziehens zur charakteristischen Zipfelbildung. Von Jan Pagenkopf (Fraunhofer IWM Freiburg bzw. IAM, Karlsruher Institut für Technologie) wurde dankenswerterweise Ergebnisse aus Tiefziehsimulationen zum Abgleich mit den Bohrlochexperimenten bereitgestellt. Ein elastisch-plastisches FE-Modell mit isotroper Verfestigung wurde in ABAQUS implementiert. Die plastische Anisotropie des Materials wurde über das Fließkriterium nach Hill [121] berücksichtigt. Für große Deformationen standen keine experimentellen Daten zur Verfügung, wodurch das Fließverhalten des Materials über die während des Tiefziehens gemessene Stempelkraft angenähert wurde. Eine ausführliche Beschreibung des FE-Modells kann [124] entnommen werden.

Abbildung 6.46 zeigt die Messpunkte an der Außenwand des Napfes für die ES-Analyse und die dort bestimmten Texturen in Form der {110}-Polfigur. Die Eigenspannungen wurden in Ziehrichtung (ZR) und in Umfangsrichtung (UR) bestimmt. Bei der mehrfachen fall-spezifischen Kalibrierung wurde die Wandstärke an den Messpunkten berücksichtigt. Die tatsächliche Wandstärke wurde mittels einer Mikrometerschraube bestimmt und betrug für alle drei Messpunkte etwa 1 mm. Auf Pfad I befindet sich ein Messpunkt „Zipfel“ auf halber Höhe der maximalen Napfhöhe. Messpunkt „Tal“ befindet sich ebenfalls auf halber Höhe, allerdings auf Pfad II, der mit der ehemaligen Walzrichtung des Ausgangsbleches übereinstimmt. Ein zweiter Messpunkt („Radius“) auf diesem Pfad ist am Übergang zwischen Napfwand und –boden lokalisiert. Die Polfigur am Messpunkt „Radius“ unterscheidet sich erwartungsgemäß kaum von der Walztextur des Ausgangszustandes des kaltgewalzten DP600-Stahlblechs (vgl. Abbildung 4.4), da hier lediglich das Blech umgebogen wurde und der Werkstoff fast nicht fließen musste. Auch für den Messpunkt „Tal“ ist die ehemalige Walztextur des Stahlblechs immer noch deutlich zu erkennen. Allerdings haben sich die Intensitätspole in Ziehrichtung orientiert und sind etwas stärker geworden. Der Messpunkt „Zipfel“ liegt unter 45° zur ehemaligen Walzrichtung. Daher sollten sich die Intensitätspole der ehemaligen Walztextur um 45° verdreht zur Ziehrichtung befinden, welche sich auch immer noch leicht abzeichnen. Darüber hinaus wird die ehemalige Walztextur von der neuen Tiefzieh-textur überlagert, so dass sich neue Intensitätspole in Ziehrichtung ausgebildet haben, wengleich diese im Vergleich zu den anderen beiden Messpunkten eine relativ geringe Intensität aufweisen.

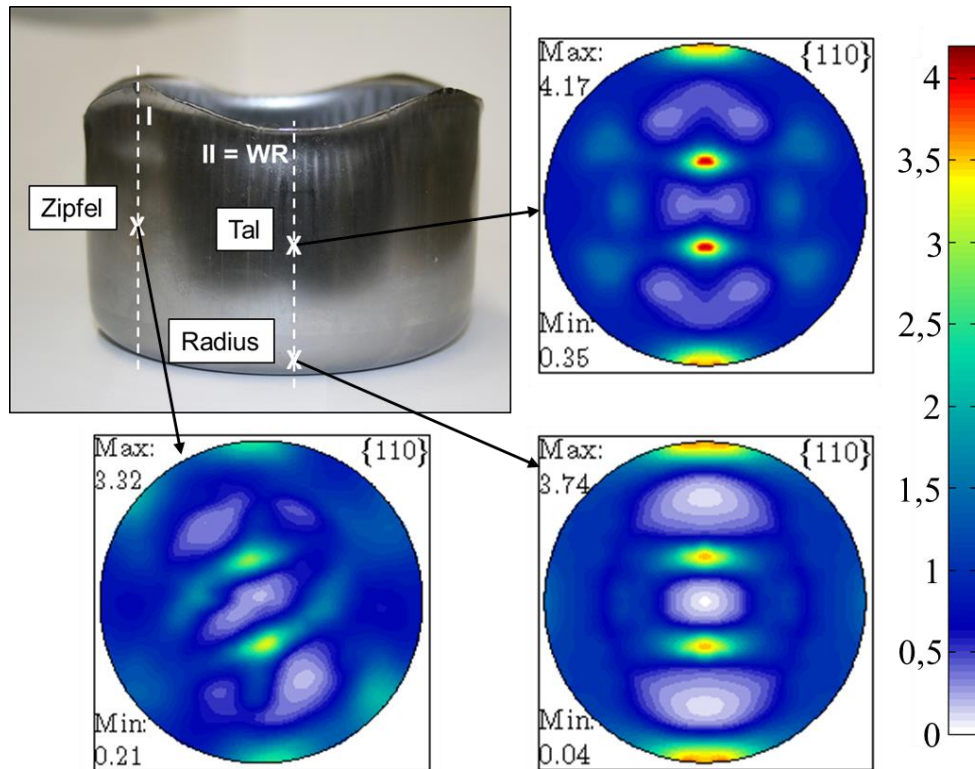


Abbildung 6.46: Kennzeichnung der Messstellen am tiefgezogenen Napf aus DP600 KB und die an der Oberfläche bestimmten Polfiguren der Netzebene $\{110\}$ nach [124].

Letztlich wurde aus den Texturinformationen mithilfe der Einkristalldaten von Eisen und der Modellannahme nach Hill die effektiven elastischen Konstanten berechnet, wodurch sich ein E-Modulverhältnis von 1,09 an den Messpunkten „Tal“ und „Radius“ ergibt, sowie ein Verhältnis von 1,03 an dem Messpunkt „Zipfel“. Die Textur wurde für die Bestimmung der fallspezifischen Kalibrierfunktionen als homogen über die Tiefe angenommen, da der Texturgradienten des Ausgangsblechs als vernachlässigbar zu betrachten ist (vgl. Abbildung 6.45). Zudem wurde die Textur in einem Abstand von 200 μm zur Oberfläche bestimmt und weist, wie in Abbildung 6.47 für den Messpunkt „Tal“ gezeigt, nur eine geringe Intensitätszunahme auf.

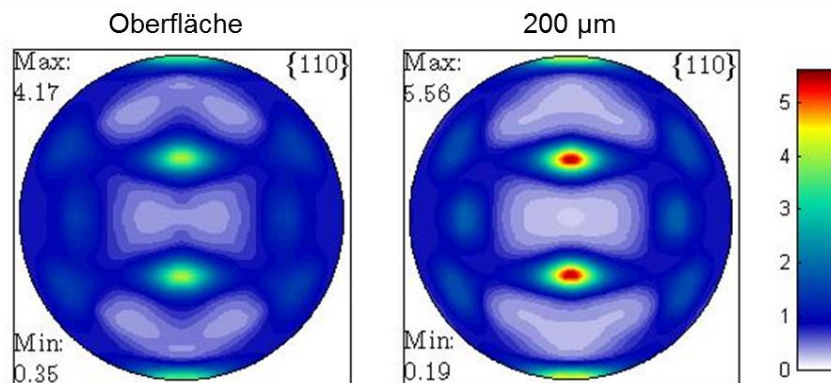


Abbildung 6.47: $\{110\}$ -Polfigur an der Oberfläche und in 200 μm Tiefe für den Messpunkt „Tal“.

Die Eigenspannungsverteilung an der Napfwand in Zieh- und Umfangsrichtung, welche durch das FE-Modell ermittelt wurde, ist in Abbildung 6.48 dargestellt. Die Messpunkte sind kenntlich gemacht. Die Zipfelbildung konnte von dem Simulationsmodell gut wiedergegeben werden. Abbildung 6.48a zeigt die Eigenspannungen in Ziehrichtung, welche einen teilweise steilen lateralen Gradienten aufweisen. Insbesondere im Bereich von Pfad II kann eine Fläche mit maximaler Zugeigenspannung von über 1000 MPa lokalisiert werden. Sie befindet sich ca. 15 mm unterhalb des Tals und ist mit einem schwarzen X gekennzeichnet. Generell befinden sich zwei „Gürtel“ mit hohen Zugeigenspannungen (>500 MPa) auf der Napfaußenseite. Für die Eigenspannungen in Umfangsrichtung können geringere laterale Gradienten beobachtet werden (siehe Abbildung 6.48b). Wobei auch hier im Bereich um den Pfad II höhere Zugeigenspannungen gefunden werden können. Im Tal an der Napfkante befinden sich mit ca. 1000 MPa sehr hohe Zugeigenspannungen.

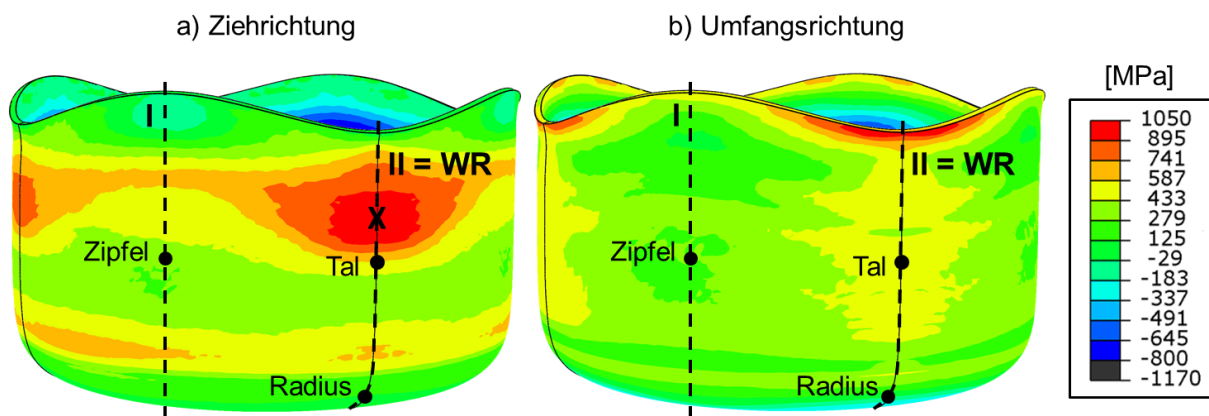


Abbildung 6.48: Simulativ berechnete Spannungsverteilung in Zieh- (a) und Umfangsrichtung (b) nach [124].

Die Ergebnisse aus den Bohrlochversuchen werden in Abbildung 6.49 den numerisch bestimmten Spannungstiefenverläufen gegenübergestellt. Am Messpunkt „Zipfel“ sind die Eigenspannungen in Zieh- und Umfangsrichtung über die betrachtete Tiefe annähernd konstant und fast identisch. Die experimentell bestimmte Eigenspannungskomponente in Umfangsrichtung stimmt mit der numerisch bestimmten sehr gut überein (im Schnitt etwa 24 MPa Abweichung). Für die Eigenspannung in Ziehrichtung kann im Mittel eine etwas größere Abweichung von etwa 67 MPa beobachtet werden. Am Messpunkt „Tal“ werden mit dem FE-Modell etwas höhere Eigenspannungen in Ziehrichtung im Vergleich zum Experiment bestimmt. Dagegen weichen die Eigenspannungstiefenverläufe in Umfangsrichtung insbesondere an der Oberfläche deutlich voneinander ab (ca. 218 MPa). Die Eigenspannungen am „Radius“ sind insgesamt am geringsten. Die Ergebnisse aus Simulation

und Experiment stimmen gut überein und die Abweichungen sind kleiner 60 MPa. Insbesondere mit dem Hintergrund des deutlich höheren Messaufwandes und der damit verbundenen größeren Fehleranfälligkeit der Bohrlochmessung sowie dem Fehlen von experimentellen Daten zur Modellierung des Materialverhaltens des FE-Modells bei großen Deformationen und den vereinfachenden Annahmen, die bei jedem Simulationsmodell getroffen werden müssen, konnte eine zufriedenstellende Übereinstimmung zwischen Experiment und Simulation erreicht werden. Darüber hinaus lagen insbesondere am Messpunkt „Tal“ große laterale Spannungsgradienten vor, was Abweichungen zwischen Simulation und Experiment erklären kann. Auch Plastizierungseffekte können eine Ursache für abweichende Spannungsverläufe sein. Das Simulationsmodell besitzt zudem eine wesentlich geringere Auflösung in Tiefenrichtung, da über die Napfwanddicke nur 6 Elemente verwendet wurden.

Auf einen Abgleich mittels röntgenografischer Spannungsanalyse wurde bewusst verzichtet, da es aufgrund der Bauraumbeschränkung der am IAM-WK zur Verfügung stehenden Diffraktometer nicht möglich war eine Eigenspannungsanalyse an den Proben ohne Zertrennen durchzuführen. Darüber hinaus lagen auch hier wie in Kapitel 3.1 beobachtet, nichtlineare 2θ vs. $\sin^2\psi$ -Verläufe vor und eine Anwendung der $\sin^2\psi$ -Methode ist folglich nicht gerechtfertigt.

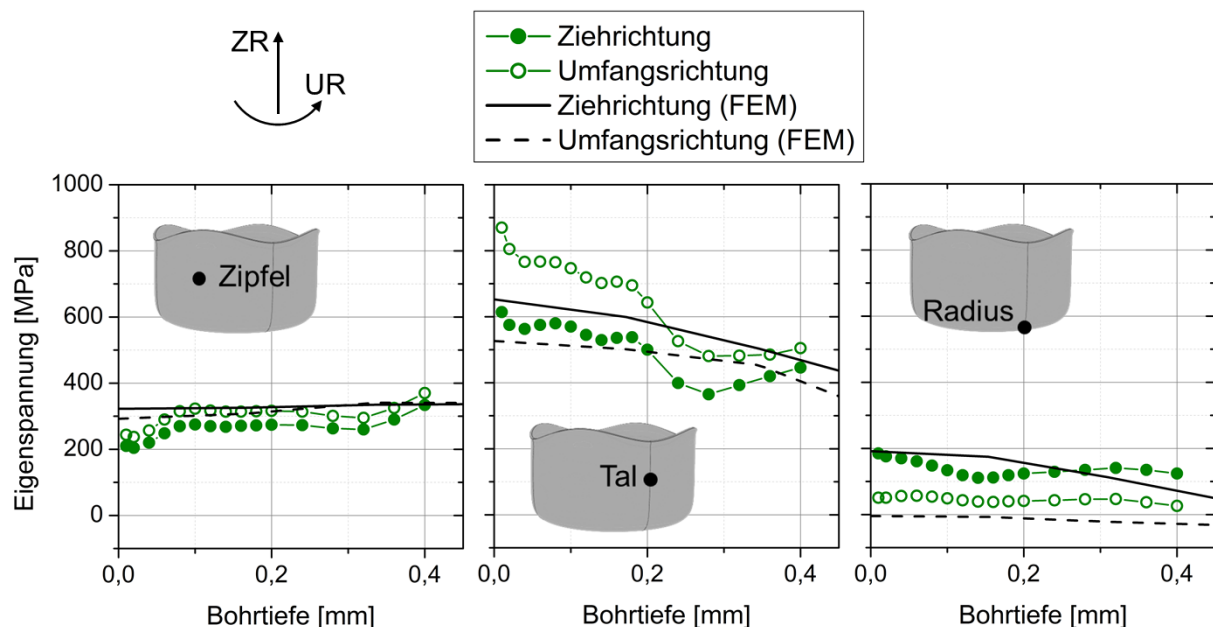


Abbildung 6.49: Vergleich der experimentell bestimmten Eigenspannungstiefenverläufe mit den Ergebnissen aus der FE-Simulation nach [124].

7 Diskussion und Bewertung

Nachfolgend sollen die Ergebnisse aus dem vorangegangenen Kapitel ausführlich diskutiert und bewertet werden. Dabei wird zunächst auf die Anwendungsgrenzen bestehender Auswertemethoden hinsichtlich der untersuchten Problemstellung (Textur, dünnwandige Bauteile, Plastizierungseffekte) eingegangen. Abschließend werden die vorgestellten Lösungsansätze für die inkrementelle Bohrlochmethode mit dem Fokus auf ihre Praxistauglichkeit und mögliche Fehlerquellen kritisch bewertet.

7.1 Elastische Anisotropie - Anwendungsgrenzen

Ziel war es, Anwendungsgrenzen für eine Eigenspannungsauswertung an stark texturierten Werkstoffzuständen mittels kommerziell erhältlicher Auswerteprogramme bzw. auf Basis von Standardmethoden anzugeben, um ein Kriterium zu haben, inwieweit eine Auswertung unter Verwendung von Kalibrierdaten für isotropes Materialverhalten tolerierbare Ergebnisse liefert bzw. ab wann die in dieser Arbeit entwickelte Mess- und Auswertestrategie verwendet werden muss. Dafür wurden relative Spannungsabweichungen von 10% als Toleranzgrenze für eine zuverlässige ES-Bestimmung mittels inkrementeller Bohrlochmethode definiert, welche als Bewertungskriterium für die Anwendbarkeit der Standardauswerteverfahren auf Basis von Kalibrierdaten für isotrope Werkstoffzustände dient. Eine systematische Untersuchung der Anwendungsgrenzen konnte über die Variation von folgenden Einflussparametern durchgeführt werden:

- Anisotropiegrad (unterschiedliche Materialien: Al, Fe, Cu)
- Texturorientierung (unterschiedliche ideale Lagen: Würfel-, Goss-, Messing-Lage)
- unterschiedliche Spannungszustände

Es stellte sich heraus, dass bei den untersuchten Einkristallen mit unterschiedlicher Orientierung bereits ab einer E-Moduldifferenz von 15% in der Messebene signifikante Spannungsabweichungen von deutlich über 10% auftreten können und nicht wie von Schwarz [5] angegeben, bis zu einer E-Moduldifferenz von 20% stets zuverlässige Ergebnisse erhalten werden. Ausgewertet wurde mit den makroskopischen elastischen Materialkonstanten, was z.B. für einen Eisen-Einkristall in Würfel-Lage zu großen Unterschieden zu dem tatsächlich wirksamen E-Modul in Messrichtung führt ($E_{0^\circ} = E_{90^\circ} = 130 \text{ GPa}$ zu $E_{\text{makroskopisch}} = 210 \text{ GPa}$).

Auch eine Berücksichtigung des effektiven E-Moduls in Messrichtung in der Spannungsberechnung führt lediglich zu einer konstanten Verschiebung des Spannungsverlaufs zu niedrigeren Werten, nicht aber zu einer Änderung des Spannungstiefenprofils. Das anisotrope Materialverhalten, insbesondere die Richtungsabhängigkeit des E-Moduls, kann durch die konventionell bestimmten Kalibrierdaten (isotropes Materialverhalten) im Falle eines Einkristalls nicht berücksichtigt werden. Bei texturierten Werkstoffzuständen weichen die Dehnungsfelder aufgrund der Richtungsabhängigkeit der elastischen Eigenschaften um das Bohrloch deutlich vom isotropen Zustand ab (vgl. Abbildung 6.1). Die Anwendungsgrenzen können nicht allumfassend definiert werden, da die relativen Spannungsabweichungen von zahlreichen Parametern wie der Texturorientierung bzw. der Rosettenorientierung hinsichtlich der Hauptrichtung der Anisotropie und zusätzlich vom Spannungszustand abhängen. Da die Textur polykristalliner Materialien in der Regel nicht über eine ideale Lage beschrieben werden kann, werden die Ergebnisse den Symmetrieklassen der Textur zugeordnet. Beispielsweise weisen gewalzte Bleche üblicherweise eine orthotrope Symmetrie auf. Daher sind nachfolgend in Abbildung 7.1 bis Abbildung 7.3 Diagramme für die in dieser Arbeit untersuchten Symmetrieklassen kubisch (\cong Würfel-Lage), orthotrop (\cong Goss-Lage) und triklin (\cong Messing-Lage) dargestellt. Da die in dieser Arbeit neu entwickelte Auswertestrategie eine Modifikation der Differentialmethode ist, werden die Anwendungsgrenzen übersichtlichkeithalber nur für die Differentialmethode gezeigt. Für beide Auswertansätze zeigen sich die gleichen Tendenzen in der Spannungsabweichung. Generell ist die Spannungsabweichung bei einer konventionellen Auswertung mit der Integralmethode etwas höher als mit der Differentialmethode. Die Integralmethode ist zwar physikalisch besser begründet, indem sie den Einfluss der Spannungen in den bisher gebohrten Tiefeninkrementen auf die gemessene Dehnungsauslösung des aktuellen Tiefenschritts berücksichtigt [57]. Dadurch werden aber auch Fehler aus den ersten Tiefeninkrementen auf die Spannungsauswertung für größere Tiefen übertragen [57], [58]. Dies führt letztlich zu den größeren Abweichungen bei der Integralmethode, die sich insbesondere mit zunehmender Tiefe von den berechneten Abweichungen nach dem Differentialansatz unterscheiden [57], [58]. Dieser Effekt zeigte sich nicht nur bei einer standardmäßigen Auswertung texturierter Werkstoffzustände, sondern auch bei den Untersuchungen zum Einfluss der Bauteildicke in Kombination mit Plastizierungseffekten. Die Diagramme für die Integralmethode sind der Vollständigkeit halber im Anhang aufgeführt. Die Spannungsabweichung ist in Abhängigkeit des E-Modulverhältnisses

E_{\max}/E_{\min} innerhalb der Messebene und in Abhängigkeit von den untersuchten Spannungszuständen abgebildet. Gerade der Einfluss des Spannungszustandes ist bei anisotropen Materialzuständen wesentlich stärker ausgeprägt als bei isotropen Materialien, da die Orientierung der Hauptspannungen bzw. die Spannungsverteilung in Bezug auf die Verteilung der elastischen Materialeigenschaften für die Dehnungsauslösung um das Bohrloch entscheidend ist. Die Verläufe für die einzelnen Spannungszustände geben folglich einen Bereich an, in dem sich der Fehler einer Spannungsberechnung auf Basis von Kalibrierdaten für isotropes Materialverhalten, befindet. Mit dieser Darstellung kann der Anwender, sofern die Symmetrieklasse und das E-Modulverhältnis bekannt sind, entscheiden, ob eine zuverlässige Auswertung mit Standard-Kalibrierdaten (isotropes Materialverhalten) möglich ist oder ob die in dieser Arbeit vorgestellte neue Mess- und Auswertestrategie für stark texturierte Werkstoffzustände verwendet werden muss. Abbildung 7.1 zeigt die Spannungsabweichungen bei Vorliegen einer kubischen Symmetrie (Würfel-Lage) der E-Modulverteilung innerhalb der Messebene für die Differentialmethode.

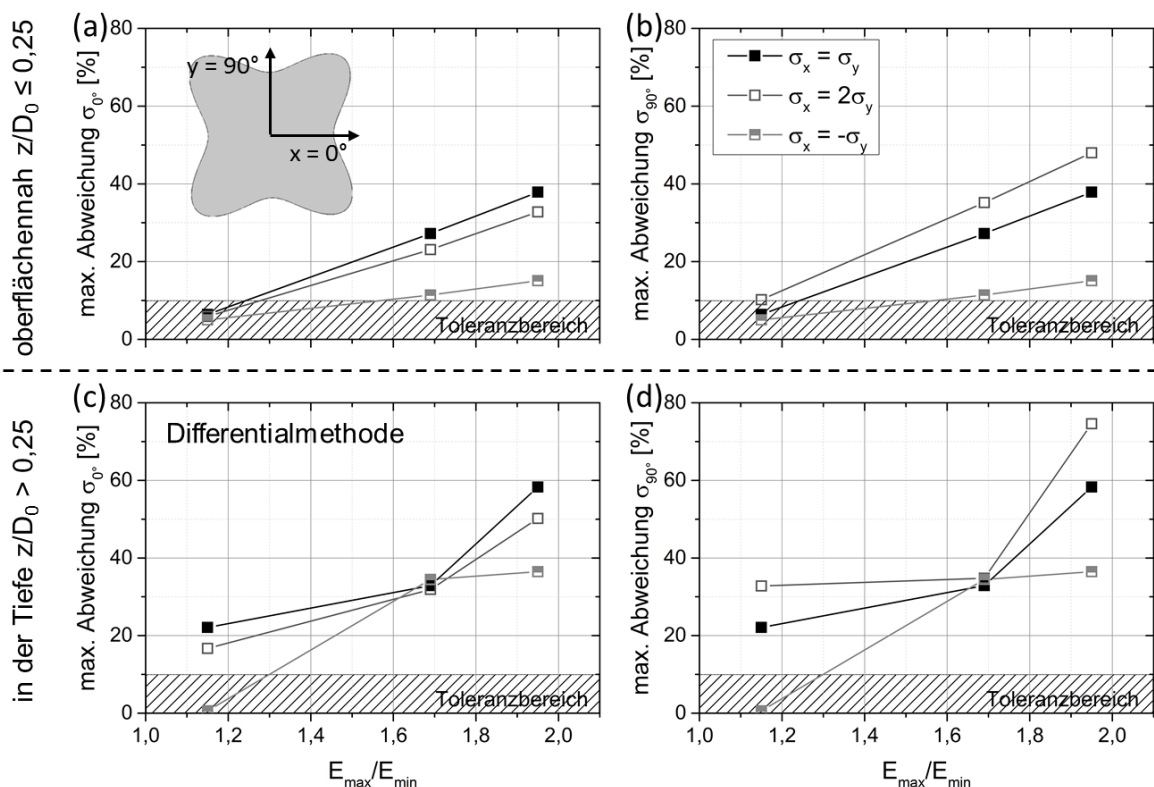


Abbildung 7.1: Anwendungsgrenzen der Differentialmethode für Zustände mit kubischer Symmetrie (Würfel-Lage) – Spannungsabweichung als Funktion von E_{\max}/E_{\min} für σ_{0° (a, c) und σ_{90° (b, d).

Die Spannungsabweichung nimmt sowohl für σ_{0° als auch für σ_{90° mit zunehmendem Anisotropiegrad zu. Bereits bei einem E-Modulverhältnis von 1,15 (Al-Einkristall) liegen die

Spannungsabweichungen in größeren Bohrtiefen für den rotationssymmetrischen und den zweiachsigen Spannungszustand $\sigma_x = 2\sigma_y$ außerhalb des definierten Toleranzbereichs von 10%. Zumindest oberflächennah können die Spannungen bei diesem Anisotropiegrad zuverlässig bestimmt werden. In größeren Bohrtiefen weichen die Spannungen tendenziell stärker von den Sollspannungen ab als im oberflächennahen Bereich. Aufgrund der Symmetrie der E-Modulverteilung sind die Spannungsabweichungen in 0° - und 90° -Richtung für die beiden Spannungszustände $\sigma_x = \sigma_y$ und $\sigma_x = -\sigma_y$ identisch, da der Betrag der Sollspannungen ebenfalls identisch ist. Bei dem zweiachsigen Spannungszustand $\sigma_x = 2\sigma_y$ sind die Abweichungen der beiden Spannungskomponenten unterschiedlich. Die Abweichung für σ_{90° ist größer, da die Sollspannung mit 150 MPa nur halb so groß ist wie für σ_{0° und dadurch größere relative Abweichungen berechnet werden.

Für Werkstoffzustände mit einer E-Modulverteilung innerhalb der Messebene, die eine orthotrope Symmetrie aufweisen, sind die Anwendungsgrenzen in Abbildung 7.2 für die Differentialmethode gezeigt.

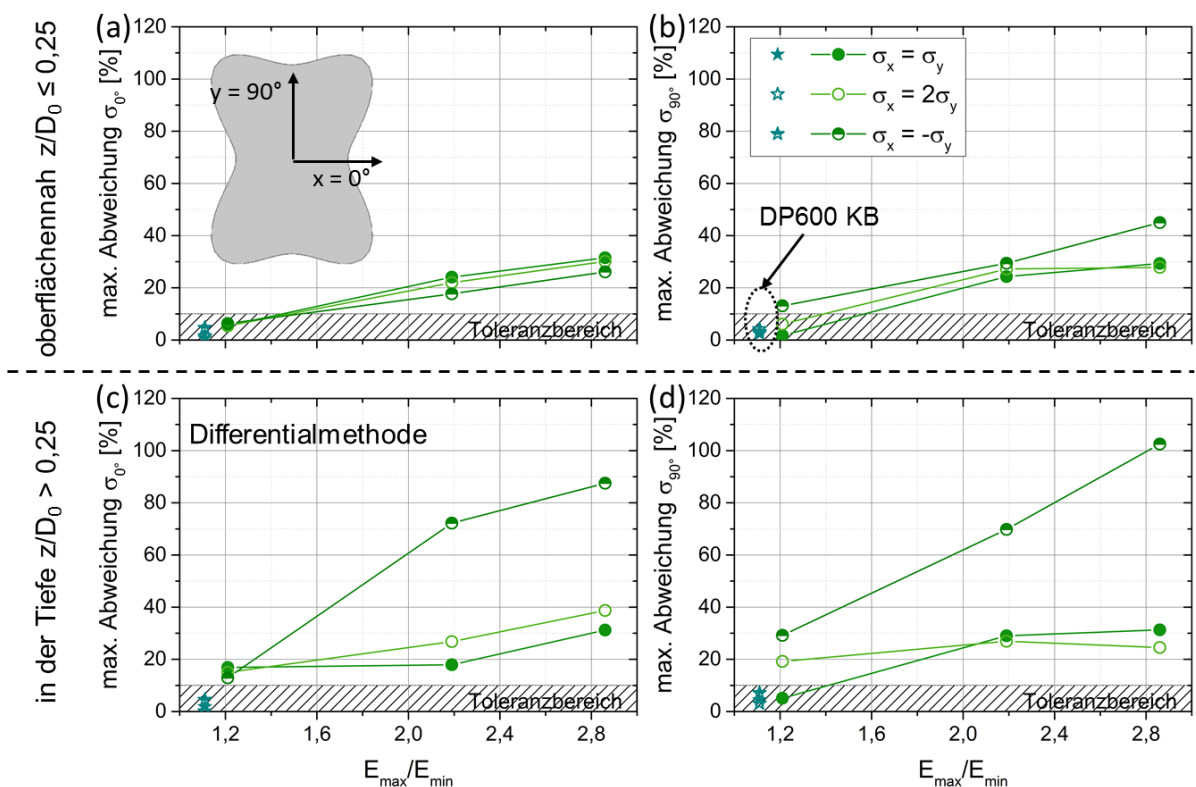


Abbildung 7.2: Anwendungsgrenzen der Differentialmethode für Zustände mit orthotroper Symmetrie (Goss-Lage, gewaltes Stahlblech DP600) – Spannungsabweichung als Funktion von E_{\max}/E_{\min} für σ_{0° (a, c) und σ_{90° (b, d).

Neben den berechneten Spannungsabweichungen für Einkristalle in der Goss-Lage, sind die Abweichungen für die reale Walztextur von DP600 angegeben. Mit beiden Auswerteverfahren ist eine zuverlässige Spannungsanalyse für diesen realen Texturzustand

($E_{\max}/E_{\min} = 1,11$) für die betrachteten Spannungszustände möglich. Bereits ab einem E-Modulverhältnis von 1,21 liegen die Spannungsabweichungen teilweise sowohl oberflächennah als auch in größeren Bohrtiefen außerhalb des Toleranzbereichs. Mit zunehmendem E-Modulverhältnis nehmen auch hier die Spannungsabweichungen in der Regel zu. Das E-Modulverhältnis in Messrichtung E_{0°/E_{90° ist für die Goss-Lage am stärksten ausgeprägt (vgl. Tabelle 5-1), wodurch für den reinen Schubspannungszustand beispielsweise bei einem E-Modulverhältnis $E_{\max}/E_{\min} = 2,86$ mit 103% die größten Spannungsabweichungen festgestellt werden.

In Abbildung 7.3 sind die Spannungsabweichungen für eine triklin Symmetrie (Messing-Lage) in Abhängigkeit vom E-Modulverhältnis dargestellt. Grundsätzlich weist die Spannungskomponente σ_{0° für alle Zustände deutlich geringere Abweichungen auf als die Komponente σ_{90° und liegt sowohl im oberflächennahen Bereich als auch für größere Bohrtiefen mit wenigen Ausnahmen innerhalb des Toleranzbereichs.

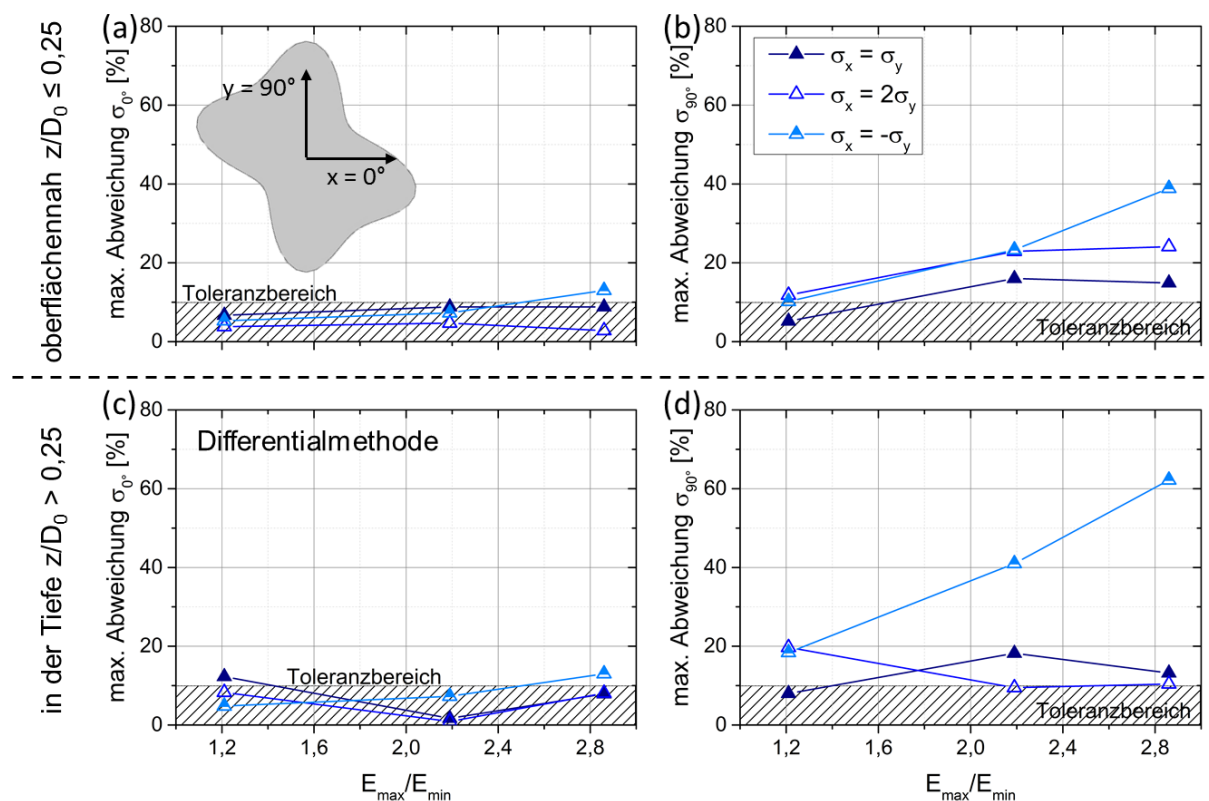


Abbildung 7.3: Anwendungsgrenzen der Differentialmethode für Zustände mit trikliner Symmetrie (Messing-Lage) – Spannungsabweichung als Funktion von E_{\max}/E_{\min} für σ_{0° (a, c) und σ_{90° (b, d).

Hier ist der E-Modul zum Beispiel unter 0° im Falle des Eisen-Einkristalls mit 218 GPa im Gegensatz zum E-Modul unter 90° mit 284 GPa deutlich näher am makroskopischen E-Modul

von 210 GPa, der für die Spannungsauswertung verwendet wurde. Die Spannungskomponente σ_{90° liegt bereits bei einem E-Modulverhältnis von 1,21 oberflächennah für den Spannungszustand $\sigma_x = 2\sigma_y$ und den Schubspannungszustand mit 13% bzw. 11% außerhalb des Toleranzbereichs.

Reale, technische Bauteile wie beispielsweise gewalzte Bleche oder Tiefziehteile weisen in der Regel deutlich schwächere Texturen auf, als ideale Lagen von Einkristallen. Durch den polykristallinen Aufbau der Bauteile liegt in den seltensten Fällen ausschließlich eine ideale Lage vor. Vielmehr Überlagern sich mehrere Texturkomponenten (ideale Lagen und Fasern) und in Kombination mit einem gewissen Anteil an statistisch regellos orientierten Kristalliten wird die elastische Anisotropie deutlich abgeschwächt. Eine Ausnahme stellen beispielsweise Trafobleche dar, bei denen üblicherweise Texturen mit fast ausschließlich einer Kristallorientierung (z.B. Goss-Lage) gezielt eingestellt werden, um die magnetischen Eigenschaften unter bestimmten Richtungen zu verbessern. In diesem Fall muss die neu entwickelte Auswertestrategie auf Basis einer mehrfachen fallspezifischen Kalibrierung für eine zuverlässige Eigenspannungsbestimmung angewandt werden.

Für den in dieser Arbeit untersuchten kaltgewalzten Dualphasenstahl DP600 konnte jedoch aus der ODF eine Differenz der effektiven E-Modulverteilung innerhalb der Messebene von lediglich 11% bestimmt werden. Die im Simulationsmodell aufgeprägten Spannungszustände konnten durch die anschließende Spannungsberechnung konventionell mittels Standardmethoden (Annahme isotropes Materialverhalten) mit einer zufriedenstellenden Genauigkeit innerhalb des definierten Toleranzbereichs ermittelt werden. In der Regel werden kaltgewalzte Bleche vor dem eigentlichen Umformprozess, wie beispielsweise dem Tiefziehen, einer Wärmebehandlung unterzogen mit dem Ziel die anisotropen Materialeigenschaften zu verringern. Somit kann unter anderem der Neigung zur unerwünschten Zipfelbildung nach dem Tiefziehen entgegengewirkt werden. Bei den meisten technisch relevanten polykristallinen Werkstoffen (z.B. Bleche im Karosseriebau) sollte die Eigenspannungsbestimmung nach Umformvorgängen mittels inkrementeller Bohrlochmethode folglich keine Herausforderung im Hinblick auf die Textur darstellen [5].

Im Gegensatz zur Bohrlochmethode, welche die Spannungen an dem untersuchten Probenzustand DP600 Kaltband unter Verwendung von konventionellen Kalibrierdaten (isotropes Materialverhalten) mit einer Genauigkeit von 10% bestimmen kann, kann eine zuverlässige Eigenspannungsanalyse mittels der $\sin^2\psi$ -Methode aufgrund der starken Nichtlinearitäten des 2θ vs. $\sin^2\psi$ -Verlaufs nicht durchgeführt werden (vgl. Kapitel 3.1). Hier

zeigt sich das große Potential der inkrementellen Bohrlochmethode. Für denselben Probenzustand konnten die Spannungen mittels Standardverfahren hinreichend genau bestimmt werden. Die Textur bzw. die elastische Anisotropie wirkt sich folglich auf eine Eigenspannungsanalyse mittels inkrementeller Bohrlochmethode weniger stark aus als auf die röntgenografische Spannungsanalyse. Die Ergebnisse in dieser Arbeit lassen vermuten, dass die inkrementelle Bohrlochmethode wesentlich unempfindlicher gegenüber einer kristallografischen Textur ist. Darüber hinaus können Eigenspannungstiefenverläufe viel schneller (wenige Stunden vs. einige Tage) ermittelt werden und der elektrochemische Abtrag entfällt.

7.2 Plastizierungseffekte und Einfluss der Bauteildicke

Neben der kristallografischen Textur ergeben sich an umgeformten Bauteilen weitere Problemstellungen für die inkrementelle Bohrlochmethode, wie beispielsweise eine geringe Bauteildicke oder Eigenspannungen nahe der Streckgrenze ($>60-70\% R_{eS}$). Beide Einflussfaktoren einzeln betrachtet können zu sehr großen Fehlern (ca. 10% für eine normierte Bauteildicke von $t_n = t/D_0 = 1,25$ und ca. 35% bei Spannungen von 90% der Streckgrenze) in der Spannungsanalyse führen. Werden beide Effekte überlagert betrachtet, können maximale Fehler im Bereich von 80% festgestellt werden. Das heißt die Einzelfehler summieren sich nicht einfach nur auf, vielmehr verstärken sich die Fehler. Diese Aussage trifft sowohl für isotrope Werkstoffe als auch für Werkstoffe mit anisotropen elastischen und plastischen Materialverhalten zu. Der lokale Steifigkeitsverlust durch das Einbringen des Sacklochs ($D_0 = 0,8$ mm) in die 1 mm dicke Probe verursacht eine Durchbiegung der Probe. Abbildung 7.4a zeigt das FE-Modell nach dem letzten Bohrinkrement im unverformten und verformten Zustand sowie die Lagerung (Randbedingungen) des Modells. Die Durchbiegung des Blechs ist aus Gründen der Anschaulichkeit übertrieben dargestellt. Die Verschiebung in z-Richtung in Abhängigkeit des Abstandes zum Bohrlochmittelpunkt, die mit der Durchbiegung des Blechs gleichgesetzt werden kann, ist in den Abbildung 7.4b und Abbildung 7.4c im Falle von S690 QL für einen rotationssymmetrischen bzw. einachsigen Spannungszustand mit einem Streckgrenzenverhältnis von 0,9 dargestellt. Für den texturierten Zustand (Stahlblech DP600) konnten die gleichen Effekte beobachtet werden. Jedoch ist die Durchbiegung auch bereits beim rotationssymmetrischen Spannungszustand richtungsabhängig und die Ergebnisdarstellung daher unübersichtlicher. Die Verschiebung in z-Richtung wurde an den Unterkanten des FE-Modells bestimmt. Die Durchbiegung der

Probe ist in beiden Fällen für eine Bauteildicke von 1 mm größer als für die 4 mm dicke Probe. Jedoch ist die Durchbiegung für einen rotationssymmetrischen Spannungszustand am größten. Abbildung 7.4b zeigt einen Vergleich der Durchbiegung der beiden Probendicken unter Annahme eines linear-elastischen bzw. elastisch-plastischen Materialverhaltens. Die maximale Durchbiegung an der 1 mm dicken Probe beläuft sich unter Berücksichtigung des elastisch-plastischen Materialverhaltens auf etwas über 7 μm . Dagegen biegt sich die Probe unter rein elastischer Belastung lediglich um 4 μm durch. Da die Spannung unter einachsiger Belastung inhomogen um das Bohrloch verteilt ist, wird die Durchbiegung entlang der x-Achse und y-Achse unter Annahme elastisch-plastischen Materialverhaltens in Abbildung 7.4c dargestellt.

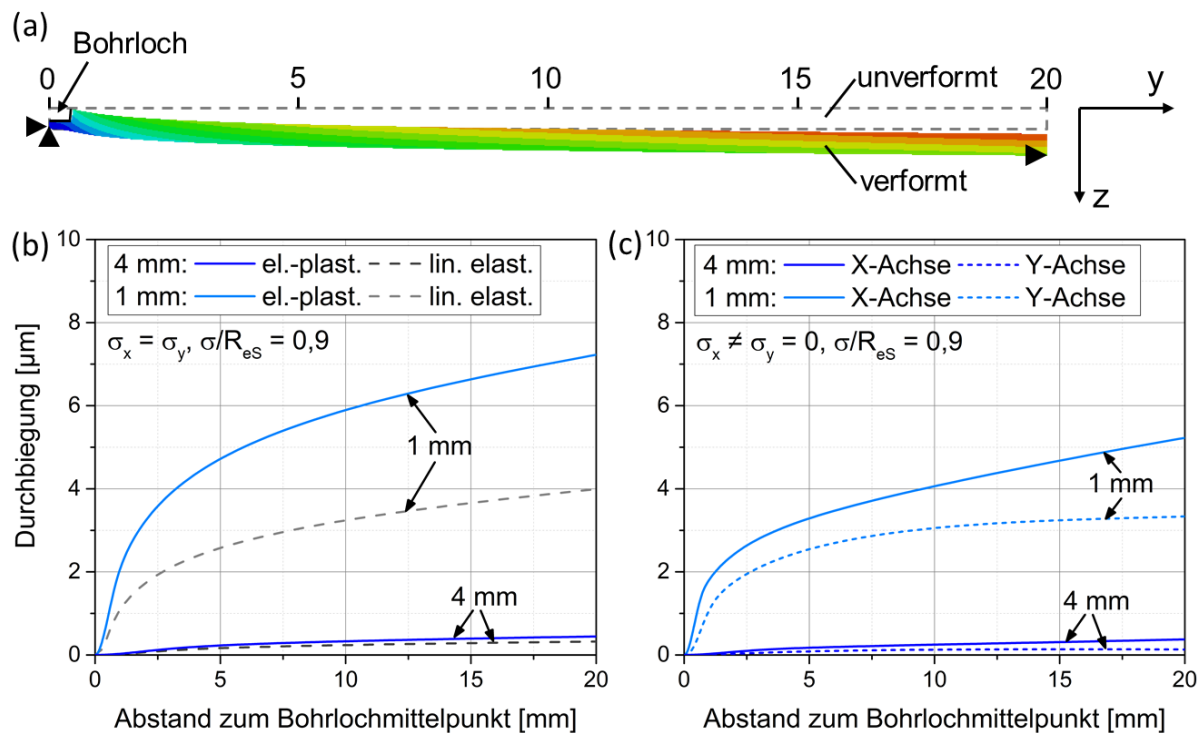


Abbildung 7.4: Schematische Darstellung der Durchbiegung der S690 QL Probe in z-Richtung (a) für einen rotationssymmetrischen (b) und einachsigen (c) Spannungszustand nach dem letzten Bohrinkrement nach [98].

Im Falle des einachsigen Spannungszustandes (Abbildung 7.4c) ist die Durchbiegung für die x-Achse größer, da in dieser Richtung die Spannung wirkt. Die maximale Durchbiegung beträgt etwa 5 μm entlang der x-Achse und ca. 3 μm entlang der y-Achse. Der beobachtete Sachverhalt lässt darauf schließen, dass sich die plastische Deformation und die Durchbiegung des Modells gegenseitig beeinflussen. Die plastische Verformung im Bereich des Bohrlochs sorgt für eine Umlagerung der elastischen Spannungen, die sich im umgebenden Material abstützen muss. Da bei dünnen Proben weniger Material vorhanden ist und die Probe durch das Einbringen eines Sacklochs lokal geschwächt ist und an Steifigkeit

verloren hat, biegt sich die Probe folglich stärker durch als im linear-elastischen Fall. Diese Probendurchbiegung verursacht wiederum Biegespannungen, die sich oberhalb der neutralen Faser mit den Eigenspannungen überlagern und diese erhöhen, was in Abbildung 7.5 schematisch dargestellt ist. Dadurch sind die Eigenspannungen im Bereich des Bohrlochs noch näher an der lokalen Streckgrenze, wodurch sich eine größere plastische Zone um das Bohrloch ergibt (vgl. Abbildung 6.16 und Abbildung 6.22). Bei Druckspannungen ist die Durchbiegung umgekehrt und das Blech wölbt sich nach oben. Die beiden Einflussfaktoren Durchbiegung und Plastizierungseffekte wechselwirken miteinander und verstärken sich gegenseitig, wodurch die hohen Spannungsabweichungen bei der kombinierten Betrachtung erklärt werden können.

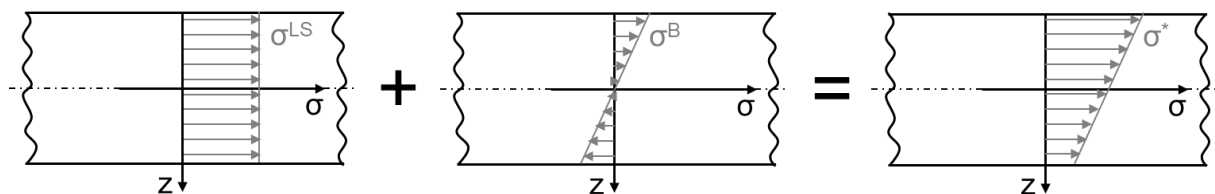


Abbildung 7.5: Schematische Darstellung von der Überlagerung der Biegespannung infolge der Probendurchbiegung mit der aufgeprägten Lastspannung.

In Abbildung 7.6 ist die Kerbformzahl $\alpha_K = \sigma_{\max}/\sigma_{\text{nominell}}$ in Abhängigkeit der normierten Bohrtiefe für beide Probendicken und Spannungszustände angegeben, die sich Anhand der Simulationsdaten im FE-Modell bei Annahme eines linear-elastischen Materialverhaltens bestimmen lässt. Zusätzlich wird die Stelle der maximalen Spannung im Simulationsmodell für zwei Tiefenschritte anhand der 1 mm dicken Probe dargestellt. Die Kerbwirkung der Sacklochbohrung steigt für die 4 mm dicke Probe bei beiden Spannungszuständen erwartungsgemäß über die Bohrtiefe an. Bei einem einachsigen Spannungszustand ist die Kerbwirkung in größeren Bohrtiefen größer als bei einer rotationssymmetrischen Spannungsverteilung. Im Vergleich zur 4 mm dicken Probe ist die für eine 1 mm dicke Probe bestimmte Kerbformzahl bis zu einer normierten Bohrtiefe von etwa 0,5 leicht erhöht. Im Falle eines rotationssymmetrischen Spannungszustandes sinkt die Kerbformzahl bis zur finalen Bohrtiefe ab. Dagegen ist die Kerbformzahl der 1 mm dicken Probe bei einem einachsigen Spannungszustand nur für 3 Bohrinkremente geringfügig kleiner als die für eine 4 mm dicke Probe. Nach dem letzten Bohrinkrement kann wieder eine höhere Kerbformzahl für die 1 mm dicke Probe bestimmt werden. Die Durchbiegung der Probe (vgl. Abbildung 7.4) infolge des lokalen Steifigkeitsverlustes im Bereich des Bohrlochs bei der 1 mm dicken Probe führt dazu, dass sich die Stelle der maximalen Spannung verschiebt. Typischerweise

liegt der Bereich der maximalen Spannung im Bohrloch-/Kerbgrund [97]. Durch die Durchbiegung der Probe wirkt eine Biegespannung, die sich mit den Lastspannungen überlagert. Oberhalb der neutralen Faser werden für den untersuchten Fall die dort vorliegenden Spannungen folglich mit Zugspannungen überlagert wogegen unterhalb der neutralen Faser Druckspannungen entgegenwirken. Bei einem rotationssymmetrischen Spannungszustand bleibt die Stelle der maximalen Spannung zwar im Kerbgrund, auch wenn die Spannungen am Bohrlochrand zunehmen, aber die maximale Spannung wird durch die wirkende Biegedruckspannung reduziert. Im Gegensatz dazu verschiebt sich die Stelle der maximalen Spannungen bei einem einachsigen Spannungszustand vom Kerbgrund zur Bohrlochwand. Hier lagen schon bei geringeren Bohrtiefen hohe Spannungen aufgrund der Spannungskonzentration vor, die aber durch Zugspannungen infolge der Biegung der Probe erhöht werden.

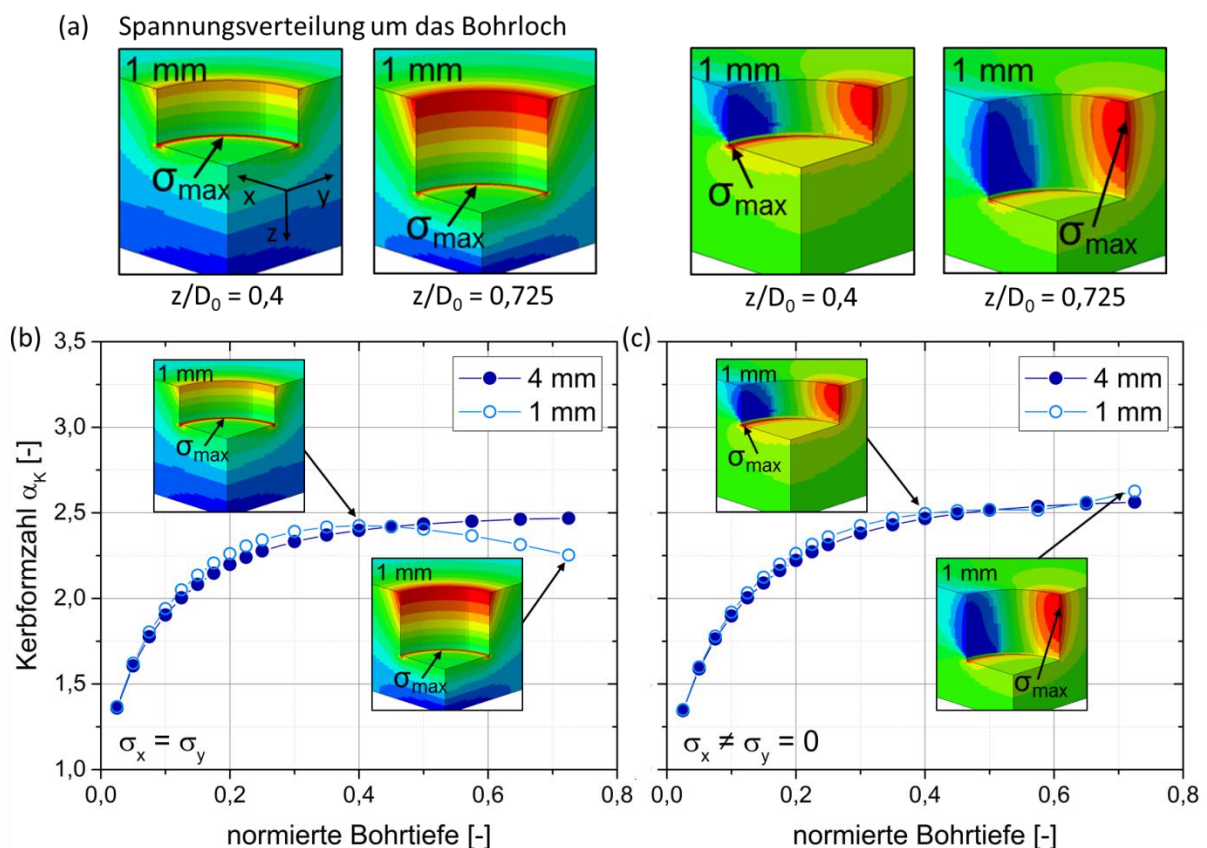


Abbildung 7.6: Vergleich der Kerbformzahl α_K als Funktion der normierten Bohrtiefe zwischen Probendicken von 4 mm und 1 mm für einen rotationssymmetrischen (b) und einachsigen (c) Spannungszustand. Darstellung der Stelle im Simulationsmodell mit der maximalen Spannungsüberhöhung für zwei Bohrtiefen anhand der 1 mm dicken Probe.

Bei texturierten Materialien muss das anisotrope elastische als auch plastische Werkstoffverhalten berücksichtigt werden. Für den hier untersuchten Probenzustand (DP600 Kaltband) konnten aufgrund der niedrigeren Streckgrenze größere Abweichungen in WR festgestellt werden. Dabei beträgt die Differenz in der Spannungsabweichung zwischen WR

und QR 20% (vgl. Abbildung 6.23), obwohl sich der Unterschied der richtungsabhängigen Streckgrenze nur auf 4% beläuft. Das anisotrope plastische Materialverhalten sollte folglich in jedem Fall bei möglichen Korrekturansätzen berücksichtigt werden sobald die Eigenspannungen 60-70% der Streckgrenze überschritten haben. Eine separate Berücksichtigung der beiden Effekte (Bauteildicke und Plastizierungseffekte) ist möglich und in der Literatur wurden zahlreiche Ansätze aufgezeigt (vgl. Kapitel 2.4.3).

Eine Berücksichtigung von Plastizierungseffekten bei der inkrementellen Bohrlochmethode ist jedoch kompliziert. Die Korrekturansätze sind mit einem enormen Rechenaufwand verbunden und daher extrem aufwändig und zeitintensiv. Im Allgemeinen setzen die Korrekturansätze eine homogene Spannungsverteilung über die Tiefe voraus, was so in der Praxis in der Regel nicht gegeben ist. Ferner müssen die lokale Streckgrenze und das lokale Verfestigungsverhalten bekannt sein. Die Bestimmung der lokalen Streckgrenze ist problematisch, nicht zuletzt weil die Streckgrenze über die Bauteildicke variieren kann. Die lokale Streckgrenze kann zwar beispielsweise über die Härte abgeschätzt werden, allerdings ist der daraus ermittelte Wert bestenfalls eine Näherung. Für Proben mit anisotropem Materialverhalten macht eine Abschätzung der Streckgrenze über die Härte erst recht keinen Sinn, da die Richtungsabhängigkeit nicht berücksichtigt werden kann. Insgesamt ist eine Korrektur von Plastizierungseffekten folglich als kritisch zu betrachten. Vielmehr müssen Plastizierungseffekte bei der Bewertung der Eigenspannungsanalyse berücksichtigt werden.

Üblicherweise wird ein Verstoß gegen die Mindestbauteildicke in der Spannungsberechnung über fallspezifische Kalibrierdaten berücksichtigt und kompensiert [73]. In der Regel werden die Kalibrierdaten numerisch bestimmt. Daher sollten die Randbedingungen des Simulationsmodells an die Fixierung der Probe im Experiment angepasst werden, um die gleichen Freiheitsgrade für eine Durchbiegung wie im Experiment zu ermöglichen und die Dehnungsbehinderung zu berücksichtigen. Anderenfalls könnten durch die fallspezifische Kalibrierung für dünnwandige Blechbauteile Fehler in die Spannungsberechnung eingebracht werden. Im Experiment wird eine dünnwandige Blechprobe beispielsweise auf einen Stempel aufgeklebt und dadurch fixiert. Die festgeklebte Fläche kann sich aufgrund der Fixierung nicht durchbiegen. Folglich muss die Lagerung der Probe in der Kalibriersimulation berücksichtigt werden, indem identische Restriktionen gelten. Eine ebene Blechprobe ist als Extremfall für die Durchbiegung zu verstehen, da hier kein „Steifigkeitsgewinn“ über die Bauteilgeometrie vorhanden ist. Für reale dünnwandige Bauteile mit komplexer Geometrie ist

die Durchbiegung folglich in abgeschwächter Form relevant. Eine Messstelle an einem Übergang von Napfwand zu Napfboden ist daher durch die Stützwirkung steifer als eine Messstelle an einer ebenen Blechprobe. Die Probengeometrie muss somit neben der Lagerung der Probe ebenfalls bei der fallspezifischen Kalibrierung berücksichtigt werden. Auch eine Berücksichtigung beider Effekte (Bauteildicke und Plastizierungseffekte) ist theoretisch durchführbar, da die Korrekturvorschläge zur Berücksichtigung von Plastizierungseffekten auf Basis von FE-Simulationen durchgeführt werden. Das Simulationsmodell kann auf die gewünschte Dicke angepasst werden, wodurch die erhaltenen Datensätze neben dem plastischen Materialverhalten auch die Bauteildicke einbeziehen.

Für den untersuchten realen Probenzustand (DP600 Kaltband) ist hinsichtlich einer zuverlässigen Eigenspannungsanalyse weniger die elastische Anisotropie als vielmehr der Verstoß gegen die Mindestbauteildicke sowie Eigenspannungen nahe der Streckgrenze und insbesondere eine Überlagerung beider Effekte problematisch. Jedoch nimmt der Fehler mit steigendem Anisotropiegrad zu und gerade im Hinblick auf eine Eigenspannungsanalyse an einkristallinen Proben ist der Einfluss der elastischen Anisotropie auf die Genauigkeit der Messergebnisse nicht zu vernachlässigen.

7.3 Erweiterung der Anwendungsgrenzen - Lösungsansätze

Wie in Kapitel 6.3 eingangs erläutert, ist die Kenntnis über die Orientierung des Hauptspannungssystems Grundvoraussetzung der inkrementellen Bohrlochmethode für eine zuverlässige Eigenspannungsbestimmung an stark texturierten Werkstoffzuständen. In der Regel liegt keine Information über den Eigenspannungszustand der zu untersuchenden Probe vor. Dadurch ist die Anwendbarkeit der vorgestellten Auswertestrategien deutlich eingeschränkt bzw. es müssen Annahmen über die Hauptspannungsachsen getroffen werden. In einer Vielzahl von Fällen kann die Orientierung des Hauptspannungssystems anhand der Symmetrie der Probengeometrie bzw. vom Fertigungsprozess abgeschätzt werden [85]. So sind beispielsweise die WR und die QR die Hauptspannungsrichtung bei gewalzten Blechen [85]. Falls der zu bestimmende Eigenspannungszustand zur Validierung eines FE-Modells genutzt werden soll, können beispielsweise aus dem FE-Modell Informationen über die Ausrichtung der Hauptspannungsachsen gezogen werden. Dabei ist es im Falle texturierter Werkstoffzustände wichtig, dass das elastisch und plastisch anisotrope Materialverhalten in der Simulation berücksichtigt wird. Eine weitere Möglichkeit Rückschlüsse auf das Hauptspannungssystem zu ziehen ist die Verwendung einer optischen Dehnungsmessung

während der Bohrlochexperimente. Die Vollfeldanalyse der Dehnungsfelder um das Bohrloch erlaubt eine Aussage über die Orientierung der Hauptspannungen [85]. Dies gilt streng genommen aber nur für Materialien mit isotropen elastischen Eigenschaften, wie aus Abbildung 7.7 hervorgeht.

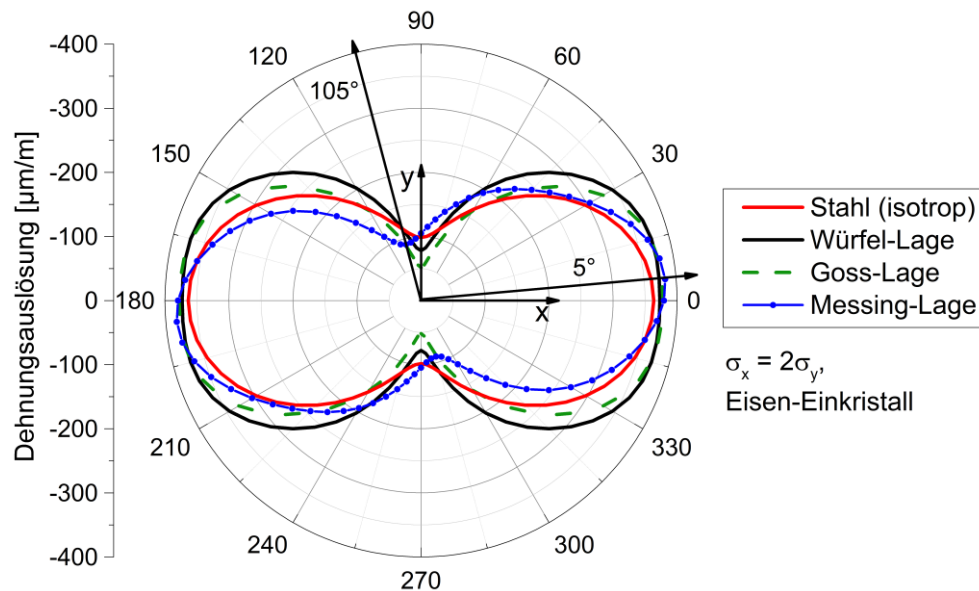


Abbildung 7.7: Dehnungsauslösung als Funktion des Winkels um das Bohrloch bei einem Spannungszustand von $\sigma_x = 2\sigma_y$ für Stahl (isotrop) und einen Eisen-Einkristall in Würfel-, Goss- und Messing-Lage.

Anhand der Dehnungsauslösung um das Bohrloch kann im Falle eines Stahls mit isotropem Materialverhalten das Hauptspannungssystem der Richtung mit der betragsmäßig größten bzw. kleinsten Dehnungsauslösung zugeordnet werden. Auch für einen Eisen-Einkristall in Würfel- und Goss-Lage stimmt in dem vorliegenden Beispiel die Richtung mit der betragsmäßig größten bzw. kleinsten Dehnungsauslösung mit den Hauptspannungen überein. Liegt allerdings eine Messing-Lage (trikline Symmetrie) vor, dann ist gemäß Abbildung 7.7 die betragsmäßig größte Dehnungsauslösung unter 5° zu finden und die betragsmäßig kleinste Dehnungsauslösung unter 105° . Darüber hinaus stehen die beiden Richtungen auch nicht senkrecht zueinander.

Auch die exakte Ausrichtung der Rosette hinsichtlich der Texturorientierung bzw. Orientierung der Hauptspannungen spielt eine Rolle für die Genauigkeit bei einer (mehrfachen) fallspezifischen Kalibrierung. Erfahrenen Anwendern sollte es möglich sein, eine Rosette mit einer Genauigkeit von $\ll 5^\circ$ auf der Probenoberfläche zu applizieren. Abbildung 7.8 stellt die maximalen Spannungsabweichungen als Funktion der Rosettenverdrehung bei einem rotationssymmetrischen Spannungszustand für die drei

untersuchten idealen Lagen nach einer Auswertung mit mehrfachen fallspezifischen Kalibrierfunktionen dar. Die Abweichungen nehmen mit zunehmender Misorientierung der Rosette zu, bleiben aber für den untersuchten Spannungszustand innerhalb des definierten Toleranzbereichs. Die vorgestellte Auswertemethodik ist folglich in gewissem Maße robust gegenüber einer Verdrehung der Rosette zum Koordinatensystem der Textur bzw. zur Hauptspannungsorientierung, sofern dies der alleinige Fehler bleibt.

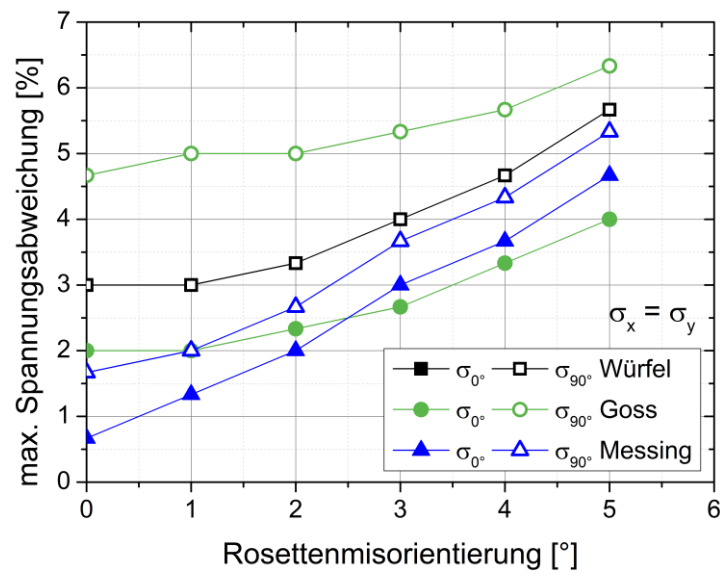


Abbildung 7.8: Spannungsabweichung in Abhängigkeit der Rosettenorientierung bei einem rotationssymmetrischen Spannungszustand bei einer Auswertung mit mehrfachen fallspezifischen Kalibrierfunktionen.

Eine weitere Voraussetzung ist die Kenntnis über die Textur. Für die Berücksichtigung der anisotropen Materialeigenschaften muss die lokale Textur beispielsweise in Form der ODF bzw. der effektiven elastischen Konstanten C_{nm} bekannt sein. Falls für den Anwender keine Möglichkeit zur Texturbestimmung besteht, kann im Falle der Differentialmethode (auf Basis von DMS) auch eine experimentelle Kalibrierung vorgenommen werden. Für die Integralmethode ist eine experimentelle Bestimmung der Kalibrierkonstanten nicht möglich. Die Probe wird in einem Belastungsversuch (z.B. 4-Punktbiegung) mit einer definierten Kalibrierspannung beaufschlagt. Hierfür ist die Kenntnis über die Textur nicht erforderlich, allerdings sollte der Kalibrierprobenzustand mit dem zu untersuchenden Probenzustand übereinstimmen. Darüber hinaus sollte aber sofern der Versuch dehnungsgeregelt durchgeführt wird der E-Modul in Belastungsrichtung bekannt sein, um die Kalibrierspannung genau einstellen zu können. Um den Einfluss von vorliegenden Eigenspannungen zu kompensieren, werden die Dehnungsauslösungen für zwei Belastungsniveaus gemessen und die Differenz der beiden Spannungszustände entspricht der Kalibrierspannung (vgl. [59]). Die experimentelle Bestimmung der Kalibrierfunktionen ist für

den Anwender folglich wesentlich zeitintensiver und aufwändiger. Generell sollte aber eine numerische Kalibrierung einer experimentellen Kalibrierung aufgrund von Messunsicherheiten vorgezogen werden. Daher ist auch die Kenntnis über den Texturzustand als Eingabedaten für das FE-Modell in Form von effektiven elastischen Konstanten zwingend erforderlich.

7.3.1 Konventionelle fallspezifische Kalibrierung

Üblicherweise werden für die inkrementelle Bohrlochmethode die Anwendungsgrenzen mithilfe von fallspezifischen Kalibrierungen, die die gegebenen Randbedingungen wie beispielsweise die Bauteildicke während der Spannungsberechnung berücksichtigen, erweitert. Im Falle von texturierten Werkstoffzuständen ist eine fallspezifische Kalibrierung unter Verwendung der Standardformulierung (zwei Kalibrierfunktionen) nur bedingt bewährt. Liegt eine kubische Symmetrie (Würfel-Lage) der elastischen Eigenschaften innerhalb der Messebene vor, dann sind konventionelle fallspezifische Kalibrierdaten ausreichend, da die elastischen Eigenschaften in den beiden Kalibrier- bzw. Auswerterichtungen identisch sind. Die elastische Anisotropie für Texturzustände mit niedrigerer Symmetrie (Goss- und Messing-Lage) kann durch die zwei Kalibrierkonstanten (Integralmethode) bzw. Kalibrierfunktionen (Differentialmethode) nicht ausreichend beschrieben werden. Im ungünstigsten Fall sind die Abweichungen nach einer Auswertung mit konventionellen fallspezifischen Kalibrierdaten sogar größer als nach einer Standardauswertung mittels Kalibrierdaten auf Basis isotropen Materialverhaltens (vgl. z.B. Abbildung 6.28). Folglich ist die Verwendung von vier Kalibrierfunktionen besser geeignet.

7.3.2 Fallspezifische Kalibrierung – Vollfeldanalyse (ESPI)

Als weiterer Lösungsansatz wurde eine konventionelle fallspezifische Kalibrierung auf Basis von Verschiebungs-/Dehnungsfeldern für die Bohrlochmethode in Kombination mit ESPI vorgeschlagen. Generell eignen sich optische Verfahren zur Dehnungsmessung aufgrund der Vollfeldanalyse für Anwendungen an stark texturierten Werkstoffzuständen, da dadurch das anisotrope Materialverhalten an der Probenoberfläche dokumentiert werden kann. Im Gegensatz dazu sind mit DMS-Rosetten üblicherweise nur Messungen in (drei) diskreten Richtungen möglich. Auch bei der fallspezifischen Kalibrierung werden Verschiebungsfelder um das Bohrloch verwendet, die die Dehnungsreaktion infolge des Einbringens eines Sacklochs an texturierten Werkstoffzuständen ausführlich beschreiben bzw. berücksichtigen. Die Tauglichkeit eines Bohrlochexperiments an einer einkristallinen

Nickelbasissuperlegierung (Würfel-Lage) in Kombination mit optischer Dehnungsmessung mittels ESPI und anschließender fallspezifischer Kalibrierung ist in Kapitel 6.3.2 demonstriert worden. Für andere Symmetrieklassen ist diese Vorgehensweise durch die Berücksichtigung von Verschiebungsfeldern ebenfalls anwendbar. Allerdings muss der Bereich des Verschiebungsfeldes an die Symmetrie der Textur angepasst werden. Für eine orthotrope Textur zum Beispiel gewalztes Blech reicht ein Quadrant zwischen der WR und QR zur Beschreibung des anisotropen Materialverhaltens noch aus. Für eine triklone Symmetrie müssen fallspezifische Verschiebungsfelder für mindestens zwei Quadranten bestimmt werden.

Die Fehleranfälligkeit ist bei einer Dehnungsmessung mittels ESPI größer als für DMS. Die Messgenauigkeit eines DMS kann im Allgemeinen auf einen Bereich von $\pm 1 \mu\text{m/m}$ beziffert werden. Die Messgenauigkeit von ESPI in der Verschiebungsmessung liegt in einer Größenordnung von 50 – 1000 nm [125] und liegt im Nanometerbereich [68]. Allerdings ist die Messgenauigkeit von ESPI hinsichtlich der Dehnungsbestimmung schwer zu quantifizieren, da sie von mehreren Parametern wie beispielsweise der Genauigkeit bei der Bestimmung des Winkels zwischen Messobjekt und Illuminationsstrahl bzw. Objektstrahl oder der Ausrichtung des Sensitivitätsvektors hinsichtlich des Hauptspannungssystems abhängt [126]. Insgesamt ist die Messunsicherheit für ESPI jedoch höher anzusetzen als für DMS. Die Messung ist zudem anfällig für Luftzirkulationen, Temperaturschwankungen und Vibrationen, aber auch optisches Rauschen führt zu Messungenauigkeiten. Daher ist eine Anwendung nur in einer ruhigen Laborumgebung zu empfehlen. Im Vergleich dazu sind DMS verhältnismäßig robust und können sowohl im Labor als auch im Feld angewendet werden. Darüber hinaus ist die Messgenauigkeit bei der ESPI-Methode entlang des Sensitivitätsvektors am größten, das heißt die Messgenauigkeit ist für die einzelnen Spannungskomponenten ungleich verteilt. Durch eine Verwendung von zwei Lichtquellen und zwei Kameras (dual-axis System) ist laut [68] eine Reduzierung aller Störeinflüsse/Einflussfaktoren möglich und die Messung wird robuster. Jedoch bleibt die Methode auch bei Verwendung dieses Systems eine Laboranwendung. Auch andere Methoden zur optischen Dehnungsmessung wie beispielsweise die Digitale Bildkorrelation [127] sind in Kombination mit der Bohrlochmethode erfolgreich angewandt worden, wenngleich deren Einsatz bisher auf isotrope Werkstoffzustände beschränkt war. Die Digitale Bildkorrelation (DIC) gilt im Vergleich zu ESPI als robuster gegenüber äußeren Störeinflüssen, allerdings liegt ihre Messgenauigkeit im Mikrometerbereich [128] und ist daher geringer als mittels ESPI. Insgesamt ist die optische Dehnungsmessung im Hinblick auf

komplexe Geometrien limitierter als die konventionelle Dehnungsmessung mittels DMS, da die Messstelle von der Kamera eingesehen werden muss und die Messstelle in der Regel auch beleuchtet werden muss. Damit ist die Methode auf hinreichend ebene Proben beschränkt, wogegen bei der Dehnungsmessung mittels DMS lediglich die DMS-Rosette appliziert werden können muss und die Messstelle mit der Bohrturbine erreichbar sein muss.

7.3.3 Mehrfache fallspezifische Kalibrierung (Differentialmethode)

Der Lösungsansatz unter Verwendung von vier fallspezifischen Kalibrierfunktionen, für den der Auswerteformalismus modifiziert werden musste, ist im Hinblick auf die Textursymmetrie am universellsten einsetzbar. Die neu entwickelte Auswertestrategie ist aufwändiger als eine Standardauswertung, da für die mehrfache fallspezifische Kalibrierung zwei Simulationen oder Experimente für die Bestimmung der Kalibrierfunktionen notwendig sind. Ferner sind die bestimmten Kalibrierfunktionen immer nur für ein Parameterset (Bohrlochdurchmesser, normierte Bohrtiefe, Rosettentyp und deren Orientierung, Textur) gültig. Bei annähernd gleichbleibender Textur sowie Orientierung der Hauptspannungen und wenn die Rosetten für die Bohrlochmessungen immer gleich ausgerichtet sind, könnte eine Datenbank mit einigen wenigen Simulationen für unterschiedliche Bohrlochdurchmesser aufgebaut werden. Dadurch müsste nicht bei abweichendem Bohrlochdurchmesser erneut fallspezifisch kalibriert werden. Vielmehr könnten innerhalb des Parameterfensters die Dehnungswerte der Kalibrierfunktionen für den jeweiligen Bohrlochdurchmesser und die normierte Bohrtiefe interpoliert werden. Abbildung 7.9 vergleicht fallspezifische Kalibrierfunktionen von DP600 mit einem E-Modulverhältnis von 1,15, die einmal numerisch bestimmt wurden und einmal aus den Kalibrierfunktionen von DP600 mit einem E-Modulverhältnis von 1,11 bzw. 1,20 linear interpoliert wurden. Die interpolierten Kalibrierfunktionen sind fast identisch mit denen, die für diese Texturschärfe numerisch bestimmter Kalibrierfunktionen. Geringe Abweichungen von weniger als 1% können festgestellt werden. Werden diese interpolierten Kalibrierfunktionen während der Spannungsberechnung eingesetzt, bleiben die maximalen Spannungsabweichungen wie bei den numerisch bestimmten Kalibrierfunktionen unter 1%. Auch der Einsatz von neuronalen Netzen, wie er in [76] für Schichtsysteme erfolgreich angewandt wurde, kommt unter Einhaltung der definierten Randbedingungen prinzipiell in Betracht. Dies könnte beispielsweise für eine produktionsbegleitende Eigenspannungsanalyse in einem Walzwerk von Interesse sein.

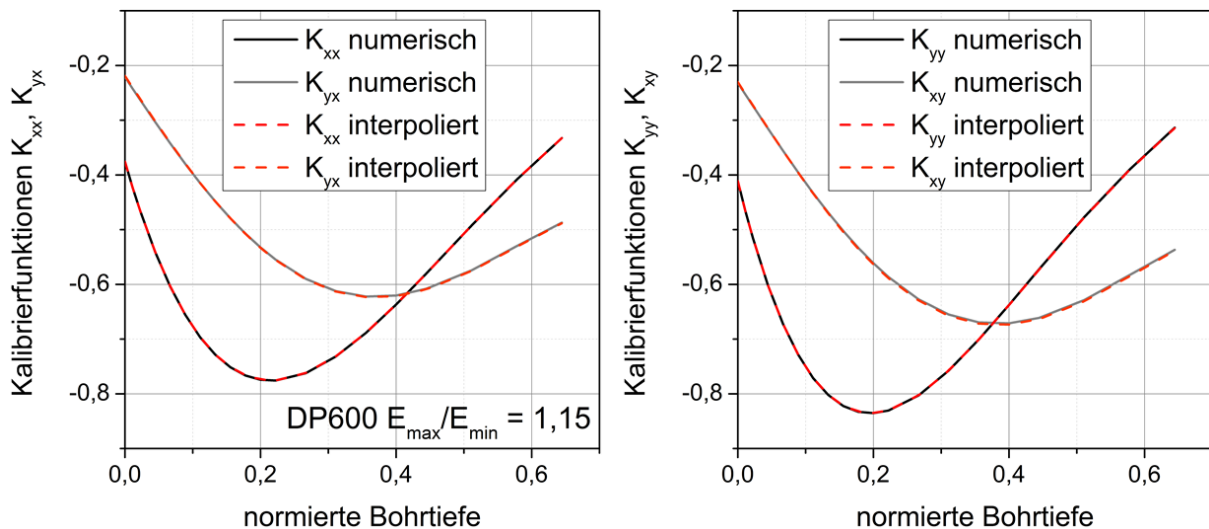


Abbildung 7.9: Fallspezifische Kalibrierfunktionen für Stahlblech DP600 mit $E_{\max}/E_{\min} = 1,15$. Die Kalibrierfunktionen wurden einmal numerisch bestimmt und einmal linear interpoliert aus den Kalibrierfunktionen von DP600 mit $E_{\max}/E_{\min} = 1,11$ und $E_{\max}/E_{\min} = 1,20$.

Die Verwendung von fallspezifischen Kalibrierdaten setzt eine Schnittstelle zum Einlesen dieser Daten in das Auswerteprogramm voraus. In der Regel haben kommerziell erhältliche Auswerteprogramme keine Schnittstelle zum Einlesen eigener Kalibrierdaten. Darüber hinaus müsste der Berechnungsalgorithmus bei Verwendung mehrfacher Kalibrierfunktionen verändert werden. Daher muss sich der Anwender ein Auswerteprogramm selbst erzeugen. Eine Alternative, wie sie in [76] für Schichtsysteme bzw. für die Bauteildicke [75] vorgeschlagen wurde, wäre die Bestimmung einer Korrekturfunktion. Die Korrekturfunktion L korrigiert die experimentell gemessenen Dehnungsauslösungen unter Berücksichtigung der verletzten Randbedingung. Bei der Bestimmung der Korrekturfunktion beispielsweise für die Randbedingung Mindestbauteildicke wird die Dehnungsauslösung eines dünnen Bauteils ins Verhältnis zur Dehnungsauslösung einer Standardprobe mit hinreichender Bauteildicke gesetzt. Dabei ist es ausreichend, die Korrekturfunktion in eine Richtung zu ermitteln. Dadurch kann der Einfluss der Bauteildicke kompensiert werden und es ist möglich die Spannungsverläufe mit den kommerziell erhältlichen Auswerteprogramme zu berechnen. Eine Verwendung von Korrekturfunktion, um die Dehnungswerte vor der Spannungsberechnung um den Einfluss der Textur zu korrigieren, ist im Falle texturierter Werkstoffzustände hingegen prinzipiell nicht möglich wie Abbildung 7.10 zeigt. Hierfür wurden Korrekturfunktionen für die DMS unter 0° und 90° im Falle eines Eisen-Einkristalls in Goss-Lage berechnet. Die Korrekturfunktionen sind aufgrund der richtungsabhängigen elastischen Materialeigenschaften vom Spannungszustand abhängig, wodurch eine Dehnungskorrektur nicht sinnvoll ist, da der Spannungszustand in der Regel im Vorhinein nicht bekannt ist.

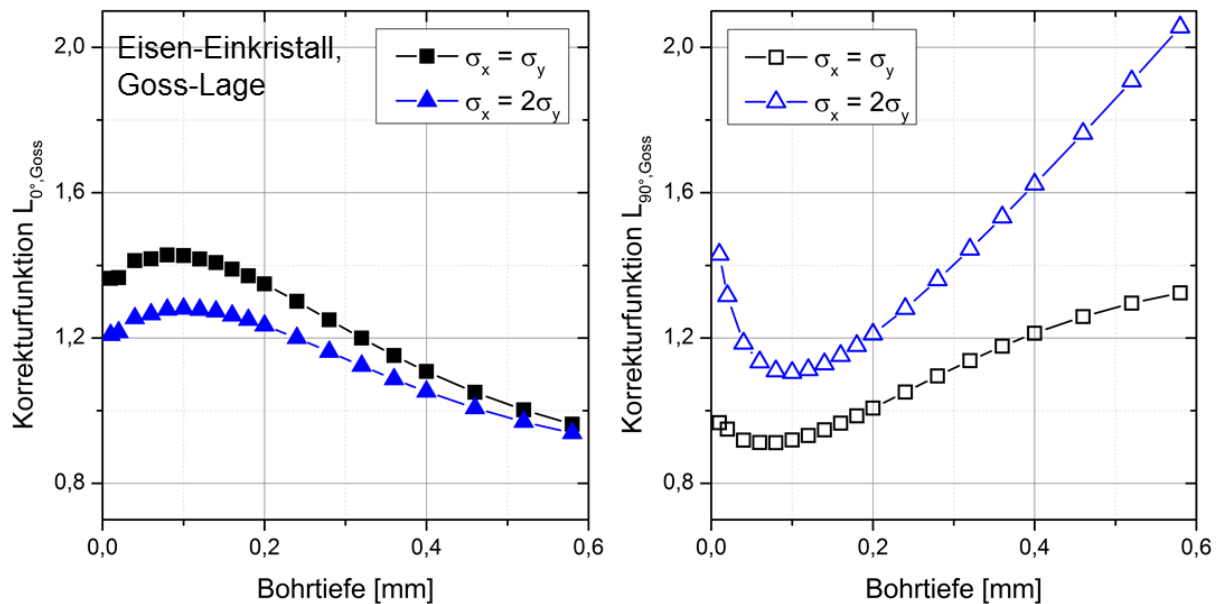


Abbildung 7.10: Berechnete Korrekturfunktionen für die elastische Anisotropie in Abhängigkeit der Bohrtiefe für einen Eisen-Einkristall in Goss-Lage für unterschiedliche Spannungszustände.

Weiterentwicklung für die Integralmethode

In [93] wurde ein Ansatz für die Berücksichtigung der elastischen Anisotropie für die Integralmethode vorgestellt. Dabei wurden orthotrope Werkstoffe (Faserverbundwerkstoffe) untersucht. Auch bei dieser Auswertestrategie ist für eine zuverlässige Eigenspannungsbestimmung die Kenntnis über die Hauptspannungsrichtungen notwendig. Die experimentelle Validierung dieser Auswertestrategie ist auch nur im Hauptspannungssystem gezeigt worden. Für den Lösungsansatz nach der Integralmethode sind im Falle von orthotropen Werkstoffen neun Kalibrierkonstanten erforderlich, welche unter Zuhilfenahme einer analytischen Lösung zur Verteilung des Dehnungsfeldes um das Bohrloch bestimmt wurde. Anhand der Darstellung in [93] wird nicht klar wie viele Simulationen dafür effektiv benötigt werden, aber für die Bestimmung von Standardkalibrierkonstanten (isotroper Fall) werden mindestens zwei Simulationen benötigt. Dabei werden dem FE-Modell jeweils ein rotationssymmetrischer Kalibrierspannungszustand (Kalibrierkonstante A, repräsentiert das Materialverhalten bei Vorliegen einer Normalspannung) und ein reiner Schubspannungszustand (Kalibrierkonstante B, repräsentiert Materialverhalten bei Vorliegen einer Schubspannung) aufgeprägt. Im Falle anisotroper Materialien wäre es durchaus sinnvoll, den rotationssymmetrischen Spannungszustand jeweils durch einen einachsigen Spannungszustand in x- bzw. y-Richtung auszutauschen (analog zur Weiterentwicklung der Differentialmethode). Bei einem rotationssymmetrischen Spannungszustand ist die Trennung der Längsdehnungs- und Querkontraktionsanteile auf die

Dehnungsauslösung problematisch. Dagegen sind diese Anteile bei einachsiger Belastung klar definiert und separiert. Somit kann der Richtungsabhängigkeit des elastischen Materialverhaltens Rechnung getragen werden.

Allein durch den Matrixcharakter der Kalibrierkonstanten ist die Rechendauer in der Regel deutlich länger (bei 19 Bohrinkrementen ca. Faktor 10) als für die Bestimmung der Kalibrierfunktionen im Falle der Differentialmethode. Darüber hinaus bleibt auch bei der neu entwickelten Auswertestrategie für die Differentialmethode der Vorteil der experimentellen Bestimmung von fallspezifischen Kalibrierfunktionen bestehen. Eine experimentelle Bestimmung der Kalibrierkonstanten ist für die Integralmethode prinzipiell nicht möglich. Üblicherweise ist die Integralmethode in größeren Bohrtiefen genauer als die Differentialmethode und kann Spannungsgradienten besser abbilden, da sie den Einfluss der Eigenspannungen in den bereits gebohrten Inkrementen berücksichtigt. Aus demselben Grund wirken sich Verstöße gegen Randbedingungen (z.B. Mindestbauteildicke) bei der Integralmethode jedoch stärker auf das Ergebnis aus als bei der Differentialmethode. Insgesamt erscheint die Differentialmethode anhand der in dieser Arbeit vorgestellten Ergebnisse in Bezug auf texturierte Werkstoffzustände bzw. eine Eigenspannungsanalyse an umgeformten Bauteilen besser geeignet.

7.3.4 Einflussfaktoren auf die Messgenauigkeit

In dem in dieser Arbeit verwendeten FE-Modell zur Bestimmung der fallspezifischen Kalibrierfunktionen ist eine ideale Sacklochgeometrie angenommen worden. In der Realität weicht das Bohrloch allerdings von dieser Geometrie ab, da die verwendeten Fräser üblicherweise eine Fase an den Fräserflanken bzw. Schneidkanten aufweist. Somit unterscheidet sich insbesondere bei den ersten Bohrinkrementen das entfernte Probenvolumen zwischen Messung und Kalibriersimulation deutlich. Dieser Effekt führt unweigerlich zu Spannungsabweichungen von bis zu 27% im oberflächennahen Bereich [129]. Sind also die Spannungswerte in der Nähe der Probenoberfläche von großem Interesse, dann sollte die Bohrfase zusätzlich in der Kalibriersimulation berücksichtigt werden.

Im Allgemeinen ist die Fehleranfälligkeit bei einer Eigenspannungsanalyse an stark texturierten Werkstoffzuständen mittels mehrfacher fallspezifischer Kalibrierfunktionen größer als bei einer Standardmessung an isotropen Materialien, da der experimentelle Aufwand insbesondere durch die zusätzliche Vorcharakterisierung (z.B. Texturbestimmung) höher ist. In Bezug auf die Genauigkeit der Anwendung der vorgestellten Auswertestrategien auf texturierte Werkstoffzustände kommt neben der Messgenauigkeit der Dehnungsmessung

auch der Texturmessung bzw. der Bestimmung der elastischen Konstanten C_{nm} eine entscheidende Rolle zu. Die lokalen, effektiven elastischen Eigenschaften werden zum einen für die Bestimmung der Kalibrierfunktionen benötigt und zum anderen direkt in der Spannungsberechnung verwendet. Die Basis der in dieser Arbeit angewandten Vorgehensweise beruht auf der röntgenografischen Texturmessung und der daraus berechneten ODF, den Einkristalldaten sowie einer Modellannahme zur Kopplung der Kristallite.

Bei der Texturmessung sind beispielsweise Messfehler durch die Defokussierung des Messflecks mit zunehmendem Kippwinkel ψ zu nennen. Dadurch nimmt die gemessene Maximalintensität mit steigendem Kippwinkel ψ ab. Der Einfluss nimmt mit dem Durchmesser des Kollimators, bei kleineren Bragg-Winkeln 2θ und bei kleineren Schlitzbreite der Sekundärblende zu [2]. Die Defokussierung kann experimentell korrigiert werden. In dieser Arbeit wurde durch die Wahl einer kleinen Blende mit einem nominellen Durchmesser von 1 mm, durch Bragg-Winkel $>52^\circ$ und durch Verwendung einer 4 mm Schlitzblende versucht, den Einfluss der Defokussierung möglichst gering zu halten. Darüber hinaus wurde die Probe nur bis zu Winkeln von maximal 65° verkippt.

Eine Alternative zur röntgenografischen Texturanalyse, welche eine integrale Texturinformation über das untersuchte Probenvolumen liefert, stellt eine Texturanalyse mittels EBSD dar. Jedoch ist die Probenpräparation wesentlich aufwändiger als für eine röntgenografische Texturanalyse. Für EBSD-Messungen muss die Oberflächenrauheit der zu analysierenden Probe schrittweise mittels mehrfacher Schleif- und Polierschritte möglichst verformungsfrei reduziert werden. Insbesondere im Hinblick auf die Bestimmung von Texturgradienten kann sich eine Texturanalyse mittels EBSD anbieten, da die Kristallorientierungen beispielsweise an einem Querschliff bestimmt werden können. Jedoch muss das Material dafür hinreichend feinkörnig sein, da mittels EBSD lediglich Kristallorientierungen bestimmt werden. Bei der röntgenografischen Bestimmung des Texturgradienten muss das Material schichtweise beispielsweise elektrochemisch abgetragen werden und für jeden Tiefenschritt erneut eine Texturanalyse durchgeführt werden. Je nachdem wie fein der Texturgradient aufgelöst werden soll, kann dies einige Tage bis Wochen in Anspruch nehmen. Eine Berücksichtigung des Texturgradienten kann bei der Auswertung durchaus erforderlich sein. Zwar war der Texturgradient bei dem kaltgewalzten Stahlblech DP600 vergleichsweise schwach und eine mehrfache fallspezifische Kalibrierung

unter Annahme einer konstanten Textur hat zu hinreichend genauen Ergebnissen geführt. Allerdings haben insbesondere die Untersuchungen an den idealen Texturlagen und deren Verdrehung über die Tiefe gezeigt, dass eine Nichtberücksichtigung des Texturgradienten unter Umständen zu einer größeren Abweichung als eine Spannungsauswertung mit konventionellen Kalibrierdaten (isotropes Materialverhalten) führen kann. Falls also der Einfluss des Texturgradienten nicht vernachlässigt werden kann, was im Einzelfall gesondert zu prüfen und bewerten ist, dann muss der Texturgradient in jedem Fall bei der Bestimmung der fallspezifischen Kalibrierfunktionen berücksichtigt werden.

Eine weitere Rolle spielt die Modellannahme zur Kristallkopplung. Mit den Modellen nach Voigt und Reuss können die jeweiligen Grenzwerte berechnet werden. Das in dieser Arbeit verwendete Modell nach Hill gibt den Mittelwert der beiden Grenzmodelle an und stellt eine gute Näherung dar [15]. Für das untersuchte kaltgewalzte Stahlblech DP600 ergeben sich wie zu erwarten die in Abbildung 7.11 gezeigten E-Modulverteilungen für die drei Modelle zwischen der WR (0°) und der QR (90°). Qualitativ stimmen die Verläufe überein, allerdings weichen sie quantitativ im Extremfall um 34 GPa voneinander ab. Der nach Hill berechnete E-Modul in WR weicht somit um ca. 7% von den berechneten E-Moduln nach Voigt bzw. Reuss ab.

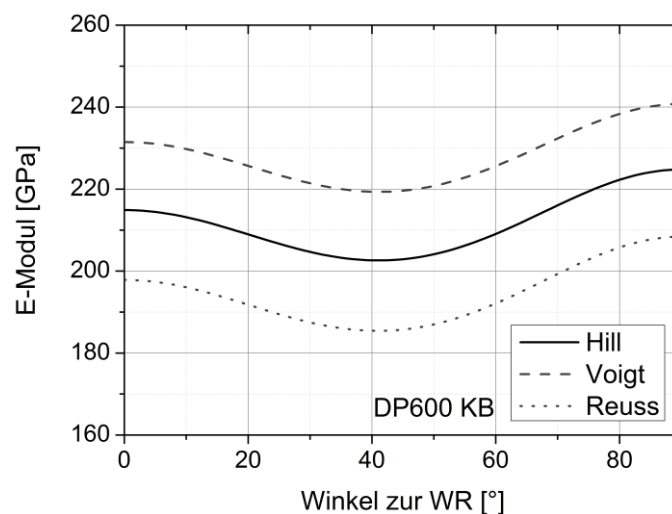


Abbildung 7.11: E-Modulverteilung berechnet nach Hill, Voigt und Reuss als Funktion des Winkels zur WR.

Um den Einfluss der korrekten Bestimmung der C_{nm} zu analysieren, wurde ein Bohrlochexperiment unter Annahme der C_{nm} nach Hill exemplarisch mit einer zweiachsigen Spannungszustand $\sigma_x = 2\sigma_y$ simuliert. Die daraus gewonnenen Dehnungsverläufe wurden anschließend mit mehrfachen fallspezifischen Kalibrierfunktionen ausgewertet und die Spannungsverläufe berechnet. Dabei wurden für die effektiven elastischen Eigenschaften des

FE-Modells zur Kalibrierdatenbestimmung die C_{nm} nach Voigt verwendet. Es ergeben sich maximale Spannungsabweichungen von 10% für σ_{0° und 11% für σ_{90° (vgl. Abbildung 7.12). Wenn die C_{nm} nach Hill für die Kalibriersimulation verwendet werden, dann liegt die Spannungsabweichung lediglich bei 1% (σ_{0°) bzw. 3% (σ_{90°). Folglich hat die Wahl bzw. die Güte der Modellannahme im vorliegenden Fall einen wesentlichen Einfluss auf die Genauigkeit der mehrfachen fallspezifischen Kalibrierung. Neben der Modellannahme nach Hill bietet sich auch die Modellannahme nach Eshelby/Kröner an. Dadurch kann zusätzlich die Form der Kristallite berücksichtigt werden [20]. Im Vergleich mit experimentellen Werten schneiden beide Modelle in [20] ähnlich gut ab. Im Einzelfall ist die Wahl des geeignetsten Modells zu prüfen.

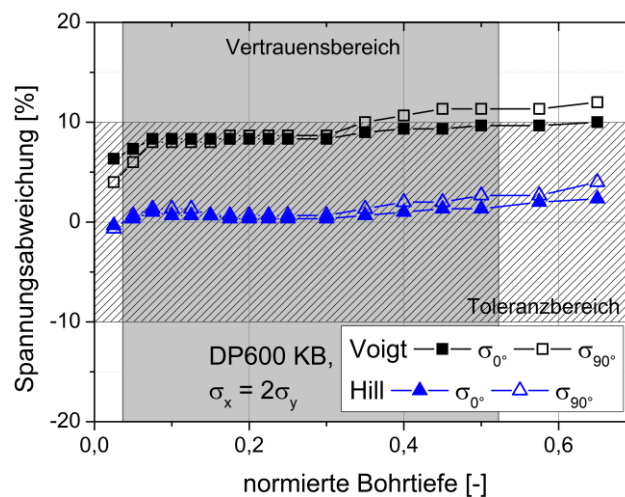


Abbildung 7.12: Spannungsabweichung nach mehrfacher fallspezifischer Kalibrierung unter Annahme der C_{nm} nach Voigt bzw. nach Hill.

7.3.5 Hinweise für die praktische Anwendung

Erweiterte Dehnungsmessung

Anhand der gemessenen Dehnungsauslösung bei Verwendung einer DMS-Rosette mit drei DMS bzw. des anschließend berechneten Spannungsverlaufs kann eine vorliegende Textur in der untersuchten Probe nicht erkannt werden. Ferner gibt es keine Grundlage, wie beispielsweise die Nichtlinearität der $\sin^2\psi$ -Verteilung im Falle der röntgenografischen Spannungsanalyse, um zu beurteilen, ob eine Auswertung mittels Standardmethoden (Annahme isotropes Materialverhalten) eine Bestimmung zuverlässiger Spannungstiefenprofile erlaubt. Somit ist im Vergleich zur röntgenografischen Spannungsanalyse keine Bewertungsgrundlage bzw. Entscheidungshilfe gegeben, welche genutzt werden kann, ob eine Auswertung mittels Standardmethoden zu sinnvollen Ergebnissen führt. Natürlich besteht die

Möglichkeit, im Voraus der Messung an einer Probe mit unbekanntem Werkstoffzustand die Textur zu bestimmen, was auch zwingend notwendig ist, sofern bekannt ist, dass eine ausgeprägte Textur vorliegt. Falls aber nicht bekannt ist, dass ein stark texturierter Werkstoffzustand vorliegt oder eine Texturanalyse im Vorfeld schlichtweg nicht möglich ist, kann anhand der Messwerte bzw. der ermittelten Spannungsverläufe das Vorliegen einer Textur nicht erkannt werden. Der Anwender weiß daher nicht, inwieweit er seinen Ergebnissen trauen kann.

Denkbar wäre daher die Verwendung einer DMS-Rosette mit mehr als drei DMS (z.B. DMS-Rosette vom Typ VY61S der Fa. HBM mit vier DMS), um das anisotrope Materialverhalten besser erfassen zu können. Üblicherweise sind aber keine Kalibrierdaten für diesen Rosettentyp und auch keine Schnittstelle zum Einlesen eigener Kalibrierdaten in den gängigen kommerziell bzw. kostenlos erhältlichen Auswerteprogrammen wie H-Drill [57], [58] oder MPA BOP II [6] hinterlegt. Daher ist eine eigene Auswertesoftware mit geeigneten Kalibrierdaten erforderlich, welche auch Grundvoraussetzung für eine mehrfache fallspezifische Kalibrierung ist. Da für die Spannungsberechnung nur drei der vier Dehnungsverläufe benötigt werden, können die Hauptspannungen über eine Kreuzkorrelation von vier unabhängigen linearen Gleichungssystemen bestimmt werden. Exemplarisch wurde dies für den Fall des kaltgewalzten Stahlblechs DP600 und einen Eisen-Einkristall in Würfel-Lage unter Verwendung einer DMS-Rosette mit den DMS-Positionen unter 0° , 45° , 90° und 150° durchgeführt (siehe Abbildung 7.13a). Die berechneten Hauptspannungen sind in Abbildung 7.13 dargestellt. Die Hauptspannungsverläufe von dem Stahlblech DP600 weichen untereinander nur geringfügig voneinander ab (ca. 4% für σ_1 und 13% für σ_2). Darüber hinaus weicht die erste Hauptspannungskomponente im ungünstigsten Fall um maximal 5% und die zweite Hauptspannungskomponente um etwa 11% von den Sollspannungen ab. Dies deckt sich mit den bisherigen Untersuchungen, die zu dem Ergebnis kamen, dass dieser Probenzustand mit Standardmethoden im Rahmen des definierten Toleranzbereichs auswertbar ist. Für die Spannungsauswertung an einem Eisen-Einkristall in Würfel-Lage ergibt sich erwartungsgemäß ein anderes Bild. Hier weichen die Spannungsverläufe untereinander sehr stark voneinander ab. Für die erste Hauptspannungskomponente ergeben sich untereinander maximale Abweichungen von etwa 29% und für die zweite Hauptspannungskomponente konnten Abweichungen von ca. 210% festgestellt werden. Auch die maximalen Abweichungen zur Sollspannung sind mit rund 46% für σ_1 und 77% für σ_2 intolerabel. Daher ist zu empfehlen eine Rosette mit vier DMS zu verwenden, falls eine Textur in der untersuchten Probe nicht mit Sicherheit ausgeschlossen werden kann. Allerdings

ist zu beachten, dass dies eine Abkehr von konventionellen Auswertekonzepten bedeutet und Kalibrierdaten für diesen Rosettentyp selbst berechnet werden müssen.

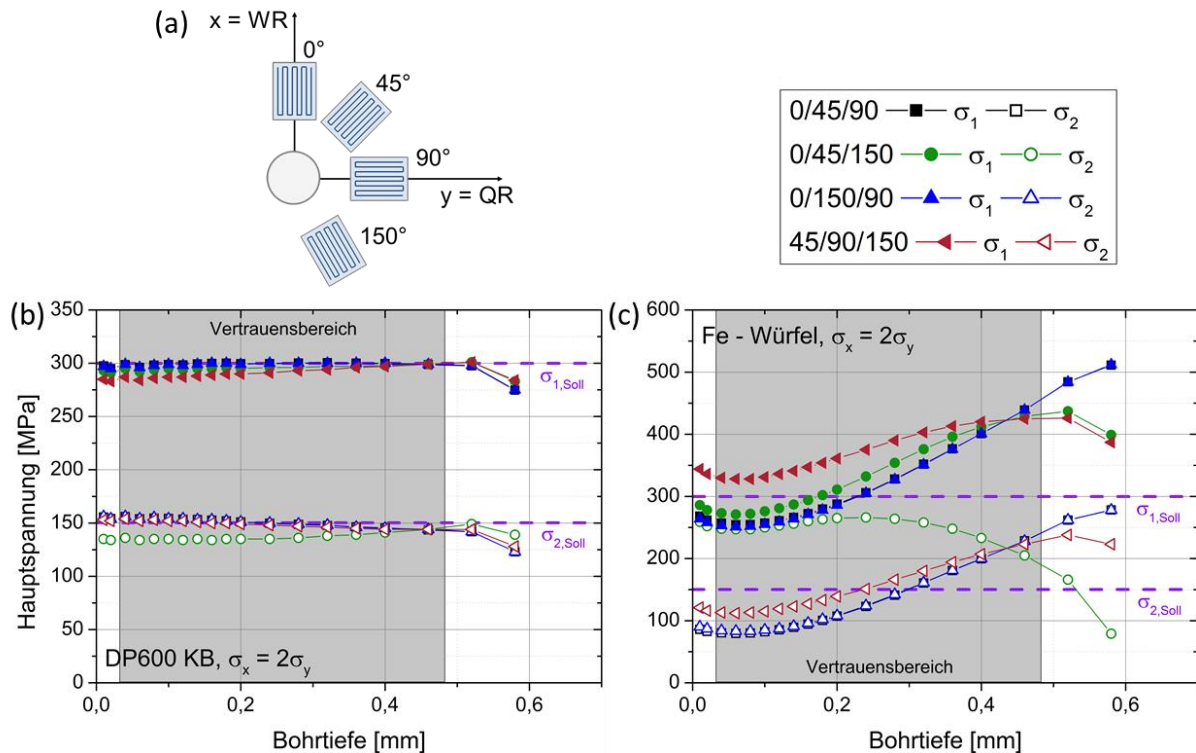


Abbildung 7.13: Berechnete Hauptspannungsverläufe bei Verwendung einer DMS-Rosette mit vier DMS auf Basis von konventionellen Kalibrierdaten (isotropes Materialverhalten).

Mehrphasige Werkstoffe

Die vorgestellte Auswertemethodik ist bisher nur auf einphasige Werkstoffe angewandt worden. Sie funktioniert prinzipiell aber auch für mehrphasige Werkstoffe. Dadurch erhöht sich aber der experimentelle Aufwand erheblich, da die Textur für alle Phasen bestimmt werden muss. Ferner müssen die elastischen Konstanten C_{nm} der einzelnen Phasen berechnet werden und anschließend homogenisiert werden, um den effektiven makroskopischen Elastizitätstensor zu bestimmen. Dies kann beispielsweise über eine Gewichtung der effektiven C_{nm} der Einzelphasen mit den Volumenanteilen durchgeführt werden. Dazu muss allerdings der Volumenanteil der jeweiligen Phase bekannt sein. Der Messaufwand für das Bohrlochexperiment ändert sich nicht, da per se nur Makroeigenschaften bestimmt werden können, was in den meisten ingenieurwissenschaftlichen Fragestellungen ausreichend ist. Auch bei der Simulation der mehrfachen fallspezifischen Kalibrierfunktionen ist der Aufwand unabhängig von der Mikrostruktur der untersuchten Probe. Der Aufwand für eine Eigenspannungsanalyse mittels inkrementeller Bohrlochmethode ist bei mehrphasigen und

texturierten Werkstoffen deutlich geringer als für die röntgenografische Spannungsanalyse, bei der die Eigenspannungen in jeder Phase bestimmt werden müssen, um die Makroeigenspannungen zu ermitteln. Für die Anwendung der Spezialverfahren (Kristallitgruppenmethode, Spannungsfaktoren) ist die Kenntnis über die ODF und über den dehnungsfreien Gitterparameter a_0 notwendig. Die Bestimmung von a_0 ist bereits bei einphasigen Werkstoffen schwierig und ist bei mehrphasigen Werkstoffen noch problematischer [33]. Ist zudem ein Eigenspannungstiefenverlauf von Interesse, dann erhöht sich der zeitliche als auch experimentelle Aufwand bei der röntgenografischen Spannungsanalyse signifikant. Beim Vorliegen eines mehrphasigen und texturierten Probenzustandes erhöht sich der Messaufwand bei der röntgenografischen Eigenspannungsanalyse aufgrund ihres phasenselektiven Charakters drastisch.

Bauteilgröße und -geometrie

Für die röntgenografische Spannungsanalyse ist zudem die Bauteilgröße bzw. die Komplexität der Bauteilgeometrie ein limitierender Faktor. So konnte beispielsweise der tiefgezogene Napf aus DP600 (vgl. Kapitel 6.3.4) in den am IAM-WK zur Verfügung stehenden Diffraktometern aufgrund der Bauraumbeschränkung ohne Zertrennen nicht gemessen werden. Einen Ausweg bieten mobile Diffraktometer, die für eine Anwendung an großen Bauteilen mit komplexer Geometrie geeignet sind. Jedoch sind mobile Diffraktometer wegen der geforderten hohen Messgenauigkeit der Linienlagen für eine Anwendung der Spezialverfahren nur bedingt geeignet. Zudem kann auch mit mobilen Diffraktometern nicht jeder Messpunkt erreicht werden. Für die Texturanalyse ist die Komplexität des Bauteils bzw. die Bauteilgröße weniger kritisch, da ein Zertrennen des Bauteils keinen Einfluss auf die vorliegende Textur hat und die zu untersuchende Messstelle aus dem Bauteil entnommen werden kann. Muss das Bauteil zertrennt werden, um eine Texturanalyse durchführen zu können, dann darf die Probenentnahme, sofern nur ein Bauteil vorliegt, erst im Anschluss an die Bohrlochmessung durchgeführt werden. Ist das Bauteil symmetrisch, wie das beispielsweise bei dem tiefgezogenen Napf der Fall war, dann kann die Probe auf der gegenüberliegenden Seite der Symmetrieebene des Bauteils herausgetrennt werden. Ist das nicht der Fall, dann muss die Probe im Bereich der Messstelle entnommen werden und die Textur in der Nähe der Bohrung gemessen werden. Idealweise sollten in diesem Fall zwei identische Proben zur Verfügung stehen.

7.3.6 Abschließendes Fazit

Abschließend bleibt festzuhalten, dass die inkrementelle Bohrlochmethode im Vergleich zur röntgenografischen Spannungsanalyse hinsichtlich der Eigenspannungsbestimmung an texturierten Werkstoffzuständen für die hier untersuchten Zustände die bessere Wahl darstellt. Insgesamt ist eine röntgenografische Eigenspannungsanalyse an texturierten Werkstoffzuständen, wie aus den Ergebnissen von Kapitel 3.1 ersichtlich, als problematisch anzusehen. Für die Anwendung der Kristallitgruppenmethode muss die Textur scharf genug und durch wenige ideale Lagen beschreibbar sein. Weiterhin muss gegebenenfalls mit unterschiedlicher Röntgenstrahlung gemessen werden, um genügend Pole der einzelnen Kristallitgruppen auf unterschiedlichen Netzebenen erfassen zu können. Durch die Messung von absoluten Linienlagen muss eine exakte Kalibrierung der Diffraktometer sichergestellt werden. Selbiges gilt für eine Auswertung mit den Spannungsfaktoren F_{ij} , da auch hier absolute Linienlagen bestimmt werden müssen. Daher ist der messtechnische Aufwand und die Fehleranfälligkeit sehr hoch. Bei einer Anwendung der Spannungsfaktoren F_{ij} muss der Einfluss von Mikroeigenspannungen ausgeschlossen werden. Dies kann beispielsweise über die Linearität der 2θ vs. $\sin^2\psi$ -Verläufe an Netzebenen vom Typ $\{hhh\}$ oder $\{h00\}$ abgeschätzt werden. Insgesamt ist eine Anwendung der Spezialverfahren wegen der Einschränkungen und dem hohen Messaufwand wenig praxistauglich.

Dagegen ist die inkrementelle Bohrlochmethode wesentlich robuster gegenüber dem Vorliegen einer elastischen Anisotropie wie das Beispiel an dem kaltgewalzten DP600 Stahlblech gezeigt hat, bei dem eine Auswertung mittels Standardverfahren im Rahmen der in dieser Arbeit definierten Toleranzbereiche möglich war. Dagegen konnte die $\sin^2\psi$ -Methode aufgrund der starken Nichtlinearität des 2θ vs. $\sin^2\psi$ -Verlaufs nicht zuverlässig angewandt werden. Auch die Anwendung von Spezialverfahren (Kristallitgruppenmethode, Spannungsfaktoren F_{ij}) war im vorliegenden Fall des Stahlblechs DP600 äußerst problematisch. Daher sind Standardauswertemethoden der inkrementellen Bohrlochmethode für ein größeres Spektrum im Hinblick auf texturierte Werkstoffzustände zuverlässig anwendbar (Toleranzbereich $\pm 10\%$). Außerhalb der Anwendungsgrenzen bietet die in dieser Arbeit vorgestellte neue Mess- und Auswertestrategie auf Basis einer mehrfachen fallspezifischen Kalibrierung einen geeigneten Ansatz um Eigenspannungen an stark texturierten Werkstoffzuständen zu bestimmen. Dafür müssen die Textur bzw. die effektiven elastischen Konstanten C_{nm} sowie die Orientierung des Haupteigenspannungssystems bekannt sein.

8 Zusammenfassung

In dieser Arbeit wurde die Anwendung der inkrementellen Bohrlochmethode auf stark texturierte Werkstoffzustände analysiert. Um die Anwendungsgrenzen der Methode bei Verwendung konventioneller Auswerteverfahren bezüglich Werkstoffen mit ausgeprägter kristallografischer Textur zu definieren, wurden systematische Untersuchungen auf Basis von Finite Elemente Simulationen durchgeführt. Hierbei wurden die Texturorientierung bzw. -symmetrie (Form der E-Modulverteilung in der Messebene), die Texturschärfe (Anisotropiegrad), die Rosettenorientierung sowie die aufgeprägten Spannungszustände variiert. Anhand der Ergebnisse konnten keine eindeutigen und allumfassenden Anwendungsgrenzen definiert werden, da die Fehler in der Spannungsberechnung von allen untersuchten Einflussfaktoren beeinflusst werden. Es konnte jedoch gezeigt werden, dass bereits ab einer E-Moduldifferenz von ca. 15% signifikante Spannungsabweichungen größer 10% auftreten können. Eigenspannungszustände in dem betrachteten Modellwerkstoff (kaltgewalztes Stahlblech DP600) mit einer E-Moduldifferenz von 11% konnten hingegen mit konventionellen Ansätzen auf Basis von Kalibrierdaten für isotropes Materialverhalten hinreichend genau (Spannungsabweichung zur Sollspannung <10%) bestimmt werden. Hier zeigte sich das große Potential der inkrementellen Bohrlochmethode gegenüber der röntgenografischen Spannungsanalyse. Die $\sin^2\psi$ -Methode war an diesem Werkstoffzustand aufgrund der starken Nichtlinearitäten in der 2θ vs. $\sin^2\psi$ -Verteilung nicht mehr zuverlässig anwendbar. Auch die Spezialverfahren (Kristallitgruppenmethode und Spannungsfaktoren F_{ij}) führten zu keinem vertrauenswürdigen Ergebnis.

Zusätzlich wurde der Einfluss der Bauteildicke sowie der Einfluss von Plastizierungseffekten kombiniert betrachtet, da umgeformte Bauteile in der Regel dünnwandig sind und sich wegen der großen Deformationen hohe Eigenspannungszustände einstellen können. Ein Verstoß gegen die Bauteildicke resultiert in einer Durchbiegung der Probe infolge des lokalen Steifigkeitsverlustes und führt dadurch zu Fehlern in der Spannungsberechnung. Hohe Eigenspannungen nahe der lokalen Streckgrenze des untersuchten Materials führen aufgrund der Kerbwirkung des gebohrten Sacklochs zu plastischen Deformationen im Bereich des Sacklochs und resultieren in einer Überschätzung der vorliegenden Eigenspannungen. Treten beide Effekte kombiniert auf, so wechselwirken sie miteinander und die Durchbiegung sowie die plastische Deformation sind größer im Vergleich zur Einzelbetrachtung. Es konnten im

schlimmsten Fall (auf den Bohrlochdurchmesser normierte Bauteildicke $t_n = 1,25$, Streckgrenzenverhältnis $\sigma/R_{eS} = 0,9$) Abweichungen von ca. 80% festgestellt werden.

Für Anwendungsfälle, bei denen eine konventionelle Auswertung mittels Kalibrierdaten, die für isotrope Werkstoffzustände bestimmt wurden, nicht mehr zulässig ist, wurden mögliche Lösungsansätze vorgeschlagen und diskutiert. Im Wesentlichen basieren die Ansätze auf der Bestimmung von fallspezifischen Kalibrierdaten, welche die elastische Anisotropie bzw. die vorliegende Textur berücksichtigen. Für diese Vorgehensweisen ist, mit Ausnahme einer experimentellen Kalibrierung, die Kenntnis über die lokale Textur beispielsweise in Form der ODF notwendig, um die effektiven elastischen Konstanten C_{nm} ermitteln zu können. Weiterhin wird vorausgesetzt, dass die Orientierung des Haupteigen Spannungssystems bekannt ist. Je nach Probenzustand muss dabei auch ein vorliegender Texturgradient berücksichtigt werden. Es zeigte sich, dass eine konventionelle fallspezifische Kalibrierung (Standardformulierung der Integral- bzw. Differentialmethode) sowohl auf Basis einer Dehnungsmessung mittels DMS als auch mittels optischer Dehnungsmessung nur für Texturen mit kubischer Symmetrie geeignet ist. Für Texturen mit niedrigerem Symmetriegrad (orthotrop und triklone Symmetrie) reichen zwei fallspezifischen Kalibrierkonstanten bzw. – funktionen zur Beschreibung des anisotropen Materialverhaltens nicht aus. Dagegen konnte mit der in dieser Arbeit neu vorgestellten Mess- und Auswertestrategie der mehrfachen fallspezifischen Kalibrierung, die eine Modifizierung der Differentialmethode mit vier Kalibrierfunktionen darstellt, zufriedenstellende Ergebnisse für alle untersuchten Textursymmetrien erzielt werden. Die Tauglichkeit der neu entwickelten Methode wurde anhand einer Biegeprobe aus einer einkristallinen Nickelbasissuperlegierung CMSX-4, die in einer 4-Punktbiegevorrichtung definiert belastet wurde, demonstriert. Die in dieser Arbeit vorgestellte Auswertestrategie erweitert das Anwendungsspektrum der inkrementellen Bohrlochmethode auf stark texturierte Werkstoffzustände und ermöglicht eine zuverlässige Eigenspannungsbestimmung für den Fall, dass konventionelle Auswertemethoden (Annahme: isotropes Materialverhalten) nicht mehr zuverlässig anwendbar sind.

Literaturverzeichnis

- [1] MACHERAUCH, E. ; MÜLLER, M.: Das sin²ψ-Verfahren der röntgenographischen Spannungsmessung. In: *Zeitschrift für angewandte Physik* Bd. 13 (1961), Nr. 7, S. 305–312
- [2] KOCKS, U.F. ; TOMÉ, C.N. ; WENK, H.-R.: *Texture and anisotropy: preferred orientations in polycrystals and their effect on materials properties* : Cambridge University Press, 2000 — ISBN 0-521-79420-X
- [3] HAUKE, V. ; VAESSEN, G.: Eigenspannungen in Kristallitgruppen texturierter Stähle. In: *Zeitschrift fuer Metallkunde/Materials Research and Advanced Techniques* Bd. 76 (1985), Nr. 2, S. 102–107
- [4] BEHNKEN, H. ; HAUKE, V.: Calculation of X-ray stress factors of textured materials - comparison with experimental results. In: *Zeitschrift fuer Metallkunde/Materials Research and Advanced Techniques* Bd. 82 (1991), Nr. 2, S. 151–158
- [5] SCHWARZ, T.: *Beitrag zur Eigenspannungsermittlung an isotropen, anisotropen sowie inhomogenen, schichtweise aufgebauten Werkstoffen mittels Bohrlochmethode und Ringkernverfahren*, Stuttgart, 1996
- [6] SCHWARZ, T. ; KOCKELMANN, H.: Die Bohrlochmethode - eine für viele Anwendungsbereiche optimales Verfahren zur experimentellen Ermittlung von Eigenspannungen. In: *Messtechnische Briefe* Bd. 29 (1993), S. 33–38
- [7] WASSERMANN, G. ; GREWEN, J.: *Texturen metallischer Werkstoffe*. 2. Auflage. Aufl. Berlin; Göttingen; Heidelberg : Springer, 1962
- [8] SPIESS, L. ; TEICHERT, G. ; SCHWARZER, R. ; BEHNKEN, H. ; GENZEL, C.: *Moderne Röntgenbeugung: Röntgendiffraktometrie für Materialwissenschaftler, Physiker und Chemiker* : Vieweg + Teubner, 2009 — ISBN 978-3-8351-0166-1
- [9] BUNGE, H.-J.: Zur Darstellung allgemeiner Texturen. In: *Zeitschrift für metallkunde* Bd. 56 (1965), Nr. 12, S. 872-
- [10] THOMAS, K. H. ; MERKEL, M.: *Taschenbuch der Werkstoffe* : Carl Hanser Verlag München, 2008
- [11] HUTCHINSON, W.B.: Recrystallisation textures in iron resulting from nucleation at grain boundaries. In: *Acta Metallurgica* Bd. 37 (1989), Nr. 4, S. 1047–1056
- [12] BANABIC, D.: *Formability of Metallic Materials: Plastic Anisotropy, Formability Testing, Forming Limits* : Springer, 2000 — ISBN 978-3-540-67906-6
- [13] STÜWE, H. P.: *Mechanische Anisotropie* : Springer-Verlag, 1974 — ISBN 3-7091-8359-6
- [14] KNEER, G.: Die elastischen Konstanten quasiisotroper Vielkristallaggregate. In: *physica status solidi (b)* Bd. 3 (1963), Nr. 9, S. K331–K335
- [15] BUNGE, H.-J.: Über die elastischen Konstanten kubischer Materialien mit beliebiger Textur. In: *Kristall und Technik* Bd. 3 (1968), Nr. 3, S. 431–438
- [16] VOIGT, W.: *Lehrbuch der Kristallphysik*. Leipzig : Teubner, 1928
- [17] REUSS, A.: Berechnung der Fließgrenze von Mischkristallen auf Grund der Plastizitätsbedingung für Einkristalle. In: *ZAMM-Journal of Applied Mathematics and Mechanics/Zeitschrift für Angewandte Mathematik und Mechanik* Bd. 9 (1929), Nr. 1, S. 49–58
- [18] HILL, R.M.: The elastic behaviour of a crystalline aggregate. In: *Proceedings of the Physical Society. Section A* Bd. 65 (1952), Nr. 5, S. 349
- [19] ESHELBY, J. D.: The determination of the elastic field of an ellipsoidal inclusion, and related problems. In: *Proceedings of the Royal Society of London A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences*. Bd. 241 : The Royal Society, 1957 — ISBN 0080-4630, S. 376–396

-
- [20] KRÖNER, E.: Berechnung der elastischen Konstanten des Vielkristalls aus den Konstanten des Einkristalls. In: *Zeitschrift für Physik* Bd. 151 (1958), Nr. 4, S. 504–518
- [21] KNEER, G.: Über die Berechnung der Elastizitätsmoduln vielkristalliner Aggregate mit Textur. In: *Physica status solidi (b)* Bd. 9 (1965), Nr. 3, S. 825–838
- [22] DIN ISO 10113:2009-06: Metallische Werkstoffe - Blech und Band - Bestimmung der senkrechten Anisotropie
- [23] KOPP, R. ; WIEGELS, H.: Einführung in die Umformtechnik (1998)
- [24] MACHERAUCH, E. ; WOHLFAHRT, H. ; WOLFSTIEG, U.: Zur zweckmäßigen Definition von Eigenspannungen. In: *HTM - Härterei-Technische Mitteilungen* Bd. 28 (1973), Nr. 3, S. 201–211
- [25] KLOOS, K.H.: Eigenspannungen, Definition und Entstehungsursachen. In: *Zeitschrift fuer Werkstofftechnik/Materials Technology and Testing* Bd. 10 (1979), Nr. 9, S. 293–302
- [26] WOLFSTIEG, U. ; MACHERAUCH, E.: Ursachen und Bewertung von Eigenspannungen. In: *Chemie-Ingenieur-Technik* Bd. 45 (1973), Nr. 11, S. 760–770
- [27] HAUKE, V. ; NIKOLIN, HJ: The Evaluation of the distribution of residual stresses of the I. Kind (RSI) and of the II. Kind (RSII) in textured materials. In: *Textures and Microstructures* Bd. 8 & 9 (1988), S. 693–716
- [28] TOWNSEND, D. ; ZARETSKY, E.: Effect of shot peening on surface fatigue life of carburized and hardened AISI 9310 spur gears. In: *NASA Technical Paper* (1982)
- [29] LU, J. ; (U.S.), SOCIETY FOR EXPERIMENTAL MECHANICS: *Handbook of Measurement of Residual Stresses* : Fairmont Press, 1996
- [30] SCHAJER, G. S.: *Practical Residual Stress Measurement Methods* : Wiley, 2013 — ISBN 978-1-118-40281-8
- [31] HAUKE, V.: Die Bestimmung der Spannungs-komponente in Dickenrichtung und der Gitterkonstante des spannungsfreien Zustandes. In: *HTM. Härterei-technische Mitteilungen* Bd. 46 (1991), Nr. 1, S. 52–59
- [32] BEHNKEN, H. ; HAUKE, V.: Determination and assessment of homogeneous microstresses in polycrystalline materials. In: *Steel research* Bd. 67 (1996), Nr. 10, S. 423–429
- [33] HAUKE, V.: *Structural and Residual Stress Analysis by Nondestructive Methods: Evaluation - Application - Assessment* : Elsevier Science, 1997 — ISBN 978-0-08-054195-2
- [34] MOORE, M. G. ; EVANS, W. P.: *Mathematical correction for stress in removed layers in X-ray diffraction residual stress analysis* : SAE Technical Paper, 1958
- [35] HANABUSA, T. ; FUJIWARA, H.: Relation between Psi -Splitting and Microscopic Residual Shear Stresses in X-Ray Stress Measurement on Uni-Directionally Deformed Layers. In: *Zairyo/Journal of the Society of Materials Science, Japan* Bd. 31 (1982), Nr. 342, S. 227–233
- [36] HAUKE, V. ; KRUG, W.K.: X-ray determination of depth-dependent residual stress states caused by grinding. In: *Haererei-Technische Mitteilungen* Bd. 43 (1988), Nr. 3, S. 164–170
- [37] PRÜMMER, R. ; PFEIFFER-VOLLMAR, H. W.: Einfluß eines Konzentrationsgradienten bei röntgenographischen Spannungsmessungen. In: *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* Bd. 12 (1981), Nr. 8, S. 282–289
- [38] EIGENMANN, B. ; MACHERAUCH, E.: Röntgenographische Untersuchung von Spannungszuständen in Werkstoffen. In: *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* Bd. 26 (1995), Nr. 3, S. 148–160

-
- [39] HAUKE, V. ; NIKOLIN, H.-J. ; PINTSCHOVIVUS, L.: Evaluation of deformation residual stresses caused by uniaxial plastic strain of ferritic and ferritic-austenitic steels. In: *Zeitschrift fuer Metallkunde/Materials Research and Advanced Techniques* Bd. 81 (1990), Nr. 8, S. 556–569
- [40] HAUKE, V. ; SESEMANN, H.: Deviations of Linear Interplanar Spacing Distributions in Cubic Metals How to Take Them into Account in X-Ray Stress Measurements. In: *Zeitschrift fuer Metallkunde/Materials Research and Advanced Techniques* Bd. 67 (1976), Nr. 9, S. 646–650
- [41] DÖLLE, H. ; HAUKE, V.: Gitterdehnungen in grobkörnigen kubischen Werkstoffen. In: *Z. Metallkunde* Bd. 71 (1980), S. 708–713
- [42] CROSTACK, H. ; REIMERS, W.: X-ray diffraction analysis of residual stresses in coarse grained materials. In: *Residual Stresses in Science and Technology*. Bd. 1 (1986), S. 289–294
- [43] HAUKE, V. ; HERLACH, D. ; SESEMANN, H.: Nonlinear Interplanar Spacing Distribution in Steels, Their Origin, Calculation, and Consideration in Stress Evaluations. In: *Zeitschrift fuer Metallkunde/Materials Research and Advanced Techniques* Bd. 66 (1975), Nr. 12, S. 734–737
- [44] DOELLE, H. ; HAUKE, V.: Effect of the Mechanical Anisotropy of the Polycrystal (Texture) on Stress Determination by X-Rays. In: *Zeitschrift fuer Metallkunde/Materials Research and Advanced Techniques* Bd. 69 (1978), Nr. 6, S. 410–417
- [45] DÖLLE, H.: The influence of multiaxial stress states, stress gradients and elastic anisotropy on the evaluation of (residual) stresses by X-rays. In: *Journal of Applied Crystallography* Bd. 12 (1979), Nr. 6, S. 489–501
- [46] DÖLLE, H. ; COHEN, J.B.: Evaluation of (residual) stresses in textured cubic metals. In: *Metallurgical Transactions A* Bd. 11 (1980), Nr. 5, S. 831–836
- [47] HAUKE, V. ; KRUG, W. ; OUDELHOVEN, R. ; PINTSCHOVIVUS, L.: Calculation of Lattice Strains in Crystallites with an Orientation Corresponding to the Ideal Rolling Texture of Iron. In: *Zeitschrift fuer Metallkunde/Materials Research and Advanced Techniques* Bd. 79 (1988), Nr. 3, S. 159–163
- [48] BEHNKEN, H.: *Mikrospannungen in vielkristallinen und heterogenen Werkstoffen* : Shaker, 2002 — ISBN 3-8322-1384-8
- [49] VAN HOUTTE, P. ; DE BUYSER, L.: The influence of crystallographic texture on diffraction measurements of residual stress. In: *Acta metallurgica et materialia* Bd. 41 (1993), Nr. 2, S. 323–336
- [50] HAUKE, V. ; OUDELHOVEN, R.: Analysis of the Residual Stress State of Cold Rolled Nickel. In: *Zeitschrift fuer Metallkunde/Materials Research and Advanced Techniques* Bd. 79 (1988), Nr. 1, S. 41–49
- [51] MATHAR, J.: Ermittlung von Eigenspannungen durch Messung von Bohrloch-Verformungen. In: *Archiv für das Eisenhüttenwesen* Bd. 6 (1933), S. 277–281
- [52] KIRSCH, J. H.: Die Theorie der Elastizität und die Bedürfnisse der Festigkeitslehre. In: *Zeitschrift des Vereins Deutscher Ingenieure* Bd. 42 (1898), S. 797–809
- [53] N., N.: Katalog - Präzisions-DMS, Vishay Micro-Measurements
- [54] NELSON, D.V.: Residual stress determination by Hole drilling combined with optical methods. In: *Experimental Mechanics* Bd. 50 (2010), Nr. 2, S. 145–158
- [55] SCHAJER, G.S.: Advances in Hole-drilling residual stress measurements. In: *Experimental Mechanics* Bd. 50 (2010), Nr. 2, S. 159–168
- [56] ASTM E837-13A: Standard Test Method for Determining Residual Stress by the Hole-Drilling Strain-Gage Method., ASTM International, West Conshohocken, PA (2013)

-
- [57] SCHAJER, G.S.: Measurement of non-uniform residual stresses using the hole-drilling method. Part I. Stress calculation procedures. In: *Journal of Engineering Materials and Technology, Transactions of the ASME* Bd. 110 (1988), Nr. 4, S. 338–343
- [58] SCHAJER, G.S.: Measurement of non-uniform residual stresses using the hole-drilling method. Part II. Practical application of the integral method. In: *Journal of Engineering Materials and Technology, Transactions of the ASME* Bd. 110 (1988), Nr. 4, S. 344–349
- [59] RENDLER, N.J. ; VIGNESS, I.: Hole-drilling strain-gage method of measuring residual stresses. In: *Experimental Mechanics* Bd. 6 (1966), Nr. 12, S. 577–586
- [60] VON MIRBACH, D.: Experimental validation of the calibration function of the hole drilling method and ring core method for residual stress measurement. In: *Materialprüfung/Materials Testing* Bd. 56 (2014), Nr. 3, S. 184–190
- [61] BIJAK-ZOCHOWSKI, M.: A Semi Destructive Method of Measuring Residual Stresses. In: *International Conference On Experimental Stress Analysis*. Bd. 313 : VDI-Verlag, S. 469–476
- [62] SCHAJER, G.S.: Application of Finite Element Calculations to Residual Stress Measurements. In: *Journal of Engineering Materials and Technology, Transactions of the ASME* Bd. 103 (1981), Nr. 2, S. 157–163
- [63] SCHAJER, G.S.: Hole-drilling residual stress measurements at 75: Origins, advances, opportunities. In: *Experimental Mechanics* Bd. 50 (2010), Nr. 2, S. 245–253
- [64] PONSLET, E. ; STEINZIG, M.: Technology application series: Residual stress measurement using the hole drilling method and laser speckle interferometry - Part III: Analysis technique. In: *Experimental Techniques* Bd. 27 (2003), Nr. 5, S. 45–48
- [65] STEINZIG, M. ; PONSLET, E.: Residual stress measurement using the hole drilling method and laser speckle interferometry: Part I. In: *Experimental Techniques* Bd. 27 (2003), Nr. 3, S. 43–46
- [66] WU, Z. ; LU, J. ; HAN, B.: Study of residual stress distribution by a combined method of Moiré interferometry and incremental hole drilling, part I: Theory. In: *Journal of Applied Mechanics, Transactions ASME* Bd. 65 (1998), Nr. 4, S. 837–843
- [67] NELSON, D.V. ; MAKINO, A. ; SCHMIDT, T.: Residual stress determination using hole drilling and 3D image correlation. In: *Experimental Mechanics* Bd. 46 (2006), Nr. 1, S. 31–38
- [68] SCHAJER, G.S. ; STEINZIG, M.: Dual-axis hole-drilling ESPI residual stress measurements. In: *Journal of Engineering Materials and Technology, Transactions of the ASME* Bd. 132 (2010), Nr. 1, S. 0110071–0110075
- [69] PONSLET, E. ; STEINZIG, M.: Residual stress measurement using the hole drilling method and laser speckle interferometry Part II: Analysis technique. In: *Experimental Techniques* Bd. 27 (2003), Nr. 4, S. 17–21
- [70] SCHAJER, G.S. ; STEINZIG, M.: Full-field calculation of hole drilling residual stresses from electronic speckle pattern interferometry data. In: *Experimental Mechanics* Bd. 45 (2005), Nr. 6, S. 526–532
- [71] NAU, A. ; SCHOLTES, B.: Evaluation of the High-Speed Drilling Technique for the Incremental Hole-Drilling Method. In: *Experimental Mechanics* Bd. 53 (2013), Nr. 4, S. 531–542
- [72] KÖNIG, G.: *Ein Beitrag zur Weiterentwicklung teilzerstörender Eigenspannungsmessverfahren*, Stuttgart, 1991
- [73] SOBOLEVKSI, E.G.: *Residual Stress Analysis of components with Real Geometries Using the Incremental Hole-Drilling Technique and a Differential Evaluation Method*, Kassel, 2007

-
- [74] SOBOLEVSKI, E.G. ; SCHOLTES, B.: Residual stress analysis using the hole-drilling method and geometry-specific calibration functions. In: *Materialprüfung/Materials Testing* Bd. 52 (2010), Nr. 6, S. 356–362
- [75] HELD, E. ; SCHUSTER, S. ; GIBMEIER, J.: *Incremental hole-drilling method vs. thin components: A simple correction approach*, *Advanced Materials Research*. Bd. 996, 2014
- [76] HELD, E.: *Eigenspannungsanalyse an Schichtverbunden mittels inkrementeller Bohrlochmethode*, Karlsruhe, 2013
- [77] WERN, H. ; CAVELIUS, R. ; SCHLÄFER, D.: A new method to determine triaxial non-uniform residual stresses from measurements using the hole drilling method. In: *Strain* Bd. 33 (1997), Nr. 2, S. 39–45
- [78] WERN, H.: A new approach to triaxial residual stress evaluation by the hole drilling method. In: *Strain* Bd. 33 (1997), Nr. 4, S. 121–125
- [79] BEANEY, E.M. ; PROCTER, E.M.: Critical Evaluation of the Centre Hole Technique for the Measurement of Residual Stresses. In: *Strain* Bd. 10 (1974), Nr. 1, S. 7–14
- [80] BEGHINI, M. ; BERTINI, L. ; RAFFAELLI, P.: Account of plasticity in the hole-drilling method of residual stress measurement. In: *Journal of Strain Analysis for Engineering Design* Bd. 30 (1995), Nr. 3, S. 227–233
- [81] GIBMEIER, J. ; KORNMEIER, M. ; SCHOLTES, B.: Plastic deformation during application of the hole-drilling method. In: *Materials Science Forum* Bd. 347 (2000), S. 131–136
- [82] BERTINI, L. ; BEGHINI, M. ; RAFFAELLI, P.: Numerical analysis of plasticity effects in the hole-drilling residual stress measurement. In: *Journal of Testing and Evaluation* Bd. 22 (1994), Nr. 6, S. 522–529
- [83] MÜNKER, J.: *Untersuchung und Weiterentwicklung der Auswertemethoden für teilzerstörende Eigenspannungsmessverfahren*, Siegen, 1995
- [84] NOBRE, J. P. ; KORNMEIER, M. ; DIAS, A. M. ; SCHOLTES, B.: Use of the hole-drilling method for measuring residual stresses in highly stressed shot-peened surfaces. In: *Experimental mechanics* Bd. 40 (2000), Nr. 3, S. 289–297
- [85] BEGHINI, M. ; BERTINI, L. ; SANTUS, C.: A procedure for evaluating high residual stresses using the blind hole drilling method, including the effect of plasticity. In: *Journal of Strain Analysis for Engineering Design* Bd. 45 (2010), Nr. 4, S. 301–318
- [86] BEGHINI, M. ; SANTUS, C. ; VALENTINI, E. ; BENINCASA, A.: *Experimental verification of the hole drilling plasticity effect correction*, *Materials Science Forum*. Bd. 681, 2011
- [87] VANGI, D. ; TELLINI, S.: Hole-drilling strain-gauge method: residual stress measurement with plasticity effects. In: *Journal of Engineering Materials and Technology* Bd. 132 (2010), Nr. 1, S. 011003
- [88] VON MIRBACH, D.: Hole-drilling method for residual stress measurement-consideration of elastic-plastic material properties. In: *Materials Science Forum*. Bd. 768 : Trans Tech Publ, 2014 — ISBN 3-03785-849-4, S. 174–181
- [89] BERT, C.W. ; THOMPSON, G.L.: A Method for Measuring Planar Residual Stresses in Rectangularly Orthotropic Materials. In: *Journal of Composite Materials* Bd. 2 (1968), Nr. 2, S. 244–253
- [90] LAKE, B.R. ; APPL, F.J. ; BERT, C.W.: An investigation of the hole-drilling technique for measuring planar residual stress in rectangularly orthotropic materials. In: *Experimental Mechanics* Bd. 10 (1970), Nr. 6, S. 233–239
- [91] PRASAD, C.B. ; PRABHAKARAN, R. ; TOMPKINS, S.: Determination of calibration constants for the hole-drilling residual stress measurement technique applied to orthotropic composites-Part I: Theoretical considerations. In: *Composite Structures* Bd. 8 (1987), Nr. 2, S. 105–118

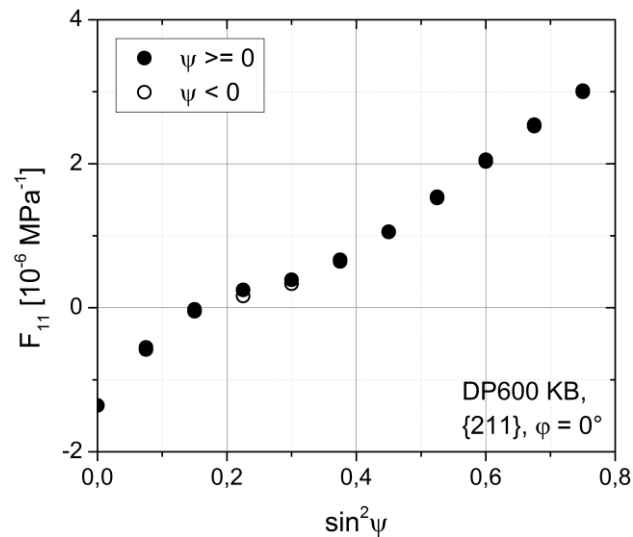
- [92] PRASAD, C.B. ; PRABHAKARAN, R. ; TOMPKINS, S.: Determination of calibration constants for the hole-drilling residual stress measurement technique applied to orthotropic composites-Part II: Experimental evaluations. In: *Composite Structures* Bd. 8 (1987), Nr. 3, S. 165–172
- [93] SCHAJER, G.S. ; YANG, L.: Residual-stress measurement in orthotropic materials using the hole-drilling method. In: *Experimental Mechanics* Bd. 34 (1994), Nr. 4, S. 324–333
- [94] SHOKRIEH, M.M. ; GHASEMI, A.R.K.: Simulation of central hole drilling process for measurement of residual stresses in isotropic, orthotropic, and laminated composite plates. In: *Journal of Composite Materials* Bd. 41 (2007), Nr. 4, S. 435–452
- [95] SHOKRIEH, M.M. ; GHASEMI K., A.R.: Determination of calibration factors of the hole drilling method for orthotropic composites using an exact solution. In: *Journal of Composite Materials* Bd. 41 (2007), Nr. 19, S. 2293–2311
- [96] HESSERT, R. ; SATZGER, W. ; HAASE, A. ; SCHAFMEISTER, A.: A new type of X-ray diffractometer with cooperating robots for residual stress analysis on large components. In: *Materials science forum*. Bd. 524 : Trans Tech Publ, 2006 — ISBN 0-87849-414-6, S. 749–754
- [97] VON MIRBACH, DAVID: *Beitrag zur Ermittlung von Eigenspannungen nahe der Streckgrenze mittels mechanischer Prüfmethoden*. Bd. 22 : kassel university press GmbH — ISBN 3-86219-974-6
- [98] SCHUSTER, S. ; STEINZIG, M. ; GIBMEIER, J.: Incremental Hole Drilling for Residual Stress Analysis of Thin Walled Components with Regard to Plasticity Effects. In: *Experimental Mechanics* (2017)
- [99] ROHRBACH, CH: Handbuch für experimentelle Spannungsanalyse (1989). In: *VDI-Verlag, Düsseldorf*
- [100] BACHMANN, F. ; HIELSCHER, R. ; SCHAEBEN, H.: Texture Analysis with MTEX - Free and Open Source Software Toolbox. In: *Solid State Phenomena* (2010), Nr. 160, S. 63–68
- [101] GNÄUPEL-HEROLD, T.: A software for diffraction stress factor calculations for textured materials. In: *Powder Diffraction* Bd. 27 (2012), Nr. 02, S. 114–116
- [102] HIELSCHER, R. ; SCHAEBEN, H.: A novel pole figure inversion method: specification of the MTEX algorithm. In: *Journal of Applied Crystallography* Bd. 41 (2008), Nr. 6, S. 1024–1037
- [103] *MTEX Documentation*. URL <http://mtex-toolbox.github.io/documentation.html>. - abgerufen am 2015-11-24
- [104] DIN EN ISO 6892-1:2009-12: Metallische Werkstoffe - Zugversuch - Teil 1: Prüfverfahren bei Raumtemperatur (ISO 6892-1:2009)
- [105] VOESTALPINE AG: *voestalpine Grobblech_TLB_ALDUR_D_14012013.pdf*. URL https://www.google.de/?gws_rd=ssl#q=voestalpine+s690ql. - abgerufen am 2016-08-11
- [106] *Dual Phase steels*. URL http://automotive.arcelormittal.com/saturnus/sheets/A1_EN.pdf. - abgerufen am 2015-12-07
- [107] EVERY, A. G. ; MCCURDY, A. K.: Table 3. Cubic system. Elements. In: *Second and Higher Order Elastic Constants* : Springer, 1992, S. 11–17
- [108] FRASIER, D. J. ; WHETSTONE, J. R. ; HARRIS, K. ; ERICKSON, G. L. ; SCHWER, R. E.: Process and alloy optimization for CMSX-4 superalloy single crystal airfoils. In: *High temperature materials for power engineering* (1990), S. 1281–1300
- [109] MIGLIORI, A ; SARRAO, J. L. ; VISSCHER, WILLIAM M. ; BELL, T. M. ; LEI, MING ; FISK, Z. ; LEISURE, R. G.: Resonant ultrasound spectroscopic techniques for

- measurement of the elastic moduli of solids. In: *Physica B: Condensed Matter* Bd. 183 (1993), Nr. 1, S. 1–24
- [110] HE, Y. ; SCHWARZ, R.B. ; MIGLIORI, A. ; WHANG, S.H.: Elastic constants of single crystal γ -TiAl. In: *Journal of Materials Research* Bd. 10 (1995), Nr. 5, S. 1187–1195
- [111] MIGLIORI, A. ; MAYNARD, J. D.: Implementation of a modern resonant ultrasound spectroscopy system for the measurement of the elastic moduli of small solid specimens. In: *Review of Scientific Instruments* Bd. 76 (2005), Nr. 12, S. 121301
- [112] HUHNS, A.: Entwicklung einer Matlab-Auswertesoftware für die Anwendung der inkrementellen Bohrlochmethode zur Analyse von Eigenspannungen an texturierten Proben, Diplomarbeit, Universität Karlsruhe, Institut für Werkstoffkunde (2010)
- [113] HEITZMANN, R.: Anwendung der inkrementellen Bohrlochmethode zu lokalen Eigenspannungsanalyse an Schichtverbunden. Anwendungsfall: Thermisch gespritzte Al₂O₃-Beschichtung auf S690QL-Substrat, Bachelorarbeit, Karlsruher Institut für Technologie, Institut für Angewandte Materialien - Werkstoffkunde (2012)
- [114] *Residual stress measurement based on hole-drilling and ESPI*. URL [http://www.stresstechgroup.com/files/upload_pdf/111639/hd1000f_Prism_standard%20\(ID%2013898\).pdf](http://www.stresstechgroup.com/files/upload_pdf/111639/hd1000f_Prism_standard%20(ID%2013898).pdf). - abgerufen am 2015-12-07
- [115] STEINZIG, M. ; UPSHAW, D. ; RASTY, J.: Influence of Drilling Parameters on the Accuracy of Hole-drilling Residual Stress Measurements. In: *Experimental Mechanics* Bd. 54 (2014), Nr. 9, S. 1537–1543
- [116] HIBBIT, KARLSSON UND SORENSEN: *ABAQUS/Standard User's Manual*. Pawtucket, Rhode Island
- [117] HETENYI, N.: Simulation der inkrementellen Bohrlochmethode für anisotrope Werkstoffzustände., Institut für Angewandte Materialien, Karlsruher Institut für Technologie (2010)
- [118] WALL, L.: *Strawberry Perl*, 2015
- [119] *MATLAB*. Natick, Massachusetts : The MathWorks Inc., 2011
- [120] SCHAJER, G. S.: Use of displacement data to calculate strain gauge response in non-uniform strain fields. In: *Strain* Bd. 29 (1993), Nr. 1, S. 9–14
- [121] HILL, R.: A theory of the yielding and plastic flow of anisotropic metals. In: *Proceedings of the Royal Society of London A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences*. Bd. 193 : The Royal Society, 1948 — ISBN 1364-5021, S. 281–297
- [122] SCHUSTER, S. ; GIBMEIER, J.: Residual stress analysis of strongly textured materials by means of the incremental hole-drilling method—survey on the application limits. In: *Materials Testing* Bd. 56 (2014), Nr. 11–12, S. 915–922
- [123] SCHUSTER, S. ; GIBMEIER, J.: Incremental Hole Drilling for Residual Stress Analysis of Strongly Textured Material States—A New Calibration Approach. In: *Experimental Mechanics* Bd. 56 (2016), Nr. 3, S. 369–380
- [124] SCHUSTER, S. ; PAGENKOPF, J. ; GIBMEIER, J.: Local Residual Stress Analysis on Deep Drawn Cups by Means of the Incremental Hole-Drilling Method. In: *Materials Research Proceedings* Bd. 2 (2016), S. 187–192
- [125] RAMAULT, C. ; MAKRI, A. ; VAN HEMELRIJCK, D. ; LAMKANFI, EBRAHIM ; VAN PAEPEGEM, WIM: Comparison of different techniques for strain monitoring of a biaxially loaded cruciform specimen. In: *Strain* Bd. 47 (2011), Nr. s2, S. 210–217
- [126] BARILE, C. ; CASAVOLA, C. ; PAPPALETTERA, G. ; PAPPALETTERE, C.: Overview of the effects of process parameters on the accuracy in residual stress measurements by using HD and ESPI. In: *Residual Stress, Thermomechanics & Infrared Imaging, Hybrid Techniques and Inverse Problems, Volume 9* : Springer, 2016, S. 113–118

-
- [127] LORD, J.D. ; PENN, D. ; WHITEHEAD, P.: *The application of digital image correlation for measuring residual stress by incremental hole drilling*, *Applied Mechanics and Materials*. Bd. 13–14, 2008
- [128] SCHAJER, G. S. ; WINIARSKI, B. ; WITHERS, P. J.: Hole-drilling residual stress measurement with artifact correction using full-field DIC. In: *Experimental and Applied Mechanics, Volume 4* : Springer, 2013, S. 403–414
- [129] SIMON, N. ; GIBMEIER, J.: Consideration of Tool Chamfer for Realistic Application of the Incremental Hole-Drilling Method. In: *Materials Research Proceedings* Bd. 2

Anhang

Grafische Darstellung der berechneten Spannungsfaktoren F_{11} nach Kröner für das kaltgewalzte Stahlblech DP600



Verwendete elastische Konstanten C_{nm} für die untersuchten idealen Lagen und Materialien sowie für das kaltgewalzte Stahlblech DP600 in GPa

Aluminium-Einkristall:

$$\text{Würfel-Lage} \quad C_{nm} = \begin{pmatrix} 108 & 62 & 62 & 0 & 0 & 0 \\ & 108 & 62 & 0 & 0 & 0 \\ & & 108 & 0 & 0 & 0 \\ & & & 28 & 0 & 0 \\ & & & & 28 & 0 \\ & & & & & 28 \end{pmatrix}$$

$$\text{Goss-Lage} \quad C_{nm} = \begin{pmatrix} 108 & 62 & 62 & 0 & 0 & 0 \\ & 113 & 57 & 0 & 0 & 0 \\ & & 113 & 0 & 0 & 0 \\ & & & 23 & 0 & 0 \\ & & & & 28 & 0 \\ & & & & & 28 \end{pmatrix}$$

$$\text{Messing-Lage} \quad C_{nm} = \begin{pmatrix} 113 & 58 & 60 & 0 & 0 & -3 \\ & 115 & 58 & 0 & 0 & 0 \\ & & 113 & 0 & 0 & 3 \\ & & & 25 & 3 & 0 \\ & & & & 27 & 0 \\ & & & & & 25 \end{pmatrix}$$

Eisen-Einkristall:

$$\text{Würfel-Lage} \quad C_{nm} = \begin{pmatrix} 230 & 135 & 135 & 0 & 0 & 0 \\ & 230 & 135 & 0 & 0 & 0 \\ & & 230 & 0 & 0 & 0 \\ & & & 117 & 0 & 0 \\ & & & & 117 & 0 \\ & & & & & 117 \end{pmatrix}$$

$$\text{Goss-Lage} \quad C_{nm} = \begin{pmatrix} 230 & 135 & 135 & 0 & 0 & 0 \\ & 300 & 66 & 0 & 0 & 0 \\ & & 300 & 0 & 0 & 0 \\ & & & 48 & 0 & 0 \\ & & & & 117 & 0 \\ & & & & & 117 \end{pmatrix}$$

$$\text{Messing-Lage} \quad C_{nm} = \begin{pmatrix} 299 & 89 & 112 & 0 & 0 & -33 \\ & 323 & 88 & 0 & 0 & 0 \\ & & 300 & 0 & 0 & 33 \\ & & & 70 & 33 & 0 \\ & & & & 94 & 0 \\ & & & & & 71 \end{pmatrix}$$

Kupfer-Einkristall:

$$\text{Würfel-Lage} \quad C_{nm} = \begin{pmatrix} 169 & 122 & 122 & 0 & 0 & 0 \\ & 169 & 122 & 0 & 0 & 0 \\ & & 169 & 0 & 0 & 0 \\ & & & 75 & 0 & 0 \\ & & & & 75 & 0 \\ & & & & & 75 \end{pmatrix}$$

$$\text{Goss-Lage} \quad C_{nm} = \begin{pmatrix} 169 & 122 & 122 & 0 & 0 & 0 \\ & 221 & 70 & 0 & 0 & 0 \\ & & 221 & 0 & 0 & 0 \\ & & & 24 & 0 & 0 \\ & & & & 75 & 0 \\ & & & & & 75 \end{pmatrix}$$

$$\text{Messing-Lage} \quad C_{nm} = \begin{pmatrix} 220 & 88 & 105 & 0 & 0 & -25 \\ & 238 & 87 & 0 & 0 & 0 \\ & & 221 & 0 & 0 & 24 \\ & & & 41 & 24 & 0 \\ & & & & 58 & 0 \\ & & & & & 41 \end{pmatrix}$$

Kaltgewalztes DP600 Stahlblech:

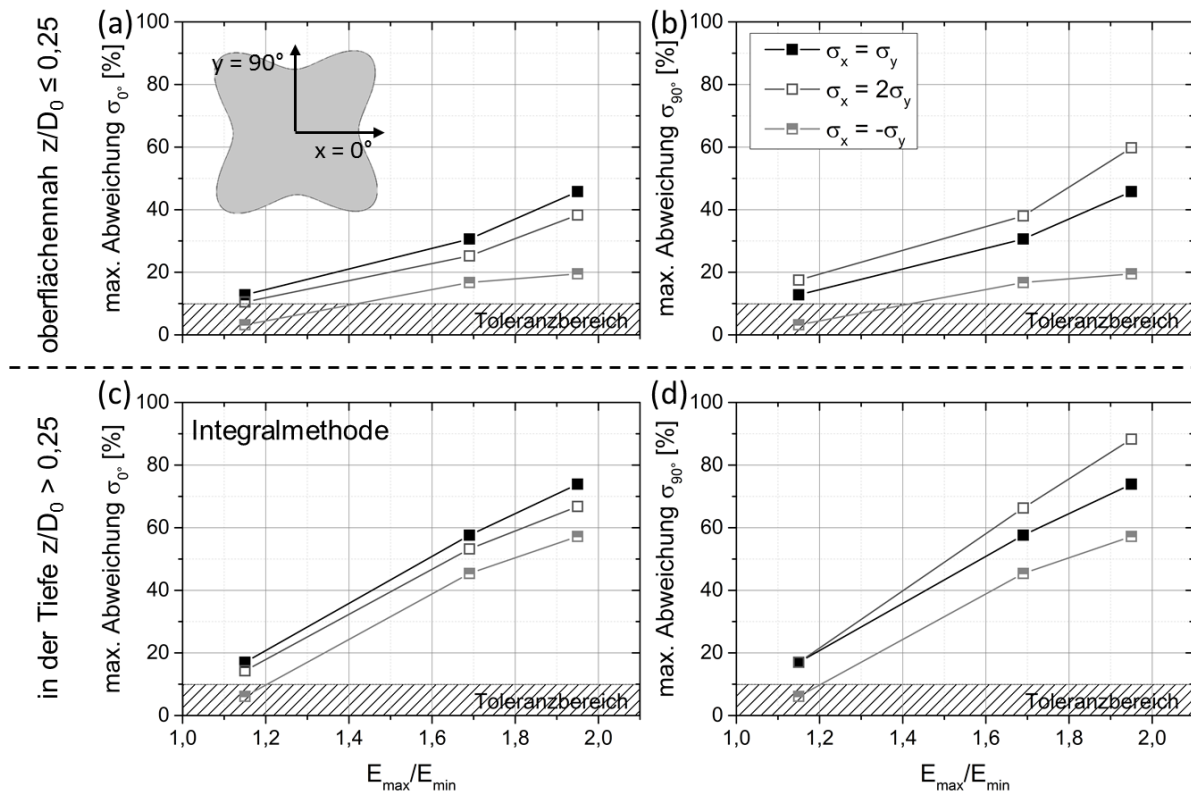
$$E_{\max}/E_{\min} = 1,11 \quad C_{nm} = \begin{pmatrix} 278 & 107 & 114 & 0 & 0 & 0 \\ & 284 & 109 & 0 & 0 & 0 \\ & & 277 & 0 & 0 & 0 \\ & & & 78 & 0 & 0 \\ & & & & 83 & 0 \\ & & & & & 77 \end{pmatrix}$$

$$E_{\max}/E_{\min} = 1,15 \quad C_{nm} = \begin{pmatrix} 279 & 106 & 114 & 0 & 0 & 0 \\ & 289 & 105 & 0 & 0 & 0 \\ & & 280 & 0 & 0 & 0 \\ & & & 75 & 0 & 0 \\ & & & & 83 & 0 \\ & & & & & 76 \end{pmatrix}$$

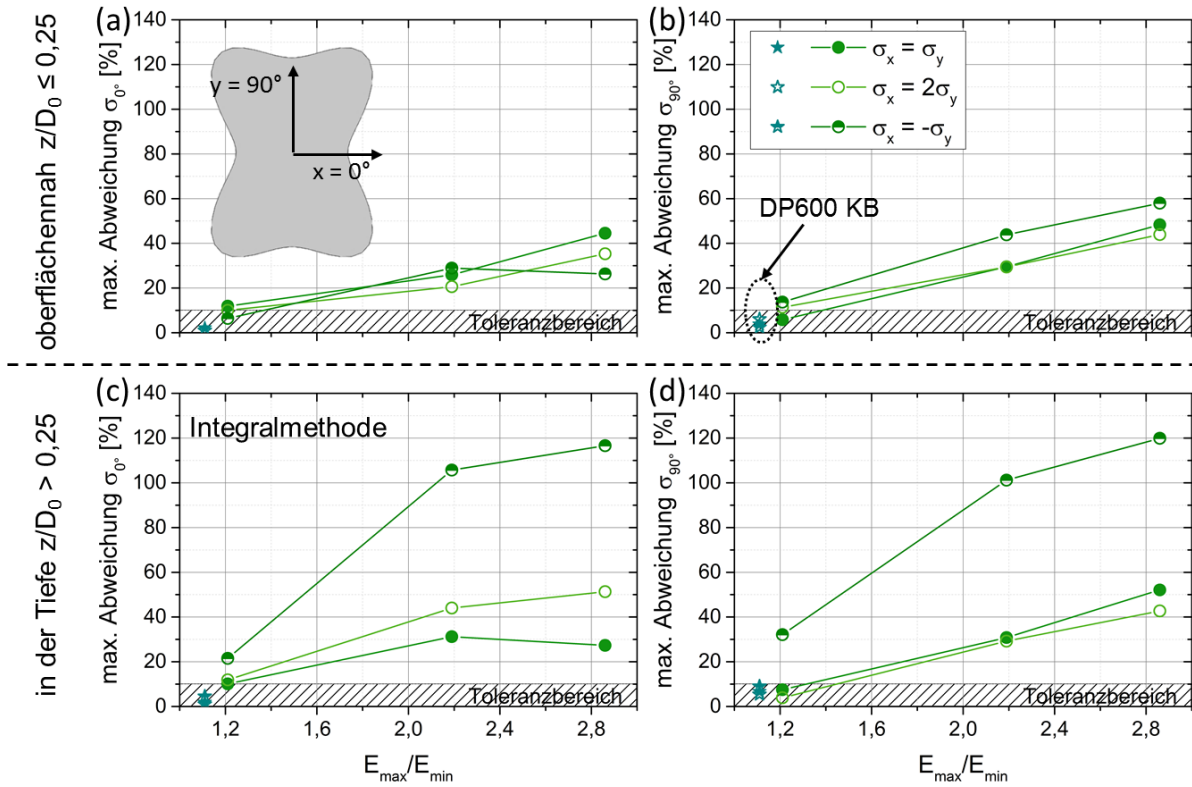
$$E_{\max}/E_{\min} = 1,20 \quad C_{nm} = \begin{pmatrix} 280 & 104 & 114 & 0 & 0 & 0 \\ & 294 & 101 & 0 & 0 & 0 \\ & & 283 & 0 & 0 & 0 \\ & & & 72 & 0 & 0 \\ & & & & 83 & 0 \\ & & & & & 75 \end{pmatrix}$$

Anwendungsgrenzen der Integralmethode – Spannungsabweichung als Funktion von E_{\max}/E_{\min} für σ_{0° (a, c) und σ_{90° (b, d):

- Kubische Symmetrie (Würfel-Lage)



- Orthotrope Symmetrie (Goss-Lage, gewalztes Stahlblech DP600)



- Triklone Symmetrie (Messing-Lage)

