

Rechnerische Abschätzung der Schwingfestigkeit von Elektroblech unter Berücksichtigung des Fertigungseinflusses

Dissertation

zur Erlangung des akademischen Grades

**Doktoringenieur
(Dr.-Ing.)**

von Paul Kubaschinski, M.Eng.

geb. am 01. Juli 1995 in Augsburg

genehmigt durch die Fakultät Maschinenbau
der Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg

Gutachter/innen:

Prof. Dr.-Ing. habil. Dr. h.c. mult. Holm Altenbach

Prof. Dr.-Ing. Manuela Waltz

Prof. Dr.-Ing. Julia Mergheim

Promotionskolloquium am 05. August 2024

Damit das Mögliche entsteht,
muß immer wieder das Unmögliche versucht werden.

Franz Kafka

Kurzfassung

Zur betriebsfesten Auslegung schwingbeanspruchter Bauteile werden bereits in frühen Entwicklungsphasen rechnerische Lebensdauernachweise geführt. Um die Schwingfestigkeit bewerten und die ertragbaren Beanspruchungen korrekt abschätzen zu können, muss das zyklische Werkstoffverhalten unter Berücksichtigung verschiedener Einflussfaktoren erfasst werden. Neben den werkstoffabhängigen Materialeigenschaften ist dabei in erster Linie der Bearbeitungszustand des Bauteils mit einzubeziehen, da sich dieser unmittelbar auf die Schwingfestigkeit des Werkstoffs auswirkt.

Die vorliegende Arbeit zeigt am Beispiel von Elektroblech auf, wie sich die festigkeitsbestimmenden Fertigungseinflüsse bei der rechnerischen Abschätzung der Schwingfestigkeit beschreiben und im Lebensdauernachweis nach dem örtlichen Konzept berücksichtigen lassen. Dazu werden einzelne Einflussgrößen infolge des Herstellungs- und Verarbeitungsprozesses untersucht und der Zusammenhang mit dem mechanischen Werkstoffverhalten anhand entsprechender Simulationsmodelle hergestellt. Die Betrachtungen beinhalten sowohl die aufgrund der Halbzeugfertigung resultierenden richtungsabhängigen Materialeigenschaften als auch den durch Scherschneiden erzeugten Kantenzustand. Zudem erfolgt die mikrostrukturbasierte Modellierung und Simulationen des Elektroblechs.

Der rechnerische Lebensdauernachweis setzt die Kenntnis der zyklischen Kennwerte des Werkstoffs voraus, die entweder experimentell zu ermitteln oder mithilfe von Abschätzmethoden zu bestimmen sind. Darüber hinaus muss entschieden werden, mit welchem Schädigungsparameter das Nachweisverfahren geführt werden soll. Die experimentelle Ermittlung der zyklischen Kennwerte ermöglicht erwartungsgemäß die genaueste Beschreibung des stabilisierten zyklischen Werkstoffverhaltens. Im Fall der rechnerisch abgeschätzten zyklischen Kennwerte können in Kombination mit den Schädigungsparametern P_{RAM} und P_{RAJ} dennoch zufriedenstellende Ergebnisse bezüglich der berechneten Anrisslebensdauern erzielt werden.

Die fertigungsbedingten Einflussgrößen werden bei der rechnerischen Lebensdauerabschätzung im Rahmen eines erweiterten Berechnungsablaufs berücksichtigt, welcher die Bestimmung der örtlichen Beanspruchung auf der Grundlage der erstellten Simulationsmodelle erlaubt. Am Beispiel von zwei bauteilnahen Proben kann eine weitestgehend gute Übereinstimmung zwischen den berechneten und experimentell aufgenommenen Anrisslebensdauern festgestellt und der erweiterte Berechnungsablauf dadurch validiert werden. Eine Übertragung der Erkenntnisse auf den allgemeinen Anwendungsfall des rechnerischen Lebensdauernachweises für Stahlbleche ist prinzipiell möglich.

Abstract

Analytical fatigue life calculation is performed during early stages of dimensioning structures and components subjected to cyclic loading. In order to evaluate the fatigue strength and tolerable mechanical loading, the cyclic material behaviour has to be analysed while taking different influencing factors into consideration. Besides material specific properties, the main focus has to be on the machining state of the components, since this directly affects the fatigue strength.

The present work shows how machining impacts on fatigue strength can be assessed and how these can be taken into consideration in the context of an analytical fatigue life calculation with the local (strain based) concept, using electrical steel as an example. For this purpose, the respective influencing factors resulting from the manufacturing and handling process are investigated and the connection with the mechanical material behaviour is made by applying corresponding simulation models. The considerations include directional material properties due to the semi-finished steel sheet production as well as the resulting edge condition due to shear cutting. In addition, microstructural based modelling and simulation of the electrical steel is performed.

Analytical fatigue life calculation requires knowledge of the cyclic material properties, which are either determined by experiments or by applying analytical estimation methods. With regard to the local concept, a damage parameter must also be selected. As expected, experimental determination of the cyclic properties ensures the most accurate description of the (stabilised) cyclic material behaviour. In the case of the analytically estimated cyclic properties, the combination with the damage parameters P_{RAM} and P_{RAJ} nonetheless yields satisfactory results regarding the calculated fatigue life.

The machining impacts influencing the fatigue strength are considered in the context of an analytical fatigue life assessment by applying an extended calculation procedure, thus allowing local stresses and strains to be determined on the basis of the simulation models developed. Taking as an example two component-similar specimens, a generally good correlation between calculated and experimentally determined fatigue life is ascertained and the extended calculation procedure is validated. The transfer to applications such as analytical fatigue life calculations for steel sheets in general is basically possible.

Inhaltsverzeichnis

Abkürzungen und Formelzeichen	XIII
1 Einleitung	1
1.1 Elektrolech in der Automobilbranche	1
1.2 Motivation und Zielsetzung	2
1.3 Aufbau der Arbeit	3
2 Grundlegende Betrachtungen	5
2.1 Elektrische Antriebsmaschinen	5
2.1.1 Aufbau und Funktionsweise	5
2.1.2 Technische Anforderungen	6
2.2 Materialeigenschaften von Elektrolech	8
2.3 Herstellung und Verarbeitung von Elektrolech	9
2.3.1 Halbzeugfertigung	10
2.3.2 Scherschneiden	10
2.3.3 Festigkeitsbestimmende Fertigungseinflüsse	12
3 Stand der Forschung zur Schwingfestigkeits- und Lebensdauerbewertung	15
3.1 Grundbegriffe der Schwingfestigkeit	15
3.1.1 Materialermüdung	15
3.1.2 Zyklisches Werkstoffverhalten	19
3.2 Einflussfaktoren auf die Schwingfestigkeit	22
3.2.1 Beanspruchung	23
3.2.2 Werkstoff und Bauteil	24
3.3 Schwingfestigkeit von Elektrolech	26
3.4 Rechnerische Lebensdauerabschätzung nach dem örtlichen Konzept	27
3.4.1 Abgrenzung zu anderen Nachweisverfahren	27
3.4.2 Vorgehensweise und Ablauf	29
3.4.3 Erfassung von Bauteil- und Fertigungseinflüssen	34
4 Werkstoff, Versuchsaufbau und Prüfeinrichtungen	39
4.1 Werkstoffcharakterisierung	39
4.2 Probengeometrien und -fertigung	40
4.2.1 Flachproben	40
4.2.2 Bauteilnahe Proben	42
4.2.3 Kantenzustand	43
4.3 Methoden und Apparaturen der Werkstoffprüfung	44
4.3.1 Uniaxialer Zugversuch	44
4.3.2 Schwingfestigkeitsversuche	44
4.3.3 Oberflächenanalytik	46

4.3.4	Eigen Spannungsmessungen	46
4.3.5	Nanoindentierung	46
4.3.6	Metallographie	47
5	Rechnerischer Lebensdauernachweis für den Werkstoff	49
5.1	Definition einer Referenzlastkonfiguration	49
5.2	Nachweisführung nach dem örtlichen Konzept	50
5.2.1	Zyklische Werkstoffkennwerte	50
5.2.2	Schädigungsparameter-Wöhlerlinien	55
5.2.3	Ermittlung der Kerbgrundbeanspruchung	57
5.3	Ergebnisdarstellung und Validierung	58
6	Modellbildung zur Erfassung des Herstellungs- und Verarbeitungsprozesses	63
6.1	Modellierung zyklischer Plastizität	63
6.1.1	Materialmodell mit kombinierter Verfestigung	64
6.1.2	Kalibrierung der Materialparameter	66
6.1.3	Umsetzung und Verifizierung	73
6.2	Modellierung richtungsabhängiger Materialeigenschaften	76
6.2.1	Orthotropes elastisch-plastisches Materialmodell	76
6.2.2	Kalibrierung der Materialparameter	79
6.2.3	Umsetzung und Verifizierung	81
6.3	Schnittflächenkenngrößen und Oberflächentopographie	83
6.3.1	Darstellung des Kantenzustands	83
6.3.2	Umsetzung und Verifizierung	85
6.4	Eigen Spannungszustand	88
6.4.1	Modellierung des Eigen Spannungszustands	88
6.4.2	Umsetzung und Verifizierung	91
6.5	Härteverteilung	92
6.5.1	Härte und Spannungs-Dehnungs-Kurve von Metallen	93
6.5.2	Materialmodellierung in Abhängigkeit der Härte	97
6.5.3	Umsetzung und Verifizierung	103
7	Mikrostrukturbasierte Modellierung und Simulation von Elektroblech	109
7.1	Mikromechanik polykristalliner Werkstoffe	109
7.1.1	Mikrostrukturelle Inhomogenitäten und Skalenübergang	110
7.1.2	Homogenisierung und effektive elastische Materialeigenschaften	110
7.2	Modellierung der Mikrostruktur	112
7.2.1	Aufbau eines repräsentativen Volumenmodells	112
7.2.2	Darstellung der orientierungsabhängigen Materialeigenschaften	115
7.2.3	Wahl der Randbedingungen	116
7.3	Simulation des linear-elastischen Werkstoffverhaltens	117
7.3.1	Bestimmung der effektiven elastischen Materialeigenschaften	118
7.3.2	Wechselwirkung auf der Mikroebene	119
8	Rechnerischer Lebensdauernachweis für das Bauteil	123
8.1	Berücksichtigung des Fertigungseinflusses im örtlichen Konzept	123
8.1.1	Ableitung eines erweiterten Berechnungsablaufs	123

8.1.2	Integration im Nachweisverfahren	125
8.2	Anwendung der Methode für bauteilnahe Proben	127
8.2.1	Gekerbte Flachprobe	128
8.2.2	Rotorsteg	130
8.3	Bewertung der rechnerischen Lebensdauerabschätzung	133
9	Zusammenfassung und Ausblick	135
	Literaturverzeichnis	139
	Anhang	155

Abkürzungen und Formelzeichen

Abkürzungen

DIN	Deutsches Institut für Normung
DLC	Diamantähnliche Kohlenstoffbeschichtung
DWL	Dehnungswöhlerlinie
EBSD	Elektronenrückstreubeugung
EDM	Funkenerodieren
EN	Europäische Norm
FE(M)	Finite-Elemente (Methode)
FKM	Forschungskuratorium Maschinenbau
GEH	Gestaltänderungsenergiehypothese
Gew.-%	Gewichtsprozent
HCF	High Cycle Fatigue
ISO	Internationale Organisation für Normung
LCF	Low Cycle Fatigue
MVS06	Method of Variable Slopes 2006
NSH	Normalspannungshypothese
NDH	Normaldehnungshypothese
ODF	Orientierungsdichteverteilungsfunktion
OSH	Oktaederscherdehnungshypothese
PBC	Periodische Randbedingungen
PMSM	Permanentmagneterregte Synchronmaschine
PTFE	Polytetrafluorethylen
REM	Rasterelektronenmikroskop
RMSE	Wurzel des mittleren quadratischen Fehlers
RVE	Repräsentatives Volumenelement
SEP	Stahl-Eisen-Prüfblatt
SSE	Summe der Residuenquadrate
UML	Uniform Material Law
VDE	Verband der Elektrotechnik Elektronik Informationstechnik
VDI	Verein Deutscher Ingenieure
XRD	Röntgendiffraktometrie
ZSD	Zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve

Symbole

A	Bruchdehnung, (elastische) Kontaktfläche im instrumentierten Eindringversuch
A_m	Mittelspannungsfaktor für den Schädigungsparameter P_{RAJ}
A_0, A_1, A_2, A_3	Parameter zur Bestimmung der Rissöffnungsspannung
A_{ref}	Oberfläche des Referenzvolumens zur Bestimmung der statistischen Stützzahl
A_σ	Hochbeanspruchte Oberfläche des Bauteils zur Bestimmung der statistischen Stützzahl
a	Korrigierter Kontaktradius im instrumentierten Eindringversuch
a'	Kontaktradius im instrumentierten Eindringversuch
a_M	Materialkennwert zur Abschätzung der Mittelspannungsempfindlichkeit
b	Zyklischer Schwingfestigkeitsexponent, Verfestigungsrate im zyklischen Materialmodell mit kombinierter Verfestigung
b_E	Kanteneinzugsbreite
b_G	Schnittgratbreite
b_M	Materialkennwert zur Abschätzung der Mittelspannungsempfindlichkeit
b_{RZ}	Beeinflusste Randzone
b_0	Kenngröße zur Abschätzung der zyklischen Werkstoffkennwerte
C	Lageparameter der Spannungswöhlerlinie, Materialparameter im zyklischen Materialmodell mit kombinierter Verfestigung
$C_{RAM,1}, C_{RAM,2}$	Lageparameter der P_{RAM} -Wöhlerlinie
C_{11}, C_{12}, C_{44}	Elastische Konstanten eines kubisch-raumzentrierten Werkstoffs
\mathbf{C}	Orts- bzw. orientierungsabhängiger Elastizitätstensor
\mathbf{C}_{krz}	Elastizitätstensor des kubisch-raumzentrierten Elektroblechs
\mathbf{C}^*	Effektiver Elastizitätstensor
\mathbf{C}_{Voigt}^*	Effektiver Elastizitätstensor nach Voigt
\mathbf{C}^{-1}	Orts- bzw. orientierungsabhängiger Nachgiebigkeitstensor
\mathbf{C}^{*-1}	Effektiver Nachgiebigkeitstensor
\mathbf{C}_{Reuss}^{*-1}	Effektiver Nachgiebigkeitstensor nach Reuss
c	Zyklischer Duktilitätsexponent, dimensionsloser Korrekturfaktor zur Ermittlung des korrigierten Kontaktradius im instrumentierten Eindringversuch
E	Elastizitätsmodul
\mathbf{E}	Elastizitätstensor

E_i	Elastizitätsmodul des Indenters im instrumentierten Eindringversuch
E_r	Reduzierter Elastizitätsmodul im instrumentierten Eindringversuch
F	Parameter im Fließkriterium nach Hill
F_{Hill}	Fließkriterium nach Hill
F_{vM}	Fließkriterium nach von Mises
f	Frequenz
f_v	Kenngroße zur Abschätzung der zyklischen Werkstoffkennwerte
G	Bezogener Spannungsgradient, Schubmodul, Parameter im Fließkriterium nach Hill
H	(Lokale) Härte, Parameter im Fließkriterium nach Hill
H_0	Härte des Grundwerkstoffs
h	Eindringtiefe im instrumentierten Eindringversuch
h_B	Bruchflächenhöhe bzw. -anteil
h_c	Korrigierte Eindrucktiefe im instrumentierten Eindringversuch
h'_c	Eindrucktiefe im instrumentierten Eindringversuch nach Oliver-Pharr
h_E	Kanteneinzugshöhe
h_G	Schnittgrathöhe
h_{max}	Maximale Eindringtiefe des Indenters im instrumentierten Eindringversuch
h_S	Glattschnitthöhe bzw. -anteil
K	Verfestigungskoeffizient
K'	Zyklischer Verfestigungskoeffizient
$K_{\varphi_1}, K_{\Phi}, K_{\varphi_2}$	Rotationsmatrizen zur Transformation des orts- bzw. orientierungsabhängigen Elastizitätstensors
k	Neigung der Spannungswöhlerlinie
$k_{\text{RAM},1}, k_{\text{RAM},2}$	Exponenten der P_{RAM} -Wöhlerlinie
k_M	Mittelspannungsfaktor für den Schädigungsparameter P_{RAM}
k_{st}	Weibull-Exponent zur Bestimmung der statistischen Stützzahl
L	Last-Zeit-Folge, Parameter im Fließkriterium nach Hill, Last im instrumentierten Eindringversuch
L_{max}	Maximale Last im instrumentierten Eindringversuch
M	Mittelspannungsempfindlichkeit, Anzahl an Rückspannungskomponenten im zyklischen Materialmodell mit kombinierter Verfestigung, Parameter im Fließkriterium nach Hill
m	Logarithmischer Mittelwert

m_J	Exponent der P_J -Wöhlerlinie
N	(Anriss)schwingspielzahl, Parameter im Fließkriterium nach Hill
N	Nachgiebigkeitstensor
N_D	Grenzschwingspielzahl
N_{exp}	Im Einstufenversuch ermittelte Anrisschwingspielzahl
N_{ZK}	Für eine Dehnungsamplitude im Einstufenversuch über die zyklischen Kennwerte berechnete Anrisschwingspielzahl
$N_{0,2}, N_{0\epsilon_P}, N_{0\sigma}$	Kenngrößen zur Abschätzung der zyklischen Werkstoffkennwerte
n	Verfestigungsexponent
n'	Zyklischer Verfestigungsexponent
n_{bm}	Bruchmechanische Stützzahl
\bar{n}_{bm}	Größe zur Bestimmung der bruchmechanischen Stützzahl
n_k	Stützzahl zur Erfassung nichtlokaler Bauteil- bzw. Größeneinflüsse
n_P	Werkstoffmechanische Stützzahl
n_{st}	Statistische Stützzahl
P	Schädigungsparameter
P_H	Hystereseverlust
P_J	Schädigungsparameter nach Vormwald
P_{RAJ}	Schädigungsparameter P_{RAJ}
P_{RAM}	Schädigungsparameter P_{RAM}
P_{SWT}	Schädigungsparameter nach Smith, Watson und Topper
P_U	Ummagnetisierungsverlust
P_W	Wirbelstromverlust
$P_{\bar{U}}$	Überlebenswahrscheinlichkeit
p_m	Mittlerer Druck im Eindruckbereich des Indenters
Q	Lageparameter der P_J -Wöhlerlinie
$Q_{10\%}$	10 %-Quantil
$Q_{90\%}$	90 %-Quantil
Q_{∞}	Maximaler Wert der isotropen Verfestigung im zyklischen Materialmodell mit kombinierter Verfestigung
R	Radius der sphärischen Indenterspitze
R_a	Arithmetischer Mittenrauwert
R_e	Streck- bzw. Fließgrenze
R_m	Zugfestigkeit
$R_{m,\text{bm}}$	Referenzzugfestigkeit zur Bestimmung der bruchmechanischen Stützzahl

$R_{p0,2}$	(0,2 %)-Dehngrenze
$R'_{p0,2}$	Zyklische (0,2 %)-Dehngrenze
R_z	(Gemittelte) Rautiefe
R_ε	Dehnungsverhältnis
R_σ	Spannungsverhältnis
$R_{\varphi_1\varphi_2}$	Rotationsmatrix zur Transformation des orts- bzw. orientierungsabhängigen Elastizitätstensors
r	Senkrechte Anisotropie (r-Wert)
S	Elastische Kontaktsteifigkeit im instrumentierten Eindringversuch
s	Blechdicke
s_{Pfad}	Pfad zur Bestimmung des maximalen bezogenen Spannungsgradienten
T	Streuspanne
t	Zeit
V	Repräsentatives Volumen in der mikrostrukturbasierten Simulation
\vec{v}_i	Kristallachsen im körperfesten Kristallachsensystem
$\vec{v}_{\text{Rot},i}$	Kristallachsen im raumfesten Referenzachsensystem
X	Stichprobe
$x^{(l)}$	Lokale Koordinate zur Beschreibung der Härteverteilung in Abhängigkeit der Position zur Schnittkante
$y^{(l)}$	Lokale Koordinate zur Beschreibung der Härteverteilung in Abhängigkeit der Position zur Schnittkante
$z^{(l)}$	Lokale Koordinate zur Beschreibung der Härteverteilung in Abhängigkeit der Position zur Schnittkante

Griechische Symbole

α	Kenngröße zur Abschätzung der zyklischen Werkstoffkennwerte, Rückspannung im zyklischen Materialmodell mit kombinierter Verfestigung
α_k	(Elastizitätstheoretische) Kerbformzahl
α_0	Anfangswert der Rückspannung im zyklischen Materialmodell mit kombinierter Verfestigung
α	Rückspannungstensor
α'	Deviatorischer Anteil des Rückspannungstensors
β	Bruchflächenwinkel, Dehnungs-Proportionalitätsfaktor nach Tabor
β_k	Kerbwirkungszahl

γ	Kenngröße zur Abschätzung der zyklischen Werkstoffkennwerte, Materialparameter im zyklischen Materialmodell mit kombinierter Verfestigung
Δs_{Pfad}	Größe zur Bestimmung des bezogenen Spannungsgradienten
$\Delta \varepsilon$	Dehnungsschwingbreite
$\Delta \varepsilon_a$	Zu- oder abnehmende Dehnungsamplitude bei Belastungsumkehr
$\Delta \varepsilon_{\text{eff}}$	Effektive Dehnungsschwingbreite
$\Delta \varepsilon_{\text{pl}}$	Plastische Dehnungsschwingbreite
$\Delta \varepsilon_{\text{pl,eff}}$	Effektive plastische Dehnungsschwingbreite
$\Delta \sigma$	Spannungsschwingbreite
$\Delta \sigma_a$	Zu- oder abnehmende Spannungsamplitude bei Belastungsumkehr
$\Delta \sigma_{\text{bc}}$	Größe zur Bestimmung des bezogenen Spannungsgradienten
$\Delta \sigma_{\text{eff}}$	Effektive Spannungsschwingbreite
$\Delta \sigma_{\text{nenn}}$	Zu- oder abnehmende Nennspannung bei Belastungsumkehr
ε	(Logarithmische) Dehnung
ε_a	(Gesamt)dehnungsamplitude
$\varepsilon_{a,\text{el}}$	Elastische Dehnungsamplitude
$\varepsilon_{a,\text{pl}}$	Plastische Dehnungsamplitude
ε_{cl}	Risschließdehnung
ε_{E}	Eigendehnung
ε'_f	Zyklischer Duktilitätskoeffizient
ε_{m}	Mitteldehnung
ε_{o}	Dehnung am oberen Umkehrpunkt der Spannungs-Dehnungs-Hysterese
ε_{op}	Rissöffnungsdehnung
ε_{pl}	Plastische Dehnung
$\dot{\bar{\varepsilon}}_{\text{pl}}$	Plastische Vergleichsdehnrates
$\bar{\varepsilon}_{\text{pl}}$	Plastische Vergleichsdehnung bzw. akkumulierte plastische Dehnung
$\varepsilon_{\text{pl},0}$	Anfangswert der plastischen Dehnung im zyklischen Materialmodell mit kombinierter Verfestigung
ε_{r}	Repräsentative Dehnung nach Tabor
ε_{u}	Dehnung am unteren Umkehrpunkt der Spannungs-Dehnungs-Hysterese
ε_{v}	Vergleichsdehnung
$\varepsilon_1, \varepsilon_2, \varepsilon_3$	Hauptdehnungen
ε	Verzerrungstensor
$\dot{\varepsilon}_{\text{pl}}$	Plastische Dehnrates

$\langle \varepsilon_{ij} \rangle$	Makroverzerrungen
Θ	Materialorientierung in Bezug auf die Walzrichtung
κ	Faktor zur Berücksichtigung der Oberflächenrauigkeit in Bezug auf die Dauerfestigkeit des Werkstoffs
μ_{KG}	Erwartungswert der Log-normalverteilten Korngröße
ν	Querkontraktionszahl (Poissonzahl)
ν_1	Querkontraktionszahl des Indenters im instrumentierten Eindringversuch
σ	(Wahre) Spannung
$\bar{\sigma}$	Richtungsabhängige Streck- bzw. Fließgrenze im orthotropen Materialmodell
σ_a	Spannungsamplitude
$\sigma_{a,exp}$	Im Einstufenversuch ermittelte Spannungsamplitude
$\sigma_{a,ZK}$	Für eine Dehnungsamplitude im Einstufenversuch über die zyklischen Kennwerte berechnete Spannungsamplitude
$\sigma_{a,(R=-1)}$	Spannungsamplitude bei reiner Wechselbeanspruchung
$\sigma_{a,(R=0)}$	Spannungsamplitude bei reiner Zugschwellbeanspruchung
σ_b	Betragsmäßig höchste Spannung bei der Bestimmung des maximalen bezogenen Spannungsgradienten
σ_{cl}	Risschließspannung
σ_D	Dauerfestigkeit
$\sigma_{D,glatt}$	Dauerfestigkeit der glatten Probe
$\sigma_{D,rau}$	Dauerfestigkeit der Probe mit fertigungsbedingter Oberflächenrauigkeit
$\sigma_{D,\alpha=1}$	Dauerfestigkeit der ungekerbten Probe
$\sigma_{D,\alpha>1}$	Dauerfestigkeit der gekerbten Probe
σ_E	Eigenspannung
σ_F	Zyklische Fließgrenze zur Bestimmung des Schädigungsparameters P_j bzw. P_{RAJ}
σ'_f	Zyklischer Schwingfestigkeitskoeffizient
σ_i^z, σ_i^d	Kenngrößen zur Festlegung des elastischen Bereichs einer Spannungs-Dehnungs-Hysterese
σ_{KG}	Standardabweichung der Log-normalverteilten Korngröße
σ_m	Mittelspannung
σ_{max}	Kerbspannung (Spannungsüberhöhung)
σ_{nenn}	Nennspannung
σ_o	Oberspannung
σ_{op}	Rissöffnungsspannung
σ_r	Repräsentative Spannung nach Tabor
σ_u	Unterspannung

σ_v	Vergleichsspannung
$\sigma_{v,\max}$	Maximale (von Mises) Vergleichsspannung
$\sigma_{E,0}$	Eigenspannung des Grundwerkstoffs
σ^0	Aktuelle Fließspannung im zyklischen Materialmodell mit kombinierter Verfestigung
$\sigma _0$	Anfängliche Fließspannung im zyklischen Materialmodell mit kombinierter Verfestigung
$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$	Hauptspannungen
σ	Spannungstensor
σ'	Deviatorischer Anteil des Spannungstensors
$\langle \sigma_{ij} \rangle$	Makrospannungen
φ_v	Vergleichsumformgrad
$\varphi_1, \Phi, \varphi_2$	Euler-Winkel zur Beschreibung der Kornorientierung in Bezug auf ein Referenzachsensystem
Ψ	Kenngröße zur Abschätzung der zyklischen Werkstoffkennwerte
ψ	Parameter zur Festlegung der Fließrichtung im zyklischen Materialmodell mit kombinierter Verfestigung, Spannungs-Proportionalitätsfaktor nach Tabor
ω	Indenterformabhängige Kenngröße

1 Einleitung

1.1 Elektroblech in der Automobilbranche

In den letzten Jahren haben sich der Klimaschutz und der nachhaltige Umgang mit Energieressourcen zu einem zentralen gesellschaftlichen Thema entwickelt. Vor dem Hintergrund einer weiterhin wachsenden Weltbevölkerung und dem damit einhergehenden Anstieg des Verkehrsaufkommens wird dem Verkehrssektor dabei eine entscheidende Bedeutung zugeschrieben. Ein wesentlicher Ansatz zur Erreichung der gesetzlich festgelegten Klimaziele stellt die Reduktion klimaschädlicher Abgasemissionen infolge des Personen- und Nutzfahrzeugverkehrs dar. Der Einsatz konventioneller Verbrennungsmotoren wird aufgrund von gesundheitsschädlichen Schadstoffen und der Emission von Kohlenstoffdioxid als hauptverantwortliches Treibhausgas zunehmend kritisch betrachtet und durch immer strengere Vorschriften reguliert. Auf der Suche nach alternativen Antriebskonzepten hat sich insbesondere die Elektrifizierung des Antriebsstrangs hervor getan. Elektrische Antriebsmaschinen können einen Beitrag zur Emissionsvermeidung leisten, da diese im Fahrbetrieb lokal emissionsfrei betrieben werden. Sie zeichnen sich verglichen mit Verbrennungsmotoren durch einen deutlich höheren Wirkungsgrad aus und ermöglichen dadurch einen energieeffizienteren Betrieb. Des Weiteren machen der vergleichsweise einfache Aufbau und das Betriebsverhalten der elektrischen Antriebsmaschine diese zu einer technologisch interessanten Alternative. Sowohl die zunehmende Reichweite und verringerte Ladezeiten der elektrischen Energiespeicher als auch Bestrebungen zum Ausbau der Ladeinfrastruktur sorgen in Kombination mit sinkenden Anschaffungskosten dafür, dass die Elektromobilität zunehmend gesellschaftliche Akzeptanz erfährt. So stiegen die Bestandszahlen von reinen Elektrofahrzeugen und Plug-in-Hybriden in Deutschland in den Jahren 2020 bis 2022 bereits deutlich an, was jedoch nicht zuletzt auch auf steuerliche Anreize und Kaufprämien zurückzuführen ist. Kurz- und mittelfristig wird der Anteil an elektrifizierten Fahrzeugen (hybride und rein elektrische Antriebe) am Gesamtfahrzeugmarkt weiter zunehmen, wodurch diese voraussichtlich ab 2030 etwa 70 % aller produzierten Fahrzeuge ausmachen werden. [110, 197]

Bei der Entwicklung moderner elektrischer Fahrzeugantriebe nehmen Maßnahmen zur Effizienzsteigerung einen hohen Stellenwert ein. Der Rotor und Stator der elektrischen Maschine werden in Form von Blechpaketen ausgeführt, die aus einzelnen dünnen Elektroblechen bestehen. Hierbei wird das Betriebsverhalten und die entstehenden Verluste maßgeblich durch die konstruktive Gestaltung sowie die magnetischen Materialeigenschaften des Elektroblechs bestimmt [211]. Daneben erweist sich die Blechdicke hinsichtlich der Reduktion der Eisen- bzw. Ummagnetisierungsverluste als eine entscheidende Einflussgröße. Für die Anwendung in elektrischen Fahrzeugantrieben beträgt diese üblicherweise zwischen 0,2 und 0,35 mm [27]. Angetrieben durch die wachsenden Anforderungen an die Effizienz und Leistungsdichte der elektrischen Maschinen, rückt die Betrachtung von Elektroblech verstärkt in den Fokus der Automobilbranche. Hohe mechanische

Beanspruchungen infolge der schnelldrehenden Rotoren im Zusammenhang mit der geringen Blechdicke führen dazu, dass bei der Auslegung elektrischer Antriebsmaschinen nicht nur die magnetischen, sondern auch die mechanischen Materialeigenschaften des Elektrolechs zunehmend an Bedeutung gewinnen. Eine zusätzliche Herausforderung bei der betriebsgerechten Auslegung stellen Fertigungseinflüsse dar, die bei der Herstellung der Rotor- und Statorblechschnitte entstehen. Diese beeinflussen die magnetischen ebenso wie die mechanischen Materialeigenschaften des Elektrolechs und müssen daher bei der Auslegung berücksichtigt werden, um das tatsächliche Betriebsverhalten erfassen zu können [21, 27, 211].

1.2 Motivation und Zielsetzung

Aufgrund der übergeordneten Aufgabe der Führung und Verstärkung der in der elektrischen Antriebsmaschine wirkenden Magnetfelder werden die magnetischen Materialeigenschaften des Elektrolechs bei der Auslegung priorisiert. Ein Großteil der Forschungsarbeiten befasst sich folglich mit der Untersuchung des magnetischen Werkstoffverhaltens in Bezug auf unterschiedliche Einflussgrößen, zu denen unter anderem die Mikrostruktur des Werkstoffs gehört [10, 31]. Vor allem aber steht die Veränderung der magnetischen Materialeigenschaften infolge des Herstellungs- und Verarbeitungsprozesses im Vordergrund [129, 173, 186]. Bei der Fertigung der Rotor- und Statorblechpakete werden die einzelnen Blechschnitte in der Serienproduktion größtenteils durch Scherschneiden hergestellt, was dazu führt, dass die magnetischen Materialeigenschaften des Elektrolechs und damit das Betriebsverhalten der elektrischen Antriebsmaschine negativ beeinflusst werden [211]. Gegenstand mehrerer Arbeiten ist daher die Betrachtung des Scherschneidvorgangs [66, 120, 148, 211] und die Bewertung unterschiedlicher Schneid- und Materialparameter [210, 212] hinsichtlich der Verschlechterung des magnetischen Werkstoffverhaltens. Darüber hinaus bestehen Ansätze zur Modellierung und Simulation der magnetischen Materialeigenschaften unter Berücksichtigung des Fertigungseinflusses bzw. des schergeschnittenen Kantenzustands [66, 90, 127, 128].

Die mechanischen Materialeigenschaften von Elektrolech sind in diesem Zusammenhang vergleichsweise unzureichend untersucht worden. Bisherige Arbeiten beinhalten überwiegend die grundlegende Betrachtung des quasistatischen und zyklischen Werkstoffverhaltens sowie der Verformungs- bzw. Versagensmechanismen [20, 21, 170, 171]. Zur Schwingfestigkeit schergeschnittener Elektroleche finden sich hingegen nur wenige Veröffentlichungen [21, 45–47, 91, 198], die sich hauptsächlich auf experimentelle Untersuchungen beschränken. Die Bewertung der Schwingfestigkeit im Kontext eines rechnerischen Lebensdauernachweises wird meist nur nebensächlich behandelt [169, 170, 198]. Mit dem Ziel einen Beitrag zur praxisorientierten, betriebsfesten Auslegung elektrischer Antriebsmaschinen zu leisten, erfolgte in einem gemeinsamen Forschungsprojekt die ganzheitliche Betrachtung des Schwingfestigkeitsverhaltens von Elektrolech anhand experimenteller und rechnerischer Methoden. Die vorliegende Arbeit stützt sich dabei auf Ergebnisse aus werkstofftechnischen Versuchen, die im Rahmen weiterer Arbeiten [84–86] durchgeführt und veröffentlicht wurden. Auf dieser Grundlage soll ein Ansatz entwickelt werden, mit dem die Schwingfestigkeit von Elektrolech beschrieben und bei der rechnerischen Lebensdauerabschätzung erfasst werden kann. Besonderer Wert

wird auf die Modellierung der elastisch-plastischen Materialeigenschaften in Abhängigkeit des Herstellungs- und Verarbeitungsprozesses gelegt, um die dabei entstehenden Fertigungseinflüsse berücksichtigen zu können. Des Weiteren sollen mithilfe von mikrostrukturbasierten Simulationen Aussagen über den Einfluss der Mikrostruktur auf das übergeordnete makroskopische Werkstoffverhalten des Elektroblechs getroffen werden.

1.3 Aufbau der Arbeit

Zu Beginn der Arbeit erfolgt in Kapitel 2 die Betrachtung des Aufbaus und der Funktionsweise elektrischer Antriebsmaschinen und der daraus resultierenden technischen Anforderungen. Daneben wird genauer auf die Materialeigenschaften sowie die Herstellung und Verarbeitung von Elektroblech eingegangen. Der Schwerpunkt liegt dabei auf der Halbzeugfertigung und dem Scherschneidvorgang zur Herstellung der Rotor- bzw. Statorblechschnitte. Zudem werden die bei der Auslegung zu berücksichtigenden Fertigungseinflüsse benannt. Anschließend wird in Kapitel 3 der Stand der Forschung auf dem Gebiet der Schwingfestigkeits- und Lebensdauerbewertung dargelegt, wobei neben der Einführung notwendiger Grundlagen insbesondere die unterschiedlichen Einflussfaktoren und das Schwingfestigkeitsverhalten von Elektroblech diskutiert werden. Darüber hinaus wird mit der Vorstellung des Lebensdauernachweises nach dem örtlichen Konzept die Basis für die rechnerische Abschätzung der Schwingfestigkeit geschaffen. In Kapitel 4 erfolgt die Werkstoffcharakterisierung des untersuchten Elektroblechs und die Beschreibung der in [84] verwendeten Versuchsaufbauten und Prüfeinrichtungen, die zur Durchführung der in dieser Arbeit aufgegriffenen Versuche eingesetzt wurden. Der rechnerische Lebensdauernachweis wird sodann in Kapitel 5 zunächst ohne die Berücksichtigung fertigungsbedingter Einflussgrößen für eine vorab definierte Referenzlastkonfiguration umgesetzt. Nachfolgend werden in Kapitel 6 unterschiedliche Modelle vorgestellt, mit denen sich die in Kapitel 2 beschriebenen festigkeitsbestimmenden Fertigungseinflüsse und die damit verbundene Beeinflussung der mechanischen Materialeigenschaften rechnerisch erfassen lassen. In Kapitel 7 erfolgt die mikrostrukturbasierte Modellierung und Simulation von Elektroblech. Auf der Grundlage des rechnerischen Lebensdauernachweises in Kapitel 5 und den in Kapitel 6 entwickelten Modellen wird abschließend in Kapitel 8 ein erweiterter Berechnungsablauf zur Erfassung des Fertigungseinflusses vorgeschlagen und am Beispiel von zwei bauteilnahen Proben umgesetzt und bewertet.

2 Grundlegende Betrachtungen

2.1 Elektrische Antriebsmaschinen

Elektrische Antriebsmaschinen gehören zu den elektromagnetischen Energiewandlern, welche elektrische in mechanische Energie umwandeln und umgekehrt. Während im Motorbetrieb die an der Antriebswelle bereitgestellte mechanische Arbeit in Form eines Drehmoments zur Fortbewegung genutzt wird, ermöglicht der Generatorbetrieb die Rückgewinnung elektrischer Energie. In beiden Fällen liegt die Wechselwirkung zwischen einem stromdurchflossenen Leiter und einem magnetischen Feld zugrunde. In rotierenden elektrischen Maschinen wird Drehstrom bzw. das daraus resultierende Drehfeld genutzt, das in der Regel in einen stationären Elektromagneten, den Stator eingespeist wird. Daraus resultiert ein sich um eine Rotationsachse drehendes Magnetfeld, das sich mit dem Magnetfeld einer rotierenden Komponente, dem Rotor, überlagert und diesen in Bewegung versetzt. [79, 98, 197]

Elektrische Maschinen lassen sich nach ihrer Bau- bzw. Wirkungsweise kategorisieren. Für den Einsatz in Elektro- und Hybridfahrzeugen eignen sich grundsätzlich alle Ausführungen elektrischer Antriebsmaschinen, wobei in der Serienproduktion bisher lediglich die Asynchronmaschine, die permanenterrregte Synchronmaschine und die permanenterrregte Reluktanzmaschine praktische Relevanz erlangt haben [110, 197]. Insbesondere die permanenterrregte Synchronmaschine zeichnet sich durch ihren vergleichsweise kompakten Aufbau und hohen Wirkungsgrad aus. Im Folgenden wird genauer auf den Aufbau und die Funktionsweise sowie die an einen solchen elektrischen Antrieb gestellten technischen Anforderungen am Beispiel einer permanentmagneterregten Synchronmaschine (PMSM) eingegangen. Die Betrachtungen lassen sich aufgrund des gleichen physikalischen Grundprinzips ebenfalls auf die anderen genannten Ausführungen elektrischer Antriebe übertragen.

2.1.1 Aufbau und Funktionsweise

Der Rotor und Stator stellen die beiden Hauptkomponenten einer elektrischen Maschine dar, die zur Führung und Verstärkung der Magnetfelder aus weichmagnetischen Werkstoffen aufgebaut sind. Zur Reduktion von Wirbelstromverlusten, s. Abschnitt 2.1.2, werden diese nicht massiv ausgeführt, sondern bestehen aus einzelnen, dünnen, elektrisch isolierten Elektroblechen, die geschichtet, paketiert und anschließend zu einem Rotor- und Statorpaket zusammengefasst werden [98, 184]. Das Drehfeld einer PMSM wird in der fest verbauten Statorwicklung des Statorblechpakets erzeugt, während das Magnetfeld des Rotors über Permanentmagnete im Rotorblechpaket realisiert wird. Der prinzipielle Aufbau mit den jeweiligen Hauptkomponenten kann Abb. 2.1 entnommen werden. Durch die elektromagnetische Wechselwirkung beider Magnetfelder im Luft-

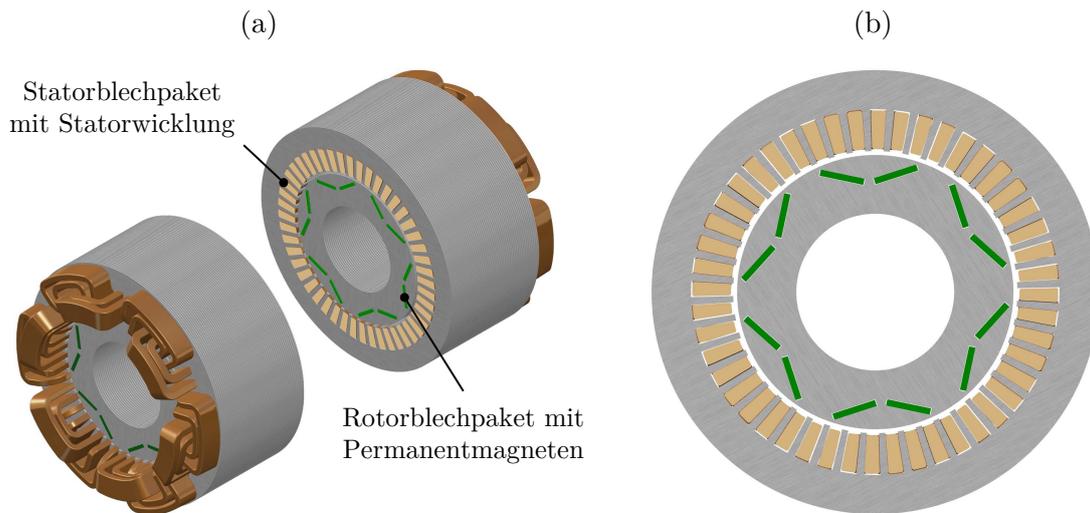


Abb. 2.1: Prinzipieller Aufbau einer permanentmagneterregten Synchronmaschine nach [211],
 (a) Schnittdarstellung der Hauptkomponenten, (b) Detailansicht Blechschnitt

spalt zwischen Rotor und Stator richtet sich der permanentmagnetische Rotor aus und läuft synchron mit der Drehzahl des umlaufenden Drehfelds mit. Dieser ist fest mit der Antriebswelle verbunden und stellt letztlich das Motordrehmoment zur Verfügung.

2.1.2 Technische Anforderungen

Die Auslegung elektrischer Antriebe für den Einsatz in Elektrofahrzeugen erfolgt für eine erforderliche Dauerleistung bzw. ein Dauermoment unter Berücksichtigung einer gewünschten maximalen Geschwindigkeit des Fahrzeugs [197]. Die maximale Drehzahl der elektrischen Maschine ist abhängig von deren Bauart und dem zugrundeliegenden Drehzahl-Drehmoment-Kennfeld. Zur Realisierung möglichst kompakter und gleichzeitig leistungsstarker Antriebsmaschinen werden diese nach dem aktuellen Stand der Technik in einem hohen Drehzahlbereich bis zu $19\,000\text{ min}^{-1}$ betrieben.

Das Betriebsverhalten, die Effizienz und Leistungsdichte einer elektrischen Maschine werden primär über die konstruktive Ausführung des Rotors und Stators und deren magnetische Eigenschaften festgelegt. Hierbei kommt den Elektroblechen des Rotor- und Statorpakets eine besondere Bedeutung zu. Als weichmagnetischer Werkstoff lassen sich diese in einem äußeren Magnetfeld leicht magnetisieren bzw. entmagnetisieren. Aufgrund von entstehenden Eisen- bzw. Ummagnetisierungsverlusten, die direkt mit den magnetischen Materialeigenschaften der Elektrobleche zusammenhängen, kommt es zu einem Wirkungsgradverlust und folglich zu einer Verringerung der Effizienz der elektrischen Maschine [79, 184, 197, 211]. Die Ummagnetisierungsverluste P_U lassen sich näherungsweise als Summe aus Hysterese- P_H und Wirbelstromverlusten P_W ausdrücken:

$$P_U = P_H + P_W \quad (2.1)$$

Die Hystereseverluste können über die Magnetisierungskurve des weichmagnetischen Materials bzw. der sich bei der Magnetisierung ausbildenden Hystereseschleife charakterisiert werden [79, 197]. Sie sind somit von der Koerzitivfeldstärke des Materials abhängig

und steigen proportional mit der Frequenz f der elektrischen Maschine an. Im Gegensatz dazu besteht ein quadratischer Zusammenhang zwischen den Wirbelstromverlusten P_W und der Frequenz f [27, 184]:

$$P_W = P_W(s^2, f^2) \quad (2.2)$$

Die überproportionale Entstehung von Wirbelstromverlusten muss durch geeignete Maßnahmen verhindert werden, um die Effizienz der elektrischen Maschine insbesondere in den hohen Drehzahlbereichen gewährleisten zu können. Wirbelströme entstehen durch den sich ändernden Magnetfluss im Rotor- bzw. Stator und werden, wie bereits erwähnt, konstruktiv durch deren Ausführung als Rotor- und Statorblechpaket reduziert. Wie Gl. (2.2) erkennen lässt, liegt ebenfalls ein quadratischer Zusammenhang zwischen den Wirbelstromverlusten und der Blechdicke s vor, was eine möglichst dünne Ausführung der Elektrobleche erstrebenswert macht. Im Vergleich zu stationären elektrischen Antriebsmaschinen, die mit einer Nennfrequenz von 50 bzw. 60 Hz betrieben werden, sind im Anwendungsbereich von Elektrofahrzeugen aufgrund der hohen geforderten Drehzahlen deutlich höhere Frequenzen zu erwarten. Dementsprechend machen die Wirbelstromverluste den Großteil der gesamten Ummagnetisierungsverluste aus, während die Hystereseverluste in den Hintergrund treten. Neben der geringen Blechdicke werden aus diesem Grund weitere Maßnahmen zur Reduktion der Wirbelstromverluste getroffen. Den Elektroblechen werden vor allem Silizium und Aluminium sowie geringe Mengen weiterer Legierungsbestandteile zugelegt, um den spezifischen elektrischen Widerstand des Materials zu erhöhen und die erforderlichen magnetischen Eigenschaften einzustellen. Des Weiteren erschwert die zusätzliche Beschichtung mit elektrisch isolierendem Lack die Ausbildung von Wirbelströmen im Rotor- bzw. Statorblechpaket. [27, 79, 184]

Bei der Auslegung elektrischer Antriebsmaschinen stehen die Anforderungen an die magnetischen Materialeigenschaften des Elektroblechs im Vordergrund, da sie maßgeblich das Betriebsverhalten und den Wirkungsgrad beeinflussen. Der instationäre Betrieb der Maschine aufgrund von Beschleunigungs- und Verzögerungsvorgängen sowie nicht zu vernachlässigende Fliehkräfte infolge hoher Drehzahlen führen zu einer hohen mechanischen Belastung des Rotors. In den dünnen Elektroblechen des Rotorblechpakets entstehen infolgedessen hochbeanspruchte Bereiche, denen durch geeignete mechanische Materialeigenschaften Rechnung getragen werden muss. Während des Betriebs wirken unterschiedliche Kräfte auf den Rotor ein, die sich aus der Überlagerung der Fliehkraft und des Drehmoments ergeben und im Allgemeinen zu einer spannungskontrollierten Beanspruchung führen [2, 134, 164]. Ohne Berücksichtigung der komplexen Geometrie des Rotors einer PMSM wird die radial orientierte Zentrifugalkraft in Form einer Umfangskraft aufgenommen, was zu einer tangentialen Zugbeanspruchung führt. In den Bereichen der Aussparungen zur Aufnahme der Permanentmagnete, in denen es zu einer ungleichen Lastverteilung kommt, sowie an der Fügestelle zwischen Rotor und Antriebswelle wirken zudem radiale Kräfte entgegen. Darüber hinaus können Temperaturschwankungen im Betrieb die mechanischen Materialeigenschaften negativ beeinflussen [76].

Weder die aus der Beanspruchung resultierenden Anforderungen an den Rotor, noch die mechanischen Materialeigenschaften des Elektroblechs selbst, sind zur betriebsfesten Auslegung elektrischer Maschinen klar definiert. Insbesondere vor dem Hintergrund der deutlich höheren Beanspruchung des Rotors in schnelldrehenden, instationär betriebenen elektrischen Antriebsmaschinen stellt dies ein Problem dar. So umfasst die Auslegung

nach DIN EN 60034-1 (VDE 0530-1) [57] lediglich den Nachweis des sicheren Dauerbetriebs unter einer größenabhängigen höchsten Betriebsdrehzahl. Darüber hinaus kann das Bestehen einer Schleuderprüfung gefordert werden, bei der die elektrische Maschine kurzzeitig mit einer Schleuderdrehzahl oberhalb der höchsten sicheren Betriebsdrehzahl beansprucht wird und im Anschluss daran keine bleibenden schädlichen Verformungen aufweisen darf. Gemäß einem in [2] genannten Prüf- und Qualifikationslastenheft wird ebenfalls eine Schleuderdrehzahl festgelegt, die keine plastische Verformung des Rotorblechpakets zur Folge haben darf. Ein Versagen des Rotors ist zudem erst ab einer oberhalb der Schleuderdrehzahl liegenden Berstdrehzahl zulässig. Das Überschreiten der Streckgrenze wird hierbei zwischen Schleuder- und Berstdrehzahl toleriert. Weiterhin werden Grenzwerte für die Betriebsfestigkeit getriebeintegrierter Elektromotoren unter 80 % bzw. 100 % der Nennbelastung genannt. Abgesehen davon gibt es bei der Auslegung elektrischer Maschinen jedoch keine weiteren Anhaltspunkte zur experimentellen und rechnerischen Absicherung des Rotors gegen Materialermüdung. [2, 57, 76]

2.2 Materialeigenschaften von Elektroblech

Grundsätzlich wird zwischen kornorientiertem und nicht kornorientiertem Elektroblech unterschieden. Kornorientiertes Elektroblech (DIN EN 10107 [55]) weist eine möglichst einheitliche Orientierung der Kristallstruktur des metallischen Gefüges auf, was zu einer mehr oder weniger stark ausgeprägten Anisotropie der magnetischen Eigenschaften und folglich zu einer magnetischen Vorzugsrichtung führt. In elektrischen Antriebsmaschinen werden jedoch aufgrund des sich zeitlich ändernden Magnetfeldes möglichst isotrope magnetische Eigenschaften gefordert, da keine klare Vorzugsrichtung definiert werden kann. Aus diesem Grund kommt in diesem Anwendungsbereich typischerweise nicht kornorientiertes Elektroblech (DIN EN 10106 [54]) mit einer regellosen kristallographischen Textur zum Einsatz. [27, 143, 184]

Bei nicht kornorientiertem Elektroblech wird darüber hinaus zwischen schlussgeglühtem und nicht schlussgeglühtem Zustand unterschieden. Schlussgeglühtes Elektroblech besitzt aufgrund der erfolgten Glühbehandlung bereits die gewünschten magnetischen Eigenschaften und Gefügecharakteristik und kann zur weiteren Herstellung des Rotor- bzw. Statorblechpakets direkt verwendet werden. Im nicht schlussgeglühten Zustand werden die finalen Materialeigenschaften der Rotor- und Statorblechpakete erst nach erfolgter Verarbeitung durch nachträgliche Teileglühung eingestellt, s. Abschnitt 2.3.2. Dies bringt den Vorteil mit sich, dass fertigungstechnisch eingebrachte Defekte, wie plastische Verformungen und Eigenspannungen durch die thermische Behandlung reduziert werden können. [27, 143, 184, 187]

Elektroblech weist als Eisen-Silizium-Legierung eine kubisch-raumzentrierte Kristallstruktur auf. Neben der Legierungszusammensetzung werden die magnetischen Materialeigenschaften vor allem durch den Walzprozess und die Glühbehandlung beeinflusst, s. Abschnitt 2.3.1. Silizium wird üblicherweise mit bis zu 3,2 % Massenanteil zulegiert, um neben der Erhöhung des spezifischen elektrischen Widerstands einen Anstieg der Permeabilität des Werkstoffs zu erreichen. Höhere Massenanteile an Silizium führen jedoch zu einer Reduktion der Sättigungspolarisation und Kaltumformbarkeit bzw. Duktilität des Werkstoffs. Darüber hinaus ist die Magnetisierbarkeit des Elektroblechs primär von

der Korngröße des Gefüges abhängig, welche beim Glühen typischerweise im Bereich von 30 bis 150 μm eingestellt wird. Als weitere Legierungsbestandteile werden Aluminium und Mangan zur gezielten Beeinflussung der magnetischen Eigenschaften und kristallographischen Textur zulegiert. Für detailliertere Ausführungen zu den magnetischen Eigenschaften von Elektroblech sei an dieser Stelle auf die einschlägige Fachliteratur verwiesen. [123, 141, 187, 211]

Durch die Legierungszusammensetzung und kristallographische Textur werden nicht nur die magnetischen, sondern ebenfalls die mechanisch-technologischen Eigenschaften von Elektroblech bestimmt. Wie die Verlustbetrachtung zeigt, sind insbesondere für hochfrequente Anwendungen möglichst geringe Blechdicken wünschenswert, um die Wirbelstromverluste niedrig zu halten. Nicht kornorientiertes Elektroblech wird mit Nenndicken zwischen 0,35 und 1 mm hergestellt [54, 184]. Für den Einsatz in elektrischen Antriebsmaschinen steht darüber hinaus dünnes, nicht kornorientiertes Elektroblech (DIN EN 10303 [56]) mit reduzierten Blechdicken von bis zu 0,05 mm zur Verfügung. Die Wirbelstromverluste können bis zu einer Blechdicke von 0,2 mm deutlich reduziert werden, wohingegen eine weitere Reduktion der Blechdicke nur noch geringe Vorteile mit sich bringt. Aus diesem Grund findet nach dem heutigen Stand der Technik in elektrischen Antriebsmaschinen vorzugsweise Elektroblech mit Nenndicken von 0,2 bis 0,35 mm Verwendung. [27, 184]

Schließlich bedingt die hohe mechanische Beanspruchung des Rotorblechpakets das Einhalten einer Mindeststreckgrenze, die bei gängigen Blechgüten üblicherweise zwischen 300 und 450 MPa liegt. Die Festigkeit steigt im Allgemeinen mit zunehmenden Legierungsanteilen, wobei dies häufig mit einem Kompromiss bei der Abstimmung der magnetischen und mechanischen Materialeigenschaften einhergeht. Das mechanische Verhalten von Elektroblech wird zudem durch dessen kristallographische Textur beeinflusst, da die aus magnetischen Gesichtspunkten eingestellten Korngrößen im Vergleich zu den üblichen Blechdicken verhältnismäßig groß sind. So liegen häufig nur wenige Körner über der Blechdicke vor, die dann zu lokal unterschiedlichem mechanischen Verhalten bzw. inhomogenen Verformungen führen können. [2, 21, 27, 184]

2.3 Herstellung und Verarbeitung von Elektroblech

Bei der Herstellung und Verarbeitung von Elektroblech zur Fertigung der Rotor- und Statorblechpakete entstehen zwangsläufig Fertigungseinflüsse, die das Betriebsverhalten der elektrischen Antriebsmaschine beeinflussen und bei deren Auslegung berücksichtigt werden müssen. Die einzelnen Fertigungsschritte umfassen im Wesentlichen die Halbzeugfertigung, die Herstellung der Stator- bzw. Rotorblechschnitte mittels geeignetem Trennverfahren sowie das anschließende Schichten, Paketieren und Fixieren der Blechschnitte. Je nach Anforderung stehen unterschiedliche Trenn- bzw. Schneidverfahren zur Verfügung [120, 184, 187]:

- Drahterodieren
- Wasserstrahlschneiden
- Laserstrahlschneiden
- Scherschneiden

Das Schneiden der Bleche mittels Drahterodieren und Wasserstrahlschneiden zeichnet sich dadurch aus, dass die fertigungsbedingte Beeinflussung der magnetischen und mechanischen Materialeigenschaften verhältnismäßig gering ausfällt. Vor allem aufgrund niedrigerer Prozessgeschwindigkeiten kommen die beiden Verfahren jedoch ausschließlich im Rahmen von Kleinserien mit niedrigen Stückzahlen und der Prototypenfertigung zum Einsatz. Zur Realisierung großer Stückzahlen haben sich in der Serienproduktion das Laserstrahl- und Scherschneiden etabliert. Insbesondere das Scherschneiden ermöglicht aus wirtschaftlicher Sicht mit der Kombination aus niedrigen Prozesskosten und hohen Schnittzahlen eine effiziente Fertigung der Blechschnitte. [27, 122, 184]

Die fertigungsbedingte Beeinflussung der Materialeigenschaften von Elektroblech resultiert in erster Linie aus der Halbzeugfertigung und dem Scherschneiden der Blechschnitte. Des Weiteren sind durch das Paketieren und Fixieren der Bleche zum Zusammenbau des Rotor- und Statorblechpakets in Abhängigkeit von der Art der gewählten Verbindungstechnologie weitere fertigungstechnische Einflüsse zu erwarten, auf die in dieser Arbeit jedoch nicht genauer eingegangen wird. Entsprechend der Seriengröße und des angestrebten Automatisierungsgrades werden die Blechpakete in der Praxis meist durch Stanzpaketieren, Kleben, Nieten, Klammern oder Schweißen gefügt. Zur Reduktion unerwünschter Fertigungseinflüsse infolge des Paketierens bzw. Fixierens kommen zunehmend fortschrittliche Verbindungstechnologien wie beispielsweise verbesserte Klebe- oder Schweißverfahren zum Einsatz. [2, 27, 184]

2.3.1 Halbzeugfertigung

Elektroblech wird in Form von sogenanntem Elektroband in einem mehrstufigen Prozess hergestellt, das anschließend als Halbzeug in Form von Breitband, Spaltband oder Tafeln im Rahmen der Blechpaketfertigung weiterverarbeitet wird. Bei der Stahlherstellung wird die chemische Zusammensetzung der Schmelze bzw. der Gehalt der Legierungselemente eingestellt. Mittels sekundärmetallurgischer Behandlung wird die Reinheit der Schmelze gesteigert und der Kohlenstoffgehalt deutlich gesenkt, was wesentlich zur Verbesserung der magnetischen Eigenschaften des Werkstoffs beiträgt. Der Stahl wird sodann mit unterschiedlichen Verfahren in Brammen gegossen und warmgewalzt. Nach dem Beizen des Warmbands erfolgt das Kaltwalzen in mehreren Walzdurchgängen, um die gewünschte Nenndicke einzustellen. Im Fall von nicht kornorientiertem schlussgeglühten Blechgütern durchläuft das Elektroband die abschließende Glühbehandlung (Schlussglühung) unter Schutzgasatmosphäre in einem Durchlaufofen. Im letzten Schritt wird das fertige Elektroband mit einer elektrisch isolierenden Lackschicht versehen. Neben der bereits erwähnten Reduktion der Wirbelstromverluste führt die Beschichtung zu einer deutlichen Verbesserung der Stanzbarkeit des Blechs. Nicht schlussgeglühte Blechgütern werden nach dem Kaltwalzen rekristallisierend geglüht und erhalten in der Regel keine Lackschicht, da die abschließende Teileglühung zur Einstellung der magnetischen Eigenschaften erst nach der Verarbeitung beim Hersteller durchgeführt wird. [27, 122, 184]

2.3.2 Scherschneiden

Das Scherschneiden gehört nach DIN 8588 [53] zur Untergruppe Zerteilen der trennenden Fertigungsverfahren und ist definiert als ein Zerteilen von Werkstücken zwischen

zwei Schneiden, die sich aneinander vorbei bewegen. Rotor- und Statorblechschnitte werden über verschiedene aufeinanderfolgende Scherschneidoperationen hergestellt, wobei zweckorientiert zwischen geschlossener Schnittlinie (Ausschneiden und Lochen) und offener Schnittlinie (Beschneiden und Ausklinken) unterschieden wird. In Abb. 2.2 (a) ist eine Scherschneidoperation am Beispiel eines geschlossenen Schnitts mit rotationssymmetrischer Schnittlinie veranschaulicht. Das Schneidwerkzeug besteht aus einem Schneidstempel und einer Schneidplatte (Matrize), die auch als Aktivelemente bezeichnet werden. Üblicherweise wird ein Niederhalter verwendet, um der Durchbiegung des Blechs während des Scherschneidens entgegenzuwirken. Das Elektroband wird zwischen den Schneidaktivelementen platziert und durch die Abwärtsbewegung des Stempels zerteilt, wobei die Schnittform durch die geometrische Form der Aktivelemente bestimmt wird. Der definierte Abstand zwischen den Schneidkanten von Stempel und Matrize wird als Schneidspalt bezeichnet und bleibt während des Scherschneidvorgangs, vgl. Abb. 2.2 (b), konstant. [53, 63, 179, 211]

Der Scherschneidvorgang lässt sich in fünf Phasen unterteilen. In Phase 1 wird das Blech zwischen Niederhalter und Matrize mit einer definierten Niederhalterkraft geklemmt und der Stempel auf der Blechoberfläche aufgesetzt. Nach dem Aufsetzen des Stempels wird das Blech zunächst elastisch verformt (Phase 2) und es kommt zur Ausbildung einer Ringzone im Kontaktbereich zwischen der Blechoberfläche und den Schneidelementen. In der Ringzone entsteht infolge des Schneidspalts ein Biegemoment bzw. eine Biegeverformung, der durch Aufbringen der Niederhalterkraft im außerhalb der Schnittlinie liegenden Bereich entgegengewirkt wird. Mit zunehmender Schneidkraft erreichen die resultierenden Spannungen im Bereich der Schneidkanten die Scherfestigkeit des Werkstoffs. Es kommt zur plastischen Formänderung (Phase 3) und der Stempel dringt in den Blechwerkstoff ein, was zur Ausbildung des Kanteneinzugs am Schnittteil bzw. am ausgeschnittenen Teil (Butzen) führt. Nachdem das Fließvermögen des Werkstoffs erschöpft ist (Phase 4), folgen erste Rissbildungen, die sich ausbreiten und schließlich die vollständige Werkstofftrennung nach sich ziehen. In Phase 5 wird der Butzen vor Erreichen des unteren Umkehrpunkts des Stempels durch die Matrize ausgestoßen. Nach erfolgtem Trennbruch werden Spannungen freigesetzt, die zu einer Rückfederung des Blechwerkstoffs und folglich während des Rückzugs des Stempels zum Verschleiß der Schneidaktivelemente führen. [63, 179]

Der Scherschneidvorgang sowie die erreichbare Schnittflächenqualität wird durch eine Vielzahl an Einflussgrößen bestimmt. Diese können nach [211] prinzipiell in werkzeug-, werkzeugmaschinen- und werkstoffseitige Einflussgrößen eingeteilt werden. Zu den werkzeugseitigen Einflussfaktoren gehören der Schneidspalt und Schneidkantenverschleißzustand der Schneidaktivelemente, Niederhalterkraft und -spalt und die Schnittliniengeometrie. Der Schneidspalt hat Einfluss auf die benötigten Schneidkräfte und die Ausprägung der Schneideinflusszone bzw. Schnittflächen. Er stellt folglich einen der wichtigsten Parameter dar und liegt in der Größenordnung zwischen 5 und 15 % der Blechdicke. Daneben bestimmt der Schneidkantenverschleiß wesentlich die Gratbildung am ausgeschnittenen Teil und führt bei Zunahme zu größeren Schneidspalten, was letztlich größere Deformationen des Werkstoffs und eine verschlechterte Maßhaltigkeit zur Folge hat. Die werkzeugmaschinenseitigen Einflüsse resultieren aus dem übergeordneten Aufbau der Werkzeugmaschine und verwendeten Peripherie und umfassen unter anderem die Pressenhubzahl und Steifigkeit der Werkzeugmaschine. Nicht zuletzt beeinflussen

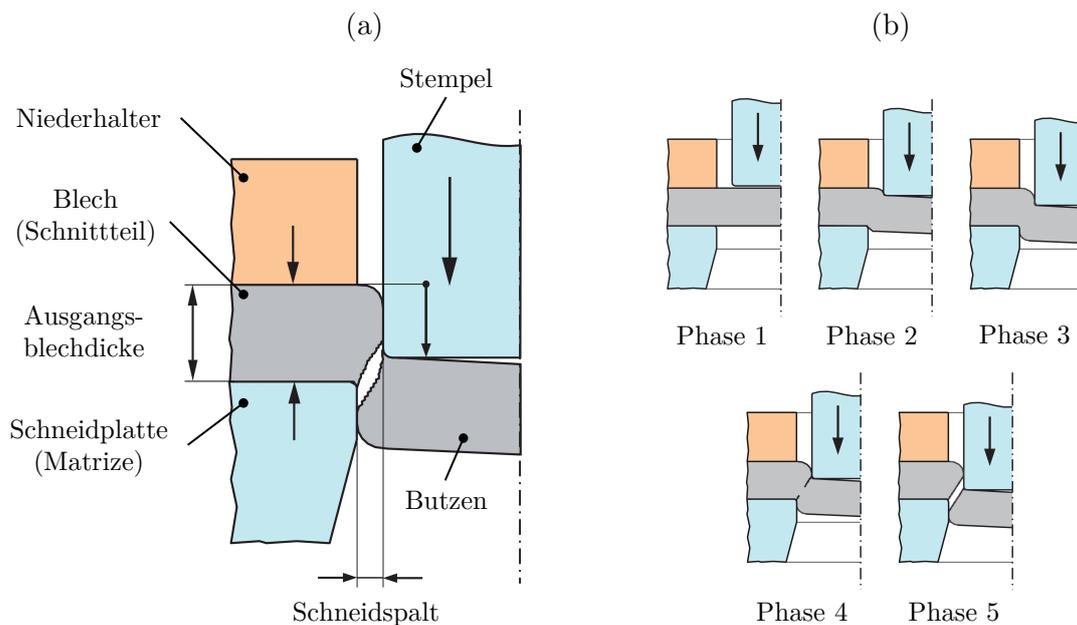


Abb. 2.2: Scherschneiden am Beispiel eines geschlossenen Schnitts nach [179], (a) schematische Darstellung, (b) Ablauf des Scherschneidvorgangs

die metallographischen und mechanischen Materialeigenschaften wie Festigkeit, mittlere Korngröße, Härte und Reibbeiwert den Scherschneidvorgang maßgeblich. Diese können unter dem Begriff der werkstoffseitigen Einflussfaktoren zusammengefasst werden. Für eine Übersicht verschiedener Forschungsarbeiten in Bezug auf die Einflussgrößen beim Scherschneiden von Elektroblech sei an dieser Stelle auf [211] verwiesen. [63, 211]

2.3.3 Festigkeitsbestimmende Fertigungseinflüsse

Beim Scherschneiden entstehen charakteristische Schnittflächen, die in der Regel deutlich von einem idealen, rechteckigen Querschnitt abweichen. Nach DIN 6930-2 [52] lassen sich die Schnittflächen in einen (Kanten)einzugs-, Glattschnitt-, Bruch- und Schnittgratbereich unterteilen. Zur Beurteilung und zum Vergleich der Schnittflächenqualität schergeschnittener Teile werden neben der Maßgenauigkeit der Schnittlinie weitere Schnittflächenkenngrößen herangezogen, die nach der VDI-Richtlinie 2906-2 [199] festgelegt sind, vgl. Abb. 2.3. Neben geometrischen Größen wie der Kanteneinzugsbreite bzw. -höhe, Glattschnitt-, Bruchflächen- und Schnittgrathöhe lässt sich zudem eine Beurteilung der entstandenen Schnittflächen nach mechanischen Werkstoffkenngrößen vornehmen. In diesem Zusammenhang wird die Kaltverfestigung im Werkstoffvolumen nahe der Schnittkante mittels lokaler Härtemessung ermittelt und mit der Grundhärte des Werkstoffs verglichen. Dadurch lässt sich eine Aussage über das Ausmaß der eingebrachten Kaltverfestigung bzw. der Breite der beeinflussten Randzone treffen. Plastische Verformungen in der beeinflussten Randzone führen in angrenzenden Bereichen des Werkstoffs zusätzlich zu elastischen Verformungen, was in einem lokalen Spannungszustand resultiert, der vom Spannungszustand des Grundwerkstoffs abweicht. [199, 211]

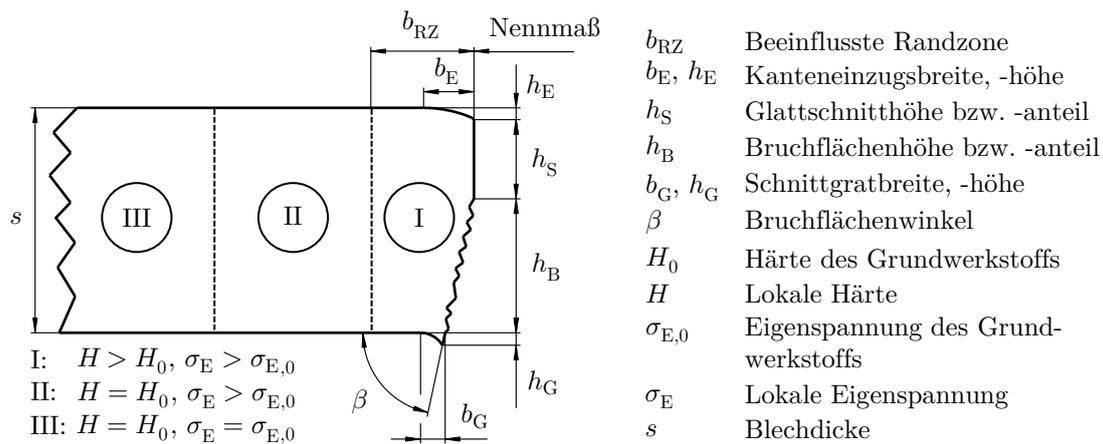


Abb. 2.3: Schnittflächencharakterisierung und ausgewählte Kenngrößen schergeschnittener Bauteile nach [199, 211]

Die genannten scherschneidbedingten Einflüsse im Bereich der Schnittkante führen, wie in unterschiedlichen Arbeiten zur Ermüdungsfestigkeit von Elektroblech gezeigt wurde, zu einer Veränderung des mechanischen Werkstoffverhaltens und einer Verringerung der Festigkeit [20, 45–47, 91, 198]. Darüber hinaus weist Elektroblech aufgrund der Warm- bzw. Kaltwalzprozesse und der anschließenden Glühbehandlung im Rahmen der Halbzeugfertigung eine gewisse Richtungsabhängigkeit der kristallographischen Textur auf, was sich in unterschiedlichen (mechanischen) Materialeigenschaften längs und quer zur Walzrichtung äußert [21, 123]. Zusammenfassend lassen sich hinsichtlich der Herstellung und Verarbeitung von Elektroblech zur Fertigung von Rotor- und Statorblechschnitten die folgenden festigkeitsbestimmenden Fertigungseinflüsse festhalten, die in geeigneter Art und Weise bei der Auslegung der elektrischen Maschine zu berücksichtigen sind:

- Richtungsabhängige Materialeigenschaften
- Schnittflächenkenngrößen bzw. Oberflächentopographie
- Eigenspannungszustand
- Kaltverfestigung bzw. Härteverteilung

3 Stand der Forschung zur Schwingfestigkeits- und Lebensdauerbewertung

3.1 Grundbegriffe der Schwingfestigkeit

Die Lebensdauer von Bauteilen und Komponenten, die einer zeitlich veränderlichen, sich wiederholenden Beanspruchung unterliegen, wird durch ihre Ermüdungs- bzw. Schwingfestigkeit bestimmt. Der Begriff Ermüdungsfestigkeit wird in der Literatur häufig als Oberbegriff verwendet und bezeichnet die Widerstandsfähigkeit eines Werkstoffs oder Bauteils gegenüber zufallsartigen, aperiodischen Lastabläufen, während die Schwingfestigkeit im engeren Sinne zyklische Beanspruchungen mit gleichbleibenden Amplituden einschließt. Zur Auslegung schwingbeanspruchter Bauteile gegen Versagen durch Materialermüdung stehen verschiedene experimentelle und rechnerische Ansätze zur Verfügung. Im Rahmen von Schwingfestigkeitsversuchen lassen sich die Wöhlerlinien von (Werkstoff)proben und Bauteilen ermitteln und so eine Aussage über die ertragbaren Schwingspielzahlen bis zum Eintritt eines definierten Versagenskriteriums treffen. In der Praxis werden bei der Auslegung schwingbeanspruchter Bauteile zudem bereits in frühen Entwicklungsphasen rechnerische Lebensdauernachweise geführt, mit denen die Schwingfestigkeit im Vergleich zu experimentellen Nachweisverfahren schnell und kostengünstig abgeschätzt werden kann. Experimentelle und rechnerische Verfahren stoßen an verschiedenen Stellen an ihre Grenzen und sind daher stets als zweckmäßige Kombination zu verstehen [182]. Die im Werkstoff unter schwingender Beanspruchung ablaufenden makro- und mikroskopischen Verformungs- und Versagensvorgänge sind im Einzelnen äußerst komplex, weshalb bei der rechnerischen Abschätzung der Schwingfestigkeit von Metallen zumeist mit vereinfachenden Betrachtungsweisen gearbeitet werden muss. Diese umfassen insbesondere grundlegende Annahmen zur Beschreibung des eigentlichen Vorgangs der Materialermüdung und des zyklischen Werkstoffverhaltens. [92, 159, 175]

3.1.1 Materialermüdung

Das Ermüdungsversagen von Metallen äußert sich in der Ausbildung einer charakteristischen Schwingbruchfläche in drei aufeinanderfolgenden Phasen. Beginnend mit einer (sub)mikroskopischen Anrissbildung und anschließendem Mikrorisswachstum findet der Übergang zur Phase des makroskopischen Rissfortschritts bzw. -wachstums statt. Letztlich erfolgt der Restbruch bzw. Gewaltbruch des Restquerschnitts, was zum endgültigen Versagen des schwingbeanspruchten Bauteils führt. Zumeist kommt es an besonders beanspruchten Stellen an der Bauteiloberfläche und vorliegenden Defekten im Werkstoff

zur Anrissbildung. Die Werkstoffoberfläche raut sich im Laufe der zyklischen Beanspruchung durch Versetzungsbewegungen unter der Bildung sogenannter Extrusionen und Intrusionen auf. Diese oberflächlichen Kerben ermöglichen das Ausbreiten von Oberflächenanrissen entlang kristallographischer Gleitebenen in das Material. Aufgrund besonders günstig orientierter Gleitsysteme in bestimmten Körnern kommt es zur Bildung von Ermüdungsgleitbändern, die sich zu mikroskopischen Rissansatzstellen (Risskeimen) und im weiteren Verlauf zu wachstumsfähigen Mikrorissen entwickeln. Vereinfacht betrachtet kommt es ausgehend von den mikroskopischen Rissansatzstellen zur Ausbildung radialer Stufen und dazwischenliegenden mikroskopischen Riefen. Unter der Bildung von Verbindungsstufen wachsen mehrere Einzelrisse zusammen und erzeugen Rastlinien bzw. Rissfortschrittsbänder, die letztlich zur Entstehung einer Rissfront senkrecht zur zyklischen Hauptspannungsrichtung führen, vgl. Abb. 3.1 (a). [92, 159, 164]

Zur (rechnerischen) Beurteilung der Schwingfestigkeit werden die einzelnen Phasen der Materialermüdung im Allgemeinen ausgehend von verschiedenen globalen bzw. lokalen Phänomenen beschrieben. Häufig wird die Gesamtlebensdauer eines Bauteils oder einer Probe in die Lebensdauer bis zum technischen Anriss und der Restlebensdauer unter Rissfortschritt bis zum Gewaltbruch unterteilt, vgl. Abb. 3.1 (b). So ist der vollständige Bruch als globales Phänomen aufzufassen, dem zuvor unterschiedliche lokale Phänomene vorausgegangen sind. Zu den lokalen Phänomenen gehören die Bildung des Anrisses sowie der stabile Rissfortschritt bis zum instabilen Restbruch. Der Anteil der einzelnen Phasen der Materialermüdung an der Gesamtlebensdauer ist von verschiedenen Faktoren wie dem Werkstoff(zustand), der Beanspruchung und der Bauteilgestalt abhängig [201]. Generell umfasst jedoch der Anteil der anrissfreien Phase und die Phase der Rissbildung den größten Teil der Gesamtlebensdauer. Je nach vorliegendem Betrachtungsfall können sowohl globale als auch lokale Phänomene mit ihren zugrundeliegenden Beanspruchungsgrößen als Versagenskriterium herangezogen werden. [159]

Sowohl der experimentellen Ermittlung als auch der rechnerischen Abschätzung der Schwingfestigkeit liegt die Gegenüberstellung von Beanspruchung und Beanspruchbarkeit zugrunde. Die wichtigsten Größen einer einstufigen Schwingbeanspruchung sind in Abb. 3.2 am Beispiel einer sinusförmigen Last-Zeit-Funktion $\sigma(t)$ dargestellt. Für den Fall einer spannungskontrollierten Beanspruchung kann diese durch ihre Mittelspannung σ_m und Spannungsamplitude σ_a oder alternativ durch die Angabe von Ober- σ_o und Unterspannung σ_u beschrieben werden. Weitere wichtige Kenngrößen zur Charakterisierung der Schwingbeanspruchung sind das Spannungsverhältnis R_σ und die Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma$. Es gelten die nachstehenden Zusammenhänge [92, 159]:

$$\sigma_o = \sigma_m + \sigma_a \quad (3.1)$$

$$\sigma_u = \sigma_m - \sigma_a \quad (3.2)$$

$$\sigma_a = \frac{1}{2}(\sigma_o - \sigma_u) \quad (3.3)$$

$$\sigma_m = \frac{1}{2}(\sigma_o + \sigma_u) \quad (3.4)$$

$$\Delta\sigma = \sigma_o - \sigma_u = 2\sigma_a \quad (3.5)$$

$$R_\sigma = \frac{\sigma_u}{\sigma_o} \quad (3.6)$$

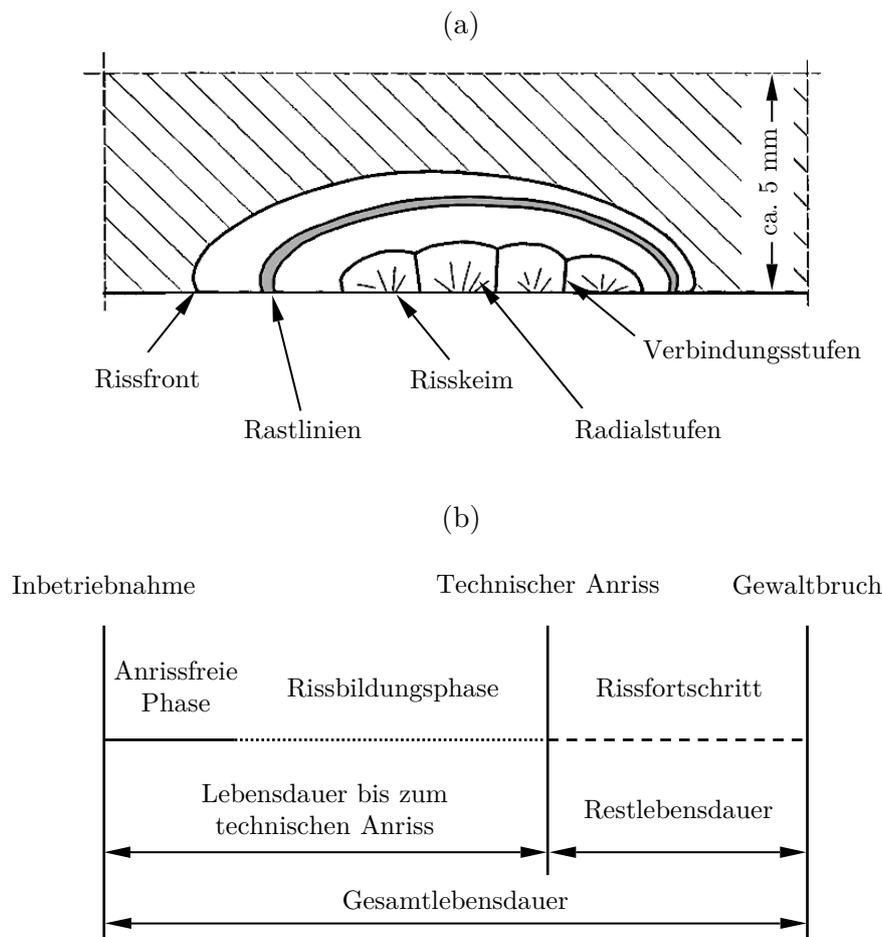


Abb. 3.1: Materialermüdung, (a) makroskopische Darstellung der Versagensmechanismen nach [159], (b) Lebensdauerphasen nach [201]

In Abhängigkeit der Mittelspannung bzw. des Spannungsverhältnisses werden verschiedene Beanspruchungsfälle unterschieden. Eine reine Wechselbeanspruchung zeichnet sich durch ein Spannungsverhältnis von $R_\sigma = -1$ und einer Mittelspannung $\sigma_m = 0$ aus. Unter Zug- bzw. Druckschwellbeanspruchung sind die Mittelspannungen von Null verschieden, wobei für die auftretenden Spannungsverhältnisse $0 \leq R_\sigma < 1$ (Zug) bzw. $1 < R_\sigma \leq \pm\infty$ (Druck) gilt. In mehreren Schwingfestigkeitsversuchen mit unterschiedlich hohen Spannungsamplituden und gleichem Spannungsverhältnis wird die Spannungswöhlerlinie der Probe oder des Bauteils als Funktion der ertragbaren Schwingspielzahl N ermittelt. Diese stellt eine der wichtigsten Kenngrößen zur Bewertung der Schwingfestigkeit dar und kann in den Kurzzeit-, Zeit- und Dauerfestigkeitsbereich unterteilt werden, vgl. Abb. 3.3. Der Kurzzeitfestigkeitsbereich ist durch die Zugfestigkeit R_m und die Streck- bzw. Fließgrenze R_e des Werkstoffs begrenzt und schließt in der Regel Schwingspielzahlen bis $N = 10^4$ ein. Der Zeitfestigkeitsbereich erstreckt sich von etwa $N = 10^5$ Schwingspielen bis zum Erreichen der Grenzwöhlerlinie N_D , die das Abknicken der Wöhlerlinie in den Dauerfestigkeitsbereich markiert und meist in der Größenordnung $N_D = 10^6$ bis 10^7 liegt. Unterhalb der Dauerfestigkeit σ_D ist die Schwingbeanspruchung beliebig oft ertragbar.

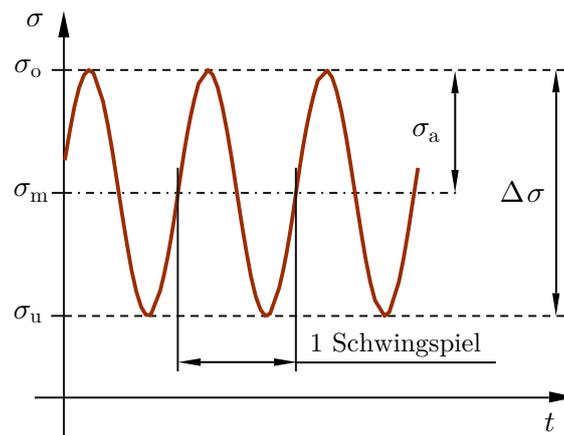


Abb. 3.2: Kenngrößen einer einstufigen Schwingbeanspruchung

Die Spannungswöhlerlinie lässt sich im Zeitfestigkeitsbereich in doppellogarithmischer Auftragung mit dem Lageparameter C und der Neigung k als Zeitfestigkeitsgerade nach Basquin [11] beschreiben [92, 159, 164]:

$$\sigma_a = \left(\frac{C}{N} \right)^{1/k} \quad (3.7)$$

Aufgrund der verhältnismäßig großen Streuung der Schwingfestigkeit, die ihre Ursache in nicht kontrollierbaren Einflüssen wie mikrostrukturellen Werkstoffinhomogenitäten bzw. Schwankungen bei der Werkstoffzusammensetzung und Fertigungsprozessen hat, ergibt sich die Notwendigkeit einer statistischen Betrachtung. Neben der mittleren Wöhlerlinie (Überlebenswahrscheinlichkeit $P_{\bar{U}} = 50\%$) werden typischerweise Werte für niedrigere ($P_{\bar{U}} = 10\%$) und höhere ($P_{\bar{U}} = 90\%$) Überlebenswahrscheinlichkeiten angegeben, wodurch sich ein Streuband mit Mittelwert und Streubreite ergibt. Für die Auswertungen und Ableitung genereller Aussagen wird in dieser Arbeit zumeist auf mittlere Betrachtungen zurückgegriffen. [92, 159]

Mit steigender Schwingspielzahl nahe des Dauerfestigkeitsbereichs wird die Schwingfestigkeit primär durch das linear-elastische Werkstoffverhalten beeinflusst, wohingegen bei niedrigen Schwingspielzahlen das plastische Verformungsverhalten überwiegt. In diesem Zusammenhang wird häufig auch von „High Cycle Fatigue“ (HCF) und „Low Cycle Fatigue“ (LCF) gesprochen. Im LCF-Bereich wird anstelle der Spannungswöhlerlinie im Allgemeinen die Dehnungswöhlerlinie (DWL) auf der Grundlage konstanter Dehnungsamplituden ε_a ermittelt, um der Tatsache Rechnung zu tragen, dass kein linearer Zusammenhang mehr zwischen den örtlichen Spannungen und Dehnungen am versagenskritischen Ort der Probe oder des Bauteils gilt. Die beschriebenen Größen der Spannungswöhlerlinie sind sinngemäß auf die Dehnungswöhlerlinie bzw. eine dehnungskontrollierte Beanspruchung übertragbar. [159, 164]

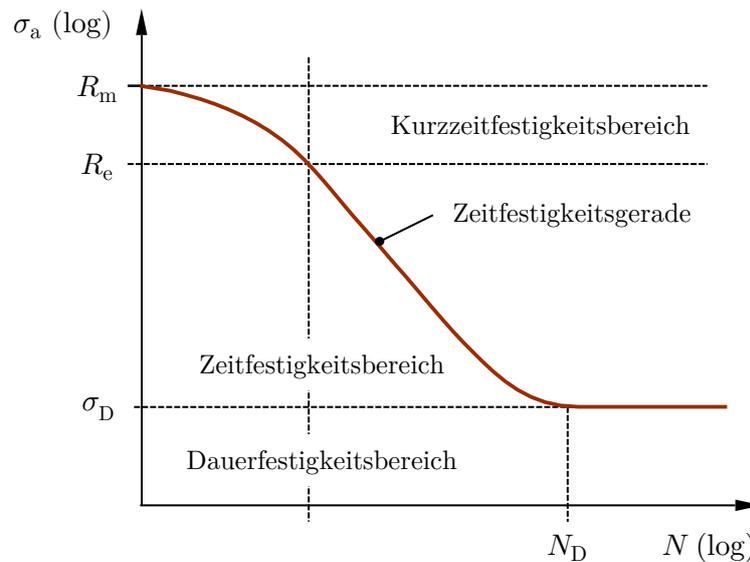


Abb. 3.3: Kennwerte und Bereiche einer (Spannungs)wöhlerlinie nach [92]

3.1.2 Zyklisches Werkstoffverhalten

Unter zyklischer Beanspruchung verformt sich ein Werkstoff bis zur erstmaligen Belastungsumkehr zunächst gemäß seiner statischen Spannungs-Dehnungs-Kurve. Nach dem Wechsel der Beanspruchungsrichtung kommt es (bei zuvor erfolgter plastischer Verformung) zur Ausbildung von Spannungs-Dehnungs-Hysteresen¹, die zur Charakterisierung des zyklischen Werkstoffverhaltens herangezogen werden. Für den Fall einer einachsigen spannungs- oder dehnungskontrollierten Beanspruchung lassen sich die Kennwerte der geschlossenen σ - ε -Hysteresen bzw. des zugehörigen Schwingspiels anhand ihrer Umkehrpunkte ermitteln, vgl. Abb. 3.4. Die (Gesamt)dehnungsamplitude ε_a entspricht der Summe aus elastischer $\varepsilon_{a,el}$ und plastischer Dehnungsamplitude $\varepsilon_{a,pl}$, wobei sich die elastische Dehnungsamplitude anhand von Spannungsamplitude σ_a und Elastizitätsmodul E schreiben lässt:

$$\varepsilon_a = \varepsilon_{a,el} + \varepsilon_{a,pl} = \frac{\sigma_a}{E} + \varepsilon_{a,pl} \quad (3.8)$$

Der (zyklische) Elastizitätsmodul lässt sich am aufsteigenden bzw. abfallenden Hysteresast ausgehend vom jeweiligen Umkehrpunkt ermitteln. Die Spannungs-Dehnungs-Antwort von Metallen kann sich während der zyklischen Beanspruchung ändern, was unter dem Begriff der zyklischen Ver- bzw. Entfestigung zusammengefasst wird. Das Verhalten ist abhängig vom Werkstoff(zustand) und der Beanspruchungsart und kann für den Fall einer dehnungskontrollierten Versuchsführung mit $R_\varepsilon = -1$ in Form der Wechselverformungskurve dargestellt werden. Nimmt die Spannungsamplitude mit steigender Schwingspielzahl zu, spricht man von zyklischer Verfestigung, vgl. Abb. 3.5 (a), wohingegen eine Abnahme der Spannungsamplitude gleichbedeutend mit der zyklischen Entfestigung des Werkstoffs ist, vgl. Abb. 3.5 (b). Begründen lassen sich die Phänomene durch akkumulierte Versetzungsbewegungen, durch die es bei zyklischer Beanspruchung

¹Kurzform: σ - ε -Hysteresen

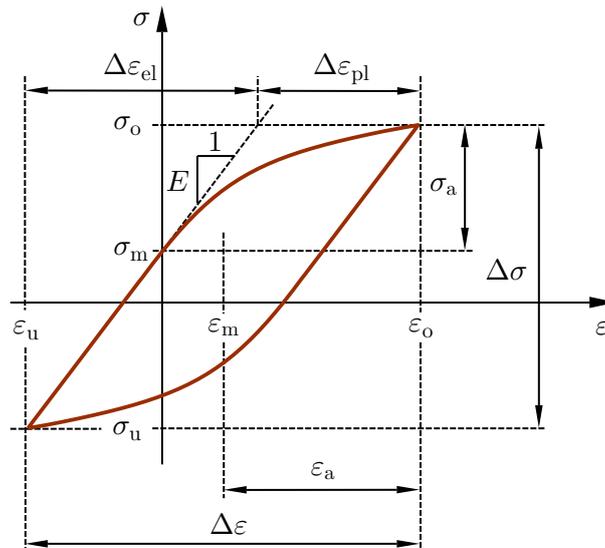


Abb. 3.4: Kenngrößen einer geschlossenen Spannungs-Dehnungs-Hysterese nach [164]

stets zur Bildung, Umgruppierung und Annihilation der Versetzungen kommt. Bei einer anfänglich niedrigen Versetzungsdichte führt dies üblicherweise zur Verfestigung, während eine hohe Versetzungsdichte, beispielsweise aufgrund vorausgehender Verformung des Werkstoffs, in einer Entfestigung resultiert. [95, 164, 201]

Bei spannungs- und dehnungskontrollierter Beanspruchung mit einer von Null verschiedenen Mittelspannung bzw. -dehnung kann es zudem zum Auftreten von zyklischem Kriechen bzw. zyklischer Mittelspannungsrelaxation kommen. Zyklisches Kriechen, auch Ratchetting genannt, äußert sich in einer Verschiebung der σ - ϵ -Hysteresen (Zunahme der Mitteldehnung) entlang der Dehnungsachse, welche unter anderem abhängig von der Beanspruchungshöhe und -vorgeschichte ist, vgl. Abb. 3.6 (a). Die Zunahme der Mitteldehnung kann kontinuierlich erfolgen oder nach einem Einspielvorgang zum Stillstand kommen. Im Fall der Mittelspannungsrelaxation kommt es zum zyklischen Abbau der ursprünglichen Mittelspannung, vgl. Abb. 3.6 (b). Je nach Größe der Dehnungsamplituden kann sich die Mittelspannung bereits nach wenigen Schwingspielen nahezu vollständig abbauen [38, 95]. Für Elektroblech konnte in [76] gezeigt werden, dass es beim Überschreiten der Fließgrenze unabhängig von der Höhe der plastischen Dehnungsamplitude (für $R_\epsilon = 0$) nach weniger als 25 Schwingspielen zum Abbau der Mittelspannung auf ein stabiles Niveau kommt. Bei einer (Gesamt)dehnungsamplitude $\epsilon_a = 0,8\%$ wurde dabei eine vollständige Mittelspannungsrelaxation nachgewiesen.

Die transienten Vorgänge werden bei der Beschreibung des zyklischen Werkstoffverhaltens in der Regel nicht berücksichtigt, da diese nicht nur vom Werkstoff(zustand), sondern auch vom vorliegenden Beanspruchungsfall abhängig sind. Eine allgemeingültige Erfassung, insbesondere für komplexere Lastabläufe als die reine spannungs- bzw. dehnungsgeregelte Beanspruchung, ist infolgedessen meist nicht möglich. Aufgrund der Tatsache, dass sich bei den meisten Metallen jedoch bereits nach ungefähr 5 bis 10% der Lebensdauer näherungsweise stabilisierte σ - ϵ -Hysteresen einstellen, erweist sich das Vernachlässigen des anfänglichen transienten Werkstoffverhaltens als unproblematisch. Das

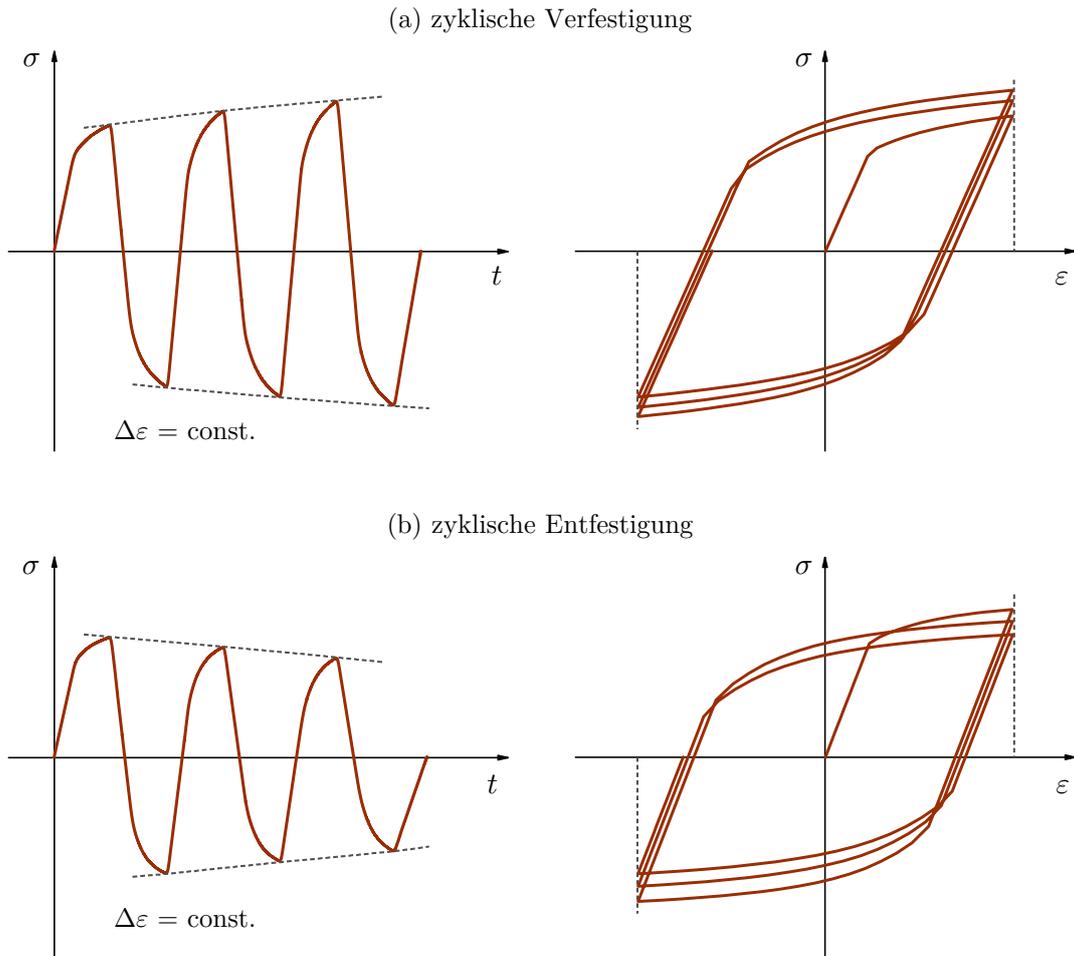


Abb. 3.5: Spannungs-Dehnungs-Antwort unter dehnungskontrollierter rein wechselnder Beanspruchung nach [117], (a) zyklische Verfestigung, (b) zyklische Entfestigung

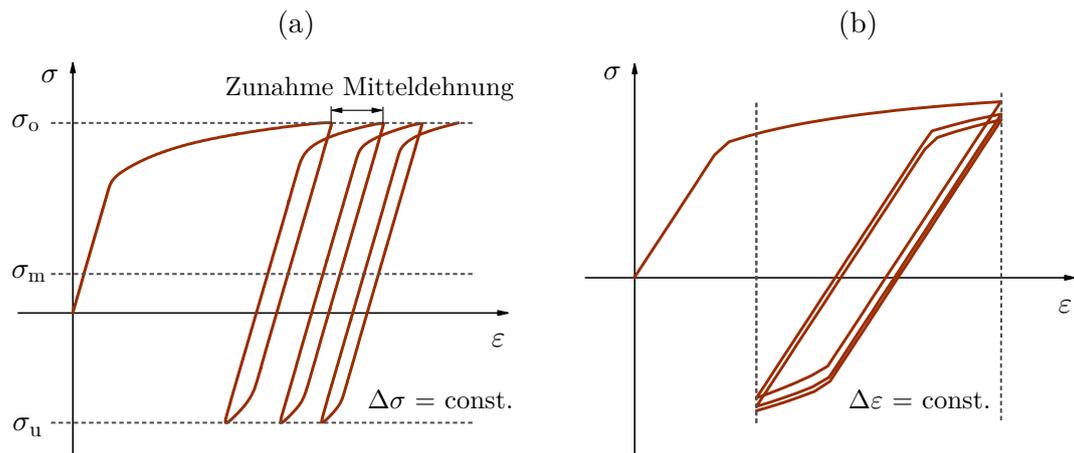


Abb. 3.6: Spannungs-Dehnungs-Antwort unter dem Einfluss einer von Null verschiedenen Mitteldehnung bzw. -spannung nach [117], (a) zyklisches Kriechen, (b) zyklische Mittelspannungsrelaxation

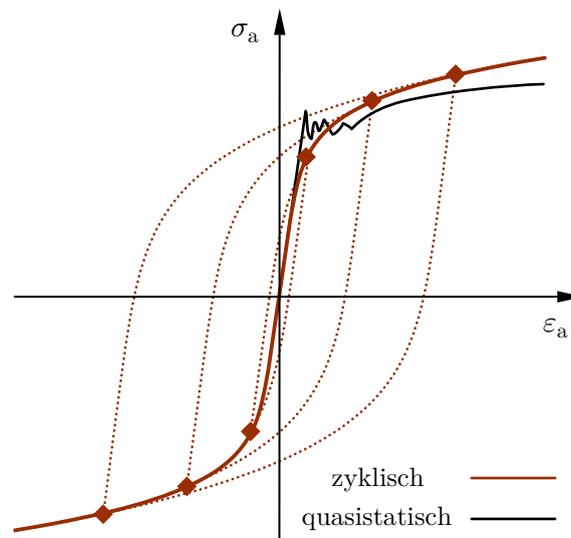


Abb. 3.7: Schematische Darstellung einer zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurve nach [164]

stabilisierte zyklische Werkstoffverhalten umfasst den größten Anteil an der Gesamtlebensdauer der Probe bzw. des Bauteils und wird üblicherweise ab Erreichen der halben Anrisschwingenspielzahl angenommen. Es wird in Form der zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurve (ZSD) dargestellt, die sich aus der Auftragung der Wertepaare $(\varepsilon_a, \sigma_a)$ der stabilisierten σ - ε -Hysteresen für unterschiedliche Beanspruchungshöhen unter rein wechselnder Beanspruchung ergibt, vgl. Abb. 3.7. Spannungs- und dehnungsgeregelte Beanspruchungen führen dabei näherungsweise zur gleichen ZSD. [38, 95, 175]

3.2 Einflussfaktoren auf die Schwingfestigkeit

Die Schwingfestigkeit und damit die ertragbare Schwingenspielzahl ist in erster Linie abhängig von den in Abschnitt 3.1.1 genannten Kenngrößen der zugrundeliegenden Schwingbeanspruchung. Schwingbeanspruchte Bauteile unterliegen zudem zahlreichen weiteren Einflussfaktoren, die die Schwingfestigkeit grundsätzlich positiv oder negativ beeinflussen können. In der Literatur erfolgt oftmals eine Einteilung in einzelne Einflussgruppen, wobei in der vorliegenden Arbeit zwischen Beanspruchung und Beanspruchbarkeit (werkstoff- bzw. bauteilbedingte Einflüsse) unterschieden wird. Bei Betrachtung der Beanspruchung müssen Einflussfaktoren wie die Mittelspannung, Beanspruchungszustand und Spannungsmehrachsigkeit, Reihenfolgeeffekte sowie Umgebungseinflüsse berücksichtigt werden. Werkstoff- und bauteilbedingte Einflüsse umfassen die werkstoffabhängigen Materialeigenschaften, die vorliegende Bauteilgeometrie und den Bearbeitungszustand, der aus den einzelnen Fertigungseinflüssen im Rahmen des Herstellungs- und Verarbeitungsprozesses resultiert.

3.2.1 Beanspruchung

Mittelspannungseinfluss

Die Mittelspannung hat einen wesentlichen Einfluss auf die Schwingfestigkeit von Metallen. So führen Zugmittelspannungen dazu, dass die ertragbaren Spannungs- und Dehnungsamplituden erniedrigt werden, wohingegen Druckmittelspannungen die Wöhlerlinie zu höheren ertragbaren Beanspruchungen verschieben. Der Zusammenhang zwischen der Mittelspannung und der Spannungsamplitude bzw. der Ober- und Unterspannung wird üblicherweise im Haigh- bzw. Smith-Diagramm grafisch aufgetragen. Zudem lässt sich der Mittelspannungseinfluss auch quantitativ durch die Mittelspannungsempfindlichkeit M nach Schütz [174] erfassen. Mit ihr wird das Absinken der dauerfest oder für eine konstante Schwingspielzahl im Zeitfestigkeitsbereich ertragbaren Spannungsamplitude zwischen reiner Wechselbeanspruchung $\sigma_{a,(R=-1)}$ und reiner Zugschwellbeanspruchung $\sigma_{a,(R=0)}$ beschrieben [159, 201]:

$$M = \frac{\sigma_{a,(R=-1)}}{\sigma_{a,(R=0)}} - 1 \quad (3.9)$$

Die Mittelspannungsempfindlichkeit ist eine werkstoffspezifische Größe und nimmt mit steigender Zugfestigkeit zu. Sie kann theoretisch Werte zwischen $0 \leq M \leq 1$ annehmen, wobei bei einem Wert $M = 0$ von einem mittelspannungsunempfindlichen Werkstoff gesprochen wird. In anderen Worten ist die ertragbare Spannungsamplitude unabhängig von der vorliegenden Mittelspannung. Für den Fall der höchsten Mittelspannungsempfindlichkeit $M = 1$ erweisen sich Mittelspannung und Spannungsamplitude als gleichermaßen schädigend. [159, 201]

Beanspruchungskonfiguration und -mehrachsigkeit

Unter dem Begriff der Beanspruchungskonfiguration werden im Folgenden Beanspruchungsart und -ort, die Richtung und Anzahl der angreifenden Lasten zusammengefasst. Die Art der Beanspruchung bestimmt die Spannungsverteilung im Bauteil bzw. der Probe und hat infolgedessen Einfluss auf die Lebensdauer. So ergeben sich unter axialer Beanspruchung glatter Proben mit einem homogenen Spannungszustand im Probenquerschnitt niedrigere ertragbare Schwingspielzahlen als unter Biegebeanspruchung, die zu einer inhomogenen (Normal)spannungsverteilung führt [201]. Je nach Beanspruchungskonfiguration kann es auch unter einachsiger Beanspruchung örtlich zu einem mehrachsigen Spannungszustand kommen. Darüber hinaus resultiert eine Überlagerung mehrerer angreifender Lasten häufig in einer Beanspruchungsmehrachsigkeit, wobei zwischen proportionalen und nichtproportionalen Beanspruchungsabläufen unterschieden wird. In der vorliegenden Arbeit werden lediglich mehrachsige proportionale Beanspruchungsabläufe betrachtet, die sich dadurch auszeichnen, dass die Hauptspannungsrichtungen zu jedem Zeitpunkt der zyklischen Beanspruchung körperfest und in ihrer Größe zeitlich verhältnismäßig sind [92]. Zur Berücksichtigung einer mehrachsigen proportionalen Beanspruchung haben sich für die Verwendung im Zeitfestigkeitsbereich geeignete Vergleichsspannungs- bzw. Vergleichsdehnungshypothesen bewährt.

Für den Fall von spannungs- bzw. dehnungsgeregelten Schwingfestigkeitsversuchen stellt sich zudem die Frage nach dem Einfluss der Zyklusform der Last-Zeit-Funktion und der Prüffrequenz. In Bezug auf die Prüffrequenz ist hinreichend bekannt, dass diese für

Stahl in einem weiten Bereich zwischen $1 \leq f \leq 10^3$ einen untergeordneten Einfluss auf die Schwingfestigkeit hat. Eine sich nach Prüfaufbau und Versuchsdurchführung geringfügig unterscheidende Prüffrequenz, wie dies bei verschiedenen Arbeiten [20, 45, 169] zur experimentellen Bestimmung der Schwingfestigkeit von Elektroblech der Fall ist, scheint daher unproblematisch. Des Weiteren führt die Wahl zwischen sinus-, dreieck- oder rechtecksförmiger Zyklenform in der Regel ebenfalls zu vergleichbaren Aussagen bei der Ermittlung der Schwingfestigkeit. [92, 159]

Reihenfolgeeinflüsse

Aufgrund von Reihenfolgeeinflüssen besteht ein Übertragbarkeitsproblem zwischen den Schwingfestigkeitswerten aus Einstufenversuchen mit konstanten Beanspruchungsamplituden und zufallsartigen Beanspruchungsabläufen bzw. Betriebslastfolgen [16, 104]. Sie haben ihre Ursache in der variablen Amplitudenfolge und Mittelspannungsänderung des zufallsartigen Beanspruchungsablaufs und beeinflussen die Schädigungswirkung sowie die (dauerfest) ertragbaren Schwingspielzahlen. Im Rahmen einer rechnerischen Lebensdauerabschätzung müssen die Reihenfolgeeinflüsse daher durch geeignete Maßnahmen bei der Bewertung der Schädigungswirkung erfasst werden. Für einstufige Schwingbeanspruchungen, wie sie Bestandteil dieser Arbeit sind, ist keine weitere Betrachtung der Reihenfolgeeinflüsse notwendig. [159, 176]

Umgebungseinflüsse

Die Schwingfestigkeit metallischer Werkstoffe ist im Allgemeinen stark abhängig von den vorherrschenden Umgebungseinflüssen. So bestimmt mitunter die Temperatur das zyklische Werkstoffverhalten, wobei eine Temperaturerhöhung in der Regel zu niedrigeren ertragbaren Beanspruchungsamplituden und einer Abnahme der Kerbempfindlichkeit führt. Mit steigender Temperatur wird darüber hinaus duktileres Verformungsverhalten begünstigt. Stark erhöhte Temperaturen können ein Kriechen des Werkstoffs verursachen, das eine Überlagerung von Ermüdungs- und Kriechschädigung zur Folge hat. Im Gegensatz dazu ist bei niedrigeren Temperaturen als der Raumtemperatur ein Anstieg der (Dauer)festigkeit zu beobachten. Gleichzeitig steigt jedoch auch die Kerbempfindlichkeit und damit die Bruchgefährdung durch sprödes Verformungsverhalten. Umgebungseinflüsse können auch in Form von (korrosiven) Medien zur Verminderung der Schwingfestigkeit führen. Mechanisch-(elektro-)chemische Vorgänge an der Bauteiloberfläche sorgen für eine deutliche Herabsetzung der Lebensdauer und üblicherweise zum Verlust des Dauerfestigkeitsbereichs. [159, 201]

3.2.2 Werkstoff und Bauteil

Werkstoffabhängige Materialeigenschaften

Die zugrundeliegende chemische Zusammensetzung, der Gefügestand, die Herstellungsart und die daraus resultierenden mechanischen Materialeigenschaften eines Werkstoffs bilden die Grundlage für dessen Schwingfestigkeitsverhalten. Im Allgemeinen ist ein Zusammenhang zwischen den (quasi)statischen und den zyklischen Werkstoffkennwerten zu erkennen. Insbesondere zwischen der Zugfestigkeit R_m und den Schwingfestigkeitskennwerten besteht eine klare Abhängigkeit, da bei Metallen in weiten Bereichen mit

steigender Zugfestigkeit auch eine Erhöhung der Schwingfestigkeit zu beobachten ist. Daneben bestimmt zusätzlich die Streck- bzw. Fließgrenze R_e des Werkstoffs die erreichbare Dauerfestigkeit. Herstellungsbedingt können unterschiedliche Werkstoffzustände innerhalb eines Bauteils vorliegen, die wiederum zu lokal unterschiedlichem (zyklischen) Werkstoffverhalten führen. [159, 175, 201]

Bauteilgeometrie bzw. -gestalt

Die Bauteilgeometrie bestimmt in erster Linie die örtlichen Beanspruchungsgrößen bzw. den Beanspruchungszustand, hervorgerufen durch die Kerbwirkung und den damit verbundenen Spannungsüberhöhungen. Scharf gekerbte Bauteile bzw. Proben können im Kerbgrund lokale plastische Verformungen erfahren. Ihre Wöhlerlinien verlaufen steiler als dies für den ungekerbten, glatten Zustand der Fall wäre, was grundsätzlich zu einer niedrigeren Zeit- bzw. Dauerfestigkeit führt. Zur Bewertung der Kerbwirkung wird die elastizitätstheoretische Kerbformzahl α_k als das Verhältnis der in der Kerbe auftretenden höchsten (Kerb)spannung σ_{\max} zur Nennspannung σ_{nenn} herangezogen [4, 151, 201]:

$$\alpha_k = \frac{\sigma_{\max}}{\sigma_{\text{nenn}}} \quad (3.10)$$

Neben der geometrischen Ausführung weist die Bauteilgröße ebenfalls einen Einfluss auf die Schwingfestigkeit auf, was als (nichtlokaler) Größeneinfluss bezeichnet wird. Dieser äußert sich mit zunehmenden Bauteilabmessungen in einer sinkenden Schwingfestigkeit und lässt sich im Wesentlichen durch statistische und spannungsmechanische Betrachtungen begründen. Genau wie die Reihenfolgeeffekte muss der Größeneinfluss bei der rechnerischen Abschätzung der Schwingfestigkeit in geeigneter Art und Weise mitberücksichtigt werden. [159, 175]

Bearbeitungszustand und Fertigungseinflüsse

Die Schwingfestigkeit von Bauteilen kann sich erheblich durch entstandene Fertigungseinflüsse ändern. Oftmals liegt ein komplexer Bearbeitungszustand vor, der sich durch die Oberflächenrauigkeit, Randschichtverfestigung, Eigenspannungen sowie weiterer technologischer (Größen)effekte wie Einschlüsse, Risse oder mikrostrukturelle Veränderungen charakterisieren lässt [159, 175]. Aus diesem Grund resultiert erneut ein Übertragbarkeitsproblem zwischen der Schwingfestigkeit des Werkstoffs (Probe) und des Bauteils [17, 104, 116]. Die einzelnen Fertigungseinflüsse sind oftmals eng miteinander verknüpft und eine Mechanistentrennung gestaltet sich schwierig. Ausgehend von der Bauteiloberfläche sind vor allem die Eigenspannungen und Randschichtverfestigung sowie in geringerem Umfang auch die Rauheit für die Verminderung der Bauteildauerfestigkeit verantwortlich [201, 209]. Andererseits lassen sich Druckeigenspannungen bzw. eine Steigerung der Randfestigkeit gezielt durch Verfahren wie Kugelstrahlen oder Festwalzen einbringen, um die Schwingfestigkeit des Bauteils zu erhöhen. Dabei ist zu beachten, dass sich der Bearbeitungszustand unter schwingender Beanspruchung ändern kann. Bei hohen Beanspruchungsamplituden kann es so beispielsweise zu einem nahezu vollständigen Abbau der Eigenspannungen innerhalb weniger Lastwechsel kommen. Zur Berücksichtigung des Bearbeitungszustands im rechnerischen Lebensdauernachweis sind insbesondere für den Dauerfestigkeitsbereich verschiedene Modelle abgeleitet worden, mit denen die Beanspruchbarkeit des Werkstoffs entsprechend angepasst werden kann, s. Abschnitt 3.4.3.

3.3 Schwingfestigkeit von Elektroblech

Für Elektroblech sind die grundlegenden Verformungs- und Versagensvorgänge unter mechanischer Beanspruchung in verschiedenen Arbeiten genauer untersucht worden. Sowohl für quasistatische als auch zyklische Beanspruchungsfälle lässt sich hierbei festhalten, dass Elektroblech ein charakteristisches Versagensverhalten aufweist, welches sich von gängigen Stahlsorten unterscheidet [20, 86]. In [22] wurde die Ausbildung von Ermüdungsgleitbändern unterschiedlicher Eisen-Silizium-Legierungen analysiert, mit der Erkenntnis, dass ein zunehmender Anteil an Silizium die Quergleitfähigkeit der Versetzungen behindert. Des Weiteren sind in [46, 82, 169, 170] die Anrissbildung und Rissausbreitung unterschiedlicher Eisen-Silizium-Legierungen betrachtet worden, die in Abhängigkeit des Siliziumgehalts sowie der betrachteten Beanspruchungsamplitude inter- oder transkristallin ausgeprägt sein können. Trotz des abweichenden Verformungsverhaltens und der charakteristischen Versagensmechanismen ist eine richtlinienbasierte rechnerische Abschätzung der Dauerfestigkeit von Elektroblech unter werkstoffgruppenspezifischen Annahmen für Stahl prinzipiell möglich und führt, wie in [77, 198] beschrieben, zu Ergebnissen, die näherungsweise mit experimentell bestimmten mittleren Dauerfestigkeitswerten übereinstimmen.

In Bezug auf die mit dem Herstellungs- und Verarbeitungsprozess einhergehende Veränderung der mechanischen Materialeigenschaften bzw. der Schwingfestigkeit des Elektroblechs ist der Einfluss des Scherschneidens in mehreren Arbeiten untersucht worden. Mittels schergeschnittener Proben erfolgen oftmals Schwingfestigkeitsversuche im Zeit- bzw. Dauerfestigkeitsbereich [21, 45, 91, 170, 198], die der Beurteilung der festigkeitsmindernden Wirkung der Schnittkante dienen. In diesem Zusammenhang werden zumeist die Oberflächentopographie, Eigenspannungen und die resultierende Kaltverfestigung charakterisiert und hinsichtlich ihres Schädigungsbeitrags bewertet [21, 45–47]. Je nachdem welche Schneidparameter vorliegen, wird der Werkstoff und damit die Schwingfestigkeit unterschiedlich stark beeinflusst [84].

Die Simulation des mechanischen Werkstoffverhaltens und der rechnerische Lebensdauernachweis von Elektroblech können einzelnen wenigen Arbeiten [45, 48, 169, 170] entnommen werden. In [169, 170] wird der Zusammenhang zwischen den Spannungen und Dehnungen mithilfe eines elastisch-plastischen Materialmodells hergestellt und die maximale lokale Dehnung ungekerbter bzw. gekerbter Flachproben anhand von Finite-Elemente-(FE)-Berechnungen bestimmt. Im Rahmen einer anschließenden Schädigungsbewertung erfolgt sodann die Berechnung zugehöriger Schwingspielzahlen auf der Grundlage der zuvor ermittelten plastischen Dehnungswöhlerlinie. Die fertigungsbedingte Beeinflussung der Schwingfestigkeit infolge des Scherschneidens und die richtungsabhängigen Materialeigenschaften des Elektroblechs längs und quer zur Walzrichtung bleiben dabei jedoch unberücksichtigt. Ein Ansatz zur rechnerischen Bewertung scherschneidbedingter Oberflächendefekte in Bezug auf die Schwingfestigkeit von Elektroblech findet sich in [45, 48]. Basierend auf der Berechnung lokaler bzw. nichtlokaler Ermüdungskriterien wird hierbei die Schwingfestigkeit, insbesondere unter der Annahme linear-elastischen Werkstoffverhaltens, tendenziell überschätzt [45]. Weitere Arbeiten [21, 114] befassen sich darüber hinaus mit der mikromechanischen Simulation des Elektroblechs, wobei der Fokus auf der Modellierung der Verformungsvorgänge und Versagensmechanismen liegt.

3.4 Rechnerische Lebensdauerabschätzung nach dem örtlichen Konzept

Es gibt mehrere Methoden die rechnerische Abschätzung der Schwingfestigkeit bzw. einen Lebensdauernachweis durchzuführen. Häufig stellen Berechnungsrichtlinien [73–75] den geltenden Stand der Technik für die praxisnahe Auslegung von schwingbeanspruchten Bauteilen und Komponenten dar, welche auf eigenständigen Berechnungskonzepten basieren. Die Konzepte weisen unterschiedliche Vor- und Nachteile auf und müssen unter Berücksichtigung der vorliegenden Randbedingungen des zu führenden Lebensdauernachweises abgewägt werden. Dazu zählen unter anderem der rechnerische Aufwand bzw. die Komplexität des Nachweisverfahrens, geltende Einschränkungen sowie Anforderungen an die Auslegung des betrachteten Bauteils. Eine klare Abgrenzung ist je nach Anwendungsfall nicht immer gegeben. In der Literatur erfolgt zumeist eine Einteilung nach den zugrundeliegenden Beanspruchungsgrößen in die folgenden Konzepte und Konzeptvarianten [159, 175, 182]:

- Nennspannungskonzept
- Strukturspannungskonzept
- Konzept der örtlich elastischen Beanspruchungen²
- Örtliches Konzept³
- Bruchmechanik- oder Rissfortschrittskonzept

Zur betriebsfesten Auslegung des Rotors einer elektrischen Antriebsmaschine existiert bislang keine einheitliche Vorgehensweise, s. Abschnitt 2.1.2. Hinsichtlich des Betriebsverhaltens und den resultierenden Anforderungen an den Rotor erfolgt die (rechnerische) Bauteilauslegung im Zeitfestigkeitsbereich auf $1 \cdot 10^5$ bis $5 \cdot 10^5$ Lastwechsel [119]. Ein Lastwechsel entspricht dabei typischerweise einer Beanspruchung zwischen zwei definierten Drehzahlgrenzen, die beispielsweise durch den stillstehenden Rotor und die Nenndrehzahl der Antriebsmaschine festgelegt sind. Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wird die Schwingfestigkeit von Elektroblech anhand des örtlichen Konzepts bewertet, da es sich insbesondere für den rechnerischen Lebensdauernachweis im Zeit- und Kurzzeitfestigkeitsbereich eignet. Die nachfolgende Einführung in das örtliche Konzept umfasst zunächst eine Abgrenzung zu anderen Nachweisverfahren. Im Anschluss daran wird die grundsätzliche Vorgehensweise vorgestellt und genauer auf die Erfassung von Bauteil- und Fertigungseinflüssen eingegangen.

3.4.1 Abgrenzung zu anderen Nachweisverfahren

Die Entscheidung zugunsten des örtlichen Konzepts lässt sich durch die Abgrenzung zu anderen Nachweisverfahren begründen. Dem *Nennspannungskonzept* liegt die Definition einer Nennspannung im für den Nachweis relevanten Bauteilquerschnitt zugrunde. Zur Beschreibung der Beanspruchbarkeit werden Nennspannungswöhlerlinien für das Bauteil ermittelt oder näherungsweise abgeschätzt, welche die Grundlage für eine anschließende Schädigungsrechnung bzw. Schadensakkumulation bilden. Gerade bei den komplexen

²Auch als Kerbspannungskonzept bezeichnet

³Auch als Kerbgrund- oder Kerbdehnungskonzept bezeichnet

Geometrien der Rotorblechschnitte, vgl. Abb. 2.1 (b), erweist sich das Nennspannungskonzept als nicht zielführend, da die Festlegung einer Nennbeanspruchung bzw. eines Bezugsquerschnitts nicht immer möglich ist oder bei großer Formvielfalt zu einem unverhältnismäßigen Aufwand führt [182, 209]. Aufgrund der bauteilbezogenen Ermittlung der Nennspannungswöhlerlinien werden Fertigungs- und Größeneinflüsse direkt mitberücksichtigt. Dadurch kann prinzipiell eine gute Treffsicherheit des Lebensdauernachweises erreicht werden, der jedoch ein erhöhter experimenteller Aufwand entgegensteht.

Das *Strukturspannungskonzept* ist ursprünglich für geschweißte Konstruktionen entwickelt worden und weist starke Ähnlichkeiten mit dem Nennspannungskonzept auf. Anstelle von Nennspannungen werden sogenannte Strukturspannungen am versagenskritischen Ort des Bauteils mittels höherer Tragwerkstheorien, wie der Platten-, Scheiben- und Schalentheorie berechnet. Dabei handelt es sich um extrapolierte Spannungs- bzw. Dehnungsverteilungen (außerhalb der Schweißnaht), die auf der Basis einer Strukturspannungswöhlerlinie bewertet werden [182]. Einzelheiten zur Anwendung des Strukturspannungskonzepts können Richtlinien zur Berechnung von Schweißverbindungen [67, 103] entnommen werden. [119, 159, 175]

Im Gegensatz zum Nennspannungs- und Strukturspannungskonzept basiert das *Konzept der örtlichen elastischen Beanspruchungen* auf elastizitätstheoretisch berechneten örtlichen Spannungen, die für den versagenskritischen Ort des Bauteils unter Berücksichtigung der Kerbwirkung bzw. der Kerbformzahl ermittelt werden. Dadurch lässt sich das Konzept auch für Fälle anwenden, in denen keine Nennspannungen definiert werden können. Grundsätzlich werden die rechnerischen örtlichen Spannungen der Wechselfestigkeit des Werkstoffs unter Berücksichtigung vorhandener Bauteil- und Größeneinflüsse gegenübergestellt. Die Wechselfestigkeit (Dauerfestigkeit bei einer definierten Grenzwahlspielzahl $N_D > 10^6$ unter rein wechselnder Beanspruchung) kann anhand von Werkstoffproben ermittelt oder alternativ mit geeigneten Verfahren abgeschätzt werden. Im Vergleich zur experimentellen Ermittlung von Bauteilwöhlerlinien lässt sich der versuchstechnische Aufwand somit deutlich reduzieren. Die unter der Annahme linear-elastischen Werkstoffverhaltens ermittelte Bauteildauerfestigkeit kann für eine anschließende Bewertung der Schwingfestigkeit im Zeitfestigkeitsbereich über das Nennspannungskonzept angenähert werden. Das beschriebene Kerbspannungskonzept wird unter anderem von der FKM-Richtlinie „Rechnerischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile“ [75] aufgegriffen. Da die Treffsicherheit des Konzepts für hohe Beanspruchungen mit nicht zu vernachlässigenden plastischen Verformungsanteilen sinkt, wird die Anwendung erst ab erwarteten Bauteillebensdauern von 10^4 Schwingspielen empfohlen. [119, 159, 175]

Das *örtliche Konzept* ist als eine kerbmechanische Erweiterung des Kerbspannungskonzepts von der Dauerfestigkeit auf den Bereich der (Kurz)zeitfestigkeit zu sehen. Die tatsächlich vorliegenden örtlichen Beanspruchungs- und Versagensvorgänge im Kerbgrund werden anhand von elastisch-plastischen Kerbdehnungen modellhaft abgebildet und rechnerisch erfasst. Dadurch lässt sich die Schwingfestigkeit gekerbter Bauteile im Rahmen eines rechnerischen Lebensdauernachweises bis zum technischen Anriss bewerten, der das Versagenkriterium darstellt. Das zyklische elastisch-plastische Werkstoffverhalten wird experimentell ermittelt oder rechnerisch abgeschätzt und anschließend analytisch beschrieben. Es wird von der Vorstellung ausgegangen, dass sich der Werkstoff am versagenskritischen Ort des gekerbten Bauteils hinsichtlich der Verformungs-

und Versagensvorgänge analog zur ungekerbten Werkstoffprobe verhält. Bauteil- und Größeneinflüsse müssen folglich mitberücksichtigt werden, um das bereits beschriebene Übertragbarkeitsproblem zwischen Werkstoff und Bauteil zu adressieren, s. Abschnitt 3.2.2. Die elastisch-plastische Kerbgrundbeanspruchung bzw. die daraus resultierenden Spannungs-Dehnungs-Pfade werden bezüglich ihrer Schädigungswirkung bewertet und der Schwingfestigkeit der ungekerbten Werkstoffprobe gegenübergestellt, wodurch eine zugehörige Anrisschwingenspielzahl ermittelt wird. Durch eine anschließende Rissfortschrittsrechnung ist es möglich, den Nachweis auf das Versagenskriterium Bruch zu erweitern. Das örtliche Konzept vereint die Vorteile eines verhältnismäßig geringen experimentellen Aufwands mit der Möglichkeit, die tatsächliche elastisch-plastische Beanspruchung im Kerbgrund modellhaft abzubilden und zu erfassen, was letztlich trotz des vergleichsweise höheren rechnerischen Aufwands die Konzeptentscheidung begründet. Es findet seit der Veröffentlichung im Jahr 2019 Anwendung in der FKM-Richtlinie „Rechnerischer Festigkeitsnachweis unter expliziter Erfassung nichtlinearen Werkstoffverformungsverhaltens“ [74]. [119, 159, 175]

Das *Bruchmechanikkonzept* nimmt verglichen mit den bisher beschriebenen Nachweisverfahren eine eigene Stellung unter den vorgestellten Nachweisverfahren ein [119]. Es werden keine Beanspruchungsgrößen im eigentlichen Sinne, sondern das durch die zyklische Beanspruchung verursachte stabile Risswachstum ermittelt. Am versagenskritischen Ort des Bauteils wird ein Anriss mit definierter Anrisslänge angenommen und die Rissfortschrittslebensdauer bis zu einer kritischen Endgröße rechnerisch bestimmt. Die schädigende Wirkung des Risses wird anhand von Rissöffnungs- und Rissschließlasten charakterisiert, mit denen im Anschluss bruchmechanisch basierte Spannungsintensitätsfaktoren berechnet werden. Die zu Beginn angenommene Anrisslänge hat dabei einen wesentlichen Einfluss auf das Ergebnis der Rissfortschrittslebensdauer. Da die Lebensdauer bis zum Anriss üblicherweise den Großteil der Gesamtlebensdauer ausmacht, eignet sich das Bruchmechanikkonzept insbesondere zur Berechnung von Restlebensdauern bzw. zur Bewertung von Fertigungsfehlern. Es findet sich ebenfalls in Berechnungsrichtlinien wie der FKM-Richtlinie „Bruchmechanischer Festigkeitsnachweis“ [73] wieder. [159, 175]

3.4.2 Vorgehensweise und Ablauf

Das Nachweisverfahren nach dem örtlichen Konzept zur Ermittlung einer Anrisslebensdauer umfasst mehrere Teilaufgaben und Module, vgl. Abb. 3.8. Wie bereits erwähnt, werden auf der Grundlage des elastisch-plastischen Werkstoffverhaltens örtliche Spannungen und Dehnungen am versagenskritischen Ort des Bauteils bestimmt und den örtlich ertragbaren Spannungen und Dehnungen gegenübergestellt. Zunächst müssen Eingabedaten bereitgestellt werden, welche unter anderem die Bauteilgeometrie und Beanspruchungskonfiguration umfassen. Die Beanspruchungskonfiguration beinhaltet wiederum die einwirkenden Lasten und Last-Zeit-Folge der Schwingbeanspruchung. Zur Beschreibung der Beanspruchbarkeit des Werkstoffs werden die DWL und ZSD herangezogen, welche analytisch durch die zyklischen Werkstoffkennwerten beschrieben werden. Der mit der DWL gegebene Zusammenhang zwischen (Gesamt)dehnungsamplitude ε_a und Anrisschwingenspielzahl N kann dabei durch den Ansatz nach Manson, Coffin und Morrow [41, 137, 145] beschrieben werden [119, 207]:

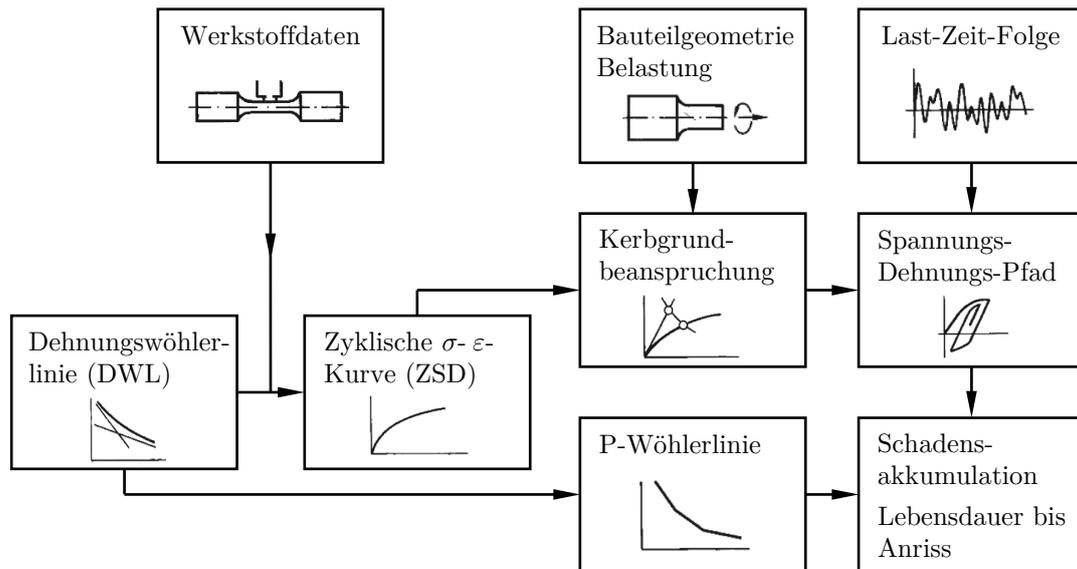


Abb. 3.8: Ablauf des Ermüdungsfestigkeitsnachweises nach dem örtlichen Konzept [159]

$$\varepsilon_a = \varepsilon_{a,el} + \varepsilon_{a,pl} = \frac{\sigma'_f}{E} \cdot (2N)^b + \varepsilon'_f \cdot (2N)^c \quad \text{für } N \leq N_D \quad (3.11)$$

Die DWL lässt sich gemäß Gl. (3.11) durch einen elastischen $\varepsilon_{a,el}$ und einen plastischen Dehnungsanteil $\varepsilon_{a,pl}$ darstellen, vgl. Abb. 3.9. Der zyklische Schwingfestigkeits- b und Duktilitätsexponent c legen die Steigung des elastischen bzw. plastischen Anteils oberhalb der Dauerfestigkeit fest. Zudem gehen mit dem zyklischen Schwingfestigkeits- σ'_f und dem zyklischen Duktilitätskoeffizient ε'_f zur Festlegung der Stützstellen der DWL bei einer Schwingspielzahl von $N = 0,5$ sowie dem Elastizitätsmodul E des Werkstoffs weitere werkstoffabhängige Größen in die Gleichung ein. Hierbei kann grundsätzlich auf den statischen oder zyklischen Elastizitätsmodul, der an der geschlossenen Hysterese ermittelt wird, zurückgegriffen werden, s. Abschnitt 3.1.2. Die ZSD und damit der Zusammenhang zwischen der Spannungs- σ_a und Dehnungsamplitude ε_a , vgl. Abb. 3.7, lässt sich über den Ansatz nach Ramberg und Osgood [160] für zyklisch stabilisiertes Werkstoffverhalten mittels zyklischem Verfestigungskoeffizienten K' und -exponenten n' ausdrücken [119, 207]:

$$\varepsilon_a = \frac{\sigma_a}{E} + \left(\frac{\sigma_a}{K'} \right)^{\frac{1}{n'}} \quad (3.12)$$

Bei den zu verwendenden Spannungs- bzw. Dehnungsamplituden in Gl. (3.11) und Gl. (3.12) handelt es sich um die wahre Spannung und wahre (logarithmische) Dehnung. Die zyklischen Kennwerte der DWL und der ZSD sind nicht unabhängig voneinander, da zwischen den beiden Kurven ein Zusammenhang besteht, der über die sogenannten Kompatibilitätsbedingungen zum Ausdruck gebracht werden kann [119, 207]:

$$n' = \frac{b}{c} \quad (3.13)$$

$$K' = \frac{\sigma'_f}{\varepsilon'^{n'}} \quad (3.14)$$

oder analytisch anhand von Kerbnäherungsverfahren ermittelt. Im Rahmen der analytischen Abschätzung wird dabei häufig auf die Ansätze nach Neuber [149] bzw. Seeger und Beste [18] zurückgegriffen. [119, 175]

Der Einfluss eines mehrachsigen (proportionalen) Spannungszustands im Kerbgrund kann über geeignete Vergleichsspannungs- bzw. Vergleichsdehnungshypothesen erfolgen. Ursprünglich für (quasi)statische Beanspruchungen konzipiert, lassen sich die zugrundeliegenden Festigkeitshypothesen sinngemäß auch auf eine schwingende Beanspruchung übertragen. Zur Bildung einer Vergleichsspannung σ_v werden vorzugsweise die Gestaltänderungsenergiehypothese nach Gl. (3.16) und die Normalspannungshypothese nach Gl. (3.17) herangezogen [92, 159, 209]:

$$\sigma_v = \sqrt{\frac{1}{2} [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]} \quad (3.16)$$

$$\sigma_v = \max(|\sigma_1|, |\sigma_2|, |\sigma_3|) \quad (3.17)$$

Die Gestaltänderungsenergiehypothese findet vor allem Verwendung bei duktilen Werkstoffen, deren Rissentstehung stark durch plastische Gleitvorgänge bzw. Versetzungsbebewegungen geprägt ist. Hingegen empfiehlt sich die Normalspannungshypothese insbesondere bei Werkstoffen, die sich spröde verhalten und bei denen davon ausgegangen werden kann, dass Schwinganrisse an Fehlstellen beginnen [92, 209]. Die Vergleichsdehnungen werden aus den entsprechenden Festigkeitshypothesen abgeleitet und ermöglichen die Erfassung des elastisch-plastischen mehrachsigen Dehnungszustands im (Kurz)zeitfestigkeitsbereich. Zum Einsatz kommen die Vergleichsdehnungen ε_v nach der Oktaederscherdehnungshypothese für duktile Werkstoffe gemäß Gl. (3.18) und der Normaldehnungshypothese für spröde Werkstoffe gemäß Gl. (3.19) [159, 191]:

$$\varepsilon_v = \frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{(\varepsilon_1 - \varepsilon_2)^2 + (\varepsilon_2 - \varepsilon_3)^2 + (\varepsilon_3 - \varepsilon_1)^2} \quad (3.18)$$

$$\varepsilon_v = \max(|\varepsilon_1|, |\varepsilon_2|, |\varepsilon_3|) \quad (3.19)$$

Um einen möglichen Mittelspannungseinfluss der Last-Zeit-Folge im Nachweisverfahren berücksichtigen zu können, werden sogenannte Mittelspannungs- oder Schädigungsparameter formuliert. In diesem Zusammenhang wird aus der DWL nach Gl. (3.11), mit der die Beziehung zwischen der Dehnungsamplitude und Anrisschwingenspielzahl für eine rein wechselnde Beanspruchung gegeben ist, eine Schädigungsparameter-Wöhlerlinie (P -Wöhlerlinie) abgeleitet [175, 207]. Dadurch kann der schädigungsrelevante Beanspruchungszustand einer σ - ε -Hysterese mit beliebiger Mittelspannung erfasst und auf schädigungsgleiche, mittelspannungsfreie Schwingspiele umbewertet werden. Ein häufig verwendeter Ansatz ist der Schädigungsparameter P_{SWT} nach Smith, Watson und Topper [181], mit dem das Produkt aus Oberspannung σ_o und Dehnungsamplitude ε_a einer geschlossenen Hysterese als schädigungsrelevant erfasst wird [159]. Die zugehörige P -Wöhlerlinie lässt sich durch Einsetzen von Gl. (3.11) in Gl. (3.20) für $\sigma_m = 0$ und den Zusammenhang $\sigma_a = E \cdot \varepsilon_{a,\text{el}} = \sigma'_f \cdot (2N)^b$ gewinnen [175]:

$$P_{\text{SWT}} = \sqrt{(\sigma_a + \sigma_m) \cdot \varepsilon_a \cdot E} \quad (3.20)$$

$$P_{\text{SWT}} = \sqrt{\sigma'_f{}^2 \cdot (2N)^{2b} + \sigma'_f \cdot \varepsilon'_f \cdot E \cdot (2N)^{b+c}} \quad (3.21)$$

Mit dem auf der bruchmechanischen Betrachtung kurzer Risse basierenden Schädigungsparameter P_J nach Vormwald [204] wird der schädigungsrelevante Beanspruchungszustand der σ - ε -Hysterese auf Basis von Rissöffnungs- und Risschließeffekten beschrieben, was die gleichzeitige Erfassung von Mittelspannungs- und Reihenfolgeeffekten der Last-Zeit-Folge ermöglicht. Anhand der Kenngrößen der Umkehrpunkte der σ - ε -Hysteresen werden die Rissöffnungs- σ_{op} und Risschließspannung σ_{cl} bzw. die Rissöffnungs- ε_{op} und Risschließdehnung ε_{cl} bestimmt, aus denen im Anschluss die effektive Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma_{eff}$ und plastische Dehnungsschwingbreite $\Delta\varepsilon_{pl,eff}$ berechnet werden können. Der Schädigungsparameter P_J und die effektiven Schwingbreiten lassen sich wie folgt darstellen [92, 204]:

$$P_J = 1,24 \cdot \frac{\Delta\sigma_{eff}^2}{E} + \frac{1,02}{\sqrt{n'}} \cdot \Delta\sigma_{eff} \cdot \Delta\varepsilon_{pl,eff} \quad (3.22)$$

$$\Delta\sigma_{eff} = \sigma_o - \sigma_{cl} \quad (3.23)$$

$$\Delta\varepsilon_{pl,eff} = \Delta\varepsilon_{eff} - \frac{\Delta\sigma_{eff}}{E} = \varepsilon_o - \varepsilon_{cl} - \frac{\Delta\sigma_{eff}}{E} \quad (3.24)$$

Die detaillierte Vorgehensweise zur Berechnung der einzelnen Größen des Schädigungsparameters P_J ist für den Fall einer einstufigen Beanspruchung Anhang A zu entnehmen. Im Gegensatz zum Schädigungsparameter P_{SWT} kann die P_J -Wöhlerlinie nicht direkt aus der DWL abgeleitet werden. Aus diesem Grund werden zunächst aus den Spannungs- und Dehnungswerten der durchgeführten Einstufenversuche sowie den dabei ermittelten Anrisschwingspielzahlen jeweils P_J -Werte bestimmt, mit denen sich in einer anschließenden Regressionsrechnung der Lageparameter Q und der Exponent m_J der P_J -Wöhlerlinie ergeben [204, 207]. Liegen keine Einstufenversuche vor oder werden die zyklischen Werkstoffkennwerte rechnerisch abgeschätzt, können der Arbeit [207] Empfehlungen zur Vorgehensweise bei der Ermittlung der Parameter entnommen werden. Die P_J -Wöhlerlinie wird gemäß Gl. (3.25) dargestellt, wodurch sich in doppellogarithmischer Auftragung ein linearer Verlauf ergibt [207]:

$$P_J^{m_J} \cdot N = Q \quad (3.25)$$

Mit den Schädigungsparametern P_{RAM} und P_{RAJ} wurden die Ansätze nach Smith, Watson und Topper bzw. Vormwald weiterentwickelt, um den werkstoffabhängigen Mittelspannungseinfluss berücksichtigen zu können [70]. Die Mittelspannungsempfindlichkeit M nach Gl. (3.9) wird dabei mithilfe der Materialkennwerte a_M und b_M sowie der Zugfestigkeit R_m des Werkstoffs abgeschätzt. Für die Werkstoffgruppe Stahl kann $a_M = 0,35$ und $b_M = -0,1$ angenommen werden [70, 75]:

$$M = a_M \cdot 10^{-3} \cdot R_m \frac{1}{\text{MPa}} + b_M \quad (3.26)$$

Anschließend werden in Abhängigkeit der Mittelspannung des betrachteten Schwingspiels und der abgeschätzten Mittelspannungsempfindlichkeit M der Mittelspannungsfaktor k_M für P_{RAM} bzw. A_m für P_{RAJ} berechnet. Der Berechnungsablauf und die Berücksichtigung der jeweiligen Mittelspannungsfaktoren bei der Bestimmung der entsprechenden Schädigungsparameter kann Anhang B entnommen werden. Die modifizierten Schädigungsparameter werden mit denselben P -Wöhlerlinien verwendet, die auch den ursprünglichen Ansätzen zugrunde liegen [70, 207]. Im Fall des Schädigungsparameters

P_{RAM} wird der Verlauf der zugehörigen P_{RAM} -Wöhlerlinie nach Gl. (3.21) abschnittsweise über einen (bezogen auf die doppellogarithmische Auftragung) bilinearen Ansatz mit den Exponenten $k_{\text{RAM},1}$ und $k_{\text{RAM},2}$ zur Festlegung der Neigung sowie den Lageparametern $C_{\text{RAM},1}$ und $C_{\text{RAM},2}$ angenähert [70, 74]:

$$N = \begin{cases} C_{\text{RAM},1} \cdot (P_{\text{RAM}})^{-k_{\text{RAM},1}} & \text{für } N \leq 10^3 \\ C_{\text{RAM},2} \cdot (P_{\text{RAM}})^{-k_{\text{RAM},2}} & \text{für } N > 10^3 \end{cases} \quad (3.27)$$

Abschließend erfolgt die eigentliche Schädigungs- bzw. Schadensakkumulationsrechnung des Nachweisverfahrens. Die vorgegebene Last-Zeit-Folge wird von Umkehrpunkt zu Umkehrpunkt abgearbeitet und die dabei auftretenden Schwingspiele durch Anwendung des Rainflow HCM-Algorithmus [40] gezählt. Daraus folgen die geschlossenen σ - ε -Hysteresen mit den zugehörigen Spannungs- und Dehnungswerten an den Umkehrpunkten, die zur Berechnung des zugehörigen Schädigungsparameterwerts herangezogen werden. Mit den P -Wöhlerlinien lässt sich diesem in einem darauffolgenden Schritt eine Anrisschwingspielzahl zuordnen. Mittels einer Schadensakkumulationshypothese (nach der Miner-Regel) werden die Schädigungsbeiträge der gezählten σ - ε -Hysteresen aufaddiert und so die Bauteillebensdauer bis zum technischen Anriss bestimmt. Liegt eine einstufige Beanspruchung vor, kann auf die Schadensakkumulation verzichtet werden und die Anrisschwingspielzahl lässt sich direkt aus der P -Wöhlerlinie folgern. Das Ergebnis des Lebensdauernachweises ist gültig für eine mittlere Überlebenswahrscheinlichkeit $P_{\text{Ü}} = 50\%$ des Bauteils. Falls unterschiedliche Überlebenswahrscheinlichkeiten bzw. Streuungen auf der Beanspruchungsseite berücksichtigt werden sollen, ist dies über Sicherheitsfaktoren möglich [74]. Tiefgreifendere Informationen zu den einzelnen Modulen des örtlichen Konzepts können der Literatur [92, 175, 201] entnommen werden. [119, 175]

3.4.3 Erfassung von Bauteil- und Fertigungseinflüssen

Nichtlokale Bauteil- bzw. Größeneinflüsse werden im Rahmen des örtlichen Konzepts über eine Stützzahl n_k erfasst und aufseiten der P -Wöhlerlinie berücksichtigt, die dadurch in der Regel zu höheren Beanspruchungen verschoben wird. Die Tatsache, dass das Bauteil nicht in dem Maße der im Kerbgrund wirkenden linear-elastischen Spannungsüberhöhung beansprucht wird, lässt sich auf eine mikrostrukturelle Stützwirkung des Werkstoffs zurückführen [92, 159]. Die maximale Kerbspannung kommt aufgrund des angrenzenden, weniger hoch beanspruchten Werkstoffbereichs nicht vollständig zur Wirkung, was sich unter anderem durch spannungsmechanische Betrachtungen begründen lässt. Die Stützzahl n_k kann über das Verhältnis von Kerbformzahl α_k und Kerbwirkungszahl β_k ausgedrückt werden [92]:

$$n_k = \frac{\alpha_k}{\beta_k} \quad (3.28)$$

wobei für die Kerbwirkungszahl β_k mit der Dauerfestigkeit der ungekerbten Probe $\sigma_{\text{D},\alpha=1}$ und der gekerbten Probe $\sigma_{\text{D},\alpha>1}$ gilt:

$$\beta_k = \frac{\sigma_{\text{D},\alpha=1}}{\sigma_{\text{D},\alpha>1}} \quad (3.29)$$

Die Stützzahl ist insbesondere abhängig vom Werkstoff, der Beanspruchung, dem betrachteten Kerbradius und der Bauteilgröße [92, 201]. Zur rechnerischen Abschätzung stehen unterschiedliche spannungsmechanische bzw. statistische Ansätze zur Auswahl, wobei in der Literatur [131, 200] meist die Mikro- und Makrostützwirkung nach Neuber [150], das Stützwirkungsmodell nach Siebel und Stieler [178] und das statistische Fehlstellenmodell nach Heckel und Böhm [23, 96] herausgestellt werden. Den statistischen Modellvorstellungen liegen Betrachtungen zugrunde, die von einer statistischen Fehlstellenverteilung im Werkstoff ausgehen [92]. Mit zunehmendem hochbeanspruchten Bereich steigt entsprechend die Wahrscheinlichkeit eine Fehlstelle anzutreffen. Nach der Vorstellung von Liu und Zenner [132] lassen sich spannungsmechanische und statistische Betrachtungen in einer gemeinsamen Stützzahl festhalten. Das in [130] um eine bruchmechanische Stützzahl erweiterte Stützwirkungsmodell wird unter anderem in den aktuellen Auflagen der FKM-Richtlinien [74, 75] aufgegriffen [200]. Die Berechnung der einzelnen Stützzahlen für die Verwendung im örtlichen Konzept ist Anhang C zu entnehmen. Obwohl sich die Stützwirkung bzw. die beschriebenen Stützwirkungsmodelle auf den Dauerfestigkeitsbereich beziehen und eine Abhängigkeit von der Beanspruchungshöhe besteht, wird die Stützzahl üblicherweise als konstant angenommen [104, 200]. Für sehr hohe Beanspruchungen im LCF-Bereich ist es möglich, dass die Stützwirkung dadurch zu hoch angenommen wird, was zu unsicheren Ergebnissen bei der Abschätzung der (Bauteil)lebensdauer führen kann.

Zur Berücksichtigung von fertigungsbedingten Einflüssen kommen unterschiedliche Verfahren zum Einsatz, mit denen in erster Linie die Randschichteigenschaften des Bauteils erfasst werden. Die Randschicht bzw. die oberflächennahen Bereiche des Bauteils lassen sich durch die Oberflächentopographie, den Eigenspannungszustand und die Verfestigung (Härte) beschreiben [133]. Wie bereits erwähnt, sind die einzelnen Einflussgrößen nicht unabhängig voneinander und eine Mechanismentrennung ist kaum möglich. Im örtlichen Konzept lassen sich der Bearbeitungs- bzw. Randschichtzustand bereits bei der Ermittlung der zyklischen Werkstoffkennwerte mitberücksichtigen, indem die verwendeten (Werkstoff)proben einen zum betrachteten Bauteil äquivalenten Bearbeitungszustand aufweisen [175, 200]. In der Regel stellt sich diese Vorgehensweise aufgrund der stark unterschiedlichen Bearbeitungszustände im Bauteil und dem damit verbundenen Versuchsaufwand als nicht zielführend heraus. Aus diesem Grund kommen in rechnerischen Nachweisverfahren unterschiedliche Bauteilfaktoren und Modellvorstellungen zum Einsatz, mit denen der komplexe Bearbeitungszustand möglichst vollständig erfasst werden soll. So lässt sich die Oberflächentopographie beispielsweise aufseiten der P -Wöhlerlinien berücksichtigen⁴, die durch einen Faktor κ zu niedrigeren Werten verschoben werden. Dieser beschreibt das Verhältnis der Dauerfestigkeit einer Probe mit fertigungsbedingter Oberflächenrauigkeit $\sigma_{D,rau}$ und einer glatten Probe $\sigma_{D,glatt}$ [175, 200]:

$$\kappa = \frac{\sigma_{D,rau}}{\sigma_{D,glatt}} \quad (3.30)$$

Nach Siebel und Gaier [177] besteht ein Zusammenhang zwischen dem Faktor κ , der Zugfestigkeit des Werkstoffs R_m und der (gemittelten) Rautiefe R_z der Oberfläche. Dabei wird von der Vorstellung ausgegangen, dass mit steigender Rautiefe zunehmend mikroskopische Spannungsüberhöhungen in der Randschicht entstehen, die letztlich zu einer

⁴Auch als κ -P-Verfahren bezeichnet

Reduktion der Schwingfestigkeit führen [113, 200]. Auf dieser Basis sind weitere Ansätze entwickelt worden, die neben der Rautiefe R_z teils zusätzliche Kenngrößen der Oberflächentopographie zu erfassen versuchen [130]. Für einen tiefgreifenderen Vergleich der unterschiedlichen Oberflächenfaktoren sei an dieser Stelle auf [104, 113, 126] verwiesen. Das Konzept der Oberflächenfaktoren findet nach dem aktuellen Stand der Technik Anwendung in verschiedenen Berechnungsrichtlinien, obwohl es dahingehend kritisiert wird, dass nicht nur die Rautiefe allein für die fertigungsbedingte Reduktion der Schwingfestigkeit verantwortlich ist, sondern ein wesentlicher Anteil auf die Wirkung von Eigenspannungen und der Verfestigung der Randschicht zurückzuführen ist [104, 200, 209]. Darüber hinaus führen die auf die Dauerfestigkeit bezogenen Oberflächenfaktoren zu einer mehr oder weniger starken Überschätzung des Oberflächeneinflusses im Zeitfestigkeitsbereich, da dieser mit zunehmendem plastischem Verformungsanteil sinkt. Im Rahmen des örtlichen Konzepts lässt sich die Rautiefe R_z alternativ auch über den bruchmechanisch basierten Schädigungsparameter P_J in Form einer Anfangsrislänge berücksichtigen.

Resultierende Eigenspannungen und eine Randschichtverfestigung infolge von konventionellen Fertigungsverfahren (ohne Randschichtbehandlung) werden für ungeschweißte Bauteile meist vernachlässigt oder lediglich neben den bereits erwähnten Oberflächenfaktoren über Randschichtfaktoren [75] abgeschätzt [126, 133]. Prinzipiell können die in das Bauteil eingebrachten Eigenspannungen und die Randschichtverfestigung jedoch bei bekannten Tiefenverteilungen im rechnerischen Nachweisverfahren nach dem örtlichen Konzept berücksichtigt werden. Eine Möglichkeit stellt die näherungsweise Berücksichtigung der Eigenspannungen als überlagerte Mittelspannungen [92, 113] dar. Dies lässt sich dadurch begründen, dass Eigenspannungen auf ähnliche Weise wie die beanspruchungsbedingten Mittelspannungen wirken [92, 104, 126]. Andere Ansätze nach Reemson [161] und Lawrence [102, 124] verwenden Korrekturen der Nennspannung in den Kerbnäherungsverfahren zur Bestimmung der örtlichen Kerbgrundbeanspruchung [175]. Mit dem Modell „Dünne Randschicht“ [176] steht darüber hinaus ein Ansatz zur Verfügung, mit dem ein Bauteil gedanklich in unveränderten Grundwerkstoff und eine dünne Randschicht mit fertigungsbedingten Eigenspannungen σ_E bzw. -dehnungen ε_E unterteilt wird. Das Gesamtverformungsverhalten des Bauteils wird fast ausschließlich vom Grundwerkstoff bestimmt, was zur Folge hat, dass der Randschicht der Dehnungsverlauf des Grundwerkstoffs aufgezwungen wird, vgl. Abb. 3.10. Die Betrachtung lässt sich in gleicher Weise von den Eigenspannungen auf eine Randschichtverfestigung übertragen, die über ein unterschiedliches zyklisches Werkstoffverhalten von Grundwerkstoff und Randschicht abgebildet werden kann [29, 175].

Bei der Betrachtung von Eigenspannungen muss im Allgemeinen berücksichtigt werden, dass nach [136] entsprechend ihrer räumlichen Ausdehnung zwischen drei Eigenspannungsarten unterschieden wird. Die Eigenspannungen 1. Art werden auch als über mehrere Körner gemittelte Makroeigenspannungen bezeichnet, wohingegen Eigenspannungen 2. und 3. Art den (gemittelten) Mikrospannungen innerhalb eines Kornes bzw. Kornbereichs zugeordnet werden. Grundsätzlich treten alle drei Arten gemeinsam auf und überlagern sich additiv. So ist nach [211] die scherschneidbedingte Beeinflussung des magnetischen Werkstoffverhaltens sowohl auf makro- als auch mikroskopische Eigenspannungen zurückzuführen. Unter schwingender Beanspruchung wirken sich die einzelnen Arten jedoch unterschiedlich auf das Werkstoffverhalten aus. Eine getrennte experimentelle Erfassung der drei Eigenspannungsarten ist messtechnisch zumeist nicht möglich.

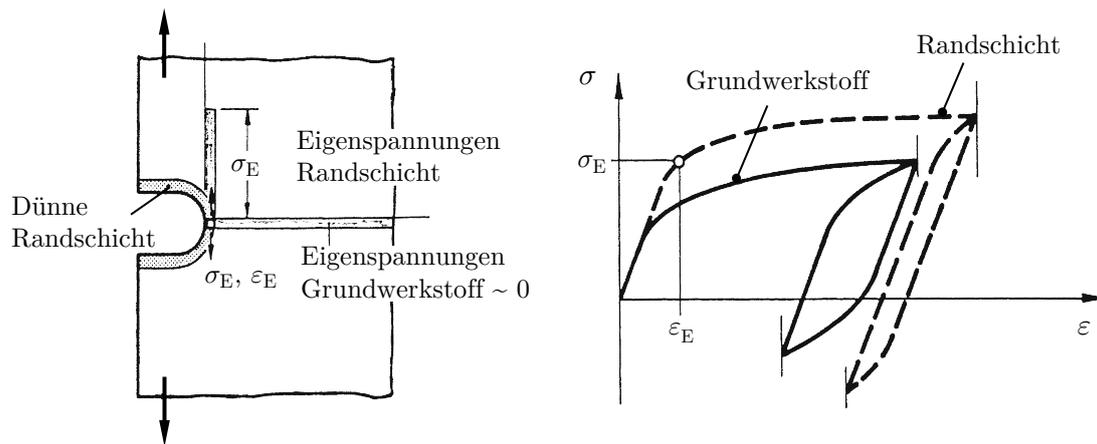


Abb. 3.10: Schematische Darstellung des Modells „Dünne Randschicht“ nach [92, 176]

Des Weiteren ist zu beachten, dass sich Eigenspannungen unter dem Einfluss mechanischer Beanspruchungen abbauen können. Der Eigenspannungsabbau tritt ein, sobald die resultierende (Vergleichs)spannung aus Last- und Eigenspannung die (quasi)statische bzw. zyklische Streckgrenze überschreitet. Unter einstufiger Schwingbeanspruchung erfolgt der Abbau im Wesentlichen bereits beim erstmaligen Erreichen der höchsten Last und stabilisiert sich innerhalb weniger darauffolgender Schwingspiele. Mithilfe von FE-Simulationen und geeigneten Materialmodellen unter Berücksichtigung isotroper und kinematischer Verfestigung ist es möglich, den Eigenspannungsabbau simulativ abzuschätzen. [92, 126, 201]

Herstellungsbedingte richtungsabhängige Materialeigenschaften, wie dies bei gewalzten Blechwerkstoffen der Fall ist, können in der aktuellen Auflage der FKM-Richtlinie „Rechnerischer Nachweis für Maschinenbauteile“ [75] über einen Anisotropiefaktor erfasst werden. Dadurch lassen sich die zugrundeliegenden Materialeigenschaften, die oftmals in der Walzrichtung des Werkstoffs ermittelt werden, für andere (schwächere) Beanspruchungsrichtungen umbewerten [159]. Eine tiefgreifendere Beschreibung des richtungsabhängigen Werkstoffverhaltens wird dadurch jedoch nicht ermöglicht. Aus diesem Grund bleibt bei der Nachweisführung nach der FKM-Richtlinie „Rechnerischer Festigkeitsnachweis unter expliziter Erfassung nichtlinearen Werkstoffverformungsverhaltens“ [74] der Anisotropiefaktor aktuell unberücksichtigt.

Neben den beschriebenen Ansätzen und Modellen ist in [200] ein Vorschlag zur Berücksichtigung des Kantenbearbeitungszustands im örtlichen Konzept am Beispiel von Stahlfeinblechen dargestellt, die durch Laserstrahl- bzw. Scherschneiden hergestellt wurden. Danach lässt sich aus der DWL für eine Probe mit polierter Kante, die den Referenzzustand darstellt, die DWL für den laserstrahl- bzw. schergeschnittenen Kantenzustand ableiten. Die zyklischen Kennwerte des Referenzzustands werden dabei durch in Schwingfestigkeitsversuchen ermittelte Faktoren so verändert, dass dies mit einer Modifikation der DWL einhergeht. Des Weiteren wurden in [194] Methoden untersucht, um den Kantenzustand laserstrahl- und schergeschnittener Feinbleche im örtlichen Konzept mittels (modifizierter) rechnerischer Abschätzmethoden bei der Ermittlung der zyklischen Kennwerte der DWL bzw. der ZSD zu berücksichtigen.

4 Werkstoff, Versuchsaufbau und Prüfeinrichtungen

4.1 Werkstoffcharakterisierung

Bei der in dieser Arbeit betrachteten Elektroblechgüte handelt es sich um einen schlussgeglühten, nicht kornorientierten Stahl mit einer Nenndicke von 270 μm und der nachstehenden Materialzusammensetzung (Angaben in Gew.-%): 3,32 % Silizium, 1,10 % Aluminium, 0,16 % Mangan, 0,01 % Kohlenstoff, 0,002 % Schwefel und 0,010 % Phosphor. Das Material weist eine ferritische Gefügestruktur mit kleinen nichtmetallischen Einschlüssen auf. Die mittlere Korngröße, ermittelt durch Elektronenrückstreubeugung (engl.: Electron backscatter diffraction EBSD), beträgt etwa 100 μm .

Zur grundlegenden Charakterisierung der mechanischen Materialeigenschaften sind die quasistatischen Werkstoffkennwerte des Elektroblechs durch uniaxiale Zugversuche bei Raumtemperatur mit einer konstanten Dehnrates von $2,5 \cdot 10^{-4} \text{ s}^{-1}$ nach DIN EN ISO 6892-1 [60] ermittelt worden. Bedingt durch die kristallographische Textur weisen die Elektrobleche unterschiedliche Materialeigenschaften längs und quer zur Walzrichtung auf. In nachfolgenden Betrachtungen wird die schwächere Orientierung längs zur Walzrichtung als Referenz festgelegt. Die entsprechenden Werkstoffkennwerte können Tab. 4.1 entnommen werden.

Unter quasistatischer Beanspruchung weist der Werkstoff ein schwach ausgeprägtes Fließplateau und eine mittlere Streckgrenze von 440 MPa auf. Die untersuchte Elektroblechgüte zeigt darüber hinaus ein geringfügiges Verfestigungsverhalten, was sich in einer vergleichsweise flach verlaufenden Spannungs-Dehnungs-Kurve äußert, vgl. Abb. 4.1. Bei Betrachtung der quasistatischen Werkstoffkennwerte fällt zudem der verglichen mit üblichen Stahlsorten geringere Wert des Elastizitätsmoduls auf, der sich durch die charakteristische Legierungszusammensetzung des Elektroblechs erklären lässt und in verschiedenen Arbeiten [21, 170] dokumentiert wurde.

Tab. 4.1: Quasistatische Werkstoffkennwerte des betrachteten Elektroblechs in Walzrichtung

Elastizitätsmodul E [GPa]	Poissonzahl ν [-]	Streckgrenze R_e [MPa]	Zugfestigkeit R_m [MPa]	Bruchdehnung A [%]
181 ± 11	$0,27 \pm 0,012$	440 ± 9	549 ± 12	$14,7 \pm 2,8$

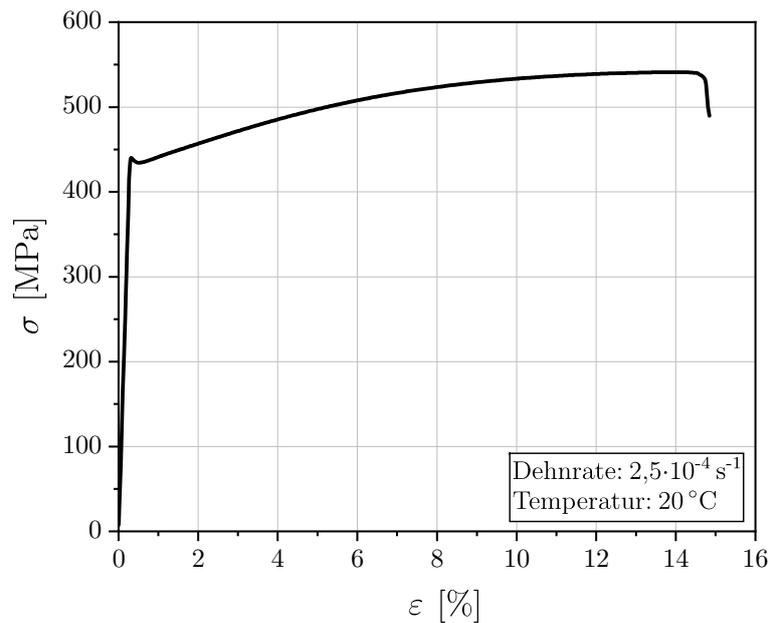


Abb. 4.1: Spannungs-Dehnungs-Diagramm des betrachteten Elektroblechs in Walzrichtung, Zugversuch nach DIN EN ISO 6982-1 (Verfahren A) [84]

4.2 Probengeometrien und -fertigung

Zur Bereitstellung der notwendigen Eingabedaten der Berechnungs- und Simulationsmodelle wurden im Rahmen der vorliegenden Arbeit unterschiedliche experimentelle Untersuchungen durchgeführt. Die Untersuchungen umfassen sowohl Versuche an ungekerbten Flachproben als auch an bauteilnahen Proben unter Berücksichtigung verschiedener Kantenzustände, um die festigkeitsbestimmenden Fertigungseinflüsse des Scherschneidens auf die Schwingfestigkeit von Elektroblech zu erfassen. Da es bei der mechanischen Werkstoffprüfung von Elektroblech nach dem aktuellen Stand der Technik keine Empfehlungen für einen einheitlichen Versuchsaufbau bzw. -durchführung gibt, ist basierend auf geltenden Normen und Richtlinien eine den experimentellen Anforderungen angepasste Probengeometrie konzipiert worden. Im Folgenden wird diese genauer vorgestellt und auf die Fertigung der unterschiedlichen Kantenzustände eingegangen.

4.2.1 Flachproben

Die Gestaltung der Probengeometrie zur Durchführung von Schwingfestigkeitsversuchen an (Stahl)feinblechen kann beispielsweise nach dem Stahl-Eisen-Prüfblatt (SEP) 1240 [185] oder anhand Empfehlungen der ISO 12106 [107] erfolgen. Grundsätzlich weisen entsprechende Flachproben in der Mitte einen parallelen Messbereich (Prüfquerschnitt) auf, an den ein definierter Querschnittsübergang zu den Einspannköpfen der Probe anschließt. Die Ausführung des Querschnittsübergangs hat aufgrund der entstehenden Kerbwirkung einen Einfluss auf die Spannungsverteilung in der Probe. Darüber hinaus kommt es unter linear-elastischem Werkstoffverhalten zu einer (ungewollten) Spannungs-

überhöhung außerhalb des Prüfquerschnitts, was einen dortigen Anriss begünstigt. Bei den verhältnismäßig dünnen Elektrolechen überlagert sich dieser Effekt zudem mit einem lokal inhomogenen Verformungsverhalten, das durch die geringe Anzahl an Körnern über der Blechdicke verursacht wird. In Folge dessen sind insbesondere bei niedrigen Beanspruchungsniveaus unterhalb der Streckgrenze häufig Anrisse im Querschnittsübergang zu beobachten. Da solche Versuchsdurchläufe als ungültig zu deklarieren sind, empfiehlt es sich, die Wahrscheinlichkeit für einen Anriss außerhalb des Prüfquerschnitts zu reduzieren. Dazu wurden bestehende Ausführungen von Flachproben analysiert und durch konstruktive Maßnahmen eine Probengeometrie abgeleitet [83], die eine möglichst homogene Spannungsverteilung im Prüfquerschnitt bei gleichzeitig minimierter Kerbformzahl aufweist. Die verbesserte Probengeometrie zeichnet sich durch einen verkürzten parallelen Messbereich und einen Querschnittsübergang aus, der auf Neubers Optimalprofil [151] für eine beidseitige symmetrische Außenkerbe mit konstanter Randschubspannung basiert, vgl. Abb. 4.2. Das Profil lässt sich durch eine elliptische Funktion beschreiben, wobei die Krümmung durch drei aufeinanderfolgende Radien angenähert werden kann [213]. Die Kombination aus verkürztem parallelen Prüfquerschnitt und dem daran anschließenden quasi-parallelen Messbereich (Radius R300) ermöglicht eine messtechnisch optimierte Lage der auftretenden maximalen Spannung in Bezug auf die Lage des zu montierenden Extensometers. Des Weiteren lässt sich der Spannungsgradient über der Probenbreite bzw. die Spannungsverteilung im Messbereich annähernd konstant halten, um das Werkstoffverhalten möglichst ungestört aufnehmen zu können. Im Vergleich zum Stand der Technik nach dem SEP 1240 kann die Spannungsüberhöhung um über 90 % reduziert werden. Mit einer Kerbformzahl von 1,006 weist die verbesserte Probengeometrie letztlich eine konstruktionsbedingte Spannungsüberhöhung von weniger als 1 % auf. Tiefgreifendere Informationen und Gegenüberstellungen zu anderen Ausführungen von Flachproben können [83] entnommen werden.

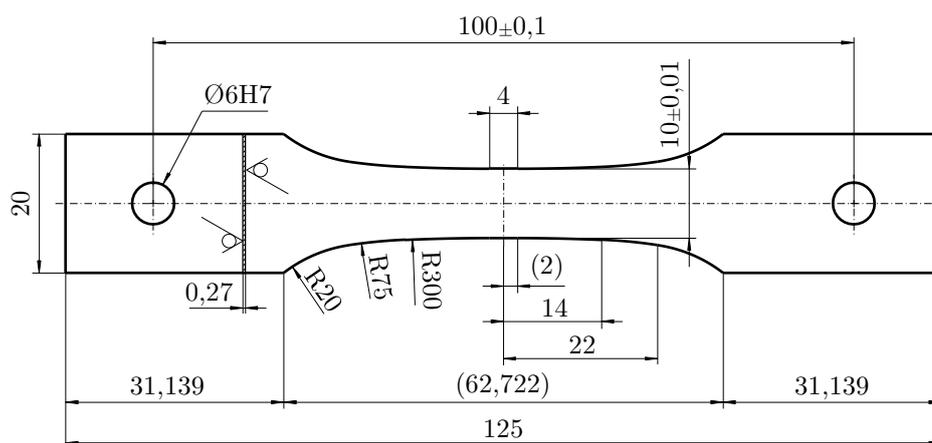


Abb. 4.2: Verbesserte (Flach)probengeometrie mit minimierter Kerbformzahl für die Schwingfestigkeitsprüfung von Elektrolech nach [83]

4.2.2 Bauteilnahe Proben

Neben den ungekerbten Flachproben, die in erster Linie zur grundlegenden Charakterisierung der Schwingfestigkeit des Werkstoffs herangezogen werden, ermöglichen bauteilnahe Proben die Abschätzung der Schwingfestigkeit des gekerbten Bauteils. Dazu werden in der vorliegenden Arbeit gekerbte, mit einer Innenbohrung versehene Flachproben verwendet, deren Kerbradius in Anlehnung an die konstruktive Ausführung des Rotorblechschnitts einer PMSM gewählt ist, vgl. Abb. 4.3 (a). Die mittels linear-elastischer FE-Simulation ermittelte Kerbformzahl ergibt sich für den Kerbradius von 1 mm zu $\alpha_k = 2,51$. Des Weiteren werden Proben aus seriengefertigten Rotorblechschnitten (Audi AG) in Form der mittleren Rotorstege entnommen, vgl. Abb. 4.3 (b). Da in diesem Bereich mitunter die höchsten mechanischen Beanspruchungen im Betrieb der elektrischen Antriebsmaschine zu erwarten sind, eignen sich die Stege besonders für die Betrachtung der (Bauteil)schwingfestigkeit [106, 115]. Sie weisen eine Breite von 4,5 mm auf und laufen am unteren Ende mit einem hinsichtlich der Kerbwirkung unkritischen Radius aus. Der versagenskritische Bereich befindet sich an der oberen Rundung, wobei mittels optischer Messverfahren festgestellt wurde, dass diese im vorliegenden schergeschnittenen Serienzustand nicht kontinuierlich verläuft, sondern einen fertigungsbedingten Doppelradius aufweist. Die rechnerisch ermittelte Kerbformzahl des Rotorstegs fällt mit $\alpha_k = 1,62$

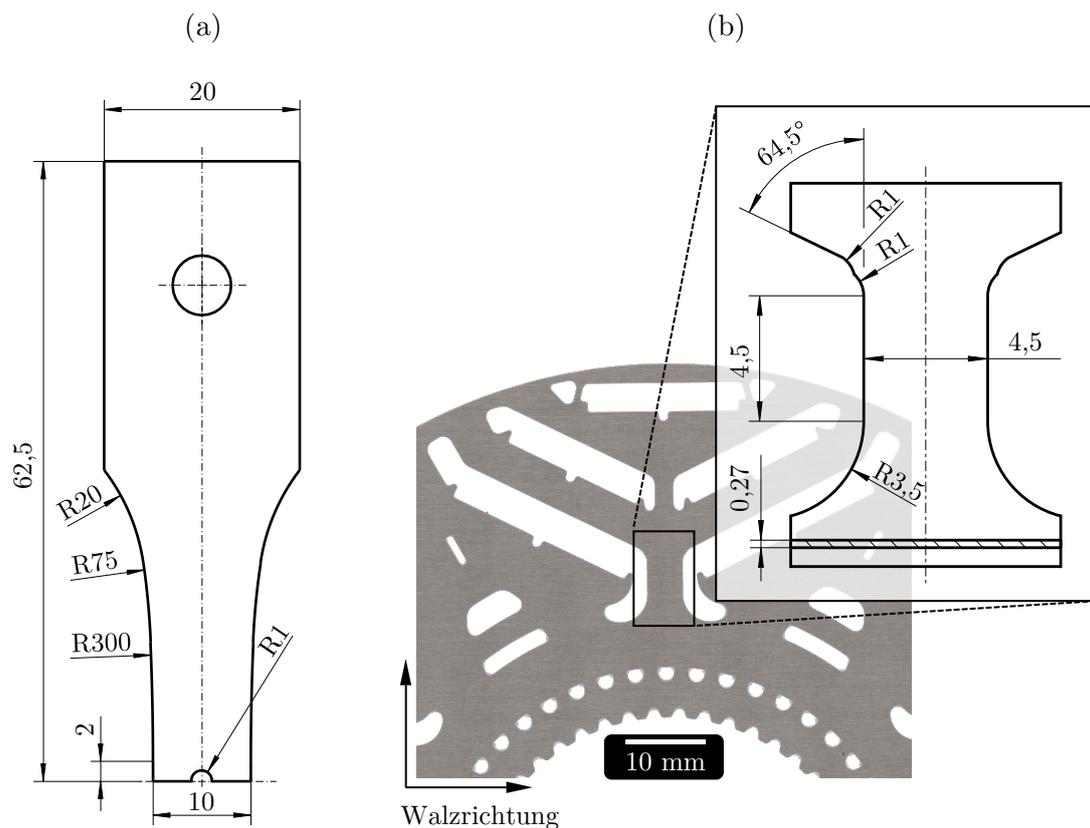


Abb. 4.3: Bauteilnahe Proben, (a) Gekerbte Flachprobe mit Innenbohrung, (b) Rotorsteg einer permanentmagneterregten Synchronmaschine

niedriger als die der gekerbten Flachprobe. Der rotationssymmetrische Rotorblechschnitt ermöglicht eine Entnahme der Rotorstege quer zur Walzrichtung des Werkstoffs (Entnahmerichtung 90°) und in einer Entnahmerichtung von 30° zur Walzrichtung.

4.2.3 Kantenzustand

Die Flachproben liegen für die verschiedenen werkstofftechnischen Untersuchungen in unterschiedlichen Kantenzuständen vor. Die Probenentnahme erfolgt aus dem Elektrotband (Platinen der Maße 500·500 mm) durch die Herstellungsverfahren Funkenerodieren (engl.: Electrical discharge machining EDM) und Scherschneiden. Um eine möglichst gleichmäßige Werkstoffqualität zu gewährleisten, wird auf eine Probenentnahme im äußeren Randbereich der Platinen verzichtet. Des Weiteren sind alle Proben derselben Produktionseinheit entnommen, um mögliche Unterschiede in den Materialeigenschaften zu vermeiden. Der Referenzkantenzustand wird durch händisches Schleifen und Polieren der erodierten Proben in mehreren Schritten erzeugt. Zunächst werden fertigungsbedingte Kerben und Eigenspannungen an der Probenkante mit einem Schleifpapier der Körnung P240 entfernt, wobei die Körnung anschließend schrittweise bis P4000 erhöht wird. Durch Politur mit $3\ \mu\text{m}$ Diamantsuspension und einem Poliertuch wird die geforderte Oberflächenrauigkeit polierter Proben nach dem SEP 1240 [185] bzw. ISO 12106 [107] zur Durchführung dehnungskontrollierter Schwingfestigkeitsversuche erreicht.

Die schergeschnittenen Flachproben werden mit einem modularen Schneidwerkzeug [69] unter Verwendung eines Niederhalters und entsprechend angepassten Schneidaktivelementen hergestellt. Der modulare Werkzeugaufbau sowie der Einsatz unterschiedlicher Stempeleinsätze ermöglichen die Variation des Schneidspalts und des Schneidkantenzustands. Ein verschlissener Schneidkantenzustand lässt sich dabei durch eine elliptisch geschliffene Verrundung der Schneidkanten abbilden. Die Betrachtungen in dieser Arbeit beschränken sich jedoch auf einen Schneidspalt von $35\ \mu\text{m}$ und einen neuwertigen Zustand⁵ der Schneidwerkzeuge. Das Werkzeug wird in einer Schnellläuferpresse (Bruderer AG BSTA 1600-181) mit einer Nennkraft von 1600 kN und einer Schnittgeschwindigkeit von 100 Hüben pro Minute betrieben. Weitere Einzelheiten zur verwendeten Schnellläuferpresse, dem modularen Werkzeugaufbau und der verwendeten Schneidwerkzeuge können den Arbeiten [69, 200] entnommen werden.

Die gekerbten Flachproben werden neben dem Herstellungsverfahren EDM (Referenzkantenzustand) ebenfalls mit geeigneten Werkzeugeinsätzen durch Scherschneiden hergestellt. Die äußere Kontur der Probe wird dazu mit dem bestehenden Schneidwerkzeug erzeugt und die Innenbohrung anschließend durch Lochen des Blechs eingebracht. Die aus den seriengefertigten Rotorblechschnitten entnommenen Rotorstege weisen einen schergeschnittenen Kantenzustand auf, der vergleichbar mit dem der schergeschnittenen Flachproben (Schneidspalt $35\ \mu\text{m}$, neuwertiger Zustand des Schneidwerkzeugs) ist.

⁵Schneidkantenradius $< 5\ \mu\text{m}$

4.3 Methoden und Apparaturen der Werkstoffprüfung

Um die fertigungsbedingten Einflussgrößen auf die Schwingfestigkeit von Elektroblech möglichst vollständig erfassen zu können, werden unterschiedliche Methoden der mechanischen Werkstoffprüfung herangezogen. Diese beinhalten neben uniaxialen Zug- und Schwingfestigkeitsversuchen ebenfalls oberflächenanalytische Verfahren, die Messung von Eigenspannungen und die Ermittlung der lokalen Härteverteilung. Nachfolgend werden die in [84] verwendeten Versuchsaufbauten und Prüfeinrichtungen vorgestellt.

4.3.1 Uniaxialer Zugversuch

Zur Bestimmung des quasistatischen Werkstoffverhaltens von Elektroblech erfolgt die Durchführung uniaxialer Zugversuche an einem elektrodynamischen Prüfsystem Electropuls E10000 der Firma Instron GmbH nach DIN EN ISO 6982-1 [60] mit einer konstanten Dehnrates von $2,5 \cdot 10^{-4} \text{ s}^{-1}$ (Verfahren A). Hierbei kommt das optische Messsystem Aramis 5M mit zwei hochauflösenden CCD-Kameras (Carl Zeiss GOM Metrology GmbH) zum Einsatz, welches die Dehnungsmessung mittels digitaler Bildkorrelation ermöglicht. Die verwendeten Zugproben sind gemäß der in Abschnitt 4.2.1 beschriebenen (Schwing)probengeometrie ausgeführt und für die optische Dehnungsmessung mit einem kontrastreichen, gleichmäßigen Sprühmuster versehen.

4.3.2 Schwingfestigkeitsversuche

Die Schwingfestigkeitsversuche im LCF- und HCF-Bereich werden in Anlehnung an das SEP 1240 [185], DIN 50100 [51] bzw. ISO 12106 [107] ebenfalls am elektrodynamischen Prüfsystem E10000 durchgeführt. Die Messung der Längsdehnung erfolgt über einen Dehnungsaufnehmer EXA 10-0,5 (Sandner Messtechnik GmbH), der gemäß DIN EN ISO 9513 [62] Klasse 0,5 kalibriert ist. Zur Kontrolle und Einstellung der Ausrichtung des Prüfaufbaus wird die Ausrichtungsvorrichtung AlignPRO (Instron GmbH) verwendet. Die Kalibrierung der eingesetzten Kraftmessdose Dynacell (Instron GmbH, Messbereich $\pm 10 \text{ kN}$) ist in Übereinstimmung mit DIN EN ISO 7500-1 [61] Klasse 0,5 ausgeführt.

Es werden sowohl spannungsgeregelte Schwingfestigkeitsversuche im Zugschwellbereich als auch dehnungsgeregelte Versuche unter rein wechselnder Beanspruchung durchgeführt. Die spannungsgeregelten Versuche (Prüffrequenz 40 Hz, Zyklusform: Sinus) dienen der Bestimmung der Spannungswöhlerlinie bzw. der Zeitfestigkeitsgeraden. Die Abschätzung der Lasthorizonte erfolgt dabei zunächst im Perlenschnurverfahren nach DIN 50100. Anschließend werden der obere und untere Übergangsbereich zum Kurzzeit- bzw. Dauerfestigkeitsbereich unter Verwendung mehrerer Proben möglichst genau definiert, um die Treffsicherheit bei der Abschätzung der Lage und Neigung der Zeitfestigkeitsgerade zu verbessern. Mit den dehnungsgeregelten Versuchen (Dehnrates $5 \cdot 10^{-3} \text{ s}^{-1}$, Zyklusform: Dreieck) werden die zyklischen Werkstoffkennwerte der DWL und ZSD bestimmt, denen als Eingabegröße im örtlichen Konzept eine besondere Bedeutung zukommt. Dazu werden Einstufenversuche unter rein wechselnder Beanspruchung auf mehreren Lasthorizonten bzw. mit unterschiedlichen Dehnungsamplituden bis zum Erreichen des Anrisskriteriums nach [76, 185] durchgeführt.

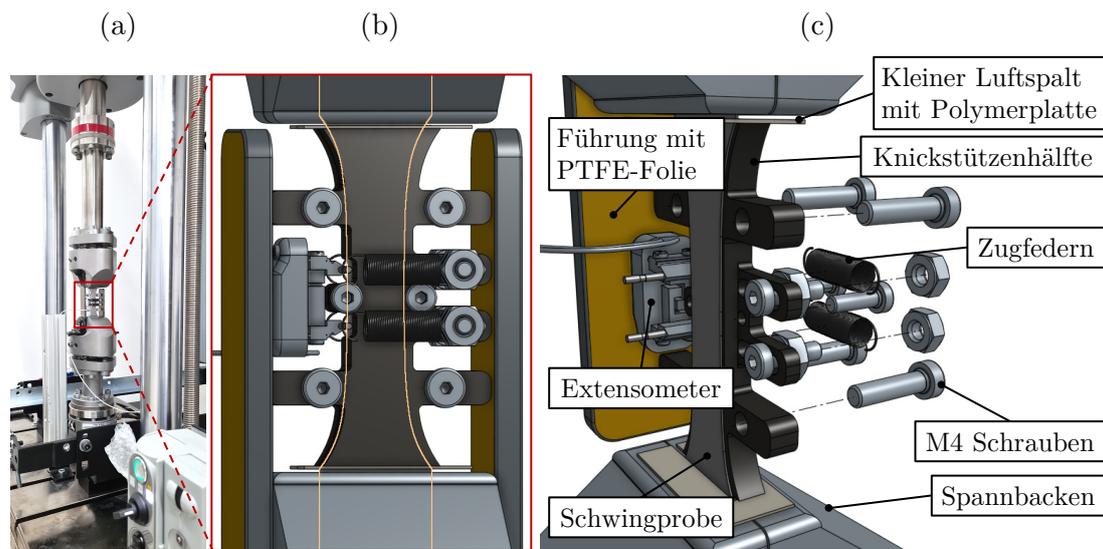


Abb. 4.4: Prüfaufbau für dehnungsgeregelte Schwingfestigkeitsversuche von Elektroblech nach [83], (a) Prüfmachine, (b) Detailansicht Knickstütze, (c) Systemkomponenten

Bei der Durchführung dehnungsgeregelter Versuche unter rein wechselnder Beanspruchung ($R_\varepsilon = -1$) ist durch einen Prüfaufbau mit Knickstütze sicherzustellen, dass die dünnen Flachproben im Druckbereich nicht ausknicken bzw. ein Stabilitätsversagen verhindert werden kann. Wie bereits erwähnt, können der Literatur [76, 185] Empfehlungen zum Versuchsaufbau entnommen werden. Eine einheitliche, allgemeingültige Vorgehensweise bei der Prüfung von Elektroblech gibt es jedoch nicht. Aus diesem Grund ist ein angepasster Prüfaufbau [83] erarbeitet worden, der die wechselnde Beanspruchung der dünnen Elektrobleche ermöglicht, ohne dabei die aufgenommenen σ - ε -Hysteresen zu verfälschen. Der Prüfaufbau besteht aus einem Knickstützensystem, dessen beide Hälften über sechs M4 Schrauben schwimmend gelagert auf der Flachprobe befestigt werden, vgl. Abb. 4.4. Für eine ausreichende, reproduzierbare Befestigung der Knickstütze wird ein Anziehdrehmoment von 0,06 Nm festgelegt. Um die Reibung zwischen Knickstütze und Probe und damit den Einfluss auf die Spannungsverteilung in der Probe möglichst gering zu halten, werden die Innenseiten der Knickstütze mit einer DLC-Beschichtung⁶ oder vorzugsweise mit einer dünnen Polytetrafluorethylen- (PTFE)-Folie versehen. FE-Berechnungen der Spannungsverteilung im Proben(nenn)querschnitt und Vorversuche konnten zeigen, dass die Versuchsdurchführung unter Dehnungsregelung durch den beschriebene Prüfaufbau nur geringfügig beeinflusst wird [83]. Das Ausknicken der Probe bzw. ein einsetzendes Stabilitätsversagen in Form von Welligkeit kann letztlich bis zu einer Dehnungsamplitude von 0,6 % verhindert werden. Ein Vergleich unterschiedlicher Beschichtungssysteme und der Einfluss des Schraubenanziehdrehmoments auf die Versuchsdurchführung kann [83] entnommen werden.

Aufgrund der Knickstütze ist das Anbringen des Dehnungsaufnehmers lediglich an der Kante des Elektroblechs möglich, vgl. Abb. 4.4 (b). Dazu werden die Messschneiden über vier Zugfedern an die Probenkante angedrückt. Um das Verrutschen des Dehnungsauf-

⁶Diamantähnliche Kohlenstoffbeschichtung (engl.: diamond-like carbon)

nehmers zu vermeiden, wird eine ungewollte Bewegung der Knickstützenhälften mittels seitlichen Führungsschienen und Polymerplatten unterbunden, vgl. Abb. 4.4 (c). Ein Spalt von 0,5 bis 1 mm zwischen Knickstütze und Spannbacken gewährleistet eine ungehinderte Verformung der Probe in Hauptbeanspruchungsrichtung. Damit für alle Schwingfestigkeitsversuche ein einheitlicher Prüfaufbau vorliegt und eine reproduzierbare Anbringung des Dehnungsaufnehmers sichergestellt werden kann, erfolgt die Verwendung des Knickstützensystems ebenfalls für die spannungsgeregelten Versuche.

4.3.3 Oberflächenanalytik

Um den fertigungsbedingten Einfluss der Oberflächentopographie bestimmen zu können, wird der schergeschnittene Kantenzustand des Elektroblechs mit einem 3D-Profilometer DCM8 (Leica Microsystems GmbH) vermessen. Das hochauflösende System ermöglicht die dreidimensionale Aufnahme der Probenoberfläche bzw. -kanten durch Fokusänderung und erfasst die Oberflächentopographie mit einer vertikalen Auflösung von bis zu 2 nm. Die Schnittflächencharakterisierung einer schergeschnittenen Kante erfolgt anhand von Profilschnitten, die den dreidimensionalen Aufnahmen entnommen werden. Des Weiteren werden flächenhafte Rauheitsmessungen zur Erfassung der Oberflächenrauigkeit der Proben(kanten) gemäß DIN EN ISO 25178 [59] durchgeführt.

4.3.4 Eigenspannungsmessungen

Die Messung von Eigenspannungen wird mittels Röntgendiffraktometrie (engl.: X-ray diffraction XRD) an einem Diffraktometer Empyrean 2 (Malvern Panalytical B.V.) mit einer Cobalt-Kathode als Strahlungsquelle und einer Beschleunigungsspannung von 40 kV durchgeführt. Basierend auf dem Prinzip der Röntgenbeugung werden Verformungen des Kristallgitters ermittelt, was unter Annahme elastizitätstheoretischer Zusammenhänge den Rückschluss auf vorliegende Eigenspannungen ermöglicht. Dabei kann aufgrund der geringen Eindringtiefe der Röntgenstrahlung (bis etwa 8 μm) lediglich der oberflächen-nahe Eigenspannungszustand berücksichtigt werden. Die Bestimmung der (makroskopischen) Eigenspannungen erfolgt mit der $\sin^2\psi$ -Methode, wobei die Ergebnisse als Mittelung über mehrere Kristallorientierungen zu interpretieren sind. Für die grundlegenden Zusammenhänge bei der röntgenographischen Eigenspannungsanalyse sei an dieser Stelle auf die einschlägige Fachliteratur [154, 183] verwiesen.

4.3.5 Nanoindentierung

Die lokale Härteverteilung im Bereich der schergeschnittenen Kante wird mit einem Triboindenter Hysitron TI 950 (Bruker Corporation) und einer maximal aufgebrachtten Prüfkraft von 10 mN bestimmt. Bei der verwendeten Indenterspitze handelt es sich um eine sphärische Diamantspitze TI-0055 mit einem Radius von 2 μm . Die Kalibrierung der Spitzenfunktion erfolgt vorab in einem Referenzversuch an einer polierten Quarzglasprobe. Zur Erzeugung einer glatten Proben- bzw. Schlifffläche umfasst die Probenpräparation des Elektroblechs neben dem Polieren mit konventionellen metallographischen Methoden sowohl das Polieren mit Diamantsuspension als auch eine anschließende zwölfstündige Vibrationspolitur mit wasserfreier Feinstpoliersuspension Etosil (ATM Qness

GmbH). Durch die beschriebene Vorgehensweise kann gleichzeitig sichergestellt werden, dass störende Eigenspannungen nahe der Probenoberfläche weitestgehend abgebaut werden. Um die gemessene Kontaktsteifigkeit zwischen Indenter und Probe während des Eindringversuchs nicht zu verfälschen, wird aufgrund der geringeren Steifigkeit kein Einbettmaterial zwischen Probe und Probentisch verwendet.

4.3.6 Metallographie

Für grundlegende Gefügeuntersuchungen und bei der Betrachtung von Schlifffbildern, unter anderem im Rahmen der Probenpräparation, kommt ein Digitalmikroskop des Typs VHX-8000 (Keyence Corporation) zum Einsatz. Die detaillierte Charakterisierung der Mikrostruktur erfolgt an einem Rasterelektronenmikroskop REM LEO 1430 (Carl Zeiss AG) mit einer Wolfram-Glühkathode und einer Beschleunigungsspannung von 20 kV. Die kristallographische Textur bzw. die lokalen Kornorientierungen werden hierbei mit einem EBSD-Detektor e⁻ Flash HR+ (Bruker Nano Analytics) bestimmt. Der Kippwinkel der Probe gegenüber der Horizontalen beträgt 70°, die Kathodenstromstärke 1,7 nA und der Arbeitsabstand 25 mm. Zur Auswertung der Rohdaten findet die Software ATEX (Analysis Tools for Electron and X-ray diffraction) Verwendung.

5 Rechnerischer Lebensdauernachweis für den Werkstoff

Die rechnerische Lebensdauerabschätzung von Elektroblech erfolgt zunächst ohne die Berücksichtigung fertigungsbedingter Einflussgrößen. Zur Beschreibung des zyklisch stabilisierten Werkstoffverhaltens werden die zyklischen Kennwerte des Elektroblechs durch dehnungsgeregelte Einstufenversuche an ungekerbten Flachproben bestimmt und die Ergebnisse rechnerischen Abschätzmethoden gegenübergestellt. Im Anschluss werden aus der DWL des Werkstoffs die P -Wöhlerlinien für die Schädigungsparameter P_{SWT} und P_J bzw. für die um einen materialabhängigen Mittelspannungsfaktor erweiterten Schädigungsparameter P_{RAM} und P_{RAJ} abgeleitet. Mithilfe elastisch-plastischer FE-Berechnungen wird sodann die Kerbgrundbeanspruchung der gekerbten Flachprobe mit Innenbohrung ermittelt und Anrisschwingenspielzahlen für eine vorab festgelegte Referenzlastkonfiguration berechnet. Die Ergebnisse werden schließlich in Abhängigkeit der zugrundeliegenden zyklischen Kennwerte und Schädigungsparameter verglichen und anhand von experimentell bestimmten Anrisschwingenspielzahlen bzw. der Zeitfestigkeitsgeraden der gekerbten Flachprobe validiert.

5.1 Definition einer Referenzlastkonfiguration

Die auf den Rotor einer elektrischen Antriebsmaschine einwirkenden Lasten und der daraus resultierende Beanspruchungszustand legen eine spannungsgeregelte Untersuchung des Elektroblechs im Zugschwellbereich nahe. FE-Simulationen des Rotorblechschnitts einer PMSM [80, 115] bestätigen die Annahme der fliehkraftbedingt auftretenden Zugspannungen als wesentliche Beanspruchungsgröße. Der Einfluss des Drehmoments bzw. der zugrundeliegenden Winkelbeschleunigung erweist sich verglichen mit den wirkenden Fliehkräften als untergeordnet und wirkt sich nur geringfügig auf die Spannungsverteilung im Rotorblechschnitt aus. In einer Beanspruchungsanalyse mit virtuell ermittelten Lastdaten einer elektrischen Antriebsmaschine [115] wurden darüber hinaus mittlere Spannungsverhältnisse R_σ zwischen 0,05 und 0,3 bestimmt.

Basierend auf den vorliegenden Erkenntnissen werden für die praxisorientierte Lebensdauerbewertung von Elektroblech in dieser Arbeit spannungsgeregelte Versuche herangezogen. Als Referenzlastkonfiguration wird eine einachsige, einstufige Zugschwellbeanspruchung mit einem Spannungsverhältnis $R_\sigma = 0,1$ definiert. Dabei werden unterschiedliche Lasthorizonte im Zeitfestigkeitsbereich untersucht, um die Schwingfestigkeit des Werkstoffs möglichst vollständig erfassen zu können. Vergleichbare Prüfbedingungen in weiteren Arbeiten zur Schwingfestigkeit von Elektroblech [21, 46, 198] bekräftigen letztlich die Wahl eines positiven Spannungsverhältnisses bei der Umsetzung eines betriebsähnlichen Beanspruchungszustands.

5.2 Nachweisführung nach dem örtlichen Konzept

Für den durchzuführenden Lebensdauernachweis der gekerbten Flachprobe werden im Folgenden die einzelnen Module des örtlichen Konzepts durchlaufen, vgl. Abb. 3.8. Mit der Probengeometrie der gekerbten Flachprobe und der zuvor festgelegten Referenzlastkonfiguration liegen die ersten Eingabedaten bereits vor. Insgesamt werden 13 Last-Zeit-Folgen mit Oberspannungen zwischen 220 und 500 MPa betrachtet, die sich als Umkehrpunktfolge $L = (\sigma_o, \sigma_u)$ darstellen lassen. Der Nachweis wird als reine Mittelwertsbetrachtung für eine Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_U = 50\%$ geführt.

5.2.1 Zyklische Werkstoffkennwerte

Experimentelle Bestimmung

Nach dem aktuellen Stand der Technik beinhalten Datensammlungen und Nachschlagwerke wie beispielsweise [12] keine Informationen über die zyklischen Werkstoffkennwerte von Elektroblech. Anderen Veröffentlichungen [76] können basierend auf durchgeführten Einstufenversuchen lediglich Kennwerte für Elektroblechgüten entnommen werden, die sich in ihrer Legierungszusammensetzung und Blechdicke von der in dieser Arbeit betrachteten Blechgüte unterscheiden. Aus diesem Grund liegt zunächst die experimentelle Ermittlung der zyklischen Kennwerte nahe. Die zyklischen Kennwerte werden im Allgemeinen unter der Annahme zyklisch stabilisierten Werkstoffverhaltens bei halber Anrisschwingungszahl bestimmt. Die Durchführung und Auswertung der dehnungsgeregelten Einstufenversuche ist hingegen nicht vereinheitlicht und kann nach unterschiedlichen Normen und Richtlinien [107, 185] erfolgen. In diesem Zusammenhang müssen vorab Festlegungen getroffen werden, welche die folgenden Punkte beinhalten [119, 207]:

- Festlegung des Versagenskriteriums
- Aufteilung der Gesamtdehnungsamplitude in elastischen und plastischen Anteil sowie Wahl des zu verwendenden Elastizitätsmoduls
- Art der Regression zur Kennwertermittlung

Das Versagenskriterium lässt sich generell auf unterschiedliche Art und Weise definieren [107, 207]. Denkbar ist beispielsweise die Annahme des Versagens bei Erreichen eines definierten Werts der Zugkraft, die aufgrund der durch den Anriss kleiner werdenden Querschnittsfläche abfällt. Alternativ kann das Verhältnis des Elastizitätsmoduls des aufsteigenden und abfallenden Asts der σ - ε -Hysterese herangezogen werden, welches sich bei Anrissbildung mit zunehmender Schwingungszahl verändert. Erneut legt das Erreichen eines festgelegten Grenzwerts das Versagen bzw. die zugehörige Versagensschwingungszahl fest. Bei der Vorgehensweise nach dem SEP 1240 [185] wird die Wechselverformungskurve betrachtet, wobei das Versagen durch Anriss über einen 10%igen Spannungsabfall gegenüber des stabilisierten Bereichs der Kurve definiert wird. Je nach Dehnungsamplitude weist das zyklische Werkstoffverhalten von Elektroblech keine vollständige Stabilisierung auf, weshalb gemäß der Empfehlungen in [107, 185] bei der Ermittlung des Spannungsabfalls eine Ausgleichsgerade an die aufgezeichnete Wechselverformungskurve anzulegen ist [76]. Für die nachfolgenden Betrachtungen wird das Versagenskriterium bzw. die Anrisschwingungszahl gemäß den Vorgaben des SEP 1240 ermittelt.

Zur Bestimmung der zyklischen Werkstoffkennwerte werden die in den Einstufenversuchen aufgenommenen Dehnungsamplituden nach Gl. (3.8) in einen elastischen und plastischen Dehnungsanteil unterteilt. In diesem Zusammenhang stellt sich die Frage nach dem zu verwendenden Elastizitätsmodul, für den je nach Auswertemethode unterschiedliche Werte herangezogen werden können [207]. Aufgrund von Unsicherheiten bei der Ermittlung des Elastizitätsmoduls (an der stabilisierten σ - ε -Hysterese), wird in [185, 207] die Verwendung eines werkstoffgruppenabhängigen Werts empfohlen. Für Stahlfeinbleche wird dieser mit 206 GPa angenommen. Der im Zugversuch bestimmte Elastizitätsmodul des betrachteten Elektroblechs ist mit 181 GPa jedoch über 10 % niedriger als der vorgeschlagene werkstoffgruppenabhängige Wert, vgl. Tab. 4.1. Infolgedessen wird bei der experimentellen Ermittlung der zyklischen Werkstoffkennwerte auf den Elastizitätsmodul aus dem Zugversuch zurückgegriffen [119].

Die zyklischen Werkstoffkennwerte werden durch Regression aus den im Einstufenversuch ermittelten Größen abgeleitet. In der Literatur werden diesbezüglich unterschiedliche Regressionsmethoden verwendet bzw. vorgeschlagen [207]. Eine Möglichkeit stellt eine einfache lineare Regression für die beiden Dehnungsanteile $\varepsilon_{a,el}$ und $\varepsilon_{a,pl}$ der DWL nach SEP 1240 dar. Alternativ kann mit den genannten Größen eine orthogonale Regression durchgeführt werden, wie beispielsweise [12] zu entnehmen ist. Des Weiteren lässt sich eine räumliche Regression unter gleichzeitiger Berücksichtigung von Dehnungsamplitude ε_a , Spannungsamplitude σ_a und Schwingspielzahl N anwenden [65]. Für weitere Details zur Durchführung und den Vergleich der unterschiedlichen Methoden sei auf die Arbeit [207] verwiesen, in der zur Auswertung der Einstufenversuche letztlich die lineare Regression nach SEP 1240 empfohlen wird. Dabei ergeben sich die zyklischen Kennwerte der DWL gemäß Gl. (3.11) nach der Methode der kleinsten Abstandsquadrate⁷ für die logarithmierten Wertepaare der elastischen $\varepsilon_{a,el}$ bzw. plastischen Dehnungsamplitude $\varepsilon_{a,pl}$ und der Anrisschwingspielzahl N . Die Kenngrößen der ZSD werden im Anschluss über die Kompatibilitätsbedingungen nach Gl. (3.13) und Gl. (3.14) berechnet.

Unter Berücksichtigung der Empfehlungen in [76, 185] sind Einstufenversuche mit jeweils zwei bis drei Proben für die Dehnungsamplituden 0,8 %, 0,6 %, 0,4 %, 0,3 % und 0,2 % durchzuführen. Die geforderten Rauheitswerte von $R_z < 0,7 \mu\text{m}$ bzw. $R_a < 0,2 \mu\text{m}$ werden mit dem polierten Kantenzustand der verwendeten Proben erreicht. Bei der größten Dehnungsamplitude von 0,8 % weisen die aufgezeichneten σ - ε -Hysteresen aufgrund der geringen Blechdicke des Elektroblechs bereits Anzeichen eines einsetzenden Stabilitätsversagens auf, welches die Knickstütze nicht mehr vollständig verhindern kann [119]. Deshalb werden die Versuche mit geringfügig angepassten Dehnungsamplituden von 0,6 %, 0,4 %, 0,3 %, 0,25 % und 0,2 % durchgeführt. Weitere Details zu den dehnungsgeregelten Einstufenversuchen können [84] entnommen werden. Die Ergebnisse sind in Abb. 5.1 als Wertepaare (N, ε_a) bzw. $(\varepsilon_a, \sigma_a)$ mit der nach SEP 1240 ermittelten DWL und ZSD dargestellt. Es zeigt sich, dass die Einstufenversuche gut durch die DWL beschrieben werden, was grundsätzlich für eine geeignete Auswertung (Wahl des Elastizitätsmoduls, Regressionsmethode) spricht. Des Weiteren rechtfertigt die Übereinstimmung zwischen den Einstufenversuchen und der ZSD die Verwendung der angenommenen Kompatibilitätsbedingungen. Die beiden Kurven stellen die Referenz für den nachfolgenden Vergleich mit den rechnerisch abgeschätzten zyklischen Kennwerten dar.

⁷Minimierung der Abstandsquadrate in Richtung der (Anriss)schwingspielzahl

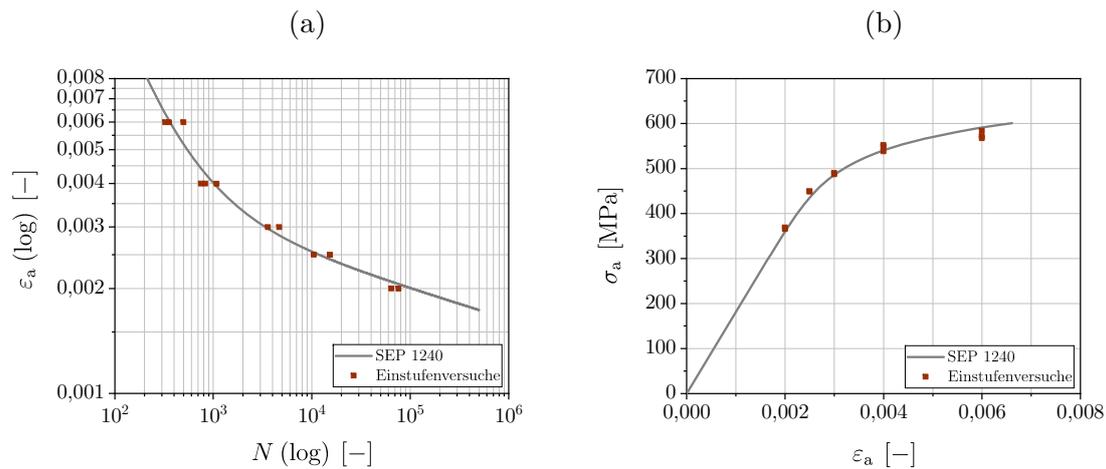


Abb. 5.1: Experimentell ermittelte zyklische Werkstoffkennwerte [119], (a) Dehnungswöhlerlinie, (b) zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve

Rechnerische Abschätzung

Es sind zahlreiche Methoden entwickelt worden, mit denen sich die zyklischen Werkstoffkennwerte aus quasistatischen Kenngrößen abschätzen lassen [119]. Entsprechende Übersichten und Anwendungsempfehlungen können beispielsweise den Arbeiten [206, 207] entnommen werden. Für das in der vorliegenden Arbeit betrachtete Elektroblech werden fünf Abschätzmethode verglichen, die vor allem für die Werkstoffgruppe Stahl und Stahlfeinbleche empfohlen werden [207]:

- Uniform Material Law (UML) [12]
- Uniform Material Law + (UML+) [94]
- Method of Variable Slopes 2006 (MVS06) [94]
- FKM-Methode [207]
- FKM⁺-Methode [207]

Die rechnerische Abschätzung nach dem UML bzw. UML+ und der MVS06 setzt als Eingabegrößen den Elastizitätsmodul E und die Zugfestigkeit R_m des Werkstoffs voraus. Bei der Anwendung sind die zulässigen Wertebereiche der jeweiligen Methoden zu beachten und die zyklischen Kennwerte gemäß den Angaben in Anhang D abzuschätzen. Der FKM- und FKM⁺-Methode liegt die Annahme eines werkstoffgruppenabhängigen Elastizitätsmoduls zugrunde, welcher für Stahl mit 206 GPa angegeben wird. Im Fall der FKM-Methode lassen sich die zyklischen Kennwerte dadurch lediglich mit der Zugfestigkeit des Werkstoffs abschätzen. Mit der FKM⁺-Methode steht darüber hinaus ein Ansatz zur Verfügung, der neben der Zugfestigkeit zusätzlich die Streck- bzw. Fließgrenze R_e und die Bruchdehnung A des Werkstoffs berücksichtigt.

Unabhängig von der Wahl der Abschätzmethode führen die rechnerisch ermittelten Werkstoffkennwerte im Allgemeinen zu einer schlechteren Übereinstimmung der DWL bzw. der ZSD mit den durchgeführten Einstufenversuchen, als dies für die experimentell bestimmten zyklischen Kennwerte der Fall ist, vgl. Abb. 5.2. Besonders im Bereich niedrigerer Schwingungszahlen $N < 10^4$ weichen die ermittelten DWL von den Einstufen-

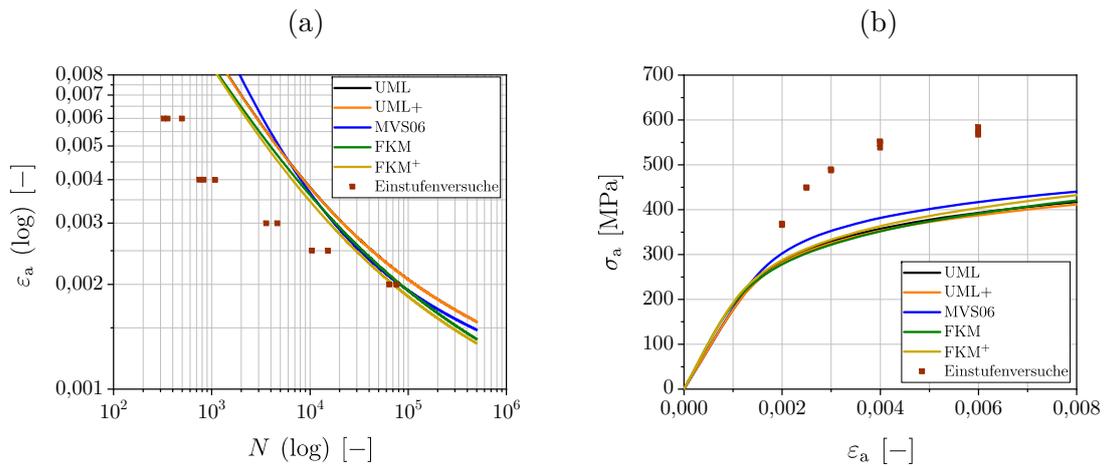


Abb. 5.2: Rechnerisch abgeschätzte zyklische Werkstoffkennwerte [119], (a) Dehnungswöhlerlinie, (b) zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve

versuchen hin zu höheren ertragbaren Dehnungsamplituden ab. Infolgedessen kommt es bei den ZSD mit zunehmendem plastischen Dehnungsanteil zu einer Unterschätzung der Spannungsamplituden. Weiterhin lässt sich festhalten, dass sich mit allen betrachteten Abschätzmethoden ähnliche Verläufe der DWL und ZSD ergeben.

Um die zyklischen Kennwerte miteinander vergleichen zu können, werden in Anlehnung an [207, 208] Kennzahlen eingeführt, mit denen eine Aussage darüber getroffen werden kann, wie gut die Einstufenversuche beschrieben werden. Dazu werden für die Dehnungsamplitude jedes Einstufenversuches zunächst die zugehörigen Anrisschwingspielzahlen N_{ZK} mit den zyklischen Kennwerten der DWL bestimmt. Diese werden anschließend den in den Einstufenversuchen aufgenommenen tatsächlichen Anrisschwingspielzahlen N_{exp} in Form von Quotienten (N_{exp}/N_{ZK}) gegenübergestellt. In gleicher Weise werden für die ZSD die Quotienten aus den in den Einstufenversuchen aufgenommenen Spannungsamplituden und den mit den zyklischen Kennwerten berechneten Spannungsamplituden ($\sigma_{a,exp}/\sigma_{a,ZK}$) bestimmt. Bei den Betrachtungen ist die Versuchsstreuung der Einstufenversuche gemäß der Vorgehensweise in [207, 208] berücksichtigt worden. Aus den Quotienten werden letztlich der logarithmische Mittelwert m und die Streuspanne T berechnet:

$$m = 10^{\frac{1}{n} \cdot \sum_{i=1}^n \lg(x_i)} \quad (5.1)$$

$$T = \frac{Q_{90\%}(X)}{Q_{10\%}(X)} \quad (5.2)$$

Die Streuspanne T ist als das Verhältnis des 90 %-Quantils $Q_{90\%}$ zum 10 %-Quantil $Q_{10\%}$ der Stichprobe $X = x_1, x_2, \dots, x_n$ der berechneten Quotienten (N_{exp}/N_{ZK}) bzw. ($\sigma_{a,exp}/\sigma_{a,ZK}$) definiert [207]. Sie lässt sich als Maß für die Streuung und folglich als ein Kriterium zur Bewertung der zyklischen Kennwerte heranziehen. Die Bestimmung der Quantile erfolgt dabei durch lineare Interpolation zwischen den jeweiligen Quotienten. Mit dem logarithmischen Mittelwert m kann darüber hinaus die Übereinstimmung zwischen den Einstufenversuchen und der DWL bzw. ZSD beurteilt werden. Eine ideale Beschreibung der Einstufenversuche liegt dann vor, wenn $m = 1$ und die Streuspanne gegen den Wert

$T = 1$ tendiert. Wie erwartet führen die experimentell ermittelten zyklischen Kennwerte (SEP 1240) zu der besten Übereinstimmung mit den Einstufenversuchen und der niedrigsten Streuspanne, vgl. Tab. 5.1. Die bereits in Abb. 5.2 ersichtliche Abweichung der rechnerisch abgeschätzten DWL äußert sich in größeren Streuspannen und logarithmischen Mittelwerten, die sich merklich von einer idealen Beschreibung der Einstufenversuche $m = 1$ unterscheiden. Die FKM⁺-Methode weist trotz der Verwendung eines werkstoffgruppenabhängigen Elastizitätsmoduls mit einem logarithmischen Mittelwert von $m = 0,281$ die beste Übereinstimmung der DWL mit den durchgeführten Einstufenversuchen auf. Bei Betrachtung der ZSD zeigen sich ähnliche Zusammenhänge für die berechneten Kennzahlen. Hierbei resultiert die MVS06 in einer geringfügig besseren Beschreibung der Einstufenversuche als die anderen rechnerischen Abschätzmethoden.

Die Auftragung der Anrisschwingspielzahlen N_{ZK} über den in den Einstufenversuchen ermittelten Anrisschwingspielzahlen N_{exp} ermöglicht abschließend eine grafische Beurteilung, ob die auf den zyklischen Kennwerten basierenden Lebensdauern auf der konservativen oder unsicheren Seite liegen, vgl. Abb. 5.3. Wertepaare (N_{exp}, N_{ZK}) , die entlang der Winkelhalbierenden verlaufen, weisen auf eine gute Beschreibung der Einstufenversuche hin, was lediglich für die experimentell ermittelten zyklischen Kennwerte (SEP 1240) der Fall ist. Die rechnerischen Abschätzmethoden führen hingegen zu höheren ertragbaren Anrisschwingspielzahlen N_{ZK} , die über den experimentellen Werten N_{exp} und folglich auf der unsicheren Seite liegen. Dies lässt sich insbesondere für den Kurzzeitfestigkeitsbereich feststellen. Im Zeitfestigkeitsbereich nähern sich die Werte jedoch ab einer Anrisschwingspielzahl von etwa 10^5 an. Basierend auf den in Abb. 5.2 dargestellten Verläufen der DWL ist zu erwarten, dass die rechnerisch abgeschätzten zyklischen Kennwerte mit zunehmender Anrisschwingspielzahl zu konservativeren Ergebnissen führen.

Letztlich unterscheiden sich die rechnerischen Abschätzmethoden bei der Ermittlung der zyklischen Kennwerte nur geringfügig. Aus diesem Grund kann keine konkrete Empfehlung für die betrachtete Elektroblechgüte gegeben werden. Die FKM⁺-Methode führt abgesehen von der experimentellen Ermittlung der zyklischen Kennwerte zur besten Übereinstimmung mit den Einstufenversuchen, benötigt jedoch im Gegensatz zur vergleichbaren FKM-Methode neben der Zugfestigkeit des Werkstoffs weitere Eingabegrößen. Besteht die Möglichkeit der Durchführung von Einstufenversuchen, so ist die experimentelle Bestimmung der zyklischen Kennwerte der rechnerischen Abschätzung grundsätz-

Tab. 5.1: Kennzahlen zur Bewertung der ermittelten zyklischen Werkstoffkennwerte [119]

Methode	Dehnungswöhlerlinie		Zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve	
	m [-]	T [-]	m [-]	T [-]
SEP 1240	0,955	1,881	1,005	1,061
UML	0,202	7,515	1,443	1,167
UML+	0,203	7,490	1,459	1,170
MVS06	0,229	11,564	1,352	1,167
FKM	0,248	9,142	1,465	1,161
FKM ⁺	0,281	9,660	1,419	1,162

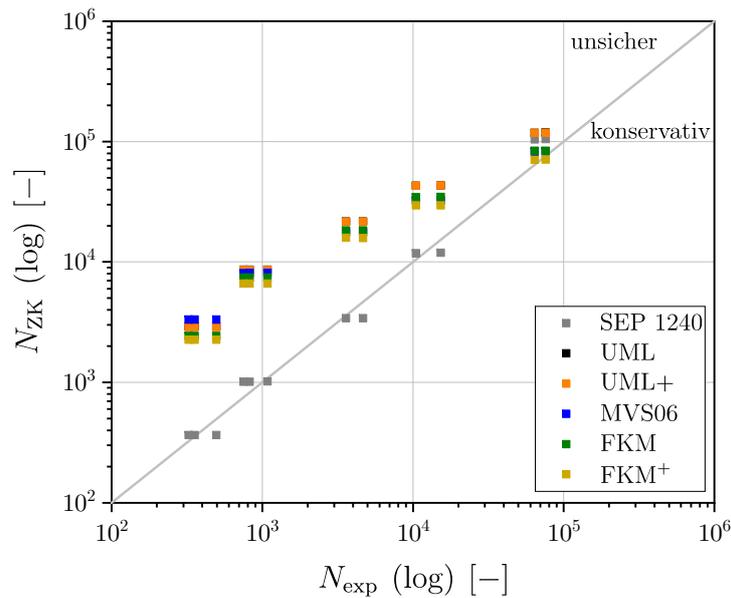


Abb. 5.3: Vergleich der in den Einstufenversuchen mit den basierend auf den zyklischen Kennwerten ermittelten Anrisschwingenspielzahlen [119]

lich vorzuziehen. Für den nachfolgenden Lebensdauernachweis werden entsprechend der erlangten Erkenntnisse sowohl die gemäß dem SEP 1240 ermittelten als auch die nach der FKM-Methode abgeschätzten zyklischen Kennwerte berücksichtigt.

5.2.2 Schädigungsparameter-Wöhlerlinien

Durch Einsetzen der zyklischen Kennwerte in Gl. (3.21) kann unmittelbar auf die P_{SWT} -Wöhlerlinie geschlossen werden. Der bilineare Ansatz, Gl. (3.27), welcher in Kombination mit dem Schädigungsparameter P_{RAM} Verwendung findet, wird mithilfe von drei Stützwerten $N_0 = 10$, $N_1 = 10^3$ und $N_2 = 10^5$ angenähert. Für jeden Stützwert N_i werden aus der P_{SWT} -Wöhlerlinie, Gl. (3.21), die zugehörigen Schädigungsparameter $P_i = P_{\text{SWT}}(N_i)$ und anschließend die Exponenten $k_{\text{RAM},1}$ und $k_{\text{RAM},2}$ sowie die Lageparameter $C_{\text{RAM},1}$ und $C_{\text{RAM},2}$ berechnet [70]:

$$k_{\text{RAM},i} = \frac{\lg(N_{i-1}) - \lg(N_i)}{\lg(P_i) - \lg(P_{i-1})} \quad (5.3)$$

$$C_{\text{RAM},i} = 10^{\lg(N_i) + k_i \cdot \lg(P_i)} \quad (5.4)$$

Die Bestimmung der P_J -Wöhlerlinie gestaltet sich schwieriger, da kein direkter Zusammenhang mit den zyklischen Werkstoffkennwerten besteht, s. Abschnitt 3.4.2. Für den Fall der anhand von Einstufenversuchen experimentell ermittelten zyklischen Kennwerte werden der Exponent m_J und Lageparameter Q der P_J -Wöhlerlinie, Gl. (3.25), durch Regression bestimmt. Die Minimierung der Abstandsquadrate erfolgt dabei in Richtung der (Anriss)schwingenspielzahl. Mit den rechnerisch abgeschätzten zyklischen Kennwerten wird der Schädigungsparameter P_J gemäß den Empfehlungen⁸ in [207] für zwei Stütz-

⁸Bezogen auf die rechnerische Abschätzung nach der FKM-Methode

Tab. 5.2: Kennwerte des Stützwirkungsmodells für die gekerbte Flachprobe mit Innenbohrung

A_σ [mm ²]	A_{ref} [mm ²]	n_{st} [-]	G [mm ⁻¹]	\bar{n}_{bm} [-]	n_{bm} [-]	n_{P} [-]
0,0108	500	1,4305	1,8274	0,6842	1	1,4305

werte $N_1 = 10$ und $N_2 = 100$ berechnet. Dadurch lassen sich im Anschluss ebenfalls der Exponent m_J und Lageparameter Q der P_J -Wöhlerlinie ermitteln.

Bei der Bestimmung der P -Wöhlerlinien ist zu beachten, dass diese zur Berücksichtigung des Größeneinflusses mit einem geeigneten Stützwirkungsmodell angepasst werden müssen, s. Abschnitt 3.4.3. In der vorliegenden Arbeit erfolgt dazu gemäß Anhang C die Berechnung einer statistischen Stützzahl n_{st} und einer bruchmechanischen Stützzahl n_{bm} , die nach Gl. (C.1) zur werkstoffmechanischen Stützzahl n_{P} zusammengefasst werden. Die statistische Stützzahl ergibt sich mit Gl. (C.2) und Gl. (C.3) zu $n_{\text{st}} = 1,4305$, vgl. Tab. 5.2. Hierbei wurde die zur Berechnung benötigte hochbeanspruchte Oberfläche des Bauteils A_σ mittels linear-elastischer FE-Simulation abgeschätzt. Die Diskretisierung des FE-Modells erfolgte mit viereckigen Schalenelementen des Typs S4R (lineare Ansatzfunktion, reduzierte Integration). Nach der Methode SPIEL resultiert für die betrachtete Flachprobe mit Innenbohrung eine hochbeanspruchte Oberfläche von $A_\sigma = 0,0108$ mm². Diese ist erwartungsgemäß deutlich kleiner als die hochbeanspruchte Oberfläche des Referenzvolumens bzw. der ungekerbten Flachprobe, welche mit $A_{\text{ref}} = 500$ mm² angenommen wird. Zur Bestimmung der bruchmechanischen Stützzahl n_{bm} nach Gl. (C.4) bis Gl. (C.6) wird mit dem FE-Modell der gekerbten Flachprobe der maximale bezogene Spannungsgradient ermittelt, der sich zu $G = 1,8274$ mm⁻¹ ergibt. Für die bruchmechanische Stützzahl folgt damit $n_{\text{bm}} = 1$. Die P_{SWT} - bzw. P_{RAM} -Wöhlerlinien werden schließlich um den Faktor n_{P} zu höheren Beanspruchungen verschoben. Im Fall des Schädigungsparameters P_J bzw. P_{RAJ} ist zu berücksichtigen, dass die Spannungen quadratisch eingehen und daher die Verschiebung der zugehörigen P -Wöhlerlinien ebenfalls um den quadrierten Wert n_{P}^2 erfolgen muss [70, 74].

Da die P -Wöhlerlinien ausgehend von den DWL abgeleitet werden, verwundert es nicht, dass die experimentell ermittelten zyklischen Kennwerte (SEP 1240) im Vergleich zu den rechnerisch abgeschätzten (FKM) zu unterschiedlichen Verläufen führen, vgl. Abb. 5.4. Die in Abschnitt 5.2.1 getroffenen Aussagen in Bezug auf den Vergleich der entsprechenden DWL können demnach grundsätzlich für die P -Wöhlerlinien übernommen werden. Zur besseren Einordnung der Ergebnisse sind die Einstufenversuche mit ihren zugehörigen Schädigungsparametern P_{SWT} bzw. P_J eingezeichnet. Die eigentlichen Werte der Schädigungsparameter wurden dabei um den Effekt der Stützwirkung angepasst, um den grafischen Vergleich mit den bereits zu höheren Beanspruchungen verschobenen P -Wöhlerlinien zu ermöglichen. Bei der Betrachtung von Abb. 5.4 (a) fällt auf, dass die bilineare P_{RAM} -Wöhlerlinie basierend auf den experimentell bestimmten zyklischen Kennwerten im Bereich $N < 10^3$ zu größeren Abweichungen mit der eigentlichen P_{SWT} -Wöhlerlinie führt, als dies der Fall für die rechnerisch abgeschätzten Kennwerte ist. Des Weiteren weisen die bilinearen P_{RAM} -Wöhlerlinien unabhängig von der Wahl der zyklischen Kennwerte für Schwingenspielzahlen $N > 10^5$ einen steileren Verlauf als die P_{SWT} -Wöhlerlinien auf. Für die P_J - bzw. P_{RAJ} -Wöhlerlinien lässt sich festhalten, dass die Ver-

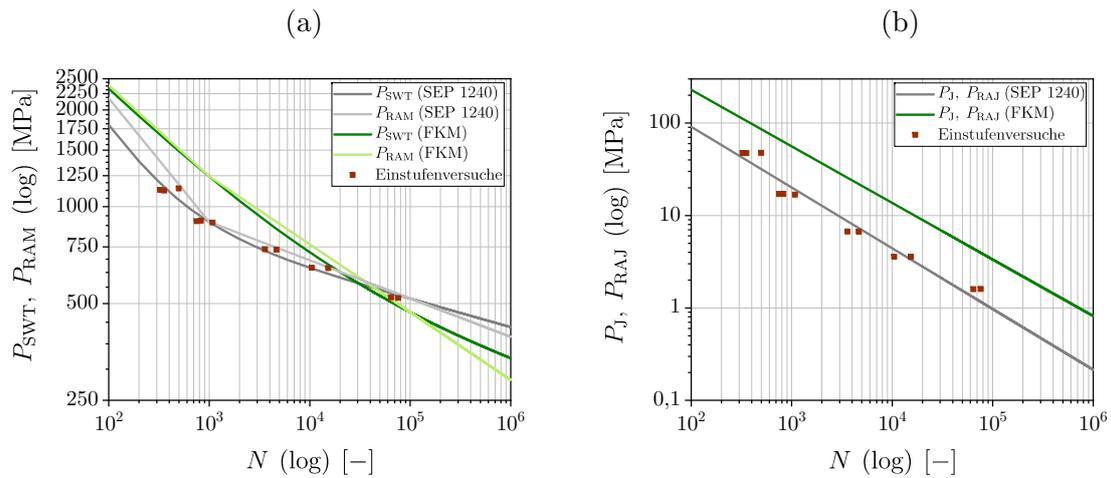


Abb. 5.4: P-Wöhlerlinien in Abhängigkeit der zyklischen Kennwerte, (a) Schädigungsparameter P_{SWT} , P_{RAM} , (b) Schädigungsparameter P_J , P_{RAJ}

wendung experimentell bestimmter und rechnerisch abgeschätzter zyklischer Kennwerte zu vergleichbaren Neigungen, jedoch grundsätzlich zu unterschiedlichen Lageparametern führt, vgl. Abb. 5.4 (b).

5.2.3 Ermittlung der Kerbgrundbeanspruchung

Zur Ermittlung der Kerbgrundbeanspruchung werden FE-Berechnungen durchgeführt, die die Auswertung der Last-Kerbdehnungs-Beziehung (L - ε_a -Beziehung) am versagenskritischen Ort⁹ der gekerbten Flachprobe ermöglichen. Die Beschreibung des elastisch-plastischen Werkstoffverhaltens erfolgt für die Erstbelastung mit der ZSD nach Gl. (3.12) und für die Beanspruchung nach Belastungsumkehr mit der verdoppelten Erstbelastungskurve nach Gl. (3.15). Zur Diskretisierung des FE-Modells werden wie zuvor viereckige Schalenelemente des Typs S4R (lineare Ansatzfunktion, reduzierte Integration) verwendet. Die Auswertung der Beanspruchungsgrößen ist mit wahren Spannungen und Dehnungen durchzuführen. Da im Kerbgrund ein einachsiger Beanspruchungszustand vorliegt, kann auf die Verwendung einer Vergleichsspannungs- bzw. Vergleichsdehnungshypothese verzichtet werden. Die L - ε_a -Beziehungen lassen sich bezogen auf den Nennquerschnitt der gekerbten Flachprobe mit der Nennspannung σ_{nenn} bzw. der zu- oder abnehmenden Nennspannung bei Belastungsumkehr $\Delta\sigma_{\text{nenn}}$ darstellen, vgl. Abb. 5.5. Des Weiteren werden im Rahmen der FE-Berechnungen die zugehörigen örtlichen Spannungs-Dehnungs-Pfade für die Erstbelastung σ_a - ε_a bzw. bei wiederholter Beanspruchung $\Delta\sigma_a$ - $\Delta\varepsilon_a$ bestimmt. Die Verwendung der experimentell ermittelten (SEP 1240) und rechnerisch abgeschätzten (FKM) zyklischen Kennwerte führt dabei zu deutlichen Unterschieden bei den L - ε_a -Beziehungen und örtlichen Spannungs-Dehnungs-Pfaden. Dies lässt sich auf den flacheren Verlauf der rechnerisch abgeschätzten ZSD zurückführen, der im Vergleich zur experimentell bestimmten ZSD bei gleicher Spannungsamplitude zu deutlich höheren (elastisch-plastischen) Dehnungsamplituden führt, s. Abschnitt 5.2.1.

⁹Knotenpunkt des FE-Netzes mit den höchsten Spannungen

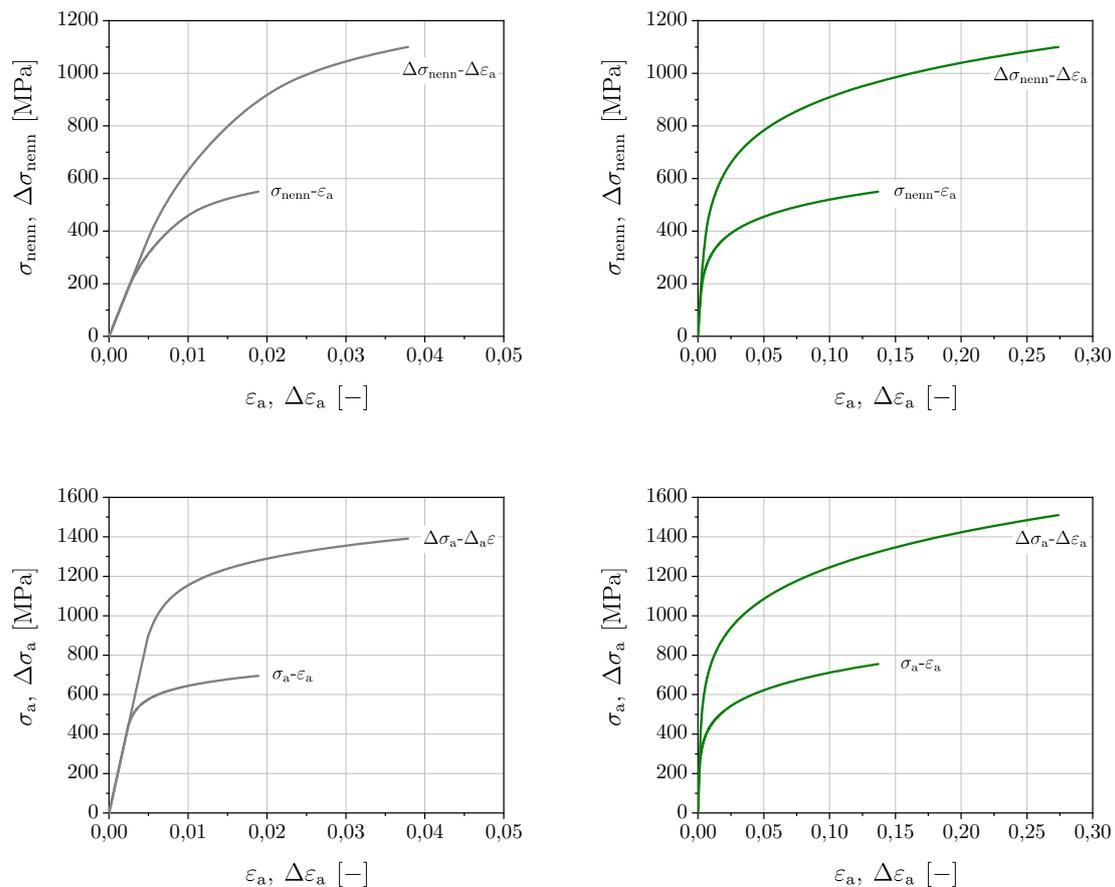


Abb. 5.5: Kerbgrundbeanspruchung der gekerbten Flachprobe mit Innenbohrung in Abhängigkeit der zyklischen Kennwerte, oben: L - ε_a -Beziehung, unten: Örtlicher Spannungs-Dehnungs-Pfad, links: SEP 1240, rechts: FKM

Mit den L - ε_a -Beziehungen kann somit von den oberen und unteren Umkehrpunkten der betrachteten Last-Zeit-Folgen $L = (\sigma_o, \sigma_u)$, welche in Nennspannungen vorliegen, auf die örtlichen, im Kerbgrund wirkenden Spannungs-Dehnungs-Pfade geschlossen werden. Dadurch ergibt sich die zugehörige σ - ε -Hysterese, deren Schädigungswirkung anschließend mithilfe der Schädigungsparameter bewertet wird, s. Abschnitt 3.4.2. Aus den entsprechenden P -Wöhlerlinien folgt für die einstufige Schwingbeanspruchung unmittelbar die Lebensdauer bis zum technischen Anriss.

5.3 Ergebnisdarstellung und Validierung

Nachdem die zyklischen Kennwerte sowohl experimentell bestimmt (SEP 1240) als auch rechnerisch abgeschätzt (FKM) vorliegen, stellt sich die Frage, welche Unterschiede sich mit den beiden Vorgehensweisen bei der rechnerischen Lebensdauerabschätzung nach dem örtlichen Konzept ergeben. Zudem ist je nach Wahl des Schädigungsparameters eine mehr oder weniger starke Beeinflussung der Ergebnisse aufgrund der unterschiedlichen Bewertung des schädigungsrelevanten Beanspruchungszustands zu erwarten. Um

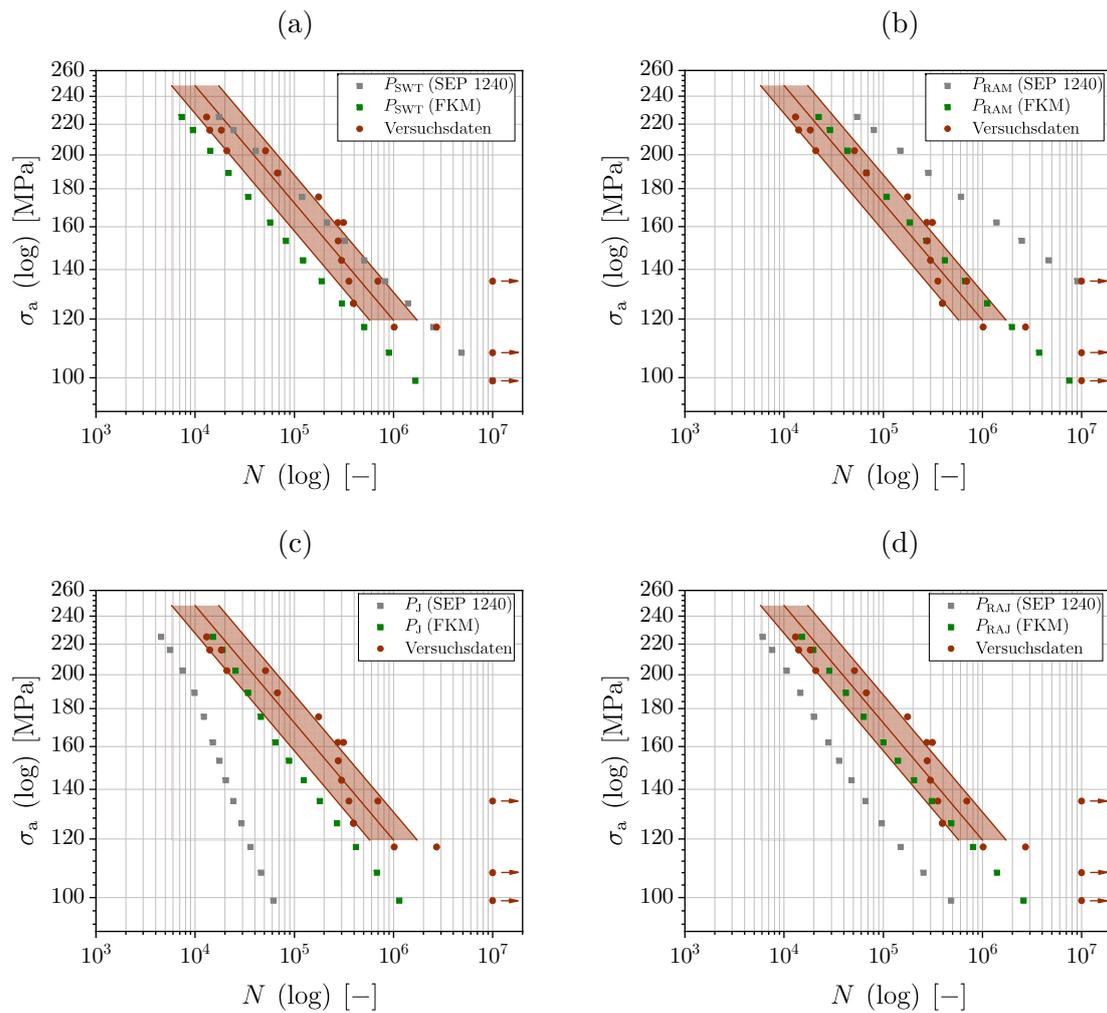


Abb. 5.6: Vergleich der berechneten mit den in Schwingfestigkeitsversuchen ermittelten Anrisschwingspielzahlen der gekerbten Flachprobe mit Innenbohrung für die Schädigungsparameter (a) P_{SWT} , (b) P_{RAM} , (c) P_J , (d) P_{RAJ}

eine Aussage darüber treffen zu können, wie gut die Lebensdauer des Elektroblechs (ohne Berücksichtigung fertigungsbedingter Einflussgrößen) erfasst werden kann, werden die berechneten den experimentell bestimmten Anrisschwingspielzahlen der gekerbten Flachprobe gegenübergestellt, vgl. Abb. 5.6. Die experimentellen Anrisschwingspielzahlen beziehen sich auf den polierten (Referenz)kantenzustand bzw. eine Probenentnahmerichtung längs zur Walzrichtung und sind gemäß der in Abschnitt 5.1 festgelegten Referenzlastkonfiguration ($R_\sigma = 0,1$) im Schwingfestigkeitsversuch ermittelt worden. Zur besseren Einordnung der Ergebnisse sind die resultierende Zeitfestigkeitsgerade für eine mittlere Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_{\dot{U}} = 50\%$ sowie das zugehörige Streuband für $P_{\dot{U}} = 10\%$ bzw. $P_{\dot{U}} = 90\%$ nach DIN 50100 (Anhang E) [51] dargestellt. Versuchsdaten oberhalb einer Schwingspielzahl von 10^6 blieben bei der Ermittlung der Zeitfestigkeitsgeraden unberücksichtigt. Die mit einem Pfeil versehenen Datenpunkte kennzeichnen Durchläufer, bei denen nach 10^7 Schwingspielen kein Versagen eingetreten ist.

Bei der Betrachtung von Abb. 5.6 (a) zeigt sich, dass die mit dem Schädigungsparameter P_{SWT} berechneten Anrisschwingspielzahlen unter Verwendung der experimentell bestimmten zyklischen Kennwerte eine gute Übereinstimmung mit den Versuchsdaten aufweisen. Die Anrisschwingspielzahlen fallen in weiten Bereichen mit dem Streuband der Zeitfestigkeitsgeraden zusammen, was die grundsätzliche Eignung des Schädigungsparameters hervorhebt. Im Fall der rechnerisch abgeschätzten zyklischen Kennwerte ergeben sich konservativere Lebensdauern, die nahe an der unteren Streubandgrenze liegen. Dies lässt sich durch die Lage der P_{SWT} -Wöhlerlinie (FKM) erklären, die mit den berechneten Schädigungsparameterwerten der betrachteten Last-Zeit-Folgen stets zu niedrigeren Anrisschwingspielzahlen als die P_{SWT} -Wöhlerlinie (SEP 1240) führt. Die Verwendung des Schädigungsparameters P_{RAM} resultiert im Vergleich zum Schädigungsparameter P_{SWT} grundsätzlich in höheren Anrisschwingspielzahlen vgl. Abb. 5.6 (b). Mit den experimentell ermittelten zyklischen Kennwerten liegen die berechneten Lebensdauern nun insbesondere für $N > 10^6$ deutlich oberhalb des Streubandes. Hingegen zeigt sich mit den rechnerisch abgeschätzten zyklischen Kennwerten eine ähnlich gute Übereinstimmung der Anrisschwingspielzahlen mit den Versuchsdaten, wie dies zuvor mit dem Schädigungsparameter P_{SWT} (SEP 1240) der Fall war.

Die Kombination des Schädigungsparameters P_J mit den experimentell bestimmten zyklischen Kennwerten äußert sich in der konservativsten Lebensdauerabschätzung des Elektroblechs, vgl. Abb. 5.6 (c). Werden die rechnerisch abgeschätzten zyklischen Kennwerte verwendet, so führt dies zu einer Verschiebung der Anrisschwingspielzahlen hin zur unteren Streubandgrenze der Zeitfestigkeitsgeraden. Der Unterschied lässt sich in analoger Weise zum Schädigungsparameter P_{SWT} durch die Lage der P_J -Wöhlerlinien begründen. Die berechneten Schädigungsparameterwerte liefern im Fall der P_J -Wöhlerlinie (FKM) für jede betrachtete Last-Zeit-Folge höhere Anrisschwingspielzahlen als die stets darunter verlaufende P_J -Wöhlerlinie (SEP 1240). Genau wie zuvor beim Schädigungsparameter P_{RAM} wird bei der Lebensdauerabschätzung mit dem Schädigungsparameter P_{RAJ} der Beanspruchungszustand als weniger schädigungsrelevant bewertet und damit höhere Anrisschwingspielzahlen ermittelt, vgl. Abb. 5.6 (d). Mit den rechnerisch abgeschätzten zyklischen Kennwerten resultiert dadurch eine ebenfalls zufriedenstellende Übereinstimmung mit der Lage und Neigung der Zeitfestigkeitsgeraden.

Abschließend lässt sich festhalten, dass die Wahl des Schädigungsparameters beim rechnerischen Lebensdauernachweis nach dem örtlichen Konzept in Abhängigkeit der zugrundeliegenden zyklischen Kennwerte erfolgen sollte. Prinzipiell werden gute Ergebnisse für die betrachtete Elektroblechgüte erzielt, falls die experimentell ermittelten zyklischen Kennwerte und der Schädigungsparameter P_{SWT} verwendet werden. Lassen sich die zyklischen Kennwerte lediglich rechnerisch abschätzen, so kann der Lebensdauernachweis mit dem Schädigungsparameter P_{RAM} bzw. P_{RAJ} nahe gelegt werden. Hierbei führt letzterer zu einer eher konservativen Berechnung der Anrisschwingspielzahlen, während der Schädigungsparameter P_{RAM} zwischen den Zeitfestigkeitsgeraden für eine Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_{\text{Ü}} = 50\%$ und $P_{\text{Ü}} = 90\%$ liegt. Der Schädigungsparameter P_J resultiert im Allgemeinen in deutlich konservativeren Anrisschwingspielzahlen, wodurch die Lebensdauer unterschätzt wird. Insbesondere für niedrigere Beanspruchungsniveaus wird der schädigungsrelevante Beanspruchungszustand der zugehörigen σ - ε -Hysteresen mit dem Schädigungsparameter P_J zu hoch bewertet, was sich jedoch durch den Mittelspannungsfaktor im Schädigungsparameter P_{RAJ} zum Teil korrigieren lässt.

Für die rechnerisch abgeschätzten zyklischen Kennwerte sind klare Abweichungen der DWL und ZSD von den durchgeführten Einstufenversuchen zu erkennen, s. Abschnitt 5.2.1. Diese werden grundsätzlich auf die P -Wöhlerlinien und örtlichen Spannungs-Dehnungs-Pfade (Kerbgrundbeanspruchung) übertragen. Dennoch lassen sich für die betrachtete Referenzlastkonfiguration und untersuchten Last-Zeit-Folgen gute Übereinstimmungen mit den Versuchsdaten erzielen. Eine alleinige Bewertung der zyklischen Kennwerte in Bezug auf die Einstufenversuche ist daher nicht ausreichend, um letztlich auf die Treffsicherheit der berechneten Anrisslebensdauern schließen zu können.

6 Modellbildung zur Erfassung des Herstellungs- und Verarbeitungsprozesses

Im Folgenden werden verschiedene Modelle vorgestellt, um die fertigungsbedingte Beeinflussung der mechanischen Materialeigenschaften von Elektroblech rechnerisch erfassen zu können. Durch die gezielte Modellierung der in Abschnitt 2.3.3 herausgestellten Einflussgrößen gelingt dabei eine möglichst separierte Betrachtung der einzelnen Fertigungseinflüsse, was im Rahmen experimenteller Untersuchungen in der Regel nicht der Fall ist. Zunächst wird ein elastisch-plastisches Materialmodell kalibriert, das die grundlegende Betrachtung des zyklischen transienten Werkstoffverhaltens ermöglicht. Daraufhin erfolgt die Modellierung der richtungsabhängigen Materialeigenschaften des Elektroblechs sowie der Schnittflächenkenngrößen zur Darstellung des schergeschnittenen Kantenzustands. Darüber hinaus werden der Eigenspannungszustand und die Härteverteilung im Bereich der Schnittkante betrachtet. Zur Umsetzung der Modelle kam die FE-Simulationssoftware ABAQUS 2020 [44] zum Einsatz.

6.1 Modellierung zyklischer Plastizität

Die Simulation des elastisch-plastischen Werkstoffverhaltens unter zyklischer Beanspruchung im Rahmen von FE-Berechnungen bedarf eines konstitutiven Materialmodells, welches in der Lage ist, die phänomenologischen Mechanismen der zyklischen Plastizität korrekt wiederzugeben. In diesem Zusammenhang muss der Bauschinger-Effekt [13] durch Verringerung der Fließgrenze bei wiederholter Beanspruchung erfasst werden. Neben dem unterschiedlichen Spannungs-Dehnungs-Verhalten des Werkstoffs bei Erstbelastung und Belastungsumkehr, sind zur vollständigen Beschreibung der entstehenden σ - ε -Hysteresen zudem die in Abschnitt 3.1.2 dargestellten transienten Vorgänge zu berücksichtigen. Diese umfassen sowohl die zyklische Ver- bzw. Entfestigung als auch das zyklische Kriechen und die zyklische Mittelspannungsrelaxation bei von Null verschiedenen Mittelspannungen bzw. -dehnungen. Grundsätzlich stehen unterschiedliche Materialmodelle zur Verfügung, mit denen sich die zyklische Plastizität in geeigneter Art und Weise darstellen lässt. Entsprechende Übersichten mit den zugehörigen Konstitutivgleichungen können beispielsweise der Arbeit [93] entnommen werden.

In der vorliegenden Arbeit wird das Materialmodell nach Lemaitre und Chaboche [125] unter Berücksichtigung isotroper-kinematischer Verfestigung verwendet. Durch die kombinierte Verfestigung wird die Beschreibung des Spannungs-Dehnungs-Verhaltens in Abhängigkeit der Zyklenzahl ermöglicht, wodurch sowohl der transiente Beanspruchungsablauf als auch der zyklisch stabilisierte Zustand simuliert werden können [117, 168]. Des Weiteren erlaubt die kombinierte Verfestigung die korrekte Darstellung der Fließgrenze bzw. des Fließplateaus im ersten Halbzyklus.

6.1.1 Materialmodell mit kombinierter Verfestigung

Im Folgenden werden die grundlegenden Gleichungen und Kenngrößen vorgestellt, die zur Kalibrierung des Materialmodells benötigt werden. Für eine ausführlichere Darstellung der Zusammenhänge sei an dieser Stelle zusätzlich auf [34, 93, 125] verwiesen. Das Materialmodell ist in den meisten FE-Simulationsumgebungen implementiert und wird üblicherweise mit dem Fließkriterium nach von Mises verwendet, welches als Funktion des deviatorischen Anteils des Spannungs- $\boldsymbol{\sigma}'$ bzw. Rückspannungstensors $\boldsymbol{\alpha}'$ und der aktuellen Fließspannung σ^0 ausgedrückt werden kann [117]:

$$F_{\text{vM}} = \sqrt{\frac{3}{2} (\boldsymbol{\sigma}' - \boldsymbol{\alpha}') : (\boldsymbol{\sigma}' - \boldsymbol{\alpha}')} - \sigma^0 = 0 \quad (6.1)$$

Die Entwicklung der plastischen Verformung bei Erreichen der Elastizitätsgrenze wird anhand der assoziierten Fließregel beschrieben. Hierbei wird die plastische Dehnrate $\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_{\text{pl}}$ in Abhängigkeit der plastischen Vergleichsdehnrate $\dot{\bar{\varepsilon}}_{\text{pl}}$ definiert [44, 117]:

$$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_{\text{pl}} = \dot{\bar{\varepsilon}}_{\text{pl}} \frac{\partial F_{\text{vM}}}{\partial \boldsymbol{\sigma}}; \quad \dot{\bar{\varepsilon}}_{\text{pl}} = \sqrt{\frac{2}{3} \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_{\text{pl}} : \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_{\text{pl}}} \quad (6.2)$$

Die kinematische Verfestigungsregel des Materialmodells basiert auf dem Ansatz von Armstrong-Frederick [6, 78], der eine Erweiterung von Pragers linearer Verfestigungsregel [158] um einen zusätzlichen nichtlinearen Term darstellt. Mit den Materialparametern C und γ lässt sich für den Ansatz wie folgt schreiben [117, 125]:

$$\dot{\boldsymbol{\alpha}} = \frac{2}{3} C \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_{\text{pl}} - \gamma \boldsymbol{\alpha} \dot{\bar{\varepsilon}}_{\text{pl}} \quad (6.3)$$

Hierbei beschreibt C den anfänglichen kinematischen Verfestigungsmodul und γ die kinematische Verfestigungsrate, mit der C bei zunehmender plastischer Verformung abnimmt [125, 153]. Für eine einachsige, proportionale Beanspruchung führt die Integration von Gl. (6.3) zur Entwicklungsgleichung der Rückspannung α [117]:

$$\alpha = \psi \frac{C}{\gamma} + \left(\alpha_0 - \psi \frac{C}{\gamma} \right) e^{-\psi \gamma (\varepsilon_{\text{pl}} - \varepsilon_{\text{pl},0})} \quad (6.4)$$

Bei den Kenngrößen α_0 und $\varepsilon_{\text{pl},0}$ handelt es sich um die Anfangswerte der Rückspannung bzw. der plastischen Dehnung bei einsetzender plastischer Verformung [125]. Der Parameter ψ legt die Richtung der plastischen Verformung fest, wobei für Zugbeanspruchung $\psi = 1$ und für Druckbeanspruchung $\psi = -1$ gilt. Für die Spannung folgt aus der Fließbedingung sodann [117]:

$$\boldsymbol{\sigma} = \psi \boldsymbol{\sigma}^0 + \boldsymbol{\alpha} \quad (6.5)$$

Die kinematische Verfestigung des Typs Armstrong-Frederick resultiert mit zunehmender (plastischer) Dehnung in einer unzureichenden Beschreibung des zyklischen Werkstoffverhaltens [34, 125]. Aus diesem Grund wurde von Chaboche [33, 35, 36] die Verwendung mehrerer nichtlinearer Rückspannungskomponenten nach Gl. (6.3) vorgeschlagen [117]:

$$\boldsymbol{\alpha} = \sum_{i=1}^M \boldsymbol{\alpha}_i; \quad \dot{\boldsymbol{\alpha}}_i = \frac{2}{3} C_i \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_{\text{pl}} - \gamma_i \boldsymbol{\alpha}_i \dot{\bar{\varepsilon}}_{\text{pl}} \quad (6.6)$$

Dies ermöglicht eine verbesserte und flexiblere Beschreibung der Entwicklungsgleichung der Rückspannung α . Aus der kinematischen Verfestigung nach Armstrong-Frederick gemäß Gl. (6.5) folgt die kinematische Verfestigung nach Chaboche als Summe von M Rückspannungskomponenten [93, 117]:

$$\sigma = \psi\sigma^0 + \alpha = \psi\sigma^0 + \sum_{i=1}^M \left[\psi \frac{C_i}{\gamma_i} + \left(\alpha_0^{(i)} - \psi \frac{C_i}{\gamma_i} \right) e^{-\psi\gamma_i(\varepsilon_{\text{pl}} - \varepsilon_{\text{pl},0})} \right] \quad (6.7)$$

Mit Gl. (6.7) lässt sich nun der Zusammenhang zwischen der Spannung und der plastischen Dehnung für die (stabilisierte) σ - ε -Hysterese herstellen. Unter Zugbeanspruchung ($\psi = 1$) und den Anfangswerten für die Rückspannung α_0 und die plastische Dehnung $\varepsilon_{\text{pl},0}$ nach Abb. 6.1 folgt für den oberen Hystereseast [93, 117]:

$$\sigma = \sigma^0 + \sum_{i=1}^M \left[\frac{C_i}{\gamma_i} \left(1 - 2e^{-\gamma_i(\varepsilon_{\text{pl}} + \varepsilon_{\text{a,pl}})} \right) \right] \quad (6.8)$$

Die Darstellung der kinematischen Verfestigung nach Chaboche erfolgt demnach mit einem Parametersatz (C_i, γ_i) , der als Zusammensetzung mehrerer Armstrong-Frederick Evolutionsgleichungen zu betrachten ist. In der Regel sind zur ausreichend genauen Erfassung des zyklischen Werkstoffverhaltens nicht mehr als drei Rückspannungskomponenten α_i notwendig [34], vgl. Abb. 6.1. Damit der Effekt der zyklischen Mittelspannungsrelaxation und das zyklische Kriechen (Ratchetting) korrekt abgebildet werden können, wird üblicherweise empfohlen, die letzte Rückspannungskomponente in Übereinstimmung mit der linearen Verfestigungsregel nach Prager ($\gamma_M = 0$) zu definieren [93, 125, 168]. Für den Zusammenhang zwischen der Spannung und plastischen Dehnung nach Gl. (6.8) lässt sich sodann schreiben [117]:

$$\sigma = \sigma^0 + \sum_{i=1}^{M-1} \left[\frac{C_i}{\gamma_i} \left(1 - 2e^{-\gamma_i(\varepsilon_{\text{pl}} + \varepsilon_{\text{a,pl}})} \right) \right] + C_M \varepsilon_{\text{pl}} \quad (6.9)$$

Zur Beschreibung der isotropen Verfestigungsregel kann auf den Exponentialansatz nach Voce [202] zurückgegriffen werden. Dieser erlaubt die Definition der Fließspannung σ^0 als Funktion der akkumulierten plastischen (Vergleichs)dehnung $\bar{\varepsilon}_{\text{pl}}$, der anfänglichen Fließspannung $\sigma|_0$ und den Materialparametern Q_∞ und b , mit denen der maximale Wert der isotropen Verfestigung bzw. die Verfestigungsrate festgelegt werden [117, 125]:

$$\sigma^0 = \sigma|_0 + Q_\infty \left(1 - e^{-b\bar{\varepsilon}_{\text{pl}}} \right) \quad (6.10)$$

Die isotrope Verfestigung lässt sich in ABAQUS ebenfalls über einen multilinearen Ansatz abbilden, indem die Fließspannung σ_i abschnittsweise als Funktion der akkumulierten plastischen Dehnung $\bar{\varepsilon}_{\text{pl}}$ vorgegeben wird [44, 117]:

$$\sigma^0 = \sigma|_0 + \left(\sigma_i^0(\bar{\varepsilon}_{\text{pl}}) - \sigma|_0 \right) \quad (6.11)$$

Sie wirkt in alle Richtungen gleichmäßig und beschreibt die Aufweitung bzw. Verringerung der Fließfläche im (dreidimensionalen) Spannungsraum in Abhängigkeit der akkumulierten plastischen Dehnung. Die damit einhergehende Veränderung der Elastizitätsgrenze ermöglicht die Darstellung der zyklischen Ver- bzw. Entfestigung. Hingegen resultiert die kinematische Verfestigung in der Verschiebung der Fließfläche in Richtung der plastischen Verformung, wodurch die Beschreibung des Bauschinger-Effekts sowie des transienten Beanspruchungsablaufs gelingt. [117, 125, 168]

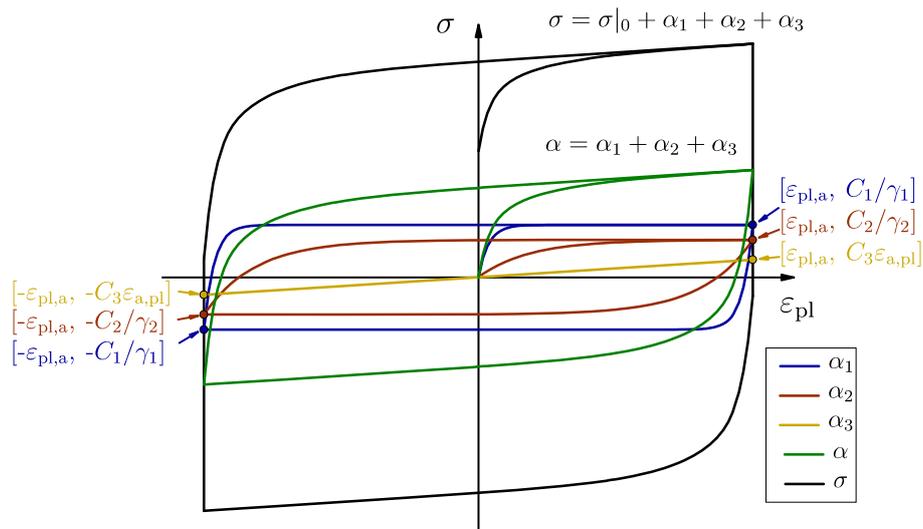


Abb. 6.1: Beschreibung der Spannungs-Dehnungs-Hysterese mit der kinematischen Verfestigung nach Chaboche und drei Rückspannungskomponenten [117]

6.1.2 Kalibrierung der Materialparameter

Das linear-elastische Werkstoffverhalten lässt sich durch die Angabe des im Zugversuch bestimmten Elastizitätsmoduls E und der Querkontraktionszahl ν abbilden, vgl. Tab. 4.1. Die Materialparameter zur Beschreibung der kinematischen bzw. isotropen Verfestigung müssen hingegen zunächst anhand von dehnungsgeregelten Schwingfestigkeitsversuchen unter rein wechselnder Beanspruchung ($R_\epsilon = -1$) kalibriert werden. Die Versuchsdurchführung erfolgt dabei mit den ungekerbten Flachproben für den Referenzkantenzustand. Es werden sowohl repräsentative σ - ϵ -Hysteresen bei 90 % der Anrisslebensdauer als auch die Wechselverformungskurve für Dehnungsamplituden von 0,2 % bis 0,6 % aufgenommen. Wie bereits in Abschnitt 5.2.1 erwähnt, weist das Werkstoffverhalten von Elektroblech üblicherweise keine vollständige Stabilisierung auf, was die Wechselverformungskurven des betrachteten Elektroblechs bestätigen, vgl. Abb. 6.2 (a). Bei höheren Dehnungsamplituden ($\epsilon_a = 0,4\%$ und $0,6\%$) zeigt sich eine kontinuierliche zyklische Verfestigung über der gesamten Zyklenzahl. Werden die Schwingfestigkeitsversuche mit Dehnungsamplituden $\epsilon_a = 0,25\%$ bzw. $0,3\%$ durchgeführt, ist anfänglich eine mäßige zyklische Entfestigung, gefolgt von einer ebenfalls kontinuierlichen zyklischen Verfestigung zu erkennen. Für die kleinste betrachtete Dehnungsamplitude $\epsilon_a = 0,2\%$ kommt es zu keiner nennenswerten plastischen Verformung und dadurch zu keiner Änderung in der Spannungsantwort des Werkstoffs.

Bei Betrachtung von Abb. 6.2 (a) wird ersichtlich, dass unabhängig von der Dehnungsamplitude die Änderung der Spannungsantwort größtenteils bis zum Erreichen der halben Anrisschwingspielzahl erfolgt. Aus diesem Grund ist es prinzipiell möglich, auch für Elektroblech zyklisch stabilisiertes Werkstoffverhalten anzunehmen, s. Abschnitt 5.2.1. Bezogen auf die rechnerische Lebensdauerabschätzung nach dem örtlichen Konzept stellen die Spannungs- und Dehnungsamplituden bei halber Anrisschwingspielzahl damit gewissermaßen Mittelwerte über die gesamte Lebensdauer dar [92]. Um die zyklische

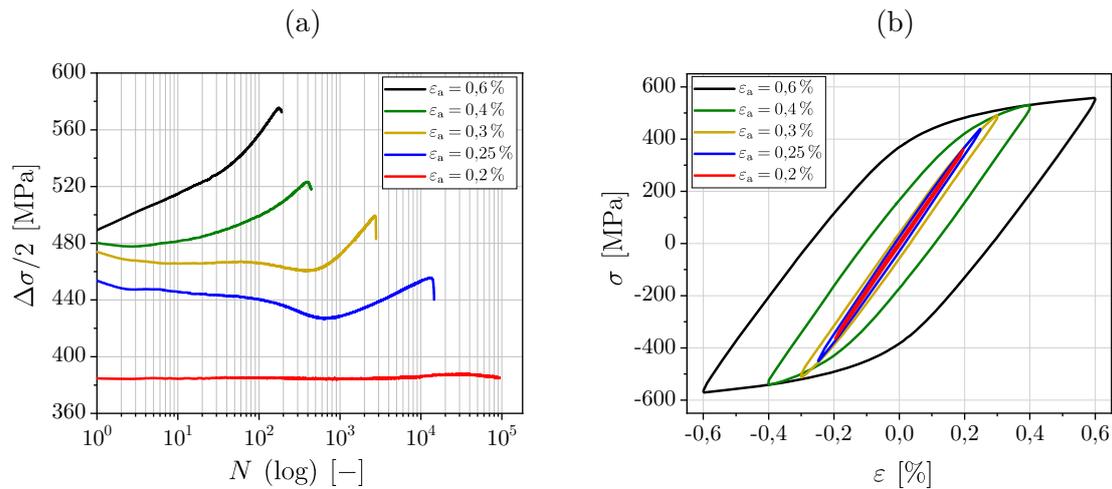


Abb. 6.2: Dehnungskontrollierte Schwingfestigkeitsversuche mit $R_\varepsilon = -1$ [117], (a) Wechselverformungskurven, (b) σ - ε -Hysteresen bei 90 % der Anrisslebensdauer

Ver- bzw. Entfestigung bei der Modellierung des Werkstoffverhaltens jedoch möglichst vollständig erfassen zu können, werden nachfolgend aufgrund des sich einstellenden quasistabilisierten Zustands die repräsentativen σ - ε -Hysteresen nicht bei der halben Anrisschwingzahl, sondern bei Erreichen von 90 % der Anrisslebensdauer herangezogen, vgl. Abb. 6.2 (b).

Die Materialparameter zur Beschreibung der kinematischen Verfestigung werden anhand der repräsentativen σ - ε -Hysteresen kalibriert, vgl. Abb. 6.3 (a). Damit eine zufriedenstellende Darstellung der Spannungs-Dehnungs-Beziehung für möglichst große Dehnungsschwingbreiten $\Delta\varepsilon$ erzielt wird, ist die Kalibrierung mit der σ - ε -Hysterese¹⁰ durchzuführen, die bei der größten Dehnungsamplitude ($\varepsilon_a = 0,6\%$) aufgenommen wurde [117]. Die Kalibrierung der isotropen Verfestigung erfolgt durch die Auswertung der aufeinanderfolgenden σ - ε -Hysteresen über den gesamten Verlauf des Schwingfestigkeitsversuchs, vgl. Abb. 6.3 (b). Bei der Bestimmung der Materialparameter sind wahre Spannungen und Dehnungen zu verwenden und damit die experimentell aufgenommenen (technischen) Spannungen und Dehnungen zuvor entsprechend umzurechnen.

Kinematische Verfestigung

Der Parametersatz (C_i, γ_i) der kinematischen Verfestigungsregel nach Chaboche lässt sich ermitteln, indem Gl. (6.9) auf die Datenpaare ($\varepsilon_{pl,i}, \sigma_i$) der repräsentativen σ - ε -Hysterese angepasst wird. Dabei kann grundsätzlich auf eine ABAQUS interne Kurvenanpassung zurückgegriffen oder mittels nichtlinearer Regression gearbeitet werden. Üblicherweise weist der obere Hystereseast zu Beginn einen verhältnismäßig steilen Verlauf auf, der nach einem gekrümmten Bereich mit zunehmender plastischer Dehnung deutlich abflacht. Die Datenpaare ($\varepsilon_{pl,i}, \sigma_i$) des steil verlaufenden Bereichs haben einen größeren Einfluss auf die bei der Regression ermittelten Residuen als die Datenpaare des flachen Bereichs [152]. Infolgedessen kommt es bei der Kurvenanpassung zu einer

¹⁰Auf den Zusatz repräsentativ wird im Folgenden meist verzichtet

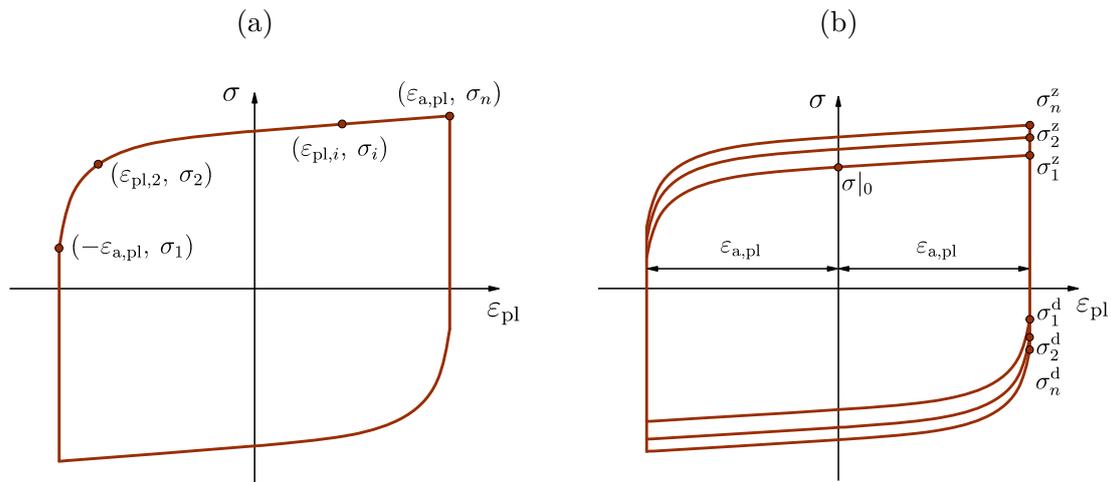


Abb. 6.3: Kenngrößen der σ - ε -Hysterese zur Kalibrierung der Materialparameter [44, 117], (a) kinematische Verfestigung, (b) isotrope Verfestigung

unterschiedlichen Gewichtung der jeweiligen Abschnitte. Sind die Datenpaare zudem ungleich (entlang der ε_{pl} -Achse) verteilt, so wird der Kurvenabschnitt mit der höheren Dichte an Datenpunkten tendenziell höher gewichtet. Da in ABAQUS keine ausreichenden Möglichkeiten zur Überprüfung der Güte der Anpassung zur Verfügung stehen, wird die Regression (Minimierung der Abstandsquadrate) mit der *Curve Fitting Toolbox* in MATLAB (R2019b) durchgeführt [117].

Die plastischen Dehnungswerte $\varepsilon_{\text{pl},i}$ werden aus der Gesamtdehnung durch Subtraktion des elastischen Dehnungsanteils gemäß Gl. (3.8) ermittelt. Der Start- und Endwert $\varepsilon_{\text{pl},1}$ bzw. $\varepsilon_{\text{pl},n}$ des oberen Hystereseasts entspricht dabei der plastischen Dehnungsamplitude $\pm\varepsilon_{\text{a,pl}}$, vgl. Abb. 6.3 (a). Die Kurvenanpassung erfolgt für Gl. (6.9) unter Berücksichtigung von zwei bzw. drei Rückspannungskomponenten. In diesem Zusammenhang werden anschließend die Fehlerkennzahlen SSE (Summe der Residuenquadrate, engl.: Summed Square of Residuals) und RMSE (Wurzel des mittleren quadratischen Fehlers, engl.: Root Mean Squared Error) ausgewertet. Es lässt sich feststellen, dass die Güte der Anpassung mit $M = 3$ Rückspannungskomponenten deutlich verbessert werden kann [117]. Dies wird letztlich durch den grafischen Abgleich mit den zugrundeliegenden Datenpunkten bestätigt, der eine zufriedenstellende Übereinstimmung für den gesamten oberen Hystereseast erkennen lässt. Eine Überlagerung weiterer Rückspannungskomponenten bzw. das Einführen eines weiteren Parametersatzes (C_i, γ_i) in Gl. (6.9) erweist sich als nicht zielführend, da keine nennenswerten Verbesserungen gegenüber der Verwendung von drei Rückspannungskomponenten zu erwarten ist. Die ermittelten Materialparameter zur Beschreibung der kinematischen Verfestigung können Tab. 6.1 entnommen werden.

Tab. 6.1: Materialparameter der drei Rückspannungskomponenten [117]

C_1 [MPa]	γ_1 [-]	C_2 [MPa]	γ_2 [-]	C_3 [MPa]	γ_3 [-]
568 467	4566	79 017	817,9	11 500	0

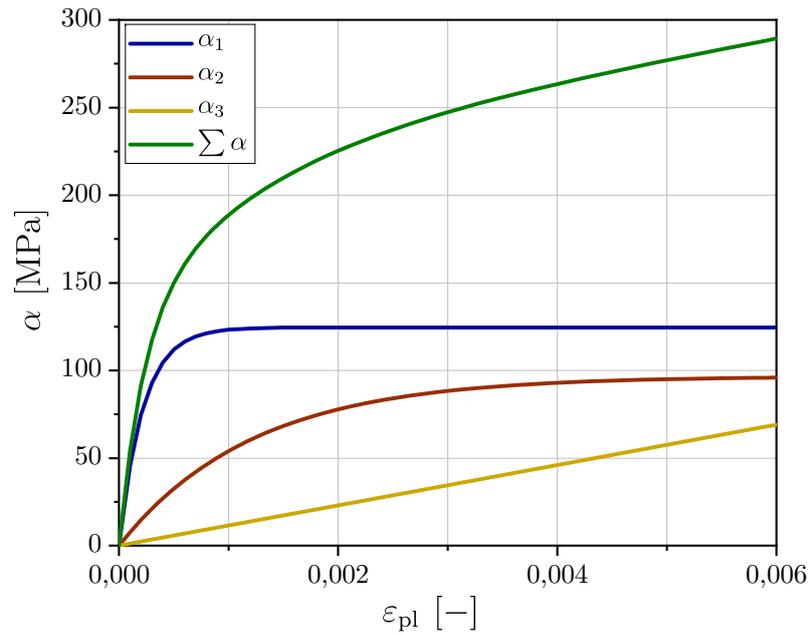


Abb. 6.4: Entwicklung der einzelnen Rückspannungskomponenten für Anfangswerte der Rückspannung und plastischen Dehnung gleich Null [117]

Der resultierende Verlauf der einzelnen Rückspannungskomponenten ist darüber hinaus in Abb. 6.4 gemäß Gl. (6.4) für Anfangswerte der Rückspannung α_0 und der plastischen Dehnung $\varepsilon_{pl,0}$ gleich Null dargestellt.

Isotrope Verfestigung

Bei der Auswertung der aufeinanderfolgenden σ - ε -Hysteresen wird die isotrope Verfestigung bestimmt, indem die Fließspannung σ^0 als Funktion der akkumulierten plastischen Dehnung $\bar{\varepsilon}_{pl}$ berechnet wird. Die Datenpaare $(\bar{\varepsilon}_{pl,i}, \sigma_i^0)$ werden hierbei bis zum Erreichen von 90% der Anrisslebensdauer bereitgestellt, um die kontinuierliche zyklische Verfestigung im Fall der höheren Dehnungsamplituden erfassen zu können. Die Größe der Fließfläche bei einer akkumulierten plastischen Dehnung gleich Null ist mit der anfänglichen Fließspannung $\sigma|_0$ gegeben, welche der Streckgrenze des Werkstoffs entspricht. Die Fließspannung eines Schwingspiels i wird mithilfe der Spannungswerte σ_i^z und σ_i^d des elastischen Bereichs der σ - ε -Hysteresen ermittelt, vgl. Abb. 6.3 (b). Dabei gilt der nachfolgende Zusammenhang [44, 117]:

$$\sigma_i^0 = \frac{\sigma_i^z - \sigma_i^d}{2} \quad (6.12)$$

Die zugehörigen Werte der akkumulierten plastischen Dehnung $\bar{\varepsilon}_{pl,i}$ lassen sich als Funktion der Schwingspielzahl i und der plastischen Dehnungsschwingbreite $\Delta\varepsilon_{pl}$ gemäß Gl. (6.13) ausdrücken. Die plastische Dehnungsschwingbreite kann mit der Dehnungsschwingbreite, dem Elastizitätsmodul und der Kenngröße σ_1^z der σ - ε -Hysterese des ersten Schwingspiels nach Gl. (6.14) abgeschätzt werden [44, 117]:

$$\bar{\varepsilon}_{pl,i} = \frac{1}{2} (4i - 3) \Delta\varepsilon_{pl} \quad (6.13)$$

$$\Delta\varepsilon_{\text{pl}} \approx \Delta\varepsilon - \frac{2\sigma_1^z}{E} \quad (6.14)$$

Die experimentell aufgenommenen σ - ε -Hysterese zeigen üblicherweise Imperfektionen auf, die zu einer Abweichung von der Form einer idealen Hysterese, vgl. Abb. 6.3, führen [7]. Dies äußert sich unter anderem durch das geringfügige Überschreiten der vorgegebenen Dehnungsamplitude und in der Tatsache, dass die σ - ε -Hysterese keine eindeutig ausgeprägten Umkehrpunkte erkennen lassen. Die mehr oder weniger stark abgerundeten Umkehrpunkte sind in Abb. 6.5 am Beispiel der nach zehn Schwingungen und einer Dehnungsamplitude von 0,4 % resultierenden σ - ε -Hysterese dargestellt. Des Weiteren ist zu berücksichtigen, dass die dehnungskontrollierten Schwingversuche unter reiner Wechselbeanspruchung aufgrund der geringen Blechdicke der Flachproben nur mit Dehnungsamplituden bis 0,6 % durchgeführt werden können, s. Abschnitt 4.3.2. Infolgedessen führen die Imperfektionen insbesondere in Kombination mit den verhältnismäßig niedrigen Dehnungsamplituden zu größeren Unsicherheiten und erschweren die Ermittlung des elastischen Bereichs.

Eine geeignete Methode zur Abschätzung des elastischen Bereichs stellt das Anlegen einer vertikalen Linie in der Mitte des oberen abgerundeten Umkehrpunkts dar [117], vgl. Abb. 6.5 (a). Bei den entstehenden Schnittpunkten mit der σ - ε -Hysterese handelt es sich um die Spannungswerte σ_i^z und σ_i^d zur Festlegung des elastischen Bereichs. Alternativ kann nach der Vorgehensweise in [7] eine Gerade mit der anfänglichen Steigung des abfallenden Hystereseasts verwendet werden, vgl. Abb. 6.5 (b). Diese verläuft durch den oberen Umkehrpunkt und kennzeichnet das Ende des elastischen Bereichs ebenfalls durch den entstehenden Schnittpunkt mit der σ - ε -Hysterese. Angesichts der beschriebenen Imperfektionen wird empfohlen, die Gerade um einen Offset von 0,02 % von der nominalen Dehnungsamplitude hin zu niedrigeren Dehnungen zu verschieben. Unabhängig von der verwendeten Vorgehensweise lassen sich Unsicherheiten jedoch insbesondere für Dehnungsamplituden kleiner 0,3 % nicht verhindern, da die Aufteilung des elastischen

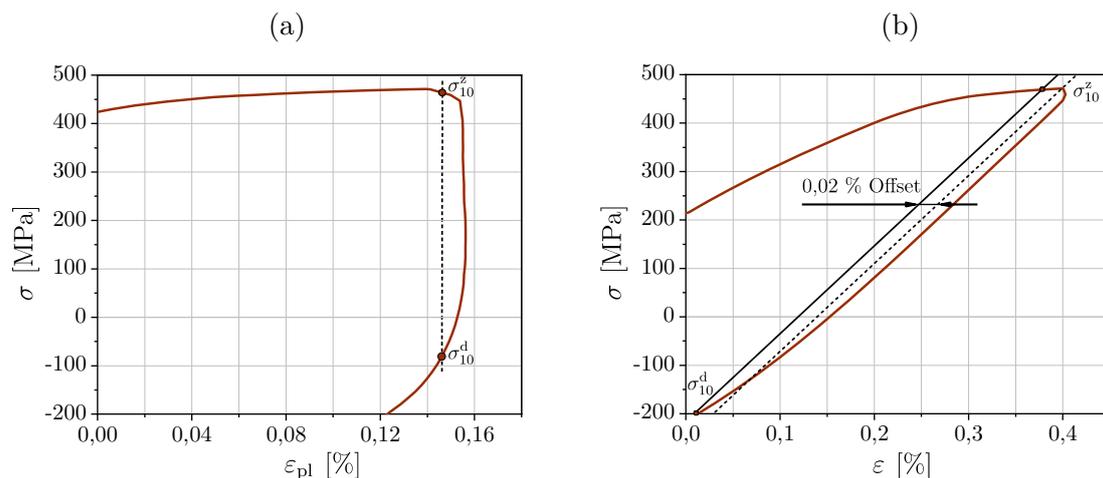


Abb. 6.5: Ermittlung des elastischen Bereichs einer Spannungs-Dehnungs-Hysterese abweichend von der idealisierten Form durch (a) Anlegen einer vertikalen Linie und (b) 0,02 % Offset-Methode nach [7, 117]

bzw. plastischen Bereichs zunehmend schwieriger wird. Der Ansatz gemäß Abb. 6.5 (a) erlaubt hierbei prinzipiell eine genauere Bewertung der σ - ε -Hysteresen des betrachteten Elektroblechs und ist deshalb zu bevorzugen [117].

Mit dem elastischen Bereich der σ - ε -Hysteresen können nun die Datenpaare $(\bar{\varepsilon}_{pl,i}, \sigma_i^0)$ zur Beschreibung der isotropen Verfestigung berechnet werden. Die Entwicklung der isotropen Verfestigung ist abhängig von der Höhe der (akkumulierten) plastischen Verformung und ist dementsprechend für jede Dehnungsamplitude einzeln zu bestimmen, vgl. Abb. 6.6. Da bei der Dehnungsamplitude von 0,2% keine plastische Verformung zu erkennen ist, vgl. Abb. 6.2, wird diese nachfolgend nicht weiter betrachtet. Die Datenpaare $(\bar{\varepsilon}_{pl,i}, \sigma_i^0)$ werden zur Reduktion des Rechenaufwands nach Erreichen der ersten fünf Schwingspiele für Stützstellen in größeren Abständen berechnet. Es zeigt sich, dass die Fließspannung bzw. die Größe der Fließfläche im ersten (Halb)zyklus unabhängig von der Dehnungsamplitude abnimmt. Dies entspricht einer (zyklischen) Entfestigung von der anfänglichen Fließspannung $\sigma|_0$, was letztlich im Zusammenhang mit dem erstmaligen Erreichen der Fließgrenze steht. Nach Belastungsumkehr folgt die Entwicklung der Fließfläche der Tendenz des Werkstoffs zur zyklischen Verfestigung [117].

Bei der Darstellung der isotropen Verfestigung muss folglich das quasistatische Werkstoffverhalten im ersten Halbzyklus (anfängliche Entfestigung) und die anschließende eigentliche zyklische Ver- bzw. Entfestigung des Werkstoffs berücksichtigt werden. Sollen die Datenpaare $(\bar{\varepsilon}_{pl,i}, \sigma_i^0)$ mit dem Exponentialansatz nach Gl. (6.10) beschrieben werden, sind zwei verschiedene Parametersätze $(\sigma|_0, Q_\infty, b)$ notwendig, um das Werkstoffverhalten korrekt abbilden zu können [117]. Mit dem ersten Parametersatz wird die anfängliche Abnahme der Fließspannung über einen negativen Wert der maximalen

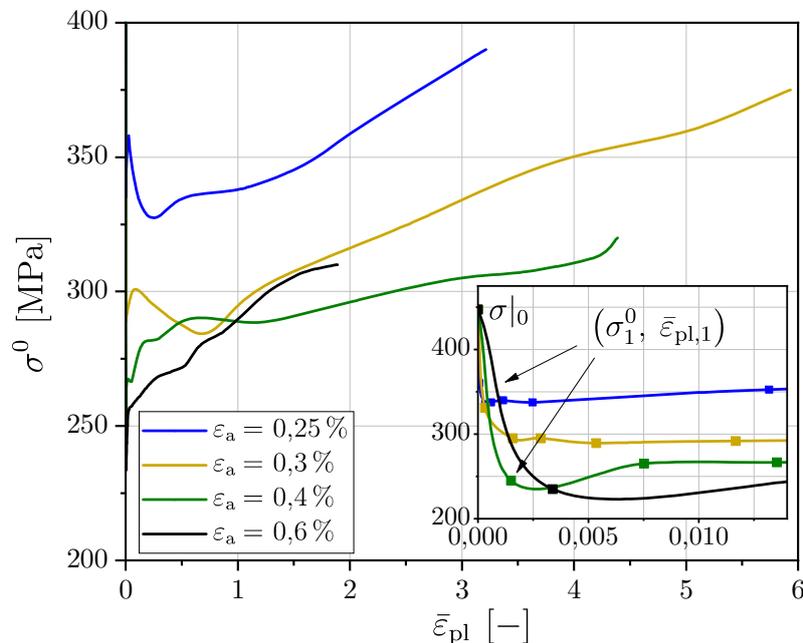


Abb. 6.6: Entwicklung der isotropen Verfestigung dargestellt durch den Verlauf der Fließspannung über der akkumulierten plastischen Dehnung [117]

isotropen Verfestigung Q_∞ dargestellt, während der zweite Parametersatz die zyklische Verfestigung steuert. Weitere Informationen dazu können der Arbeit [117] entnommen werden. Wird die Entwicklung der isotropen Verfestigung bzw. der Fließspannung entsprechend beschrieben, muss nach erstmaliger Belastungsumkehr vom quasistatischen auf den zyklischen Parametersatz gewechselt werden. Dieser Wechsel kann zu Unstetigkeiten in der Spannungs-Dehnungs-Beziehung und folglich zu einer Instabilität bei der Definition des elastisch-plastischen Materialmodells führen. Darüber hinaus kommt es während der FE-Berechnung aufgrund des exponentiellen Abfallens der Fließspannung im ersten Halbzyklus zu Konvergenzproblemen.

Eine flexiblere Möglichkeit zur Beschreibung der isotropen Verfestigung ist mit Gl. (6.11) gegeben. Mit dem multilinearen Ansatz werden die berechneten Datenpaare $(\bar{\varepsilon}_{pl,i}, \sigma_i^0)$ abschnittsweise unter der Annahme eines linearen Zusammenhangs verbunden und damit der Verlauf der Fließspannung über der akkumulierten plastischen Dehnung angenähert. Das Abfallen der Fließspannung im ersten Halbzyklus wird jedoch ausschließlich durch die ersten beiden Datenpaare $(0, \sigma|_0)$ und $(\bar{\varepsilon}_{pl,1}, \sigma_1^0)$ beschrieben. Aus diesem Grund wird eine erweiterte Kalibrierung zur genaueren Darstellung der isotropen Verfestigung vorgeschlagen. Ist die Spannungs-Dehnungs-Beziehung $\sigma(\bar{\varepsilon}_{pl}) = \sigma(\varepsilon_{pl})$ des ersten Halbzyklus und die kinematische Verfestigung α bekannt, so kann Gl. (6.7) nach der zugehörigen isotropen Verfestigung bzw. Fließspannung σ^0 aufgelöst werden [117]:

$$\sigma^0(\bar{\varepsilon}_{pl}) = \sigma(\bar{\varepsilon}_{pl}) - \alpha \quad (6.15)$$

Die quasistatische Spannungs-Dehnungs-Beziehung des ersten Halbzyklus wird experimentell mit den gleichen Prüfbedingungen wie die durchgeführten Schwingfestigkeitsversuche ermittelt. Diese kann im Anschluss mit Gl. (6.5) unter der Verwendung von Pragers linearer Verfestigungsregel ($\gamma_M = 0$) beschrieben werden [117], vgl. Abb. 6.7 (a). Zur besseren grafischen Einordnung sind die σ - ε -Hysteresen, die sich nach erstmaliger Belastungsumkehr für die unterschiedlichen Dehnungsamplituden ergeben, ebenfalls eingezeichnet. Die nach Gl. (6.15) berechnete Entwicklung der isotropen Verfestigung σ^0 ist gemeinsam mit der Entwicklung der kinematischen Verfestigung α in Abb. 6.7 (b) dargestellt. Es ist ersichtlich, dass die Summe aus isotroper und kinematischer Verfestigung und damit die kombinierte Verfestigung der Spannungs-Dehnungs-Beziehung $\sigma(\bar{\varepsilon}_{pl}) = \sigma(\varepsilon_{pl})$ des ersten Halbzyklus entspricht. Die Entwicklung der isotropen Verfestigung bis zur ersten Belastungsumkehr ergibt sich folglich aus der Rückrechnung der (gemessenen) kombinierten Verfestigung, welche um den Anteil der kinematischen Verfestigung verringert wird.

Der Verlauf der Fließspannung im ersten Halbzyklus kann mit der beschriebenen Vorgehensweise nun deutlich genauer wiedergegeben werden, als dies mit einem einfachen linearen Zusammenhang zwischen den beiden Datenpaaren $(0, \sigma|_0)$ und $(\bar{\varepsilon}_{pl,1}, \sigma_1^0)$ der Fall ist. Dadurch ist es möglich, die Spannungs-Dehnungs-Beziehung des ersten Halbzyklus korrekt zu erfassen und gleichzeitig die mit dem starken Abfallen der Fließspannung verbundenen Konvergenzprobleme zu vermeiden. Die Entwicklung der isotropen Verfestigung mit zunehmender Zyklenzahl wird anschließend mit den Datenpaaren $(\bar{\varepsilon}_{pl,2}, \sigma_2^0)$ bis $(\bar{\varepsilon}_{pl,n}, \sigma_n^0)$ abgebildet, wie in Abb. 6.7 (b) für die unterschiedlichen Dehnungsamplituden durch gestrichelte Linien angedeutet ist.

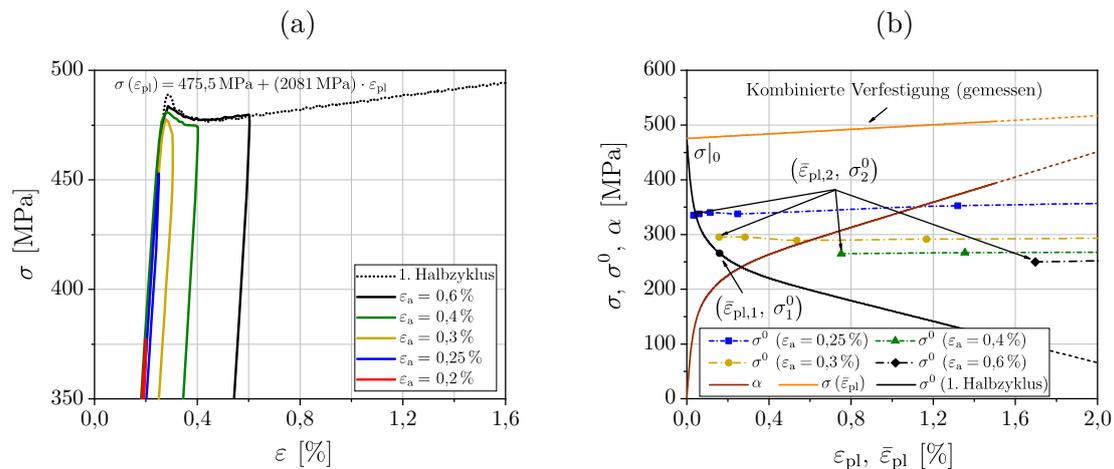


Abb. 6.7: Erweiterte Kalibrierung der isotropen Verfestigung [117], (a) quasistatische Spannungs-Dehnungs-Beziehung des ersten Halbzyklus, (b) resultierende Entwicklung der isotropen (schwarze Linie), kinematischen (braune Linie) und kombinierten Verfestigung (orange Linie)

6.1.3 Umsetzung und Verifizierung

Nach erfolgter Kalibrierung des Materialmodells mit kombinierter Verfestigung lässt sich das zyklische Werkstoffverhalten von Elektroblech unter Berücksichtigung des transienten Beanspruchungsablaufs darstellen. Dazu wird die ungekerbte Flachprobe, mit der die dehnungsgeregelten Schwingfestigkeitsversuche zur Kalibrierung der Materialparameter durchgeführt wurden, mittels FE-Simulation nachgerechnet. Die Diskretisierung erfolgt mit viereckigen Schalenelementen des Typs S4R (lineare Ansatzfunktion, reduzierte Integration). Es werden sowohl dehnungsgeregelte ($R_\varepsilon = -1$) als auch spannungsgeregelte ($R_\sigma = 0,1$) Beanspruchungsabläufe betrachtet, wobei für die Umsetzung einer Dehnungsregelung die aufgebrachten Verschiebungen so einzustellen sind, dass diese den gewünschten Dehnungsamplituden entsprechen [117]. In diesem Zusammenhang wird ein ABAQUS Python Skript implementiert, welches ausgehend von abgeschätzten Startwerten die Verschiebung solange iterativ anpasst, bis die vorgegebene Dehnungsamplitude im Nennquerschnitt der Flachprobe erreicht ist.

Zur Definition des Materialmodells in ABAQUS können die Materialparameter der kinematischen Verfestigungsregel gemäß Tab. 6.1 direkt eingegeben werden. Die Vorgabe der (multilinearen) isotropen Verfestigung muss hingegen in zwei aufeinanderfolgenden Schritten erfolgen [117]. Im ersten Schritt wird der anfängliche Abfall der Fließspannung nach Gl. (6.15) zur Darstellung des ersten Halbzyklus definiert. Der Zusammenhang $\sigma^0(\bar{\varepsilon}_{pl})$ wird tabellarisch beginnend bei der anfänglichen Fließspannung $\sigma|_0$ von 0 bis 1,5% akkumulierter plastischer Dehnung bereitgestellt. Hierbei ist auf eine ausreichend feine Schrittweite zu achten ($\bar{\varepsilon}_{pl} = 1 \cdot 10^{-3} \%$), damit die Entwicklung der isotropen Verfestigung nach Abb. 6.7 präzise beschrieben werden kann.

Im Anschluss wird zunächst der erste Halbzyklus bis zur erstmaligen Belastungsumkehr simuliert, wodurch die (über den Nennquerschnitt gemittelte) akkumulierte plastische Dehnung und zugehörige Fließspannung ($\bar{\varepsilon}_{pl,1}, \sigma_1^0$) bestimmt werden. Mit dieser Infor-

mation lässt sich die Entwicklung der isotropen Verfestigung sodann in einem zweiten Schritt vervollständigen. Bis zum Datenpaar $(\bar{\varepsilon}_{pl,1}, \sigma_1^0)$ wird der Verlauf der Fließspannung durch die bereits zuvor bereitgestellten Tabellenwerte beschrieben. Diese werden in Abhängigkeit von der Höhe der akkumulierten plastischen Dehnung um die Datenpaare $(\bar{\varepsilon}_{pl,2}, \sigma_2^0)$ bis $(\bar{\varepsilon}_{pl,n}, \sigma_n^0)$ ergänzt, vgl. Abb. 6.7. Falls der simulierte Beanspruchungsablauf zu akkumulierten plastischen Dehnungen bzw. Dehnungsamplituden führt, die sich von denen in Abb. 6.6 unterscheiden, liegen keine Datenpaare zur Beschreibung der isotropen Verfestigung vor. In diesem Fall kann die Entwicklung der isotropen Verfestigung durch lineare Interpolation bzw. Extrapolation abgeschätzt werden [117]. Eine Extrapolation der Datenpaare ist jedoch grundsätzlich nicht zu empfehlen, da der Verlauf der Fließspannung nicht ohne Weiteres auf deutlich kleinere oder größere Dehnungsbereiche projiziert werden kann.

In Abb. 6.8 ist der Vergleich des simulierten zyklischen Werkstoffverhaltens mit den experimentell aufgenommenen σ - ε -Hysteresen unter dehnungsgeregelter, rein wechselnder Beanspruchung dargestellt. Anhand der ersten drei Zyklen lässt sich hierbei generell eine zufriedenstellende Übereinstimmung erkennen. Für die Dehnungsamplituden $\varepsilon_a = 0,3\%$, $0,4\%$ und $0,6\%$ resultiert eine gute Beschreibung des Spannungs-Dehnungs-Verhaltens in Bezug auf die Form und Spannungsschwingbreite der σ - ε -Hysteresen. Des Weiteren ist ersichtlich, dass mit der isotropen Verfestigung die Darstellung der Fließgrenze bzw. des Fließplateaus im ersten Halbzyklus sowie der anschließende Übergang zum zyklischen (transienten) Werkstoffverhalten gelingt. Für die Dehnungsamplitude von $0,25\%$ wird die rechnerische Fließgrenze des zyklischen Materialmodells nicht überschritten und dadurch linear-elastisches Werkstoffverhalten angenommen. Die experimentellen σ - ε -Hysteresen weisen hingegen eine geringfügige plastische Verformung auf.

Bei Betrachtung der Versuchsdaten zeigen sich kleinere Abweichungen in den Verläufen des oberen und unteren Hystereseasts, die auf den Einfluss der Knickstütze zurückzuführen sind. Gerade in den ersten Zyklen entsteht beim Wechsel der Beanspruchungsrichtung und der erneuten plastischen Verformung Reibung zwischen der Flachprobe und den Knickstützenhälften. Diese muss entsprechend überwunden werden, was eine Unregelmäßigkeit in der Spannungs-Dehnungs-Antwort des Werkstoffs zur Folge hat [117]. Darüber hinaus weisen die experimentell ermittelten σ - ε -Hysteresen, wie bereits zuvor erwähnt, mehr oder weniger abgerundete Umkehrpunkte auf. Nach [38] kann dies in Zusammenhang mit einer zeitabhängigen plastischen Verformung gebracht werden, die praktisch immer vorhanden und nicht vermeidbar ist. Unter dehnungskontrollierter Beanspruchung kommt es infolgedessen zu einer Spannungsrelaxation und somit zu einer weiteren Zunahme der plastischen Dehnung, auch nachdem die maximale Spannung bereits erreicht wurde. Der beschriebene Effekt der zeitabhängigen plastischen Verformung ist insbesondere für die Dehnungsamplitude von $0,25\%$ zu erkennen und stellt eine mögliche Begründung für das Auftreten von plastischen Dehnungsanteilen dar, obwohl es zu keiner nennenswerten Überschreitung der Streck- bzw. Fließgrenze kommt.

Die spannungskontrollierte Simulation des zyklischen Werkstoffverhaltens im Zugschwellbereich wurde exemplarisch für eine Oberspannung von 500 MPa unter Berücksichtigung der ersten zehn Lastwechsel durchgeführt. Im Gegensatz zur dehnungskontrollierten Beanspruchung ist der Dehnungsbereich nicht konstant und überschreitet bereits im ersten Halbzyklus den kalibrierten Bereich der isotropen Verfestigung, für den die Verläufe der

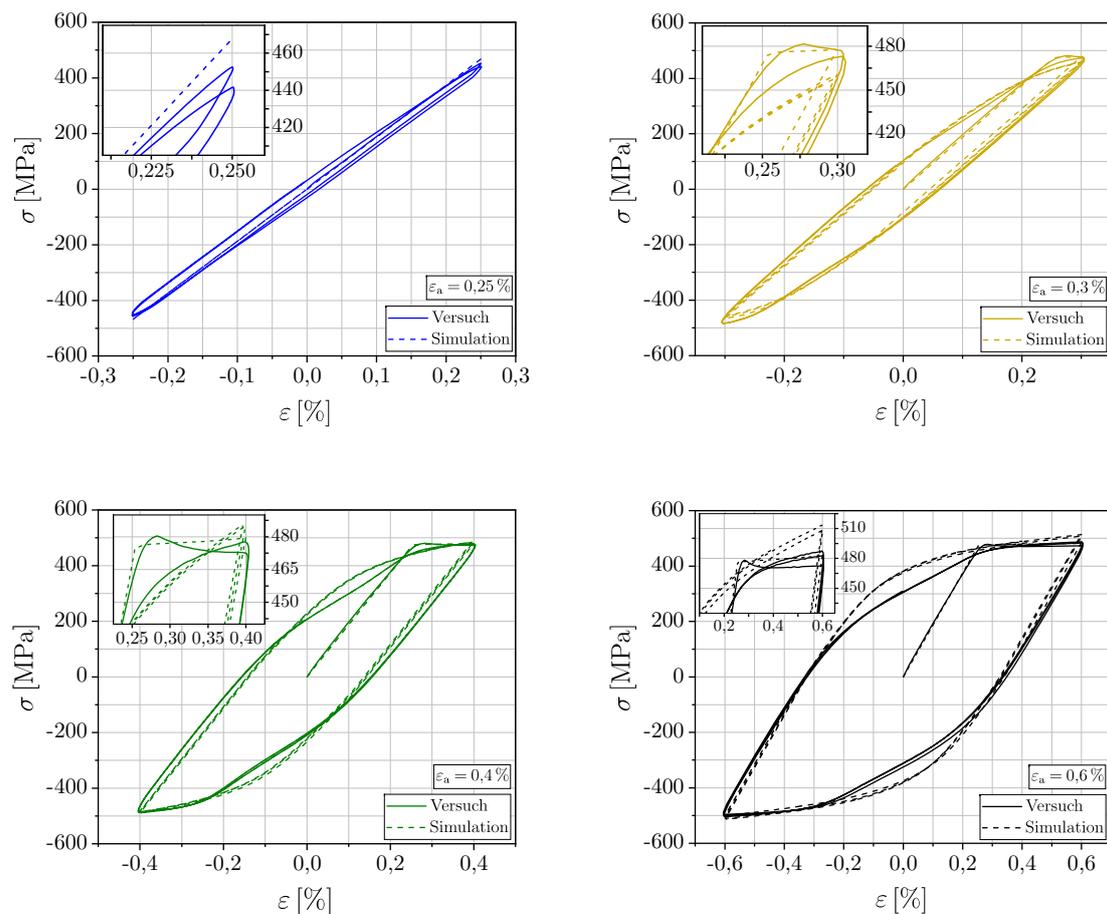


Abb. 6.8: Vergleich des simulierten und experimentell ermittelten zyklischen Werkstoffverhaltens unter rein wechselnder Beanspruchung $R_\varepsilon = -1$ [117]

Fließspannungen gegeben sind. Aus diesem Grund wird im vorliegenden Beispiel die Annahme getroffen, dass die Fließspannung nach dem anfänglichen Abfallen konstant verläuft. Dies ermöglicht theoretisch die korrekte Darstellung des Spannungs-Dehnungsverhaltens bis zur ersten Belastungsumkehr, wobei die anschließende Entwicklung der isotropen Verfestigung jedoch vernachlässigt wird [117].

Der Vergleich der Versuchsdaten mit den simulierten σ - ε -Hysteresen zeigt grundsätzlich eine gute Übereinstimmung bezüglich deren Form bzw. Dehnungsschwingbreite, vgl. Abb. 6.9. Die Zunahme der Mitteldehnung bzw. das Ratchetting wird hingegen unterschätzt. Es fällt auf, dass die experimentellen σ - ε -Hysteresen unter Spannungsregelung ebenfalls stark abgerundete (obere) Umkehrpunkte aufweisen, was erneut für eine überlagerte zeitabhängige plastische Verformung spricht [38, 117]. Eine klare Unterteilung in zeitabhängige und -unabhängige plastische Verformung gestaltet sich schwierig. Bei genauerer Betrachtung wird jedoch ersichtlich, dass die maximale Spannung mehr oder weniger in der Mitte der oberen Umkehrpunkte der σ - ε -Hysteresen liegt. Wird die plastische Verformung gedanklich um den Betrag der Dehnung verringert, welche sich nach

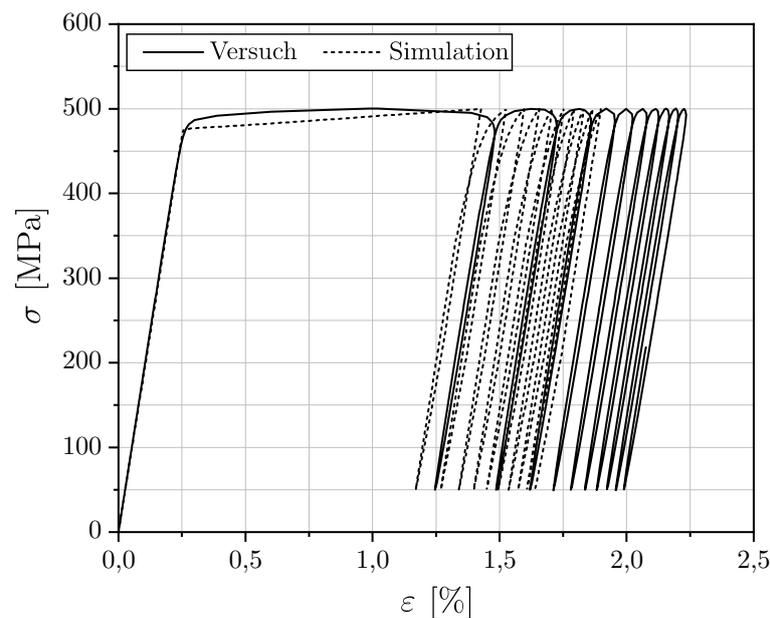


Abb. 6.9: Vergleich des simulierten und experimentell ermittelten zyklischen Werkstoffverhaltens unter Zugschwellbeanspruchung $R_\sigma = 0,1$ [117]

Erreichen der maximalen Spannung einstellt, so fällt der Unterschied zwischen der simulierten und tatsächlichen Zunahme der Mitteldehnung deutlich kleiner aus.

6.2 Modellierung richtungsabhängiger Materialeigenschaften

Aufgrund des Walzprozesses und der anschließenden Glühbehandlung weist Elektroblech unterschiedliche mechanische Materialeigenschaften längs und quer zur Walzrichtung auf. Häufig werden die Werkstoffkennwerte lediglich für die schwächere Orientierung in Walzrichtung angegeben. Im Rotorblechschnitt einer elektrischen Antriebsmaschine liegen die Beanspruchungen jedoch grundsätzlich in allen Richtungen des Werkstoffs vor. Lässt sich ein ausgeprägter Unterschied zwischen den Materialeigenschaften längs und quer zur Walzrichtung feststellen, kann nicht mehr ohne Weiteres von einem isotropen Werkstoffverhalten ausgegangen werden. Im Folgenden soll daher untersucht werden, wie die richtungsabhängigen Materialeigenschaften bei der Modellierung des Werkstoffverhaltens erfasst werden können. Dabei wird auf ein orthotropes elastisch-plastisches Materialmodell zurückgegriffen, das die Definition richtungsabhängiger Eigenschaften in Bezug auf drei zueinander orthogonalen Symmetrieebenen längs zur Walzrichtung, in Quer- und in Normalenrichtung des Elektroblechs ermöglicht.

6.2.1 Orthotropes elastisch-plastisches Materialmodell

Lineare Elastizitätstheorie

Der linear-elastische Zusammenhang zwischen der Spannung und Dehnung ist mit dem Hooke'schen Gesetz gegeben, welches unabhängig von der Zeit und Beanspruchungsvor-

geschichte ist [180]. Es liegt die Annahme zugrunde, dass eine Änderungen der Spannung unmittelbar zu einer Änderung der Dehnung führt und das betrachtete System vollständig reversibel ist. Für den Fall einer einachsigen Beanspruchung kann der Zusammenhang bekanntlich mit dem Elastizitätsmodul E beschrieben werden [5]:

$$\boldsymbol{\sigma} = E\boldsymbol{\varepsilon} \quad (6.16)$$

Das verallgemeinerte Hooke'sche Gesetz erhält man mit dem Spannungs- $\boldsymbol{\sigma}$ und Verzer-
rungstensor $\boldsymbol{\varepsilon}$, die gemäß Gl. (6.17) über den Elastizitätstensor \mathbf{E} miteinander verbun-
den sind [5, 89]. Wird nach den Verzerrungen aufgelöst, lässt sich die Beziehung nach
Gl. (6.18) anhand des Nachgiebigkeitstensors $\mathbf{N} = \mathbf{E}^{-1}$ darstellen [5, 89]:

$$\boldsymbol{\sigma} = \mathbf{E} : \boldsymbol{\varepsilon}; \quad \sigma_{ij} = E_{ijkl}\varepsilon_{kl} \quad (6.17)$$

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \mathbf{N} : \boldsymbol{\sigma}; \quad \varepsilon_{ij} = N_{ijkl}\sigma_{kl} \quad (6.18)$$

Mit E_{ijkl} und N_{ijkl} sind die einzelnen Komponenten des Elastizitäts- bzw. Nachgiebig-
keitstensors gegeben, durch die die elastischen Eigenschaften des Materials festgelegt
werden. Unter Voraussetzung der Symmetrien $E_{ijkl} = E_{jikl} = E_{ijlk} = E_{klij}$ wird die Be-
ziehung zwischen den Spannungen und Verzerrungen durch 21 unabhängige Konstanten
beschrieben, was dem allgemeinsten Fall des Elastizitätsgesetzes bzw. einer vollständig
anisotropen Spannungs-Dehnungs-Beziehung entspricht [89, 180]. In der Vektor-Matrix-
Schreibweise kann Gl. (6.18) wie folgt geschrieben werden [3]:

$$\begin{pmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ \varepsilon_{33} \\ 2\varepsilon_{12} \\ 2\varepsilon_{13} \\ 2\varepsilon_{23} \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} N_{1111} & N_{1122} & N_{1133} & N_{1112} & N_{1113} & N_{1123} \\ & N_{2222} & N_{2233} & N_{2212} & N_{2213} & N_{2223} \\ & & N_{3333} & N_{3312} & N_{3313} & N_{3323} \\ & & & N_{1212} & N_{1213} & N_{1223} \\ & & & & N_{1313} & N_{1323} \\ & & & & & N_{2323} \end{bmatrix} \begin{pmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \sigma_{12} \\ \sigma_{13} \\ \sigma_{23} \end{pmatrix} \quad (6.19)$$

Weist ein Material symmetrische Eigenschaften in Bezug auf eine oder mehrere Ebe-
nen bzw. Achsen auf, lässt sich die Anzahl an unabhängigen Konstanten reduzieren [3,
87]. Für die drei zueinander orthogonalen Symmetrieebenen eines orthotropen Materials
wird der Zusammenhang zwischen den Spannungen und Verzerrungen über neun Kom-
ponenten der Elastizitäts- bzw. Nachgiebigkeitsmatrix dargestellt. Mit den Ingenieur-
konstanten ergibt sich dieser zu [3, 89]:

$$\begin{pmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ \varepsilon_{33} \\ 2\varepsilon_{12} \\ 2\varepsilon_{13} \\ 2\varepsilon_{23} \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_1} & \frac{-\nu_{21}}{E_2} & \frac{-\nu_{31}}{E_3} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{-\nu_{12}}{E_1} & \frac{1}{E_2} & \frac{-\nu_{32}}{E_3} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{-\nu_{13}}{E_1} & \frac{-\nu_{23}}{E_2} & \frac{1}{E_3} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{12}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{13}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{23}} \end{bmatrix} \begin{pmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \sigma_{12} \\ \sigma_{13} \\ \sigma_{23} \end{pmatrix} \quad (6.20)$$

Hierbei handelt es sich um die Elastizitätsmoduln E_i , die Querkontraktionszahlen ν_{ij}
und Schubmoduln G_{ij} (Beanspruchungsrichtung i und Querdehnungsrichtung j), die
den Vorzugsrichtungen des Materials zugeordnet werden [3, 89]. Aufgrund der Symmetrie

$N_{ij} = N_{ji}$ gilt der Zusammenhang $\nu_{ij}E_j = \nu_{ji}E_i$. Wird ein ebener Spannungszustand zugrunde gelegt, kann die Beziehung zwischen den Spannungen und Verzerrungen weiter vereinfacht werden:

$$\begin{pmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ 2\varepsilon_{12} \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_1} & \frac{-\nu_{21}}{E_2} & 0 \\ \frac{-\nu_{12}}{E_1} & \frac{1}{E_2} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{G_{12}} \end{bmatrix} \begin{pmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{12} \end{pmatrix} \quad (6.21)$$

Für den im Zusammenhang mit (dünnen) Blechen typischerweise angenommenen ebenen Spannungszustand erfolgt die Beschreibung der Nachgiebigkeitsmatrix letztlich mit vier unabhängigen Werkstoffkennwerten. An dieser Stelle sei darauf hingewiesen, dass bei der Berechnung des ebenen Spannungszustands in ABAQUS je nach Elementtyp¹¹ die transversalen Schubsteifigkeiten berücksichtigt werden und dadurch die Schubmoduln G_{13} und G_{23} als weitere Eingabegrößen bereitzustellen sind [44, 147]. Untersuchungen zu den Eigenschaften der Elastizitäts- bzw. Nachgiebigkeitsmatrix führen zu Einschränkungen für den Wertebereich der Werkstoffkennwerte, die mit $E_1, E_2, G_{12}, G_{13}, G_{23} > 0$ und $\nu_{12}^2 < \frac{E_1}{E_2}, \nu_{21}^2 < \frac{E_2}{E_1}$ angegeben werden können [3]. Da ein ebener Spannungszustand ($\sigma_{33} = 0$) einen räumlichen Verzerrungszustand hervorruft, resultiert eine Querdehnung in Dickenrichtung, wodurch weiterhin $\varepsilon_{33} \neq 0$ gilt.

Hill-Fließkriterium

Das Fließkriterium nach Hill [99] wird häufig zur Beschreibung der richtungsabhängigen plastischen Verformung im Rahmen von Blechumformungen verwendet [9]. Es stellt einen speziellen Fall für orthotrope Materialien dar und basiert auf den Überlegungen nach von Mises [144]. Der richtungsabhängige Zustand wird durch sechs unabhängige Materialparameter F, G, H, L, M und N beschrieben, mit denen das Hill-Fließkriterium wie folgt formuliert wird [9, 99]:

$$\begin{aligned} 2F_{\text{Hill}} \equiv & F(\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + G(\sigma_{33} - \sigma_{11})^2 + H(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + \\ & + 2L\sigma_{23}^2 + 2M\sigma_{13}^2 + 2N\sigma_{12}^2 = 1 \end{aligned} \quad (6.22)$$

Unter der Annahme eines ebenen Spannungszustands lassen sich die unabhängigen Parameter auf vier reduzieren. Aufgrund der verhältnismäßig geringen Anzahl an Parametern erfährt die Darstellung der richtungsabhängigen plastischen Verformung jedoch gewisse Einschränkungen und kann folglich nicht immer exakt beschrieben werden [9]. Das Hill-Fließkriterium für den ebenen Spannungszustand lautet [9, 99]:

$$2F_{\text{Hill}} \equiv (G + H)\sigma_{11}^2 - 2H\sigma_{11}\sigma_{22} + (H + F)\sigma_{22}^2 + 2N\sigma_{12}^2 = 1 \quad (6.23)$$

Die Materialparameter werden mit den Fließgrenzen unter einachsiger Zug- bzw. Schubbeanspruchung in Walzrichtung, Quer- und Normalenrichtung des Blechs beschrieben [28, 99]. Oftmals liegen die benötigten Kennwerte nicht in allen Orientierungen vor oder können experimentell nicht ermittelt werden. Aus diesem Grund werden die Materialparameter üblicherweise mithilfe der senkrechten Anisotropie r abgeschätzt, die im uniaxialen Zugversuch nach DIN EN ISO 10113 [58] für unterschiedliche Materialorientierungen bzw. Probenentnahmerichtungen bestimmt wird. Der r -Wert ist dabei als das Verhältnis der wahren Breiten- und Dickenformänderung definiert und stellt ein Maß für die richtungsabhängige plastische Verformung eines Werkstoffs dar [58, 63].

¹¹Bei Verwendung von schubweichen (thick) und universellen (general-purpose) Schalenelementen

6.2.2 Kalibrierung der Materialparameter

Zur Kalibrierung der Materialparameter wurden uniaxiale Zugversuche für drei Materialorientierungen Θ von 0° , 45° und 90° in Bezug auf die Walzrichtung durchgeführt. Bei der Betrachtung der ermittelten Werkstoffkennwerte wird ersichtlich, dass das Elektroblech den niedrigsten Elastizitätsmodul und die niedrigste Streckgrenze in Walzrichtung aufweist, vgl. Tab. 6.2. Im Gegensatz dazu ist der Elastizitätsmodul quer zur Walzrichtung etwa 15 GPa höher und auch die Streckgrenze liegt oberhalb des Referenzwerts längs zur Walzrichtung. Für eine Materialorientierung von 45° liegen die entsprechenden Werkstoffkennwerte dazwischen. Die r -Werte wurden mit dem automatischen Messverfahren und der Regressionsmethode nach DIN EN ISO 10113 für einen Auswertebereich zwischen 5 % und 10 % Gesamtdehnung bestimmt.

Der Elastizitätsmodul E_1 und die Querkontraktionszahl ν_{12} zur Beschreibung der linear-elastischen Spannungs-Dehnungs-Beziehung nach Gl. (6.21) werden durch die Werkstoffkennwerte längs zur Walzrichtung ($\Theta = 0^\circ$) festgelegt. Mit den Werkstoffkennwerten quer zur Walzrichtung ($\Theta = 90^\circ$) ist zudem der Elastizitätsmodul E_2 gegeben. Die experimentelle Bestimmung des Schubmoduls ist mit versuchstechnischen Schwierigkeiten verbunden, da die dünnen Elektrobleche im Scherzugversuch dazu neigen sich zu verdrehen und es infolgedessen zu einer ungewollten Verformung der Scherproben kommt. Aus diesem Grund werden der Schubmodul G_{12} bzw. die Schubmoduln senkrecht zur Blechebene G_{13} und G_{23} mithilfe des Elastizitätsmoduls E_{11} und der Querkontraktionszahl ν_{12} für einen angenommenen isotropen Zusammenhang abgeschätzt:

$$G_{12} = G_{13} = G_{23} = \frac{E_1}{2(1 + \nu_{12})} \quad (6.24)$$

Die Parameter des Hill-Fließkriteriums werden zumeist anhand der r -Werte r_0 , r_{45} und r_{90} bestimmt, mit denen die senkrechte Anisotropie der drei betrachteten Materialorientierungen 0° , 45° und 90° gegeben ist. Für die als Methode 1 bezeichnete Vorgehensweise gelten die folgenden Zusammenhänge [28, 43, 63]:

$$F = \frac{r_0}{r_{90}(1 + r_0)}; \quad G = \frac{1}{1 + r_0}; \quad H = \frac{r_0}{1 + r_0}; \quad N = \frac{(1 + 2r_{45})(r_0 + r_{90})}{2r_{90}(1 + r_0)} \quad (6.25)$$

Alternativ lassen sich die Materialparameter mithilfe der Streckgrenzen R_e der jeweiligen Materialorientierungen ($\bar{\sigma}_0$, $\bar{\sigma}_{45}$ und $\bar{\sigma}_{90}$) und einem r -Wert ermitteln. Hierbei kann nach Gl. (6.26) der r -Wert längs zur Walzrichtung (Methode 2) herangezogen oder nach Gl. (6.27) der r -Wert quer zur Walzrichtung (Methode 3) verwendet werden [28, 43]:

Tab. 6.2: Ausgewählte quasistatische Werkstoffkennwerte des betrachteten Elektroblechs für unterschiedliche Materialorientierungen

Orientierung Θ [°]	Elastizitätsmodul E [GPa]	Poissonzahl ν [-]	Streckgrenze R_e [MPa]	Senkr. Anisotropie r [-]
0	181 ± 11	$0,27 \pm 0,012$	440 ± 9	$0,75 \pm 0,023$
45	188 ± 10	$0,26 \pm 0,020$	450 ± 4	$0,72 \pm 0,015$
90	196 ± 10	$0,33 \pm 0,025$	461 ± 6	$1,08 \pm 0,022$

$$F = \frac{\bar{\sigma}_0^2}{\bar{\sigma}_{90}^2} - H; G = \frac{H}{r_0}; H = \frac{r_0}{1 + r_0}; N = \frac{2\bar{\sigma}_0^2}{\bar{\sigma}_{45}^2} - \frac{G + F}{2} \quad (6.26)$$

$$F = \frac{H}{r_{90}}; G = 1 - H; H = \frac{\bar{\sigma}_0^2 r_{90}}{\bar{\sigma}_{90}^2 (1 + r_{90})}; N = \frac{2\bar{\sigma}_0^2}{\bar{\sigma}_{45}^2} - \frac{G + F}{2} \quad (6.27)$$

Bei Betrachtung der berechneten Materialparameter zeigt sich, dass alle drei Methoden zu unterschiedlichen Ergebnissen führen, vgl. Tab. 6.3. Anhand des alleinigen Vergleichs der Zahlenwerte kann jedoch keine Aussage darüber getroffen werden, in welchem Ausmaß sich die zugehörigen Fließflächen voneinander unterscheiden. Um trotzdem bewerten zu können, wie gut die richtungsabhängigen Materialeigenschaften durch die Materialparameter beschrieben werden, erfolgt die Berechnung der Streck- bzw. Fließgrenze $\bar{\sigma}(\Theta)$ und der senkrechten Anisotropie $r(\Theta)$ in Abhängigkeit der Materialorientierung [28]:

$$\bar{\sigma}(\Theta) = \frac{\bar{\sigma}_0}{\sqrt{F \sin^4 \Theta + G \cos^4 \Theta + H \cos^2 2\Theta + 2N \sin^2 \Theta \cos^2 \Theta}} \quad (6.28)$$

$$r(\Theta) = \frac{H \cos^2 2\Theta - (F + G - 2N) \cos^2 \Theta \sin^2 \Theta}{F \sin^2 \Theta + G \cos^2 \Theta} \quad (6.29)$$

Die Verläufe der Streck- bzw. Fließgrenze weisen unabhängig von der verwendeten Methode zur Kalibrierung der Materialparameter übereinstimmende Werte in Walzrichtung auf, die mit der tatsächlichen Streckgrenze des Elektroblechs zusammenfallen, vgl. Abb. 6.10 (a). Erfolgt die Kalibrierung allein anhand der r -Werte r_0 , r_{45} und r_{90} (Methode 1), wird der Verlauf für Materialorientierungen ($\Theta \neq 0^\circ$) grundsätzlich überschätzt. Die maximale Fließspannung ergibt sich in diesem Fall für eine Materialorientierung von etwa 60° und liegt ungefähr 11 % über der Fließspannung in Walzrichtung. Werden die Streckgrenzen $\bar{\sigma}_0$, $\bar{\sigma}_{45}$ und $\bar{\sigma}_{90}$ bei der Kalibrierung berücksichtigt (Methode 2, 3), führt dies unabhängig vom verwendeten r -Wert zu einem identischen Verlauf. Dieser stimmt entsprechend mit den drei vorgegebenen, experimentell ermittelten Streckgrenzen des Elektroblechs überein und lässt einen kontinuierlichen Anstieg der Fließspannung für steigende Werte Θ erkennen.

Werden die Materialparameter mit den drei r -Werten r_0 , r_{45} und r_{90} (Methode 1) bestimmt, lässt sich zwar die Streck- bzw. Fließgrenze nicht korrekt wiedergeben, der Verlauf der senkrechten Anisotropie hingegen schon, vgl. Abb. 6.10 (b). Zunächst fällt der r -Wert bis zu einer Materialorientierung von etwa 35° ab und steigt anschließend kontinuierlich an. Die maximale senkrechte Anisotropie liegt mit r_{90} quer zur Walzrichtung vor. Erfolgt die Kalibrierung mit den Streckgrenzen $\bar{\sigma}_0$, $\bar{\sigma}_{45}$ und $\bar{\sigma}_{90}$ und nur einem r -Wert r_0 (Methode 2) bzw. r_{90} (Methode 3), resultieren abweichende Verläufe, mit denen

Tab. 6.3: Berechnete Materialparameter für die Verwendung des Fließkriteriums nach Hill

Parameter [-]	F	G	H	N
Methode 1	0,397	0,571	0,429	1,181
Methode 2	0,438	0,527	0,473	1,430
Methode 3	0,482	0,571	0,429	1,385

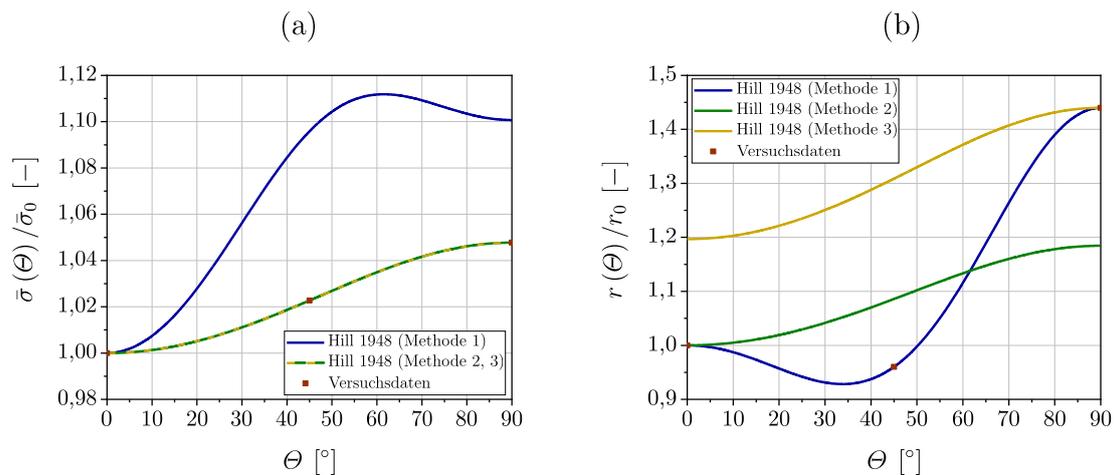


Abb. 6.10: Verlauf der rechnerischen (a) Streck- bzw. Fließgrenze und (b) senkrechten Anisotropie in Abhängigkeit der Materialorientierung

lediglich der jeweils vorgegebene r -Wert getroffen wird. Beim Vergleich der beiden Verläufe zeigt sich, dass mit Methode 2 die experimentell bestimmten Werte der senkrechten Anisotropie im Mittel besser beschrieben werden, als dies für Methode 3 der Fall ist.

Mit keiner der betrachteten Methoden zur Kalibrierung der Materialparameter gelingt es sowohl den Verlauf der Streck- bzw. Fließgrenze $\bar{\sigma}(\theta)$ als auch den der senkrechten Anisotropie $r(\theta)$ korrekt wiederzugeben, was sich durch die Konzeption des Hill-Fließkriteriums begründen lässt [32]. Zur Beschreibung des Spannungs-Dehnungs-Verhaltens unter einachsiger schwingender Beanspruchung ist es jedoch prinzipiell ausreichend, die richtungsabhängige Streck- bzw. Fließgrenze exakt abbilden zu können, auch wenn die r -Werte und damit der Zusammenhang zwischen der plastischen Verformung in Breiten- und Dickenrichtung nur näherungsweise erfasst werden. Auf der Grundlage der gewonnenen Erkenntnisse werden im Rahmen weiterer Betrachtungen die gemäß Gl. (6.26) bzw. nach Methode 2 ermittelten Materialparameter berücksichtigt.

6.2.3 Umsetzung und Verifizierung

Nachdem die Parameter des orthotropen elastisch-plastischen Materialmodells kalibriert wurden, soll die richtungsabhängige Spannungs-Dehnungs-Beziehung des Elektroblechs unter einachsiger Zugbeanspruchung analysiert und mit den im Zugversuch ermittelten Spannungs-Dehnungs-Kurven verglichen werden. Zu diesem Zweck erfolgt die FE-Berechnung der ungekerbten Flachprobe unter der Annahme eines ebenen Spannungszustands für die drei Materialorientierungen von 0° , 45° und 90° in Bezug auf die Walzrichtung. Wie zuvor werden zur Diskretisierung viereckige Schalenelemente des Typs S4R (lineare Ansatzfunktion, reduzierte Integration) verwendet. Die einachsige Zugbeanspruchung wird bis zum Erreichen einer Gesamtdehnung von 10% simuliert und dabei die über den Nennquerschnitt gemittelte Spannungs-Dehnungs-Beziehung bestimmt.

Die Eingabe der Materialparameter zur Beschreibung des linear-elastischen Werkstoffverhaltens erfolgt in ABAQUS unmittelbar in tabellarischer Form. Das plastische Ver-

formungsverhalten wird indirekt über die ermittelten Materialparameter des Hill-Fließkriteriums definiert. Dazu muss zum einen die Fließkurve des Elektroblechs längs zur Walzrichtung (Referenz) vorgegeben werden, die bereits aus den zuvor durchgeführten Zugversuchen bekannt ist. Zum anderen sind mit den Materialparametern richtungsabhängige Fließspannungsverhältnisse $\frac{\bar{\sigma}_{ij}}{\bar{\sigma}_{11}}$ ($i, j = 1, 2, 3$) zu berechnen und einzugeben. Es gelten die nachfolgenden Zusammenhänge, wobei für den ebenen Spannungszustand $L = M = \frac{3}{2}$ und damit $\frac{\bar{\sigma}_{13}}{\bar{\sigma}_{11}} = \frac{\bar{\sigma}_{23}}{\bar{\sigma}_{11}} = 1$ anzusetzen ist [44, 63, 99]:

$$\begin{aligned} \frac{\bar{\sigma}_{11}}{\bar{\sigma}_{11}} &= \sqrt{\frac{1}{G+H}} = 1; & \frac{\bar{\sigma}_{22}}{\bar{\sigma}_{11}} &= \sqrt{\frac{1}{H+F}}; & \frac{\bar{\sigma}_{33}}{\bar{\sigma}_{11}} &= \sqrt{\frac{1}{F+G}} \\ \frac{\bar{\sigma}_{12}}{\bar{\sigma}_{11}} &= \sqrt{\frac{3}{2N}}; & \frac{\bar{\sigma}_{13}}{\bar{\sigma}_{11}} &= \sqrt{\frac{3}{2M}}; & \frac{\bar{\sigma}_{23}}{\bar{\sigma}_{11}} &= \sqrt{\frac{3}{2L}} \end{aligned} \quad (6.30)$$

Die berechneten und experimentell ermittelten (wahren) Spannungs-Dehnungs-Verläufe sind in Abb. 6.11 gegenübergestellt. Für alle drei betrachteten Materialorientierungen ist hierbei eine zufriedenstellende Übereinstimmung der Simulation (gestrichelte Linien) mit den Versuchsdaten zu erkennen. Dies deutet darauf hin, dass sich mit dem Hill-Fließkriterium in Kombination mit den nach Gl. (6.26) kalibrierten Materialparametern die richtungsabhängige plastische Verformung unter einachsiger Beanspruchung korrekt erfassen lässt. Die Spannungs-Dehnungs-Verläufe für weitere (beliebige) Materialorien-

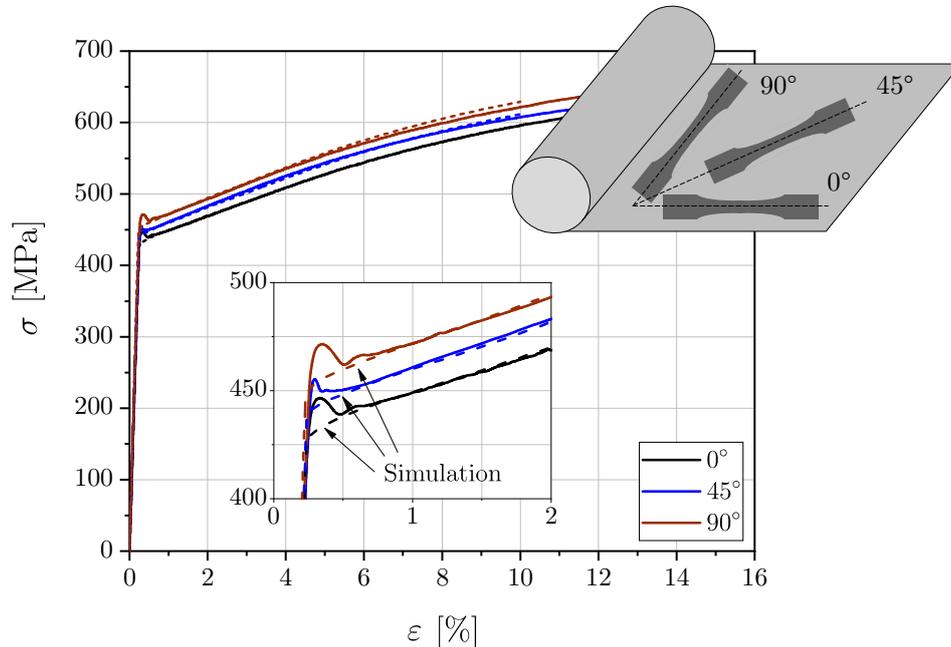


Abb. 6.11: Vergleich der simulierten und experimentell ermittelten Spannungs-Dehnungs-Verläufe unter einachsiger Zugbeanspruchung für drei unterschiedliche Materialorientierungen von 0°, 45° und 90° in Bezug auf die Walzrichtung

tierungen liegen gemäß dem Verlauf der rechnerischen Streck- bzw. Fließgrenze, vgl. Abb. 6.10 (a), zwischen der stärksten Orientierung quer und der schwächsten Orientierung längs zur Walzrichtung des Elektroblechs.

Der linear-elastische Zusammenhang der Spannungen und Dehnungen für die Materialorientierung längs bzw. quer zur Walzrichtung ergibt sich unter einachsiger Beanspruchung unmittelbar mit den vorgegebenen Elastizitätsmoduln E_1 und E_2 . Der Elastizitätsmodul für die Materialorientierung von 45° lässt sich umgekehrt aus der linear-elastischen Spannungs-Dehnungs-Beziehung der zugehörigen FE-Berechnung bestimmen. Mit einem Wert von 185 GPa weicht dieser nur geringfügig vom experimentell ermittelten Elastizitätsmodul ab, was durch die Verwendung des abgeschätzten Schubmoduls G_{12} in Gl. (6.23) begründet werden kann.

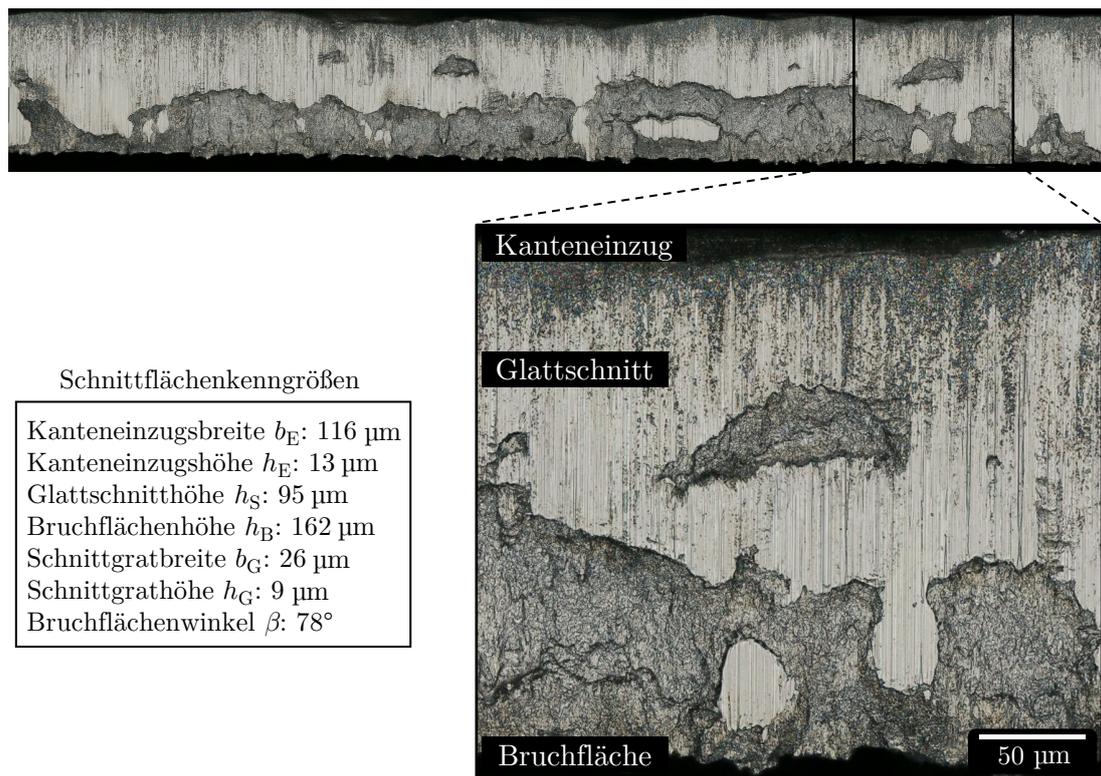
6.3 Schnittflächenkenngrößen und Oberflächentopographie

Die durch das Scherschneiden entstehenden Schnittkanten unterscheiden sich aufgrund ihrer charakteristischen Schnittflächenkenngrößen und Oberflächentopographie von der Beschaffenheit einer idealen (polierten) Kante. Infolgedessen kommt es zu kerbbedingten Spannungsüberhöhungen, was im Allgemeinen eine Reduktion der Festigkeit nach sich zieht. Auf der Grundlage oberflächenanalytischer Betrachtungen des schergeschnittenen Kantenzustands wird dieser zunächst mithilfe eines FE-Modells erfasst. Die Simulation der Spannungsverteilung im Bereich der Schnittkante ermöglicht sodann die Bewertung des Oberflächeneinflusses. Durch die Gegenüberstellung mit einem (geometrisch) idealen Kantenzustand können darüber hinaus prinzipielle Aussagen in Bezug auf die Beeinflussung der Schwingfestigkeit des Elektroblechs im Zeitfestigkeitsbereich abgeleitet werden.

6.3.1 Darstellung des Kantenzustands

Bei der oberflächenanalytischen Untersuchung des Kantenzustands schergeschnittener Flachproben zeigt sich erwartungsgemäß eine lokal unterschiedliche Ausprägung der gemäß Abb. 2.3 definierten Schnittflächenkenngrößen und der Oberflächentopographie. Ein repräsentativer Ausschnitt der aufgenommenen Schnittfläche kann Abb. 6.12 entnommen werden. Der Glattschnittanteil macht etwa 35 % und der Bruchflächenanteil 60 % der gesamten Schnittfläche aus, während die Kanteneinzugshöhe mit 5 % verhältnismäßig gering ausfällt. Insbesondere im Bereich der Bruchfläche weist die Probenkante zahlreiche Mikrokerben und geometrische Imperfektionen auf, welche die Anrissbildung begünstigen und die Schwingfestigkeit des Elektroblechs herabsetzen können. Die zugehörigen gemittelten Rauheitswerte (Bruch- und Glattschnittbereich) aus den flächenhaften Rauheitsmessungen betragen $R_a = 0,92 \mu\text{m}$ und $R_z = 4,90 \mu\text{m}$.

Die Modellierung des Kantenzustands unter Berücksichtigung der tatsächlichen Oberflächentopographie ist rechnerisch aufwändig und eignet sich in der Regel nur für grundlegende Betrachtungen. So kann die Mikrokerbwirkung des Rauheitsprofils, wie beispielsweise in [126] gezeigt, im Rahmen einer linear-elastischen FE-Berechnung erfasst und dadurch eine zugehörige Mikrokerbformzahl ermittelt werden. Es wird von der vereinfachenden Vorstellung ausgegangen, dass sich die im Kerbgrund wirkenden Spannungen um den Faktor der Mikrokerbformzahl erhöhen lassen. Dadurch ist es möglich,



Schnittflächenkenngrößen

Kanteneinzugsbreite b_E : 116 μm
Kanteneinzugshöhe h_E : 13 μm
Glattschnitthöhe h_S : 95 μm
Bruchflächenhöhe h_B : 162 μm
Schnittgratbreite b_G : 26 μm
Schnittgrathöhe h_G : 9 μm
Bruchflächenwinkel β : 78°

Abb. 6.12: Aufnahme des repräsentativen Kantenzustands und Darstellung der Schnittflächenkenngrößen einer schergeschnittenen Flachprobe (Schneidspalt 35 μm, neuwertiger Zustand des Schneidwerkzeugs) [84]

die oberflächennahen Spannungsüberhöhungen bei der rechnerischen Abschätzung der Schwingfestigkeit zu berücksichtigen. Verglichen mit dem in Abschnitt 3.4.3 beschriebenen Konzept der Oberflächenfaktoren, die im einfachsten Fall nur die Rautiefe allein zur Charakterisierung der Oberfläche heranziehen, erlaubt diese Vorgehensweise prinzipiell eine fundiertere Bewertung des fertigungsbedingten Oberflächeneinflusses. Die Bestimmung eines Oberflächen- bzw. Rauheitsfaktors erlaubt dennoch eine erste rechnerische Einschätzung des zu erwartenden Oberflächeneinflusses. Mit dem Ansatz nach der FKM-Richtlinie „Rechnerischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile“ [75] ergibt sich für die gemittelte Rautiefe R_z der Schnittkante beispielsweise ein Oberflächenfaktor von 0,93. Der erweiterte Ansatz nach FKM-Richtlinie „Rechnerischer Festigkeitsnachweis unter expliziter Erfassung nichtlinearen Werkstoffverformungsverhaltens“ [74] resultiert hingegen mit einem Rauheitsfaktor von 0,96 in einem etwas höheren Wert. Die Verringerung der Schwingfestigkeit des Werkstoffs aufgrund der scherschneidbedingten Oberflächentopographie kann demnach mit etwa 4 bis 7% angenommen werden.

Sowohl die Ermittlung einer Mikroerbkformzahl als auch die Anwendung von Oberflächenfaktoren ist sinngemäß auf den Bereich der Dauerfestigkeit beschränkt, da die Annahme linear-elastischen Werkstoffverhaltens vorausgesetzt wird. Mit zunehmendem plastischen Verformungsanteil können diese somit nicht ohne Weiteres auf den Zeitfestigkeitsbereich übertragen werden. Ursächlich hierfür ist, dass die Mikrokerben und

geometrischen Imperfektionen unter elastisch-plastischer Beanspruchung eingeformt werden und dadurch die Mikrokerbformzahl sinkt [104]. Des Weiteren kommt es durch das Plastifizieren des Werkstoffs zur Homogenisierung der Verformungen innerhalb des metallischen Gefüges, wodurch die Kerbwirkung weiter abgeschwächt wird. Folglich ist im Zeitfestigkeitsbereich aufgrund der Oberflächentopographie der Schnittkante von einer Verringerung der Schwingfestigkeit im niedrigen einstelligen Prozentbereich auszugehen. Aus den genannten Gründen wird die Annahme getroffen, dass sich der Oberflächeneinfluss im örtlichen Konzept näherungsweise erfassen lässt, indem der Kantenzustand der schergeschnittenen Elektrobleche allein durch die (makroskopischen) Schnittflächenkenngrößen dargestellt wird. Auf die detaillierte Modellierung der mikroskopischen Oberflächentopographie wird entsprechend verzichtet.

6.3.2 Umsetzung und Verifizierung

Die rechnerische Bewertung des Oberflächeneinflusses erfolgt für die gekerbte Flachprobe durch Modellierung der Innenbohrung gemäß den in Abb. 6.12 angegebenen Schnittflächenkenngrößen. Hierbei ermöglicht der vorliegende mehrachsige Spannungszustand die Betrachtung der oberflächennahen Spannungsüberhöhungen in Bezug auf unterschiedliche spannungsmechanisch wirksame Beanspruchungsrichtungen. Zur Diskretisierung des FE-Modells werden Hexaederelemente des Typs C3D20R (quadratische Ansatzfunktion, reduzierte Integration) verwendet. Um die Spannungsverteilung im Bereich der Schnittkante korrekt erfassen zu können, ist bei der Umsetzung auf eine ausreichend feine und möglichst regelmäßige Vernetzung zu achten, vgl. Abb. 6.13. Im Abstand von 0,5 mm von der Schnittkante wird dazu das FE-Modell unterteilt und mit konstanten Elementkantenlängen von $20 \cdot 20 \cdot 50 \mu\text{m}$ vernetzt, welche basierend auf einer zuvor durchgeführten Netzkonvergenzstudie festgelegt wurden. Mit zunehmender Entfernung von der Schnittkante weist das Modell der gekerbten Flachprobe Elementkantenlängen von bis zu $500 \cdot 270 \cdot 1000 \mu\text{m}$ und damit eine deutlich niedrigere Netzauflösung auf. Um den Übergang zwischen den beiden Netzpartitionen darstellen zu können, werden die Freiheitsgrade der angrenzenden Flächen gekoppelt.

Der Einfluss des Kantenzustands wird unter einachsiger Zugbeanspruchung betrachtet, wobei die linear-elastische und elastisch-plastische Spannungsverteilung entlang der Schnittkante ausgewertet werden. In diesem Zusammenhang werden die richtungsabhängigen Materialeigenschaften des Elektroblechs vernachlässigt und vereinfachend isotropes Werkstoffverhalten¹² angenommen. Anschließend wird der oberflächennahe Beanspruchungszustand mit dem eines idealen Kantenzustands (rechteckiger Probenquerschnitt) verglichen. Die Vernetzung zur Abbildung des idealen Kantenzustands erfolgte dabei analog zum schergeschnittenen Kantenzustand, um die Vergleichbarkeit der beiden FE-Modelle gewährleisten zu können.

Die Darstellung der von Mises Vergleichsspannung in der x - y -Ebene lässt zunächst erkennen, dass der schergeschnittene Kantenzustand für linear-elastisches Werkstoffverhalten (dargestellt für eine Nennspannung von 100 MPa) zu einer geringen oberflächennahen Spannungsüberhöhung führt, die der Kerbwirkung der Innenbohrung überlagert ist, vgl. Abb. 6.14 (a). Infolgedessen erhöht sich die Kerbformzahl von $\alpha_k = 2,51$ auf einen

¹²Materialeigenschaften längs zur Walzrichtung, s. Abschnitt 4.1

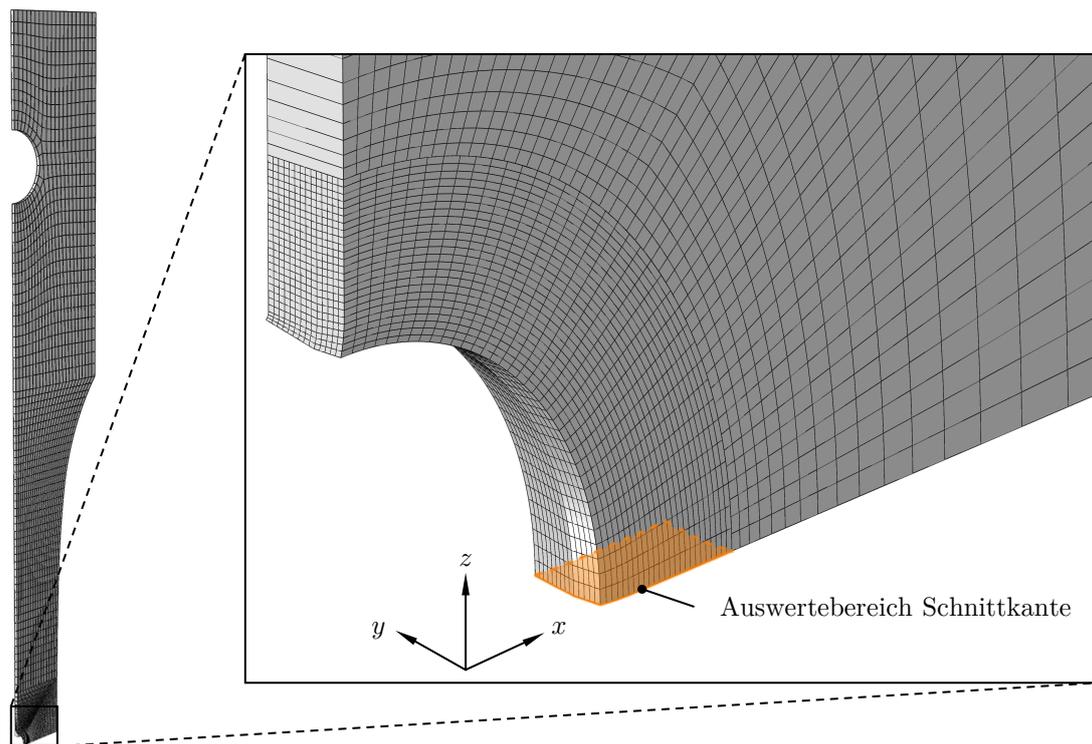


Abb. 6.13: FE-Modell der gekerbten Flachprobe mit modellierter Schnittkante der Innenbohrung, Darstellung als Viertelmodell

Wert von $\alpha_k = 2,58$, was einem Anstieg um knapp 3% entspricht. Die Wechselwirkung der scherschneidbedingten Spannungsüberhöhung mit der (globalen) Kerbwirkung der Innenbohrung ist aufgrund des mehrachsigen Spannungszustands jedoch nicht überall gleich. Während die Schnittkante in der x - y - und y - z -Ebene zu den höchsten Spannungsüberhöhungen bzw. Kerbformzahlen führt, fällt der Einfluss für andere Orientierungen deutlich geringer aus. So ist unter 45° zur Hauptbeanspruchungsrichtung praktisch kein Unterschied zwischen den Vergleichsspannungen nahe der Schnittkante festzustellen. Unabhängig davon zeigt sich für elastisch-plastisches Werkstoffverhalten (dargestellt für eine Nennspannung von 300 MPa) bereits bei niedrigen plastischen Vergleichsdehnungen $\bar{\epsilon}_{pl}$ ein vollständiger Abbau der scherschneidbedingten Spannungsüberhöhungen, vgl. Abb. 6.14 (b). Dieser lässt sich erwartungsgemäß durch Spannungsumlagerungen in den hochbeanspruchten Bereichen nahe der Schnittkante erklären.

Die Gegenüberstellung des schergeschnittenen Kantenzustands mit dem idealen Kantenzustand zeigt weiterhin, dass die Spannungsverteilung aufgrund der Schnittkante nur geringfügig gestört wird. Es kommt zu einer unwesentlichen Beeinflussung des oberflächennahen Beanspruchungszustands, wodurch die Spannungen nicht vollständig symmetrisch über der Blechdicke (y -Richtung) verlaufen. Da die geometrische Imperfektion der Schnittkante jedoch auf einen geringen Bereich von wenigen Zehntel Millimetern begrenzt ist, wird das Spannungs-Dehnungs-Verhalten des Elektroblechs letztlich kaum verändert. Die Höhe der scherschneidbedingten Kerbformzahl unter linear-elastischem Werkstoffverhalten entspricht in etwa dem reziproken Wert des zuvor unter Berück-

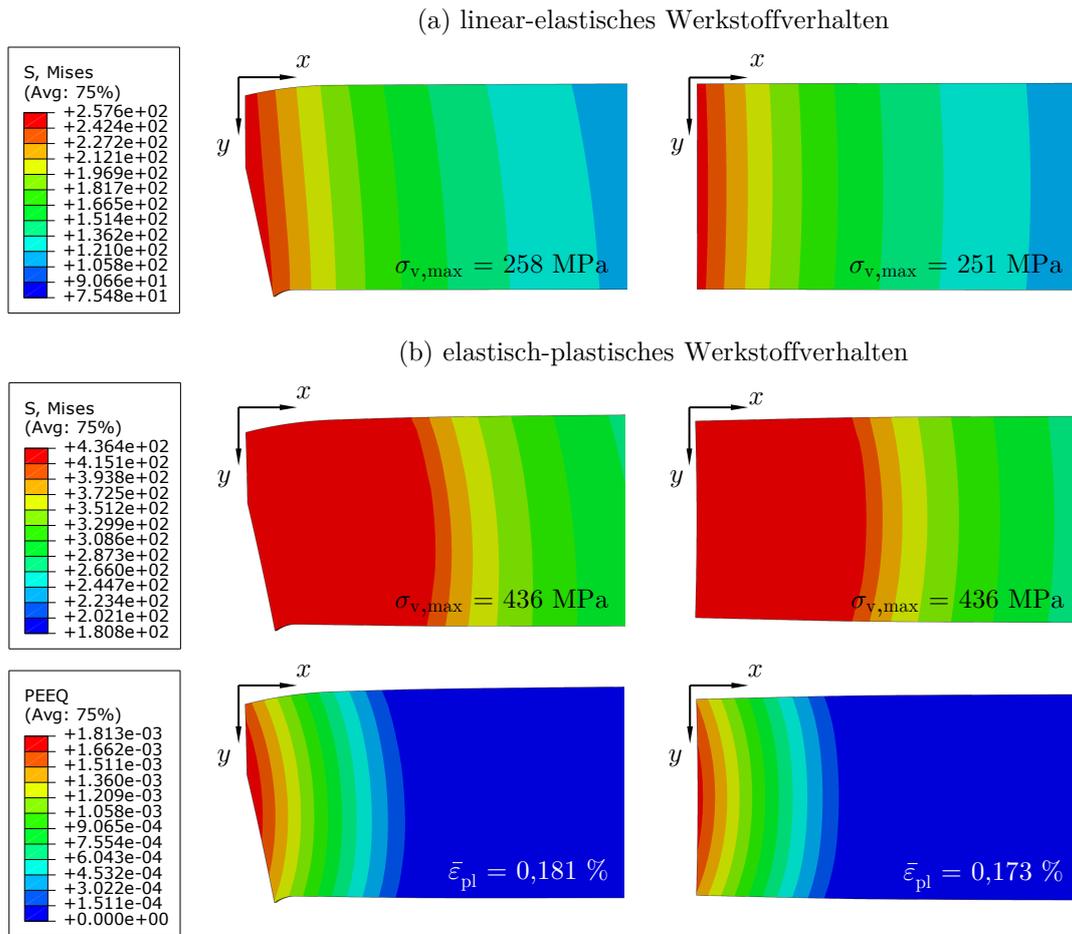


Abb. 6.14: Vergleich der (a) linear-elastischen und (b) elastisch-plastischen oberflächennahen Spannungsverteilung der gekerbten Flachprobe, links: Schergeschnittener Kantenzustand, rechts: (Geometrisch) idealer Kantenzustand

sichtigung der gemittelten Rautiefe R_z berechneten Oberflächenfaktors. Basierend auf den simulierten Spannungsverteilungen sind keine nennenswerten Unterschiede für die σ - ε -Hysteresen infolge des geometrischen Kantenzustands zu erwarten, weshalb eine FE-Simulation des zyklischen Werkstoffverhaltens entfallen kann.

Die Verifizierung der Oberflächentopographie bzw. des oberflächennahen Spannungszustands anhand von Versuchsdaten ist nicht eindeutig möglich, da der tatsächliche spannungsmechanische Oberflächeneinfluss nur schwer von anderen Einflussgrößen separiert werden kann. Beim Scherschneiden sind im Bereich der beeinflussten Randzone zusätzlich Eigenspannungen und die Kaltverfestigung des Werkstoff zu berücksichtigen. Zwar können die Eigenspannungen durch Spannungsarmglühen weitestgehend abgebaut werden, der Einfluss einer ausgeprägten Kaltverfestigung kann hingegen (ohne Rekristallisation) nicht vollständig eliminiert werden.

Um dennoch eine Aussage zum Oberflächeneinfluss treffen zu können, sei an dieser Stelle auf die Arbeit [113] verwiesen, in der die Randschichteigenschaften spanend gefertigter

Proben aus Stahlwerkstoff und deren Schwingfestigkeit untersucht wurden. Zur Ermittlung der Zeitfestigkeitsgeraden bzw. der Dauerfestigkeit wurden Proben mit unterschiedlichen Oberflächentopographien und wirksamen Rautiefen im Bereich zwischen 5 und 80 μm hergestellt und unter schwingender Beanspruchung geprüft. Durch Mikrohärtemessungen konnte gezeigt werden, dass die Proben praktisch keine fertigungsbedingte Randschichtverfestigung aufwiesen. Darüber hinaus erfolgte für eine Versuchsreihe zudem der Abbau von Eigenspannungen durch Spannungsarmglühen. Dadurch wurde der Einfluss der Oberflächentopographie näherungsweise von der Randschichtverfestigung bzw. den Eigenspannungen der Proben entkoppelt. Verglichen mit (fein)polierten Proben konnte für wirksame Rautiefen von 5 bzw. 20 μm im Zeitfestigkeitsbereich keine eindeutige Verringerung der Schwingfestigkeit nachgewiesen werden [113]. Je nach Versuchsreihe äußerte sich der Oberflächeneinfluss lediglich durch einen geringen Abfall der erreichbaren Dauerfestigkeit. Erst für ausgeprägte Rautiefen von 80 μm setzten sich die Zeitfestigkeitsgeraden deutlich von denen einer polierten Probe ab. Die beschriebenen Versuchsergebnisse stimmen demnach mit den in der vorliegenden Arbeit erlangten Erkenntnissen dahingehend überein, dass der (separierte) Oberflächeneinfluss vergleichsweise gering ausfällt.

6.4 Eigenspannungszustand

Der scherschneidbedingte oberflächennahe Eigenspannungszustand beeinflusst das mechanische Werkstoffverhalten des Elektroblechs, was unter Umständen zu einer Verringerung der Schwingfestigkeit führen kann. In diesem Zusammenhang sind vor allem das Vorzeichen und der Betrag der Eigenspannungen maßgeblich, da sich diese näherungsweise mit dem örtlichen Beanspruchungszustand überlagern. Im Zeitfestigkeitsbereich ist aufgrund von plastischen Verformungsanteilen im Kerbgrund mit einem mehr oder weniger starken Abbau der Eigenspannungen bereits nach wenigen Zyklen zu rechnen, s. Abschnitt 3.4.3. Der tatsächliche Eigenspannungszustand kann dadurch deutlich weniger schädigungswirksam als ursprünglich angenommen sein. Aus diesem Grund soll im Rahmen von FE-Simulationen abgeschätzt werden, welchen Einfluss zyklische Beanspruchungsabläufe auf den mittels XRD gemessenen oberflächennahen Eigenspannungszustand haben. Dazu ist zunächst der scherschneidbedingte Eigenspannungsverlauf durch einen geeigneten Modellierungsansatz zu approximieren. Darauf aufbauend lassen sich unter Verwendung des elastisch-plastischen Materialmodells mit kombinierter Verfestigung, s. Abschnitt 6.1, sodann die verbleibenden Eigenspannungen in Abhängigkeit von Beanspruchungshöhe und Zyklenzahl bestimmen.

6.4.1 Modellierung des Eigenspannungszustands

Mit den XRD-Messungen liegen Informationen über den makroskopischen Eigenspannungszustand nahe der Schnittkante bis zu einer Tiefe von etwa 8 μm vor. In Walzrichtung des Elektroblechs wurden dabei Zugeigenspannungen in Höhe von $204,4 \pm 49,2$ MPa ermittelt. Im Gegensatz dazu sind die (Druck)eigenspannungen quer zur Walzrichtung mit $-1,4 \pm 31,8$ MPa näherungsweise vernachlässigbar. Ausgehend von den gemessenen oberflächennahen Eigenspannungen ist der weitere Tiefenverlauf zunächst unbekannt.

Soll der vollständige Eigenspannungsverlauf eines schergeschnittenen Elektroblechs modelliert werden, muss dieser zum einen die gemessenen Eigenspannungen an der Schnittkante aufweisen und zum anderen müssen die Eigenspannungen innerhalb der Probe bzw. des Bauteils im Gleichgewicht stehen [126]. Da es theoretisch unendlich viele Lösungen gibt, welche die oberflächennahen Eigenspannungen abbilden und den geforderten Gleichgewichtszustand erfüllen, ist es nicht möglich, einen einzigen, tatsächlichen Eigenspannungszustand zu ermitteln. Es gibt jedoch Modellierungsansätze [42, 126], mit denen ein möglicher, plausibler Eigenspannungszustand berechnet werden kann.

In Anlehnung an die Vorgehensweise in [42] wird der Eigenspannungsverlauf mithilfe von FE-Berechnungen bestimmt, indem zunächst die aus den XRD-Messungen bekannten oberflächennahen Eigenspannungen der schergeschnittenen, ungekerbten Flachprobe auf ein entsprechendes Modell übertragen werden, vgl. Abb. 6.15. Die Zuweisung der Eigenspannungen an der Schnittkante erfolgt in ABAQUS elementweise über die Definition von Spannungsfeldern bis zu einer Tiefe von $8\ \mu\text{m}$, wobei zur automatisierten Umsetzung ABAQUS Python Befehle verwendet werden. Aufgrund des geringen Betrags der Eigenspannungen quer zur Walzrichtung, beschränken sich die nachfolgenden Betrachtungen lediglich auf die Eigenspannungen in Walzrichtung, die der y -Richtung der modellierten Flachprobe entspricht. Da in Anbetracht der geringen Blechdicke vereinfachend ein ebener Spannungszustand angenommen werden kann, werden zur Diskretisierung des FE-Modells Schalenelemente des Typs S4R (lineare Ansatzfunktion, reduzierte Integration) verwendet. In diesem Zusammenhang ist auf eine ausreichend feine Netzaufösung im Bereich der beeinflussten Randzone zu achten, weshalb analog zu den Angaben in Abschnitt

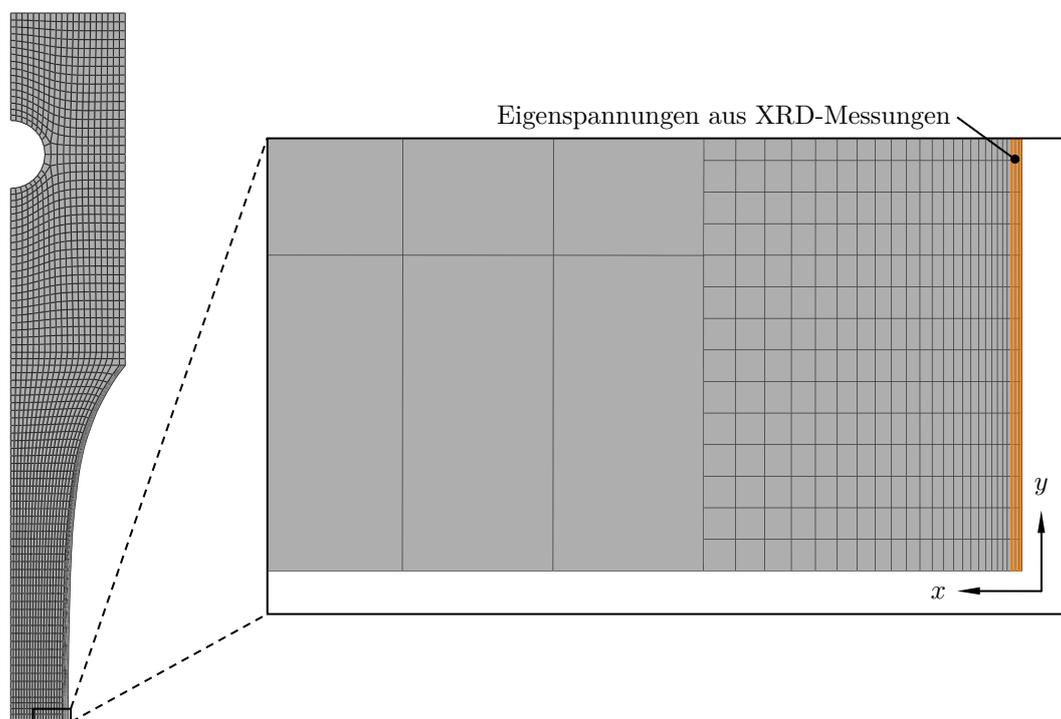


Abb. 6.15: FE-Modell der ungekerbten Flachprobe zur Modellierung des scherschneidbedingten Eigenspannungszustands, Darstellung als Viertelmodell

6.3.2 die Unterteilung in zwei Netzpartitionen erfolgt. Die Elementkantenlängen nahe der Schnittkante betragen zwischen $5 \cdot 50 \mu\text{m}$ und $50 \cdot 50 \mu\text{m}$. Basierend auf den zugewiesenen Eigenspannungen an der Schnittkante, die zunächst nicht im Gleichgewicht stehen, wird anschließend in ABAQUS ein Eigenspannungszustand ermittelt, mit dem die geforderte Gleichgewichtsbedingung erfüllt ist [42, 44]. Die Berechnung des Gleichgewichtszustands führt jedoch dazu, dass sich die vorgegebenen Eigenspannungen ebenfalls verändern, weshalb mehrere Iterationsschritte notwendig sind. Das im ersten Schritt berechnete Spannungsfeld bzw. der berechnete Gleichgewichtszustand muss dem FE-Modell deshalb erneut zugewiesen werden, während die ursprünglich vorgegebenen Eigenspannungen an der Schnittkante wieder hergestellt werden. Durch wiederholte Berechnung kann letztlich ein Eigenspannungszustand bestimmt werden, der sowohl die Gleichgewichtsbedingung erfüllt als auch die gemessenen Eigenspannungen an der Schnittkante aufweist.

Im vorliegenden Betrachtungsfall wurden insgesamt 25 Iterationsschritte zur Berechnung des Eigenspannungszustands durchgeführt. Die Darstellung der Eigenspannungen σ_E längs zur Walzrichtung zeigt, dass sich die gemessenen Eigenspannungen an der Schnittkante prinzipiell zufriedenstellend abbilden lassen, vgl. Abb. 6.16 (a). Lediglich im Bereich des Querschnittsübergangs nahe des Probeneinspannkopfs weicht der berechnete Gleichgewichts- bzw. Eigenspannungszustand von den vorgegebenen Werten ab. Im Nennquerschnitt der Flachprobe konnte hingegen bereits nach fünf Iterationsschritten ein Eigenspannungsverlauf $\sigma_E(x)$ ermittelt werden, der die Zugeigenspannungen von

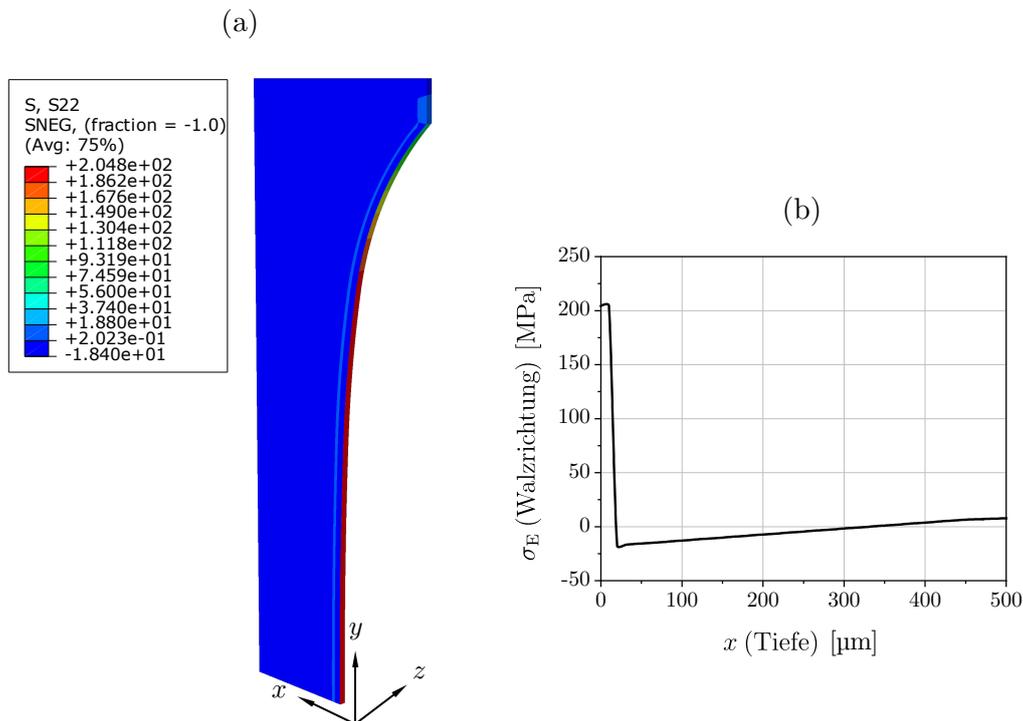


Abb. 6.16: Rechnerisch bestimmter Eigenspannungszustand, (a) Eigenspannungen längs zur Walzrichtung (y -Richtung) entlang der Schnittkante der ungekerbten Flachprobe, (b) zugehöriger Eigenspannungsverlauf $\sigma_E(x)$ im Nennquerschnitt

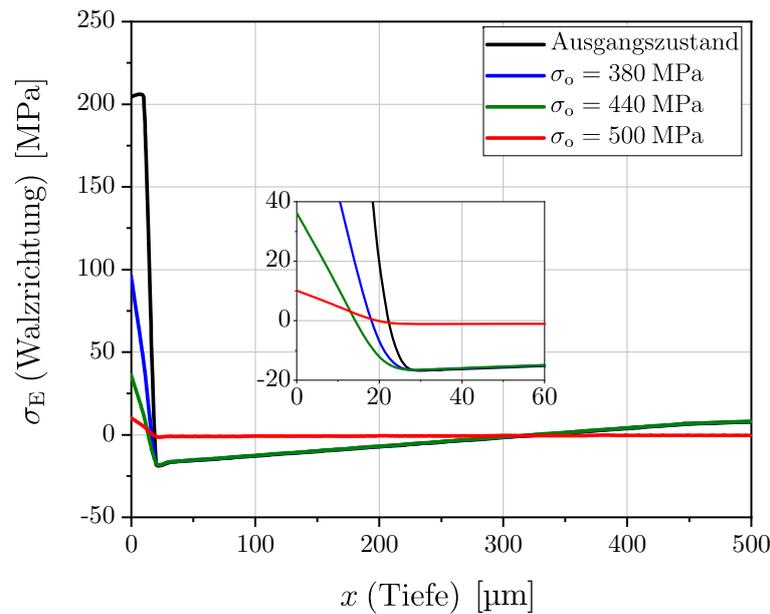


Abb. 6.17: Einfluss einer zyklischen Beanspruchung auf den oberflächennahen Eigenspannungsverlauf $\sigma_E(x)$ der ungekerbten Flachprobe, Darstellung nach einem Lastwechsel für Beanspruchungsabläufe mit einem Spannungsverhältnis $R_\sigma = 0,1$ und unterschiedlichen Oberspannungen σ_o

204,4 MPa an der Schnittkante aufweist, vgl. Abb. 6.16 (b). Die Zugeigenspannungen fallen mit zunehmender Entfernung von der Schnittkante zunächst stark ab. Nach etwa 25 μm liegen Druckeigenspannungen in Höhe von -20 MPa vor, wobei es im weiteren Tiefenverlauf zu einem geringfügigen Anstieg der Eigenspannungen kommt. Inwiefern der berechnete mit dem tatsächlichen Eigenspannungsverlauf der schergeschnittenen Flachprobe übereinstimmt, kann abschließend nicht bewertet werden. Unabhängig davon ist es dennoch möglich, die Veränderung bzw. den Abbau des approximierten Eigenspannungszustands unter zyklischer Beanspruchung zu analysieren.

6.4.2 Umsetzung und Verifizierung

Zur Simulation unterschiedlicher zyklischer Beanspruchungsabläufe wird das zuvor beschriebene FE-Modell der ungekerbten Flachprobe mit überlagertem Eigenspannungszustand herangezogen. Dabei werden drei einachsige Schwingbeanspruchungen mit einem Spannungsverhältnis $R_\sigma = 0,1$ und Oberspannungen von 380, 440 und 500 MPa betrachtet, um die Auswirkung einer zyklischen Beanspruchung auf den Eigenspannungsverlauf möglichst vollständig zu erfassen. Die Beschreibung des zyklischen Werkstoffverhaltens erfolgt mit dem in Abschnitt 6.1.2 kalibrierten elastisch-plastischen Materialmodell mit kombinierter Verfestigung. Aufgrund der einachsigen Beanspruchung kann auf die Darstellung richtungsabhängiger Materialeigenschaften verzichtet werden. Für jeden Beanspruchungsablauf werden die verbleibenden Eigenspannungen im Nennquerschnitt nach jeweils 1, 10 und 100 Zyklen ausgewertet. Die sich nach einem Zyklus bzw. Lastwechsel einstellenden Eigenspannungsverläufe $\sigma_E(x)$ können Abb. 6.17 entnommen werden.

Unabhängig von der Beanspruchungshöhe zeigt sich bereits nach erstmaligem Erreichen der Oberspannung ein deutlicher Abbau der Zugeigenspannungen an der Schnittkante. Dies kann durch die Tatsache erklärt werden, dass es selbst für niedrige Oberspannungen durch die Überlagerung aus Last- und Eigenspannung zu einer lokalen Überschreitung der Streck- bzw. Fließgrenze des Elektroblechs kommt, s. Abschnitt 3.4.3. Infolgedessen reduzieren sich die maximalen Zugeigenspannungen von 204,4 MPa bei einer Oberspannung von 380 MPa auf einen Wert von etwa 95 MPa. Mit zunehmendem Abstand von der Schnittkante weist der Tiefenverlauf hingegen keinen weiteren Abbau der Eigenspannungen auf, da die resultierenden Spannungen unterhalb der Streck- bzw. Fließgrenze verbleiben. Die Erkenntnisse können analog auf die Beanspruchung mit einer Oberspannung von 440 MPa, die der Streckgrenze des Elektroblechs entspricht, übertragen werden. Mit verbleibenden oberflächennahen Zugeigenspannungen von etwa 35 MPa ist der Eigenspannungsabbau hierbei entsprechend stärker ausgeprägt. Wird die Elastizitätsgrenze des Werkstoffs überschritten ($\sigma_o = 500$ MPa), kommt es zu einer übergeordneten plastischen Verformung im Nennquerschnitt der Flachprobe, was zur Folge hat, dass die Eigenspannungen nahezu vollständig abgebaut werden. An der Schnittkante verbleiben dadurch lediglich geringe Zugeigenspannungen von ungefähr 10 MPa. Infolge der plastischen Verformung im Nennquerschnitt der Probe werden darüber hinaus auch die tiefer liegenden Eigenspannungen abgebaut. Die Simulation von mehr als einem Lastwechsel bestätigt die Annahme, dass der Eigenspannungsabbau unter einstufiger Schwingbeanspruchung nach erstmaligem Erreichen der höchsten Last nahezu vollständig abgeschlossen ist, s. Abschnitt 3.4.3. So kann nach 10 bzw. 100 Zyklen kein nennenswerter Unterschied der resultierenden Eigenspannungsverläufe $\sigma_E(x)$ gegenüber denen in Abb. 6.17 festgestellt werden, weshalb auf eine entsprechende Darstellung verzichtet wird.

Zur Verifizierung der Simulationsergebnisse wurden die Eigenspannung an der Schnittkante der ungekerbten Flachprobe exemplarisch für die Beanspruchungskonfiguration $\sigma_o = 500$ MPa, $R_\sigma = 0,1$ nach $4 \cdot 10^4$ Lastwechseln erneut mittels XRD-Messung bestimmt. Die Versuchsdaten bestätigen dabei mit verbleibenden Zugeigenspannungen von $29,3 \pm 62,1$ MPa die eindeutige Tendenz zum Eigenspannungsabbau unter zyklischer Beanspruchung. Die Abweichung zwischen dem berechneten und experimentell ermittelten Wert kann möglicherweise dadurch begründet werden, dass der Effekt der zyklischen Verfestigung im verwendeten Materialmodell und dadurch eine mögliche weitere Eigenspannungsumlagerung unberücksichtigt bleiben, s. Abschnitt 6.1.3.

6.5 Härteverteilung

Durch den Scherschneidvorgang kommt es nahe der Schnittkante zur plastischen Verformung und Kaltverfestigung des Werkstoffs. Infolgedessen entsteht eine charakteristische Härteverteilung, die zu einer Änderung der mechanischen Materialeigenschaften führt. Basierend auf der Vorstellung einer dünnen Randschicht, s. Abschnitt 3.4.3, wird nachfolgend ein Ansatz beschrieben, der die lokale Zuweisung elastisch-plastischer Materialparameter zur Erfassung der Randschichtverfestigung ermöglicht. Dazu wird auf den Zusammenhang zwischen der Härte und der Spannungs-Dehnungs-Kurve metallischer Werkstoffe zurückgegriffen. Mittels instrumentierten Eindringversuchen bzw. Nanoindentermessungen wird die repräsentative Härteverteilung der schergeschnittenen Flachprobe

ermittelt und in ein mathematisches Modell überführt, auf dessen Grundlage letztlich die Materialmodellierung im Rahmen einer FE-Simulation erfolgen kann.

6.5.1 Härte und Spannungs-Dehnungs-Kurve von Metallen

Eindringversuche stellen ein bewährtes Verfahren zur Ermittlung mechanischer Materialeigenschaften dar und sind verglichen mit zerstörenden Methoden der Werkstoffprüfung verhältnismäßig einfach durchzuführen, kostengünstig und sowohl für Bauteile (im Betrieb) als auch für kleinere Werkstoffproben anwendbar [14, 118, 157, 192]. Dabei wird ein Eindringkörper mit festgelegter Geometrie in die Oberfläche des zu prüfenden Materials unter Vorgabe einer definierten Last bzw. Verschiebung gedrückt. Die Abmessungen des entstandenen Eindrucks auf der (Proben)oberfläche werden gemessen und mit einem entsprechenden Härtewert korreliert. Darüber hinaus sind verschiedene Ansätze entwickelt worden, mit denen von der ermittelten Härte auf weitere mechanische Werkstoffkennwerte wie beispielsweise die Streckgrenze oder Zugfestigkeit geschlossen werden kann [8, 14, 26, 30, 72, 121, 214]. Der instrumentierte Eindringversuch ermöglicht die kontinuierliche Aufnahme der Last und Eindringtiefe des Eindringkörpers (Indenters) im Mikro- bzw. Nanobereich und dadurch weitreichendere Möglichkeiten bei der Ermittlung elastisch-plastischer Materialeigenschaften als dies bei klassischen Eindringversuchen der Fall ist [14, 37, 118, 157]. Die aufgenommene Last-Eindringtiefe-Kurve ($L-h$) des Indenters ist von mehreren Versuchsparametern abhängig, wobei insbesondere ein Zusammenhang mit der uniaxialen Spannungs-Dehnungs-Kurve ($\sigma-\varepsilon$) des untersuchten Werkstoffs besteht. Aufgrund des komplexen, nichtlinearen Verformungsprozesses im Eindruckbereich gestaltet sich jedoch die Beschreibung der Relation zwischen $L-h$ - und $\sigma-\varepsilon$ -Kurve schwierig, weshalb unterschiedliche analytische Methoden entwickelt wurden.

Grundsätzlich wird zwischen sphärischen und spitzen Indenterformen (z.B. Berkovich, Vickers) unterschieden [118]. Letztere werden als geometrisch selbstähnliche Indenter bezeichnet, da sie zu einem charakteristischen Dehnungszustand führen, der abhängig vom verwendeten Spitzenwinkel ist [37, 146, 167]. Infolgedessen erhält man lediglich die Information über einen bestimmten Punkt der Spannungs-Dehnungs-Kurve. Im Gegensatz dazu ermöglichen sphärische Indenter mit zunehmender Eindringtiefe aufgrund des sich ändernden Kontaktwinkels eine kontinuierliche Veränderung der resultierenden Dehnung. Mit der Dehnung als Funktion der Eindringtiefe lässt sich sodann das elastisch-plastische Werkstoffverhalten in Form der wahren Spannungs-Dehnungs-Kurve ableiten. In diesem Zusammenhang führte Tabor [192] das Konzept einer repräsentativen Spannung und Dehnung ein, mit denen vom instrumentierten Eindringversuch auf die wahre Spannungs-Dehnungs-Kurve geschlossen werden kann [14, 15, 37, 146, 157, 167]. Basierend auf den Erkenntnissen von Meyer [142], der den Zusammenhang zwischen der Last und dem Kontaktradius eines sphärischen Eindringkörpers im Eindringversuch bestimmte, folgte Tabor eine physikalische Beschreibung der zugrundeliegenden Materialdeformation [192]. Unter der Annahme einer vollständigen plastischen Verformung, stellte er die Beziehung zwischen der $L-h$ - und $\sigma-\varepsilon$ -Kurve über empirisch ermittelte Spannungs- und Dehnungs-Proportionalitätsfaktoren her.

Die Vorstellung von Tabors Konzept der repräsentativen Spannungen und Dehnungen ist nach dem geltenden Stand der Technik weitestgehend akzeptiert, auch wenn dieses in neueren Forschungsarbeiten immer wieder diskutiert und erweitert wird [118]. An dieser

Stelle sei exemplarisch auf die Arbeiten [14, 37, 146] verwiesen, die einen guten Überblick über entsprechende Entwicklungen geben. Unabhängig davon gewinnen instrumentierte Eindringversuche mit sphärischen Indenterformen im Allgemeinen an Bedeutung, da der Informationsgehalt der aufgenommenen experimentellen Daten verglichen mit spitzen Indenterformen letztendlich höher ist [37].

Zur Ermittlung der elastisch-plastischen Materialeigenschaften mittels instrumentierter Eindringversuche werden verschiedene Kenngrößen und Zusammenhänge benötigt, welche nachfolgend genauer dargelegt werden. Der Elastizitätsmodul des betrachteten Werkstoffs lässt sich aus der aufgenommenen L - h -Kurve folgern [118]. Gemäß der Oliver-Pharr-Methode wird dazu die Entlastungskurve der L - h -Beziehung betrachtet und die elastische Kontaktsteifigkeit S ermittelt [156, 157, 190]:

$$S = \frac{dL}{dh} = \frac{2}{\sqrt{\pi}} E_r \sqrt{A} \quad (6.31)$$

Hierbei stellt E_r den reduzierten Elastizitätsmodul und A die projizierte (elastische) Kontaktfläche dar. Die elastische Kontaktsteifigkeit S kann, beginnend bei der maximalen Last, als die anfängliche Steigung der Entlastungskurve interpretiert werden, vgl. Abb. 6.18. Für den reduzierten Elastizitätsmodul E_r besteht ein Zusammenhang mit dem Elastizitätsmodul und der Querkontraktionszahl des Probenmaterials (E , ν) und des Indenters (E_i , ν_i) [156, 157, 190]:

$$\frac{1}{E_r} = \frac{(1 - \nu^2)}{E} + \frac{(1 - \nu_i^2)}{E_i} \quad (6.32)$$

Mit der elastischen Kontaktsteifigkeit S und der gemessenen Kontaktfläche A ist es im Anschluss möglich, Gl. (6.31) nach dem reduzierten Elastizitätsmodul E_r aufzulösen [118]. Des Weiteren sind der Elastizitätsmodul und die Querkontraktionszahl des Indenters bekannt, wodurch sich der Elastizitätsmodul des untersuchten Probenmaterials für eine angenommene Querkontraktionszahl nach Gl. (6.32) bestimmen lässt. Der Zusammenhang gilt dabei für unterschiedliche Indenterformen wie beispielsweise sphärische, zylindrische oder pyramidenförmige Indenter [156].

Die Ermittlung der wahren Spannungs-Dehnungs-Kurve erfolgt mithilfe von Tabors Konzept der repräsentativen Spannungen und Dehnungen, welcher sich für instrumentierte Eindringversuche mit sphärischen Indentern anwenden lässt. Es wird davon ausgegangen, dass der mittlere Druck im Eindruckbereich p_m unter der Annahme einer vollständig plastischen Verformung proportional zur repräsentativen Spannung σ_r ist [37, 190, 192]:

$$\sigma_r = \frac{p_m}{\psi} = \frac{L}{\psi \pi a^2} \quad (6.33)$$

Der mittlere Druck p_m lässt sich als das Verhältnis von Last L und Kontaktfläche ausdrücken, wobei letztere bei der Verwendung eines sphärischen Indenters eine Funktion des (korrigierten) Kontaktradius a darstellt. Der Spannungs-Proportionalitätsfaktor ψ kann als Kenngröße interpretiert werden, mit der der dreidimensionale Beanspruchungszustand im Eindringversuch auf einen vergleichbaren einachsigen Beanspruchungszustand eines Zugversuchs umbewertet wird [37, 190, 192]. Üblicherweise wird in diesem

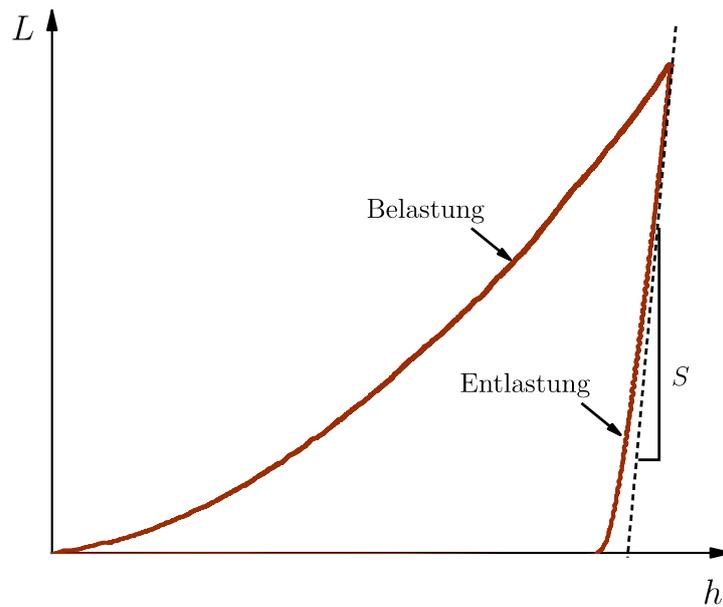


Abb. 6.18: Im instrumentierten Eindringversuch aufgenommene Last-Eindringtiefe-Kurve mit angedeuteter elastischer Kontaktsteifigkeit nach [118, 156]

Zusammenhang $\psi = 3$ angenommen. Die repräsentative Dehnung ε_r beschreibt das Verhältnis von (korrigiertem) Kontaktradius a zum Radius der sphärischen Indenterspitze R , welches um den Dehnungs-Proportionalitätsfaktor β angepasst wird [37, 190, 192]:

$$\varepsilon_r = \beta \frac{a}{R} \quad (6.34)$$

Auf der Grundlage von Tabors Arbeiten wird für den Dehnungs-Proportionalitätsfaktor ein empirischer Wert von $\beta = 0,2$ herangezogen [37, 190]. Die angegebenen Werte des Spannungs- bzw. Dehnungs-Proportionalitätsfaktors finden nach dem geltenden Stand der Forschung Verwendung, auch wenn deren physikalische Interpretation in weiterführenden Arbeiten [1, 112] gelegentlich diskutiert wird. Durch die zusätzliche Berücksichtigung des Einsinkens oder Aufwölbens der Probenoberfläche konnte die Auswertegenauigkeit der instrumentierten Eindringversuche deutlich gesteigert werden, da sowohl die repräsentative Spannung als auch Dehnung in erster Linie von der ermittelten Kontakttiefe bzw. des Kontaktradius abhängig sind [112, 140]. Der Kontaktradius a' kann gemäß der Oliver-Pharr-Methode mit der Eindrucktiefe h'_c berechnet werden, die zuvor mit der gemessenen maximalen Eindringtiefe des Indenters h_{\max} , der maximalen Last L_{\max} und der indenterformabhängigen Kenngröße $\omega = 0,75$ (gültig für sphärische Indenter) berechnet wurde [140, 156, 190]:

$$h'_c = h_{\max} - \omega \frac{L_{\max}}{S} \quad (6.35)$$

$$a' = \sqrt{2Rh'_c - h'^2_c} \quad (6.36)$$

Kommt es mit zunehmender Eindrucktiefe zum Einsinken bzw. Aufwölben des Materials im Kontaktbereich zwischen Probe und Indenter, ändert sich dadurch der Kontaktradius und damit die Kontaktfläche [118, 140, 190], vgl. Abb. 6.19. Das Ausmaß des Einsinkens

bzw. Aufwölbens ist dabei abhängig vom Verfestigungsexponenten n des untersuchten Werkstoffs. Mithilfe eines dimensionslosen Korrekturfaktors c nach [101] lässt sich der korrigierte Kontaktradius a bestimmen [140, 190]:

$$a = \sqrt{c^2 a'^2} = \sqrt{\frac{5}{2} \cdot \frac{2-n}{4+n} (2Rh'_c - h_c'^2)} \quad (6.37)$$

Während des instrumentierten Eindringversuchs werden kontinuierlich repräsentative Spannungs- und Dehnungswerte bestimmt, die anschließend mit einer entsprechenden Verfestigungsregel analytisch beschrieben werden, um so die gesuchte wahre Spannungs-Dehnungs-Kurve zu erhalten [118]. Häufig wird auf den Ansatz nach Hollomon [105] zurückgegriffen, mit dem der Zusammenhang zwischen den Spannungen und Dehnungen im plastischen Bereich gegeben ist. Unterhalb der Streckgrenze R_e gilt der linear-elastische Zusammenhang nach dem Hooke'schen Gesetz [37, 146, 167]:

$$\sigma(\varepsilon) = \begin{cases} E\varepsilon & \sigma < R_e \\ K\varepsilon^n & \sigma \geq R_e \end{cases} \quad (6.38)$$

Bei den Materialparametern in Gl. (6.38) handelt es sich um den im instrumentierten Eindringversuch ermittelten Elastizitätsmodul E sowie den Verfestigungsexponenten n und -koeffizienten K . An dieser Stelle sei angemerkt, dass die wahre Spannungs-Dehnungs-Kurve ebenfalls mit modifizierten Hollomon Potenzgesetzen oder anderen Verfestigungsregeln wie beispielsweise den Ansätzen nach Ludwik [135] und Ramberg-Osgood [160] beschrieben werden kann [14, 108, 190].

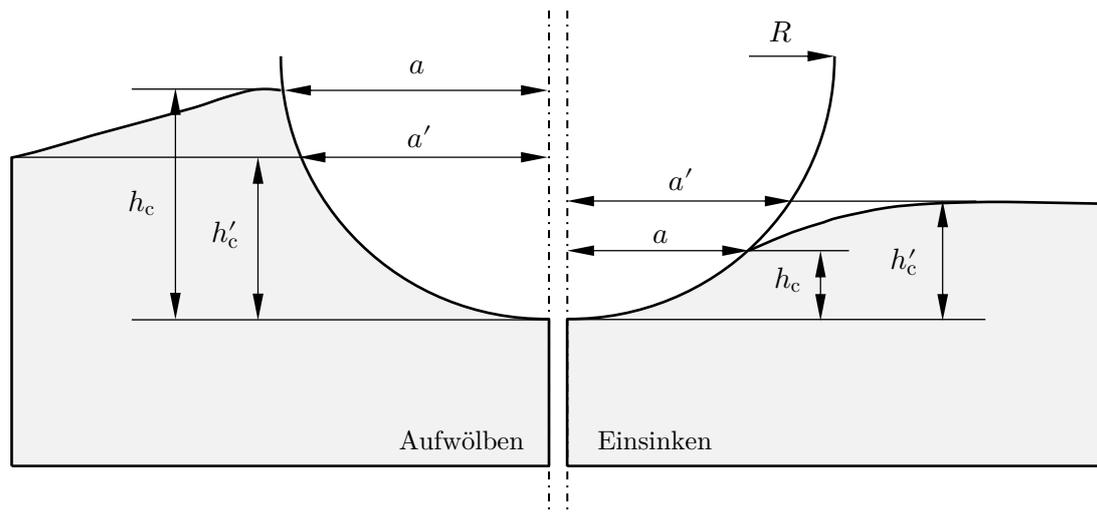


Abb. 6.19: Kenngrößen des instrumentierten Eindringversuchs mit sphärischem Indenter unter Berücksichtigung des Einsinkens und Aufwölbens des Materials nach [118, 193]

6.5.2 Materialmodellierung in Abhängigkeit der Härte

Nanoindentermessungen

Die instrumentierten Eindringversuche mittels Nanoindentierung geben Aufschluss über die lokale Härteverteilung und $L-h$ -Kurven im Bereich der Schnittkante. Der repräsentative Kantenzustand der schergeschnittenen Flachproben wird erfasst, indem eine charakteristische Schnittfläche (Schliffebene) der entstandenen Schnittkante analysiert wird, vgl. Abb. 6.20. Das hierzu erzeugte Eindruck-Messraster weist eine Auflösung (Abstand der Eindrücke) von $10\ \mu\text{m}$ nahe der Schnittkante bzw. von $20\ \mu\text{m}$ in den weniger stark verformten Bereichen der Randzone auf. Unberücksichtigt blieben dabei Eindrücke, die Unregelmäßigkeiten aufgrund von nichtmetallischen Einschlüssen oder einen zu geringen Abstand zur Probekante aufweisen, um eine ungewollte Beeinflussung der Versuchsdaten zu vermeiden [118]. Die Kontakttiefe bei maximaler Last beträgt in etwa $200\ \text{nm}$.

Zunächst wird an jeder Stelle des Eindruck-Messrasters die lokale Härte bestimmt. Entsprechend den Erwartungen lässt die scherschneidbedingte Härteverteilung nahe der Schnittkante und insbesondere der Bruchfläche mit etwa $6,0\ \text{GPa}$ die höchsten Werte erkennen, vgl. Abb. 6.21. Der Kanteneinzug und Glattschnitt zeigen ebenfalls erhöhte Härtewerte infolge der durch den Scherschneidvorgang eingebrachten Kaltverfestigung bzw. plastischen Verformung [118]. Bei Betrachtung der Härteverteilung fällt weiterhin auf, dass sich die beeinflusste Randzone ausgehend von der Schnittkante auf einen begrenzten Bereich von etwa $0,3$ bis $0,5\ \text{mm}$ beschränkt. Danach liegen im Elektroblech Härtewerte in der Größenordnung von ungefähr $3,0\ \text{GPa}$ vor, was der Grundhärte des (unbearbeiteten) Werkstoffs entspricht. Neben der Härte werden die $L-h$ -Kurven für jeden Punkt des Eindruck-Messrasters ermittelt. Dadurch ist es möglich, die zugehörigen lokalen elastisch-plastischen Materialeigenschaften in Abhängigkeit der scherschneidbe-

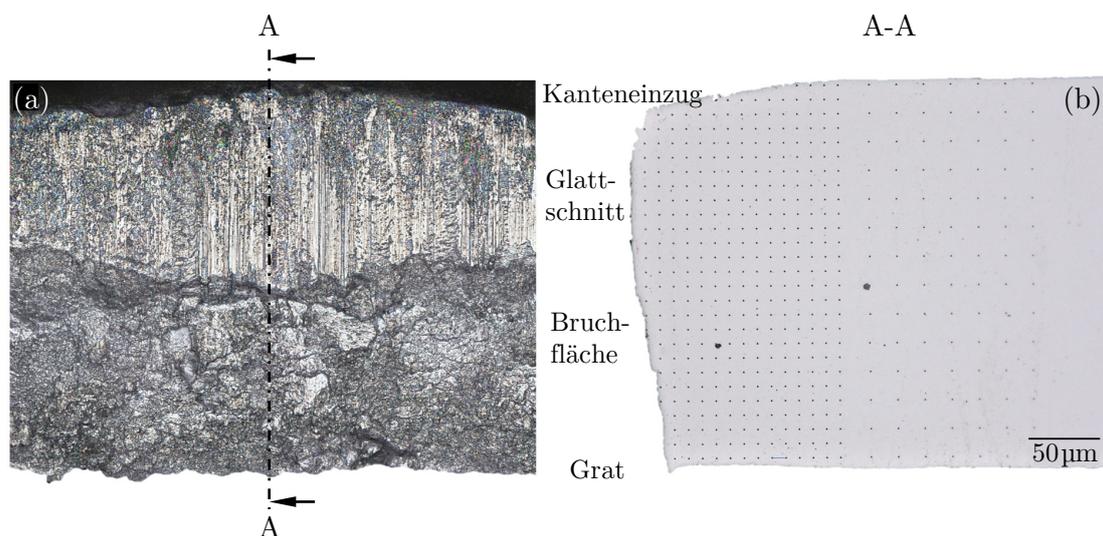


Abb. 6.20: Schnittkante der schergeschnittenen Flachprobe, (a) Draufsicht, (b) poliertes Schliffbild der Schnittfläche mit Eindruck-Messraster [118]

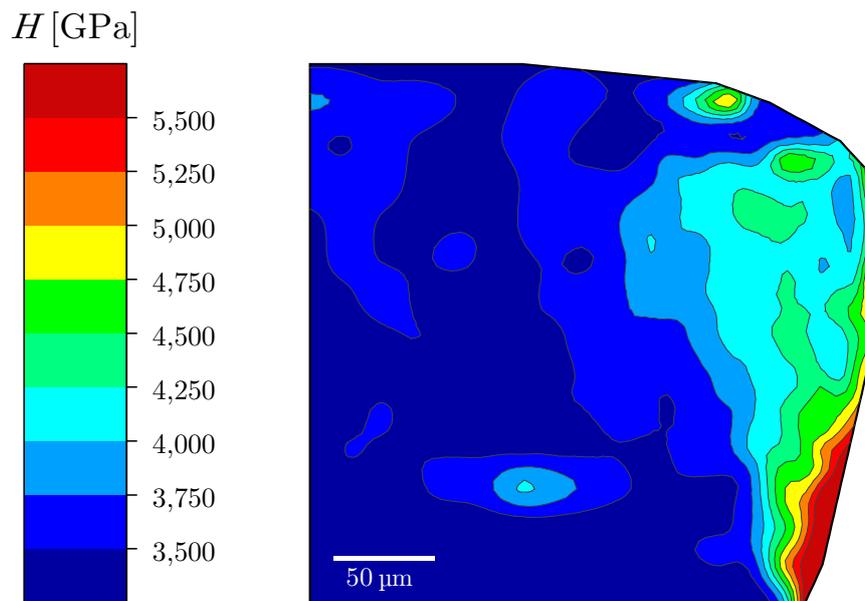


Abb. 6.21: Repräsentative Härteverteilung der beeinflussten Randzone des schergeschnittenen Elektroblechs [118]

dingten Härteverteilung abzuschätzen. Die L - h -Kurven werden insgesamt für sieben unterschiedliche Härtewerte beginnend von der Grundhärte 3,0 GPa (Referenzhärte) bis zur maximalen Härte 6,0 GPa in 0,5 GPa Schritten analysiert.

Der Elastizitätsmodul wird gemäß Gl. (6.31) und Gl. (6.32) durch Auswerten der L - h -Entlastungskurven berechnet. Die Querkontraktionszahl des Elektroblechs wird in diesem Zusammenhang als konstant angenommen und kann basierend auf den durchgeführten Zugversuchen mit einem Wert von 0,27 angegeben werden. Der resultierende Verlauf des berechneten Elastizitätsmoduls über der Härte ist Abb. 6.22 zu entnehmen. Zunächst fällt auf, dass der Elastizitätsmodul für den Referenzhärte $H = 3,0$ GPa in etwa 14% niedriger ist als der vergleichbare Elastizitätsmodul, der im Zugversuch ermittelt wurde, vgl. Tab. 4.1. Dies kann im Wesentlichen durch die unterschiedliche Vorgehensweise bei der experimentellen Bestimmung erklärt werden. Der mittels Nanoindentierung abgeleitete Elastizitätsmodul ist als gewichteter Mittelwert eines kleinen Werkstoffvolumens zu interpretieren, welches eine spezifische Mikrostruktur bzw. Kornorientierungen beinhaltet und unterscheidet sich dadurch vom makroskopischen Elastizitätsmodul einer Zugprobe [39, 118]. Darüber hinaus liegt im instrumentierten Eindringversuch ein dreidimensionaler Beanspruchungszustand vor, was zur Folge hat, dass das (elastische) Werkstoffverhalten unterschiedliche Beanspruchungsrichtungen beinhaltet [68]. Unabhängig davon scheint das Scherschneiden einen gewissen Einfluss auf den Elastizitätsmodul zu haben, der mit steigendem Härtewert zunimmt [118]. Die Beziehung zwischen Härte und Elastizitätsmodul lässt sich hierbei näherungsweise durch die Annahme eines linearen Zusammenhangs beschreiben. Für die höchsten Härtewerte von etwa 6,0 GPa zeigt sich ein geringer Abfall des Elastizitätsmoduls, welcher jedoch auf die Nähe der Eindrücke zur Schnittkante und dem damit verbundenen Einfluss auf die gemessene Steifigkeit zurückzuführen ist.

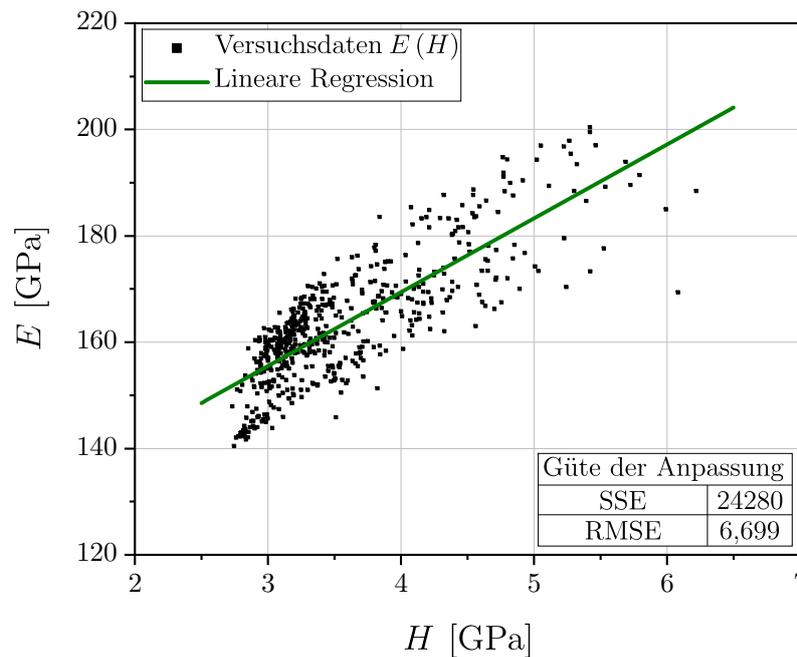


Abb. 6.22: Verlauf des nach der Oliver-Pharr-Methode ermittelten Elastizitätsmoduls $E(H)$ in Abhängigkeit der mittels Nanoindentierung gemessenen Härte [118]

Weiterhin werden aus den L - h -Kurven repräsentative Spannungs-Dehnungs-Datenpaare $(\varepsilon_r, \sigma_r)$ gemäß Gl. (6.33) und Gl. (6.34) bestimmt. Das Einsinken bzw. Aufwölben der Werkstoffoberfläche wird durch Verwendung des korrigierten Kontaktradius nach Gl. (6.35) bis Gl. (6.37) berücksichtigt. Der dabei benötigte Verfestigungsexponent n ist mit einer iterativen Vorgehensweise in Anlehnung an [1, 140] abzuschätzen, da dieser im instrumentierten Eindringversuch abhängig von der Beschaffenheit der Probenoberfläche und damit unbekannt ist. Als Startwert kann der Verfestigungsexponent herangezogen werden, welcher im Zugversuch bestimmt wurde. Durch Kurvenanpassung von Hollomons Verfestigungsregel, Gl. (6.38), an die berechneten Datenpaare $(\varepsilon_r, \sigma_r)$ erfolgt anschließend die Neuberechnung des Werts [118].

Bei der Betrachtung der berechneten repräsentativen Spannungs-Dehnungs-Datenpaare für den Referenzhärtewert $H = 3,0$ GPa zeigt sich, dass der zunächst angenommene Spannungs-Proportionalitätsfaktor $\psi = 3$ zu niedrig gewählt ist [118]. Dies äußert sich in Spannungswerten σ_r , die deutlich oberhalb der im Zugversuch ermittelten, vergleichbaren wahren Spannungs-Dehnungs-Kurve des Grundwerkstoffs liegen. Einen möglichen Erklärungsansatz stellt der sogenannte Eindringgrößeneffekt dar [72, 97, 205]. Er bezeichnet den Anstieg der Härte bei niedrigeren Lasten bzw. kleineren Indenterspitzen aufgrund von versetzungsbedingten Verformungsmechanismen. Der empirische Spannungs-Proportionalitätsfaktor $\psi = 3$ bezieht sich auf makroskopische Eindringversuche mit Indenterspitzen in der Größenordnung von mehreren hundert Mikrometern. Da die Nanoindentermessungen auf der Nanoskala mit einem Spitzenradius von $2 \mu\text{m}$ durchgeführt

wurden, empfiehlt es sich den Spannungs-Proportionalitätsfaktor entsprechend anzupassen, um eine zufriedenstellende Abschätzung der wahren Spannungs-Dehnungs-Kurven zu ermöglichen [97, 118].

In Anlehnung an die Vorgehensweise in [196] wurde der Spannungs-Proportionalitätsfaktor als Funktion der repräsentativen Dehnung ermittelt. Für Dehnungen zwischen 3 % und 8 % ist dieser nahezu konstant und kann mit einem mittleren Wert von $\psi = 5,9$ angegeben werden. Einzelheiten bei der Bestimmung des in dieser Arbeit verwendeten Spannungs-Proportionalitätsfaktors können [118] entnommen werden. Die Wahl des Dehnungs-Proportionalitätsfaktors $\beta = 0,2$ zur Berechnung der repräsentativen Dehnungen ε_r erweist sich für die durchgeführten Nanoindentermessungen als geeignet. Die nach Tabor berechneten repräsentativen Dehnungswerte führen zu vergleichbaren Ergebnissen wie die alternative Formulierung nach Ahn und Kwon [1, 112], welche in der Literatur ebenfalls Beachtung findet. Mit den überprüften bzw. angepassten Proportionalitätsfaktoren können nun die repräsentativen Spannungen und Dehnungen für alle betrachteten Härtewerte angegeben werden, vgl. Abb. 6.23. Hierbei zeigt sich mit dem angepassten Spannungs-Proportionalitätsfaktor eine gute Übereinstimmung der repräsentativen Spannungs-Dehnungs-Datenpaare für den Referenzhärtewert $(\varepsilon_r, \sigma_r)_{H3,0}$ mit der wahren σ - ε -Kurve aus dem Zugversuch. Des Weiteren wird ersichtlich, dass ein klarer Zusammenhang zwischen der Höhe der repräsentativen Spannung und der Härte des schergeschnittenen Elektroblechs besteht [118]. Die Zunahme der Härte resultiert in einem gleichzeitigen Anstieg der repräsentativen Spannungswerte und damit der Festigkeitswerte des Elektroblechs nahe der Schnittkante.

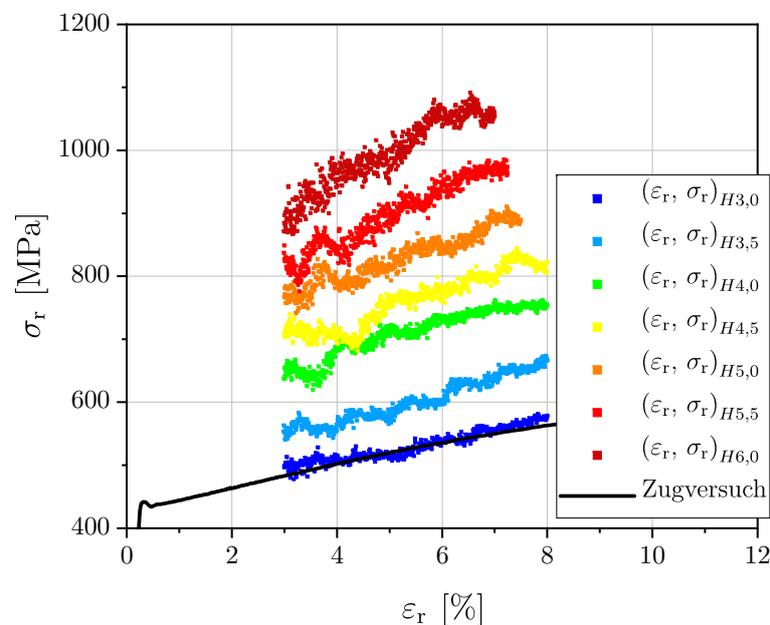


Abb. 6.23: Repräsentative Spannungs-Dehnungs-Datenpaare für die betrachteten Härtewerte des schergeschnittenen Elektroblechs [118]

Aufbereiten der Versuchsdaten

Die Versuchsdaten aus den Nanoindentermessungen werden anschließend in Form eines geeigneten Materialmodells aufbereitet, um die Eingabe im Rahmen von FE-Berechnungen zu ermöglichen. Zunächst werden dazu die berechneten repräsentativen Spannungs-Dehnungs-Datenpaare gemäß Gl. (6.38) analytisch beschrieben. Die rechnerische Streckgrenze der jeweiligen wahren Spannungs-Dehnungs-Kurven ergibt sich aus dem Schnittpunkt zwischen linear-elastischem Bereich (Hooke'sches Gesetz) und der Fließkurve nach Hollomon [14, 112, 121, 167]. Dabei wird die Hooke'sche Gerade üblicherweise in Dehnungsrichtung um einen Offset von 0,2% verschoben, wodurch die Streck- bzw. Fließgrenze als 0,2%-Dehngrenze $R_{p0,2}$ definiert wird. In Bezug auf die Streckgrenze weist die Fließregel nach Hollomon jedoch einen klaren Nachteil auf [118], da es aufgrund ihrer mathematischen Formulierung zur Unterschätzung der Streckgrenze kommt, vgl. Abb. 6.24 (a). Infolgedessen ist es nicht möglich, die wahre Spannungs-Dehnungs-Kurve im Übergangsbereich zwischen elastischem und plastischem Werkstoffverhalten korrekt zu beschreiben [14, 97, 146]. Eine Methode zur Annäherung der rechnerischen Streckgrenze an ihren tatsächlichen Wert ist die Verschiebung der Hooke'schen Gerade um einen höheren Offset. Dieser wird in Abhängigkeit der wahren Spannungs-Dehnungs-Kurve des zugrundeliegenden Materials angepasst, welche bereits aus dem Zugversuch bekannt ist [14, 118]. Der korrigierte Offset wird so festgelegt, dass die Spannung des Schnittpunkts zwischen Hooke'scher Gerade und Fließkurve gerade der Streckgrenze R_e des Elektroblechs für den Referenzhärtewert ($H = 3,0$ GPa) entspricht. Mit dem korrigierten Offset und den jeweiligen Elastizitätsmoduln lassen sich anschließend die Streckgrenzen für die weiteren Härtewerte bestimmen, vgl. Abb. 6.24 (b).

Anhand von Überlegungen zum lokalen Deformationsverhalten unter maximaler Zugbeanspruchung ist es weiterhin möglich, die Zugfestigkeit der betrachteten Fließkurven rechnerisch abzuschätzen. Die repräsentative Dehnung bei Erreichen der Zugfestigkeit

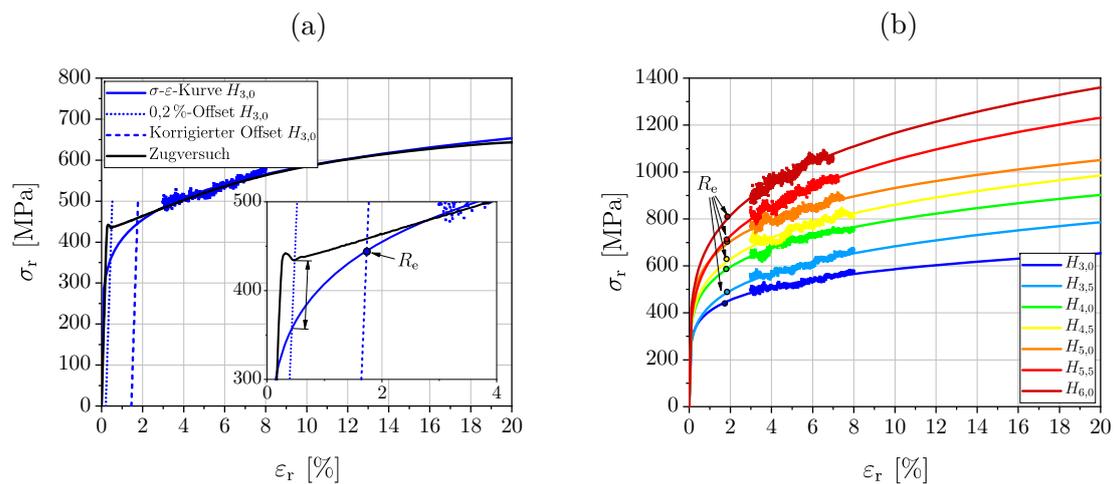


Abb. 6.24: Analytische Beschreibung der Spannungs-Dehnungs-Datenpaare mit der Verfestigungsregel nach Hollomon [118], (a) Bestimmung der Streckgrenze mittels korrigiertem Offset, (b) Fließkurven in Abhängigkeit der betrachteten Härtewerte

lässt sich nach [50] mit dem Verfestigungsexponenten n gleichsetzen, wodurch für die Zugfestigkeit (ausgedrückt als technisches Spannungsmaß) folgt [112, 121, 167]:

$$R_m = \frac{K \cdot n^n}{e^n} \quad (6.39)$$

Die zugehörigen Materialparameter zur Beschreibung der wahren Spannungs-Dehnungs-Kurven können Tab. 6.4 entnommen werden. Es lässt sich feststellen, dass mit steigender Härte insbesondere der Verfestigungskoeffizient K , aber auch der Verfestigungsexponent n zunehmen. Dies äußert sich in wahren Spannungs-Dehnungs-Kurven, die zunehmend steiler verlaufen und in Richtung höherer Spannungswerte verschoben werden. Die Verfestigungsregel nach Hollomon ist hierbei in der Lage, die unterschiedlichen Steigungen (Zunahme der Verfestigung) ausreichend genau zu beschreiben [118]. Darüber hinaus zeigt sich ein klarer Zusammenhang zwischen der lokalen Härte und der Streckgrenze bzw. Zugfestigkeit des schergeschnittenen Elektroblechs.

Nachdem die elastisch-plastischen Materialeigenschaften in Form der wahren Spannungs-Dehnungs-Kurve vorliegen, wird die ermittelte lokale Härteverteilung in ein mathematisches Modell überführt, mit dem sich die Härte in Abhängigkeit der Position zur Schnittkante des Elektroblechs erfassen lässt [118]. Dazu wird das Härteprofil, vgl. Abb. 6.21, als Funktion der lokalen Koordinaten $H = H(x^{(l)}, y^{(l)})$ dargestellt. Basierend auf den zugrundeliegenden Versuchsdaten erfolgt die Umsetzung einer linearen Spline Interpolation mit Python 3.9 durch Anwendung des *radial basis function interpolator* des Pakets *scipy.interpolate*. Dies ermöglicht die Interpretation der Härteverteilung (in der Schliffebene) des schergeschnittenen Elektroblechs für beliebige lokale Koordinaten, vgl. Abb. 6.25. Härtewerte außerhalb des Bereichs für den Versuchsdaten vorliegen, werden durch den *radial basis function interpolator* extrapoliert, indem ein Polynom beliebigen Grades verwendet wird. Die Annahme eines Polynom nullten Grades ermöglicht dabei eine möglichst konservative Abschätzung.

Tab. 6.4: Materialparameter zur Beschreibung der Fließkurve nach Hollomon in Abhängigkeit des lokalen Härtewerts des schergeschnittenen Elektroblechs [118]

Härte H [GPa]	Verfestigungskoeffizient K [MPa]	Verfestigungsexponent n [-]	Streckgrenze R_e [MPa]	Zugfestigkeit R_m [MPa]
3,0	842	0,16	440	538
3,5	1087	0,20	489	643
4,0	1207	0,18	586	740
4,5	1347	0,19	629	806
5,0	1390	0,17	705	862
5,5	1776	0,23	707	1010
6,0	1946	0,22	810	1115

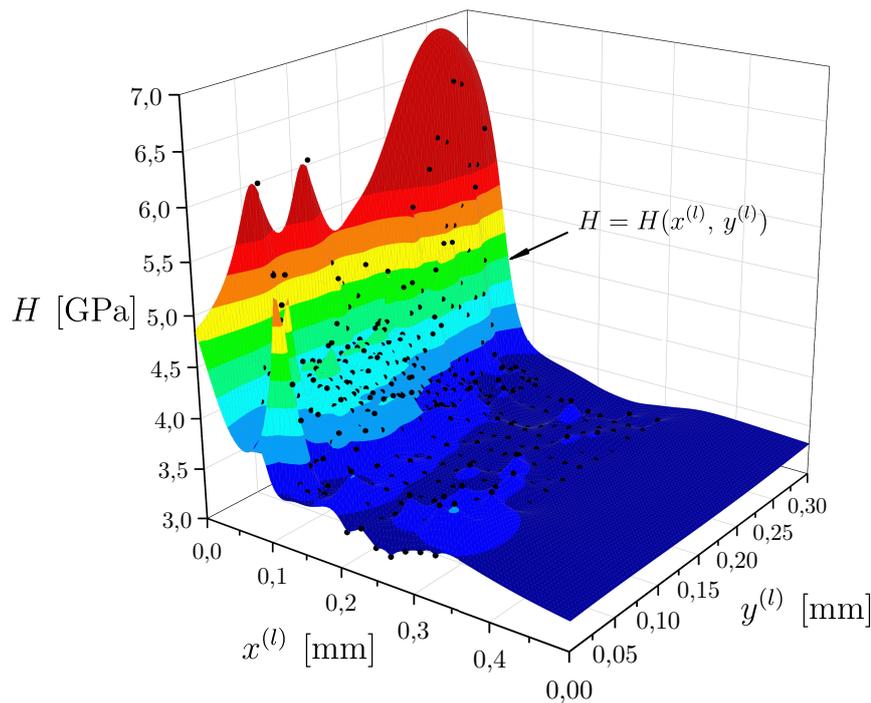


Abb. 6.25: Mathematisches Modellierung des durch Nanoindentierung gemessenen Härteprofils mittels linearer Spline-Interpolation [118]

6.5.3 Umsetzung und Verifizierung

Modellierungsansatz und Simulationsablauf

Die Modellierung des Härteprofils und anschließende Implementierung in der FE-Simulationsumgebung wird mithilfe von (ABAQUS) Python Skripten umgesetzt. Der Simulationsablauf umfasst ein erweitertes Preprocessing, das die Grundlage für die Zuweisung eines Materialmodells in Abhängigkeit der lokalen Härte bildet [118]. Die einzelnen Schritte können Anhang E entnommen werden. Um die Härteverteilung im Bereich der Schnittkante ausreichend genau darstellen zu können, muss zunächst sichergestellt werden, dass das Modell eine entsprechend hochaufgelöste und regelmäßige Vernetzung aufweist. Die Kantenlänge eines Hexaederelements sollte sich dabei an der Auflösung des Messrasters der durchgeführten Nanoindentermessungen orientieren. Im Anschluss werden die Koordinaten (x, y, z) aller Knoten des FE-Netztes im globalen Koordinatensystem bestimmt. Mit den Koordinaten wird nun der senkrechte Abstand eines jeden Knotenpunkts zur Schnittkante berechnet, welcher der lokalen Koordinate $x^{(l)}$ entspricht, vgl. Abb. 6.25. Die lokale Koordinate $y^{(l)}$ beschreibt die Lage in Bezug auf die Blechdicke und stimmt mit der globalen y -Koordinate der Knotenpunkte überein. Liegen die Koordinatenpaare $(x^{(l)}, y^{(l)})$ vor, erfolgt die knotenweise Berechnung eines zugehörigen Härtevalues anhand des Zusammenhangs $H = H(x^{(l)}, y^{(l)})$. In einem weiteren Schritt werden die elastisch-plastischen Materialeigenschaften für Härtevalues zwischen 3,0 und 6,0 GPa bereitgestellt, wobei zur Reduzierung des Rechenaufwands eine Einteilung in Klassen mit einer Schrittweite von 0,01 GPa vorgenommen wird [118]. In diesem Zusammenhang werden der

Elastizitätsmodul und die Materialparameter zur Beschreibung der wahren Spannungs-Dehnungs-Kurve ausgehend von den sieben betrachteten Härtewerten, für welche die Materialparameter vorliegen, interpoliert.

In Abhängigkeit des jeweiligen Härtevalues werden jedem Knoten mit einer Feldvariable die zugehörigen elastisch-plastischen Materialparameter zugewiesen. Weist ein Knoten auf der Grundlage des modellierten Härteprofils, vgl. Abb. 6.25, einen Wert auf, der außerhalb des betrachteten Härtebereichs liegt, wird der Referenzhärtevalue $H = 3,0$ GPa bzw. die maximale Härte $H = 6,0$ GPa als Grenzwert angenommen. Die Eingabe des Materialmodells und damit der elastisch-plastischen Materialparameter erfolgt für die betrachteten Härtevalues in tabellarischer Form. Zur Festlegung des linear-elastischen Werkstoffverhaltens wird neben den Elastizitätsmoduln eine konstante Querkontraktionszahl von $\nu = 0,27$ angenommen. Die Fließkurve (σ - ε_{pl}) zur Beschreibung des plastischen Verformungsverhaltens wird aus den wahren Spannungs-Dehnungs-Kurven bestimmt. Beginnend bei der rechnerischen Streckgrenze R_e und null plastischer Dehnung sind die plastischen Dehnungsanteile durch Subtraktion des elastischen Dehnungsanteils zu berechnen.

Nach der lokalen Zuweisung der elastisch-plastischen Materialeigenschaften erfolgt das Aufbringen der Randbedingungen und die Berechnung des Simulationsmodells. Bei der Ergebnisauswertung sollte zunächst die implementierte Härteverteilung, die der Berechnung zugrunde liegt, analysiert werden [118]. Ein Vergleich mit den experimentellen Versuchsdaten ermöglicht es, eine Aussage darüber zu treffen, wie gut die Härteverteilung und damit die Zuweisung der zugehörigen Materialparameter durch das Modell abgebildet werden kann. Schließlich können das elastisch-plastische Werkstoffverhalten bzw. die lokale Spannungsverteilung im Bereich der Schnittkante betrachtet werden, um den Einfluss der durch das Scherschneiden eingebrachten Kaltverfestigung zu bewerten.

Anwendung des Modellierungsansatzes

Die Anwendung des beschriebenen Modellierungsansatzes wird am Beispiel der ungekerbten Flachprobe unter einachsiger Zugbeanspruchung gezeigt. Für eine Betrachtung unter zyklischer Beanspruchung muss vorab der Zusammenhang zwischen den (quasistatischen) wahren Spannungs-Dehnungs-Kurven nach Tabor und den Kenngrößen zur Beschreibung des zyklischen Werkstoffverhaltens hergestellt werden, s. Abschnitt 8.1.2. Aus diesem Grund beschränken sich die nachfolgenden Auswertungen zunächst auf einen quasistatischen Beanspruchungsfall. Die Diskretisierung des FE-Modells erfolgt analog zu den Angaben in Abschnitt 6.3.2 mit Hexaederelementen des Typs C3D20R (quadratische Ansatzfunktion, reduzierte Integration). Die Elementkantenlängen der beiden Netzpartitionen betragen $20 \cdot 20 \cdot 50$ μm nahe der Schnittkante bzw. bis zu $500 \cdot 270 \cdot 1000$ μm außerhalb der beeinflussten Randzone, vgl. Abb. 6.26.

Der zuvor beschriebene Modellierungsansatz wird mithilfe mehrerer ABAQUS Python Befehle und externen Paketen (Python 3.9) umgesetzt. Eine Übersicht der verwendeten Befehle und des programmiertechnischen Ablaufs kann [118] entnommen werden. Auf eine Darstellung der Schnittflächenkenngrößen bzw. der geometrischen Ausprägung der Schnittkante wird verzichtet. Dies liegt zum einen daran, dass die einzelnen Fertigungseinflüsse möglichst separiert betrachtet und Wechselwirkungen bei der Betrachtung der scherschneidbedingten Beeinflussung des mechanischen Werkstoffverhaltens vermieden

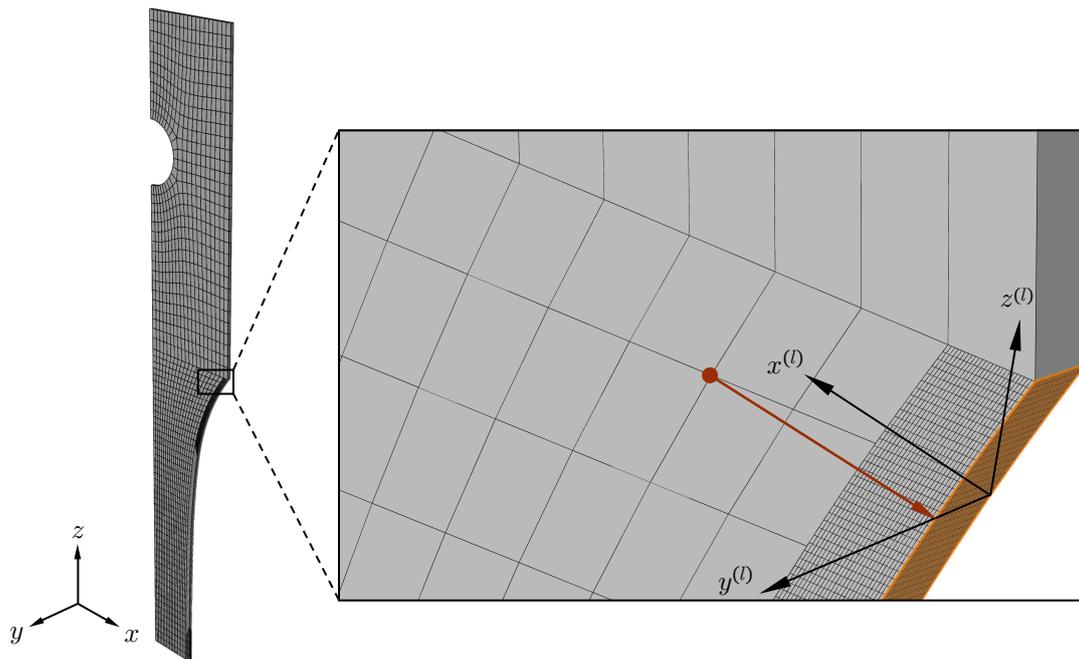


Abb. 6.26: FE-Modell der ungekerbten Flachprobe zur Modellierung der scherschneidbedingten Härteverteilung, Darstellung als Viertelmodell mit idealisiertem Kantenzustand und lokalem Koordinatensystem [118]

werden sollen. Zum anderen sind die Auswirkungen der Schnittflächenkenngrößen auf die lokale Spannungsverteilung des Elektroblechs ohnehin verhältnismäßig gering, s. Abschnitt 6.3.2. Aus diesem Grund wird die Flachprobe im Folgenden vereinfachend mit einem (geometrisch) idealen, rechteckigen Probenquerschnitt modelliert, vgl. Abb. 6.26. Darüber hinaus werden zunächst keine richtungsabhängigen (orthotropen) Materialeigenschaften bei der Zuweisung des Materialmodells berücksichtigt.

Als Erstes wird die im FE-Modell implementierte der experimentell ermittelten Härteverteilung gegenübergestellt. Hierbei zeigt sich eine weitestgehend gute Übereinstimmung im gesamten Bereich der beeinflussten Randzone. Durch die quadratische Ansatzfunktion der verwendeten Hexaederelemente beträgt der Abstand zwischen den Knoten $10\ \mu\text{m}$ und entspricht damit der Auflösung des Messrasters, das den Versuchsdaten zugrunde liegt, vgl. Abb. 6.27 (a). Die Knotenpositionen, denen jeweils ein entsprechender Härtewert zugewiesen wurde, sind durch schwarze Punkte angedeutet. Kleinere Unterschiede zur experimentellen Härteverteilung, vgl. Abb. 6.27 (b), resultieren aus der Aufbereitung der Versuchsdaten und der damit verbundenen Interpolation der Härtewerte [118]. Die basierend auf den Härtewerten zugewiesenen elastisch-plastischen Materialeigenschaften werden in ABAQUS ausgehend von den Knotenpositionen automatisch auf die Integrationspunkte mittels Interpolation übertragen [44]. Infolgedessen ist das lokale Werkstoffverhalten innerhalb eines C3D20R Hexaederelements als Überlagerung der an den $2 \cdot 2 \cdot 2$ Integrationspunkten definierten Materialparameter zu betrachten.

Nach der Verifizierung des implementierten Härteprofils, das die Grundlage für die lokale Zuweisung der elastisch-plastischen Materialeigenschaften darstellt, wird das Spannungs-

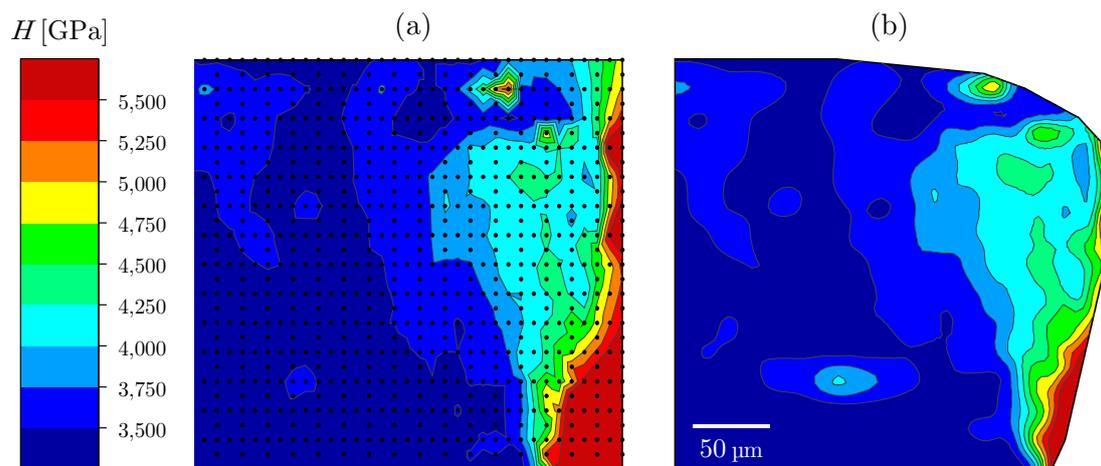
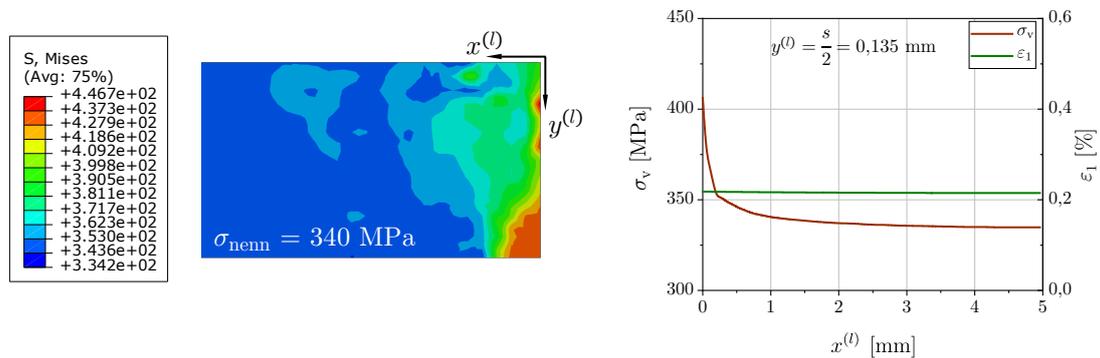


Abb. 6.27: Vergleich des Härteprofils der schergeschnittenen Flachprobe [118], (a) modellierte und (b) experimentell ermittelte Härteverteilung

Dehnungs-Verhalten der schergeschnittenen Flachprobe analysiert. Dazu werden die von Mises Vergleichsspannungen in der $x^{(l)}$ - $y^{(l)}$ -Ebene der beeinflussten Randzone für den Ort der höchsten globalen Beanspruchung der Flachprobe betrachtet. Die Darstellung des linear-elastischen Werkstoffverhaltens erfolgt exemplarisch für eine Nennspannung von 340 MPa, vgl. Abb. 6.28 (a). Es fällt zunächst auf, dass die höchsten lokalen Spannungen, die in etwa 30% über der Nennspannung liegen, nahe der Schnittkante auftreten [118]. Des Weiteren ist ein klarer Zusammenhang zwischen der Höhe der lokalen Spannungen und Härtewerte zu erkennen. Der Anstieg der Spannungsantwort ist dabei genau wie die eingebrachte Kaltverfestigung auf etwa 0,3 bis 0,5 mm begrenzt, wie der Verlauf der von Mises Vergleichsspannung σ_v in Abhängigkeit der Position $x^{(l)}$ zur Schnittkante zeigt. Der Verlauf der (maximalen) Hauptdehnung ε_1 wird hingegen nicht beeinflusst und ist nahezu über der gesamten Probenbreite konstant. Bei Betrachtung des elastisch-plastischen Werkstoffverhaltens, das exemplarisch für eine Nennspannung von 500 MPa dargestellt ist, lassen sich vergleichbare Aussagen ableiten, vgl. Abb. 6.28 (b). Die Verläufe der von Mises Vergleichsspannung und der Hauptdehnung in $x^{(l)}$ -Richtung weisen eine ähnliche Charakteristik auf wie zuvor. Mit einsetzender plastischer Verformung kommt es jedoch zu einer gewissen Spannungsumlagerung, die dazu führt, dass das Erscheinungsbild der Spannungsverteilung geringfügig abweicht.

Die berechneten Spannungs-Dehnungs-Antworten lassen sich durch das Gesamtverformungsverhalten erklären, das fast ausschließlich vom (unbearbeiteten) Grundwerkstoff bestimmt wird [118]. Dieser nimmt einen Großteil des gesamten Werkstoffvolumens ein, wodurch der beeinflussten Randzone der Dehnungsverlauf des Grundwerkstoffs aufgezwungen wird, s. Abschnitt 3.4.3. Ein konstanter Dehnungsverlauf resultiert hingegen aufgrund der lokal variierenden elastisch-plastischen Materialeigenschaften in einer unterschiedlichen Spannungsantwort des FE-Modells. Je höher der Elastizitätsmodul bzw. die Festigkeitswerte der wahren Spannungs-Dehnungs-Kurven sind, desto höher fällt die entsprechende Spannungsantwort aus. Infolgedessen ist es naheliegend, dass die höchsten

(a) linear-elastisches Werkstoffverhalten



(b) elastisch-plastisches Werkstoffverhalten

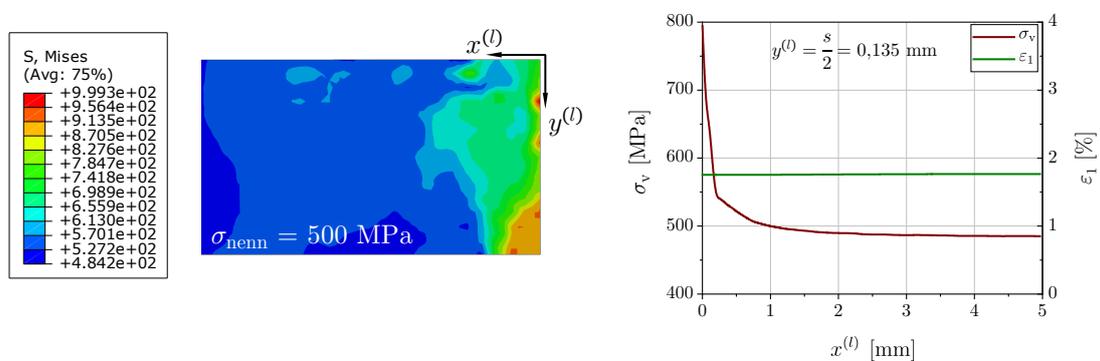


Abb. 6.28: Spannungs-Dehnungs-Verhalten der schergeschnittenen Flachprobe [118], (a) linear-elastische und (b) elastisch-plastische Spannungsverteilung im Bereich der beeinflussten Randzone, Darstellung der Schnittfläche

Spannungen unmittelbar an der Schnittkante auftreten, wo letztlich auch die maximalen Härtewerte vorliegen. Durch die lokale Zuweisung unterschiedlicher Materialeigenschaften entstehen zudem Spannkonzentrationen und -gradienten, welche die Spannungsverteilung ebenfalls beeinflussen können.

Der Abgleich des simulierten Härteprofils und der resultierenden Spannungsverteilung mit Versuchsdaten gestaltet sich schwierig, da die Aufnahme der lokalen Spannungen und Dehnungen (in der $x^{(l)}$ - $y^{(l)}$ -Schliffebene des Elektroblechs) praktisch nicht umsetzbar ist. Eine indirekte Möglichkeit zur Bewertung des Modellierungsansatzes ist die Betrachtung der im Zugversuch ermittelten wahren Spannungs-Dehnungs-Kurve [118]. Zu diesem Zweck werden die wahren Spannungs-Dehnungs-Kurven einer Flachprobe mit schergeschnittenem Kantenzustand bzw. Referenzkantenzustand aufgenommen und mit den simulierten Spannungs-Dehnungs-Antworten verglichen, vgl. Abb. 6.29. Die Simulation des Referenzkantenzustands erfolgt genau wie die des schergeschnittenen Kantenzustands unter Berücksichtigung des beschriebenen Modellierungsansatzes, mit dem Unterschied, dass einheitliche Materialparameter zur Beschreibung des Grundwerkstoffs (Referenzhärtewert, keine Kaltverfestigung) zugewiesen werden. Der über den Nennquer-

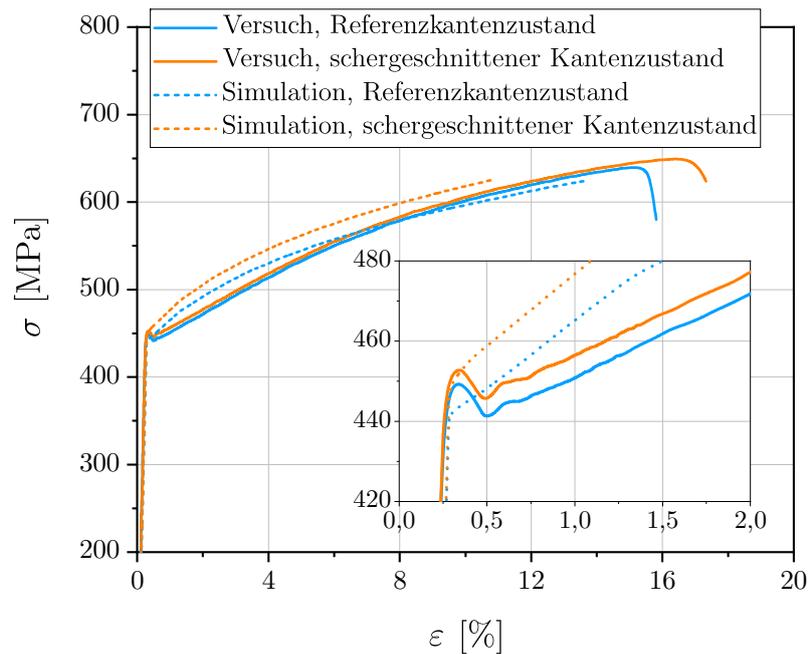


Abb. 6.29: Simulierte und experimentell ermittelte wahre Spannungs-Dehnungs-Kurve des Elektroblechs, Vergleich des schergeschnittenen Kantenzustands mit dem Referenzkantenzustand [118]

schnitt gemittelte Verlauf der wahren Spannungs-Dehnungs-Kurven wird dabei bis zum Erreichen einer Nennspannung von 625 MPa simuliert.

Die Versuchsdaten lassen einen geringen scherschneidbedingten Anstieg der Spannungsantwort von etwa 1 % erkennen. Diese Verschiebung hin zu höheren Spannungen ist ebenfalls aus den simulierten Verläufen der wahren Spannungs-Dehnungs-Kurven ersichtlich, wobei der Unterschied zwischen den beiden Kantenzuständen ungefähr 2 bis 4 % beträgt und damit der Einfluss der modellierten Härteverteilung in der Randschicht tendenziell überbewertet wird. Als eine mögliche Begründung muss hier die Tatsache angeführt werden, dass das FE-Modell der Flachprobe näherungsweise mit einer idealen, rechteckigen Schnittkante dargestellt wurde. Dadurch weist die Schnittfläche anteilmäßig mehr Knoten mit höheren Härtewerten und folglich einer erhöhten Spannungsantwort auf, vgl. Abb. 6.27, was letztlich zu einem (künstlichen) Anstieg der über den Nennquerschnitt gemittelten Spannungen führt. Ein weiterer Grund für die abweichenden Verläufe der experimentell ermittelten und simulierten wahren Spannungs-Dehnungs-Kurven ist auf die Verwendung der abschnittsweise definierten Funktion nach Gl. (6.38) und der Verschiebung in Dehnungsrichtung zur Annäherung der Streckgrenzen zurückzuführen [118]. Nichtsdestotrotz ermöglicht die Materialmodellierung in Abhängigkeit der Härte die grundlegende scherschneidbedingte Veränderung des mechanischen Werkstoffverhaltens rechnerisch zu erfassen.

7 Mikrostrukturbasierte Modellierung und Simulation von Elektroblech

Bisher sind in den vorangegangenen Betrachtungen dieser Arbeit die Schwingfestigkeit und das mechanische Werkstoffverhalten des Elektroblechs ohne die explizite Erfassung der zugrundeliegenden Mikrostruktur untersucht worden. Im Rahmen der rechnerischen Lebensdauerabschätzung wird darauf üblicherweise verzichtet, da die Mikrostruktur als Einflussgröße zum einen bereits indirekt, beispielsweise bei der Ermittlung der zyklischen Werkstoffkennwerte, erfasst wird. Zum anderen erhöht sich der experimentelle Aufwand als auch die Komplexität der Modellvorstellungen deutlich, was sich bei der praxisnahen Bauteilauslegung zumeist als nicht zielführend erweist. Die Betrachtung von Zusammenhängen auf der mikrostrukturellen Ebene kann dennoch sinnvoll sein, um ein besseres Verständnis für das mechanische Werkstoffverhalten des untersuchten Materials zu erlangen. Im Folgenden werden dazu Modelle erzeugt, mit denen die Mikrostruktur des Elektroblechs auf der Grundlage experimenteller Gefügeuntersuchungen dargestellt werden kann. Dies ermöglicht die anschließende Durchführung mikrostrukturbasierter Simulationen, wodurch sich die Wechselwirkung zwischen mikro- und makroskopischem Werkstoffverhalten sowie effektive elastische Materialeigenschaften abschätzen lassen.

7.1 Mikromechanik polykristalliner Werkstoffe

Polykristalline Werkstoffe weisen üblicherweise ein makroskopisch homogenes Erscheinungsbild auf. Betrachtet man die Mikrostruktur, lässt sich jedoch ein weitestgehend inhomogenes Verhalten des Werkstoffs feststellen. Bei Metallen entstehen diese mikroskopischen Heterogenitäten aufgrund der Wechselwirkung zwischen den einzelnen Körnern und deren unterschiedlichen (Kristall)orientierungen. Werden die mechanischen Materialeigenschaften anhand von geeigneten Werkstoffproben ermittelt, so handelt es sich entsprechend um makroskopische Größen, mit denen das tatsächliche Verhalten des mikroskopisch äußerst komplex aufgebauten Werkstoffs im Mittel beschrieben wird. Durch mikromechanische Untersuchungen ist es möglich, den Einfluss der Mikrostruktur auf das übergeordnete makroskopische Werkstoffverhalten zu bestimmen, was auch als Homogenisierung bezeichnet wird. In diesem Zusammenhang wird ausgehend von der heterogenen Mikrostruktur auf die effektiven makroskopischen Materialeigenschaften geschlossen, die in einem gemittelten Sinne dem mikroskopischen Verhalten entsprechen. Darüber hinaus kann das mikrostrukturelle Verhalten auf seiner eigenen charakteristischen Skala untersucht werden, um beispielsweise lokale Spannungskonzentrationen unterschiedlich orientierter Körner oder an Korngrenzen zu bewerten. [21, 89]

7.1.1 Mikrostrukturelle Inhomogenitäten und Skalenübergang

Eine grundlegende Aufgabe der Mikromechanik ist die Verknüpfung der mechanischen Zusammenhänge auf unterschiedlichen Skalen, der sogenannten Mikroebene und der übergeordneten Makroebene. Dabei wird das makroskopische Werkstoffverhalten auf die elementaren Vorgänge auf der Mikroebene zurückgeführt. Als wesentliche Voraussetzung der mikromechanischen Betrachtung muss gelten, dass der betrachtete Volumenbereich V der Mikroebene repräsentativ für den gesamten Werkstoff ist. Des Weiteren müssen die mikrostrukturellen Inhomogenitäten unabhängig vom Ort auf der Makroebene sein, was deren statistisch homogene Verteilung im Material bedingt. Wird die Annahme eines linear-elastischen Werkstoffverhaltens getroffen, lässt sich die Mikrostruktur durch den ortsabhängigen Elastizitätstensor \mathbf{C} beschreiben. Basierend auf dem betrachteten Volumenbereich können dem Werkstoff jedoch gleichzeitig (gemittelte) Makroeigenschaften in Form des effektiven Elastizitätstensors \mathbf{C}^* zugewiesen werden. [89, 166]

Der effektive Elastizitätstensor muss unabhängig von der Größe und Form des gewählten Volumenbereichs sein, welcher folglich eine hinreichend große Anzahl an mikrostrukturellen Inhomogenitäten beinhalten sollte. Man spricht in diesem Zusammenhang sodann von einem repräsentativen Volumenelement (RVE), das auf der Makroebene lediglich als kleiner Punkt interpretiert werden kann. Bezogen auf einen polykristallinen Werkstoff handelt es sich bei den Inhomogenitäten auf der Mikroebene um das Gefüge mit seinen unterschiedlichen Körnern bzw. Kornorientierungen. Die orts- bzw. orientierungsabhängigen Elastizitätstensoren \mathbf{C} der einzelnen Körner des RVE sind durch den Elastizitätstensor des kubisch-raumzentrierten Elektroblechs und die jeweiligen Kornorientierungen gegeben, s. Abschnitt 7.2.2. [89, 166]

7.1.2 Homogenisierung und effektive elastische Materialeigenschaften

Auf der Mikroebene äußern sich die unterschiedlichen Kornorientierungen in fluktuierenden Spannungs- und Verzerrungsfeldern. Im Rahmen des Homogenisierungsprozesses wird der mechanische Beanspruchungszustand durch die Makrospannungen $\langle \sigma_{ij} \rangle$ und -verzerrungen $\langle \varepsilon_{ij} \rangle$ beschrieben, welche als Volumenmittelwerte des mikroskopischen Spannungs- bzw. Verzerrungsfelds ausgedrückt werden [89]:

$$\langle \sigma_{ij} \rangle = \frac{1}{V} \int_V \sigma_{ij} \, dV; \quad \langle \varepsilon_{ij} \rangle = \frac{1}{V} \int_V \varepsilon_{ij} \, dV \quad (7.1)$$

Das verallgemeinerte Hooke'sche Gesetz gibt den Zusammenhang zwischen den Spannungen und Verzerrungen sowohl auf der Mikro- als auch auf der Makroebene wieder. Mit den Komponenten des orientierungsabhängigen Elastizitätstensors C_{ijkl} bzw. des effektiven Elastizitätstensors C_{ijkl}^* lässt sich dieses wie folgt schreiben [89]:

$$\sigma_{ij} = C_{ijkl} \varepsilon_{kl} \quad (7.2)$$

$$\langle \sigma_{ij} \rangle = C_{ijkl}^* \langle \varepsilon_{kl} \rangle \quad (7.3)$$

Bezüglich der mikro- und makroskopischen Größen muss die Forderung nach der Gleichheit der mittleren Formänderungsenergiegedichte des repräsentativen Volumens erfüllt sein, was auch als Hill-Bedingung bezeichnet wird [89, 100]. In anderen Worten ist zu gewähr-

leisten, dass die fluktuierenden Spannungs- bzw. Verzerrungsfelder am Rand des RVE im energetischen Sinne gleichwertig zu ihren Mittelwerten sind [89]:

$$\langle \sigma_{ij} \varepsilon_{ij} \rangle = \langle \sigma_{ij} \rangle \langle \varepsilon_{ij} \rangle \quad (7.4)$$

Die Hill-Bedingung ist nur dann erfüllt, wenn das repräsentative Volumen eine ausreichend große Anzahl an Inhomogenitäten (Körnern) zur Mittelung beinhaltet [89]. Zur Berechnung der Spannungs- σ_{ij} und Verzerrungsfelder ε_{ij} bzw. zur Lösung des Randwertproblems auf der Mikroebene müssen weiterhin geeignete Randbedingungen vorgegeben werden. Grundsätzlich wird dabei zwischen linearen Verschiebungen¹³, uniformen Spannungen¹⁴ und periodischen Randbedingungen (engl.: periodic boundary conditions PBC) unterschieden [89, 155, 172]. In den ersten beiden Fällen werden homogene Randverzerrungen bzw. -spannungen aufgebracht. Bei den periodischen Randbedingungen wird hingegen davon ausgegangen, dass die Spannungs- und Verzerrungsfelder aufgrund einer lokalen Periodizität der Mikrostruktur ebenfalls eine periodische Fluktuation aufweisen.

Die Spannungs- bzw. Verzerrungsfelder sind im Allgemeinen abhängig von der zugrundeliegenden Wahl der Randbedingungen. Zumeist wird in der Literatur eine Empfehlung zugunsten der periodischen Randbedingungen ausgesprochen, da diese zu einer verbesserten Vorhersage der Makrospannungen und -verzerrungen des RVE führen sollen [21]. Im Gegensatz dazu kommt es unter der Vorgabe linearer Verschiebungen tendenziell zu einer Überschätzung der makroskopischen Steifigkeit des RVE [89, 172]. Für detailliertere Ausführungen zur Homogenisierung und den beschriebenen Randbedingungen sei an dieser Stelle auf die einschlägige Fachliteratur [81, 89, 155] verwiesen.

Zur Bestimmung der effektiven makroskopischen Materialeigenschaften können unterschiedliche Homogenisierungsmethoden zum Einsatz kommen. Im Wesentlichen erfolgt eine Aufteilung in analytische und numerische Verfahren [81, 166]. Die analytischen Homogenisierungsmethoden erlauben eine näherungsweise Bestimmung des effektiven linear-elastischen Werkstoffverhaltens. In der vorliegenden Arbeit wird auf die Voigt- und Reuss-Approximation zurückgegriffen, mit denen das Verzerrungs- bzw. Spannungsfeld auf der Mikroebene als konstant angenommen wird [81, 89]. Nach Voigt [203] lässt sich der effektive Elastizitätstensor $\mathbf{C}_{\text{Voigt}}^*$ für ein konstantes Verzerrungsfeld durch die volumengemittelten Steifigkeiten annähern. Unter der Annahme eines konstanten Spannungsfelds kann auf den effektiven Nachgiebigkeitstensor $\mathbf{C}_{\text{Reuss}}^{*-1}$ geschlossen werden, der sich nach Reuss [162] durch die Mittelung der Nachgiebigkeiten \mathbf{C}_i^{-1} des repräsentativen Volumens ergibt. Es gelten die nachstehenden Zusammenhänge [89]:

$$\mathbf{C}_{\text{Voigt}}^* = \frac{1}{V} \sum_{i=1}^n V_i \mathbf{C}_i \quad (7.5)$$

$$\mathbf{C}_{\text{Reuss}}^{*-1} = \frac{1}{V} \sum_{i=1}^n V_i \mathbf{C}_i^{-1} \quad (7.6)$$

Die Bestimmung der effektiven makroskopischen Materialeigenschaften anhand der mittleren Steifigkeiten bzw. Nachgiebigkeiten liefert die obere (Voigt) und untere (Reuss) Grenze der tatsächlichen elastischen Konstanten des RVE. Sie liegen üblicherweise weit

¹³Auch als Dirichlet-Randbedingung bezeichnet

¹⁴Auch als Neumann-Randbedingung bezeichnet

auseinander, weshalb oftmals der arithmetische (Voigt-Reuss-Hill)-Mittelwert gebildet wird [81, 89]. Mit den numerischen Homogenisierungsmethoden kann das Randwertproblem beispielsweise durch FE-Simulation gelöst werden, was die genauere Ermittlung der effektiven Materialeigenschaften ermöglicht. Der effektive Elastizitäts- bzw. Nachgiebigkeitstensor ergibt sich dabei in Abhängigkeit der gewählten Randbedingungen durch die Berechnung von sechs linear-unabhängigen Lastfällen $n = 1, 2, \dots, 6$ unter Vorgabe einer Spannung $\langle \sigma_{ij}^n \rangle$ bzw. Verzerrung $\langle \varepsilon_{ij}^n \rangle$ ($i, j = 1, 2, 3$) [19]. Für die Komponenten des effektiven Elastizitätstensors kann wie folgt geschrieben werden [19]:

$$\begin{pmatrix} C_{ij11}^* \\ C_{ij22}^* \\ C_{ij33}^* \\ C_{ij12}^* \\ C_{ij13}^* \\ C_{ij23}^* \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} \langle \varepsilon_{11}^1 \rangle & \langle \varepsilon_{22}^1 \rangle & \langle \varepsilon_{33}^1 \rangle & \langle \varepsilon_{12}^1 \rangle & \langle \varepsilon_{13}^1 \rangle & \langle \varepsilon_{23}^1 \rangle \\ \langle \varepsilon_{11}^2 \rangle & \langle \varepsilon_{22}^2 \rangle & \langle \varepsilon_{33}^2 \rangle & \langle \varepsilon_{12}^2 \rangle & \langle \varepsilon_{13}^2 \rangle & \langle \varepsilon_{23}^2 \rangle \\ \langle \varepsilon_{11}^3 \rangle & \langle \varepsilon_{22}^3 \rangle & \langle \varepsilon_{33}^3 \rangle & \langle \varepsilon_{12}^3 \rangle & \langle \varepsilon_{13}^3 \rangle & \langle \varepsilon_{23}^3 \rangle \\ \langle \varepsilon_{11}^4 \rangle & \langle \varepsilon_{22}^4 \rangle & \langle \varepsilon_{33}^4 \rangle & \langle \varepsilon_{12}^4 \rangle & \langle \varepsilon_{13}^4 \rangle & \langle \varepsilon_{23}^4 \rangle \\ \langle \varepsilon_{11}^5 \rangle & \langle \varepsilon_{22}^5 \rangle & \langle \varepsilon_{33}^5 \rangle & \langle \varepsilon_{12}^5 \rangle & \langle \varepsilon_{13}^5 \rangle & \langle \varepsilon_{23}^5 \rangle \\ \langle \varepsilon_{11}^6 \rangle & \langle \varepsilon_{22}^6 \rangle & \langle \varepsilon_{33}^6 \rangle & \langle \varepsilon_{12}^6 \rangle & \langle \varepsilon_{13}^6 \rangle & \langle \varepsilon_{23}^6 \rangle \end{bmatrix}^{-1} \begin{pmatrix} \langle \sigma_{ij}^1 \rangle \\ \langle \sigma_{ij}^2 \rangle \\ \langle \sigma_{ij}^3 \rangle \\ \langle \sigma_{ij}^4 \rangle \\ \langle \sigma_{ij}^5 \rangle \\ \langle \sigma_{ij}^6 \rangle \end{pmatrix} \quad (7.7)$$

Vorausgesetzt eines orthotropen effektiven Elastizitätstensors lassen sich die Ingenieurkonstanten sodann gemäß den Zusammenhängen in Gl. (6.20) berechnen. Dadurch ist es möglich, für den vorliegenden Anwendungsfall des Elektroblechs nicht nur die bereits aus Zugversuchen bekannten Elastizitätsmoduln längs und quer zur Walzrichtung, sondern auch den Elastizitätsmodul in Dickenrichtung bzw. die Schubmoduln zu bestimmen, welche experimentell nicht ohne Weiteres erfasst werden können.

7.2 Modellierung der Mikrostruktur

Zur Bewertung des Einflusses der Mikrostruktur auf das makroskopische Werkstoffverhalten erfolgt vorab die mikrostrukturbasierte Modellierung des untersuchten Elektroblechs in Form von geeigneten repräsentativen Volumenelementen. In diesem Zusammenhang werden die Korngrößen- und Orientierungsverteilung anhand von experimentellen Gefügeuntersuchungen (EBSD-Messungen des metallographischen Schlibbilds) ermittelt. Unter Berücksichtigung weiterer Eingabeparameter wie der Abmessungen und Auflösung des RVE werden statistisch repräsentative Mikrostrukturmodelle erzeugt, denen orientierungsabhängige (linear-elastische) Materialeigenschaften zugewiesen werden. Des Weiteren wird die Wahl der Randbedingungen für die Durchführung der numerischen Homogenisierung mittels FE-Simulation diskutiert.

7.2.1 Aufbau eines repräsentativen Volumenmodells

Der Aufbau der repräsentativen Volumenmodelle wird mit der Open-Source-Software DREAM.3D [88] Version 6.5.168 durchgeführt. Die ferritische Mikrostruktur wird durch ein voxelbasiertes Verfahren abgebildet, wobei das Elektroblech als einphasige Legierung ohne die Darstellung nichtmetallischer Einschlüsse modelliert wird. In DREAM.3D sind dazu im *StatsGenerator Filter* Informationen über die statistisch repräsentative Korngrößenverteilung bereitzustellen, vgl. Abb. 7.1. Als Eingabegrößen werden der Erwartungswert μ_{KG} und die Standardabweichung σ_{KG} der zugrundeliegenden Log-Normalverteilung herangezogen. Die EBSD-Messungen geben weiterhin Aufschluss über die Form

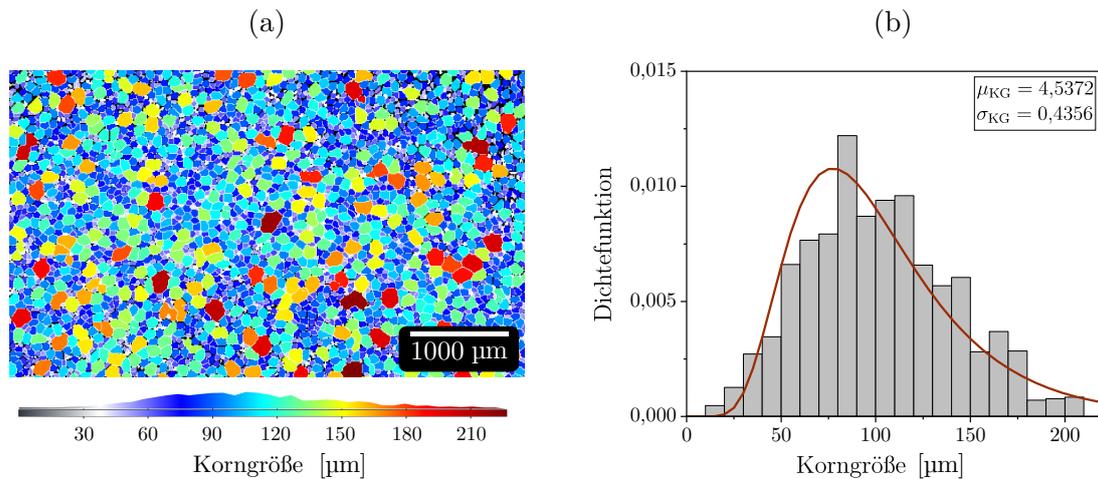


Abb. 7.1: Statistisch repräsentative Korngrößenverteilung der betrachteten Elektroblechgüte nach [84], (a) Ausschnitt aus der EBSD-Messung des metallographischen Schlibbilds, (b) zugehörige Log-Normalverteilung

und morphologische Anordnung der Körner. Hierbei ist keine eindeutige Ausrichtung in Bezug auf die Probenachsen des Elektroblechs längs bzw. quer zur Walzrichtung zu erkennen. Das mittlere Seitenverhältnis der elliptischen Körner in der Schlibfebene kann mit einem Wert von 1,43 angegeben werden.

Neben der Korngrößenverteilung und dem mittleren Seitenverhältnis der Körner ist es im *StatsGenerator Filter* möglich, die kristallographische Textur des Elektroblechs durch Bestimmung einer Orientierungsdichteverteilungsfunktion (engl.: orientation distribution function ODF) festzulegen. Dazu werden einzelne Orientierungen unter Berücksichtigung einer Streuspanne vorgegeben, die anschließend gegenüber einer zufälligen Orientierungsverteilung stärker gewichtet werden. Die beschriebene Vorgehensweise ermöglicht es jedoch nicht, eine für das Elektroblech repräsentative kristallographische Textur zu erzeugen, weshalb diese basierend auf der experimentell bestimmten Orientierungsverteilung modelliert wurde. In Anlehnung an die Vorgehensweise in [64, 166] sind der experimentellen Orientierungsverteilung zu diesem Zweck unter der Annahme einer Gleichverteilung zufällige diskrete Orientierungen entnommen und den einzelnen Körnern der in DREAM.3D generierten RVE zugewiesen worden.

Bei der Erstellung des RVE können im *Pack Primary Phase Filter* Einstellungen zur periodischen Anordnung der Mikrostruktur getroffen werden. Die Abmessungen und Auflösung des RVE werden in DREAM.3D mit dem *Initialize Synthetic Volume Filter* festgelegt. Erstere müssen so gewählt sein, dass das RVE eine ausreichende Anzahl an Körnern beinhaltet bzw. der effektive Elastizitätstensor unabhängig von dessen Größe ist. In [21] werden die Kantenlängen des RVE zur Modellierung der Mikrostruktur von Elektroblech mit 1 mm angesetzt, wobei die Abmessungen in Dickenrichtung durch die geringe Blechdicke von wenigen Zehntel Millimetern begrenzt ist. Für die in dieser Arbeit betrachtete Elektroblechgüte würde das einer Dimensionierung des RVE mit Kantenlängen von $1 \cdot 1 \cdot 0,27$ mm entsprechen, vgl. Abb. 7.2 (a).

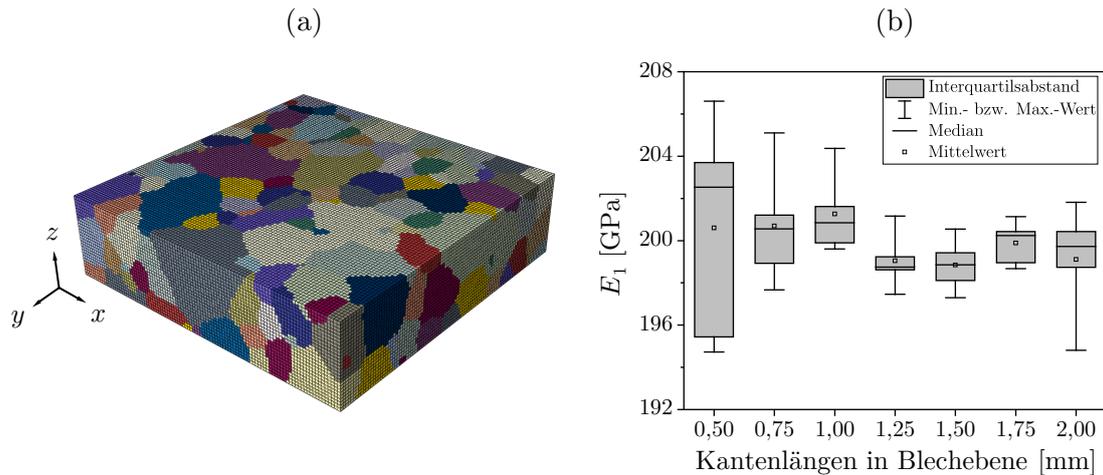


Abb. 7.2: Dimensionierung der repräsentativen Volumenelemente, (a) exemplarische Darstellung eines in DREAM.3D erzeugten RVE mit Kantenlängen von $1 \cdot 1 \cdot 0,27$ mm und einer Auflösung von $100 \cdot 100 \cdot 27$ Voxel, (b) Einfluss der Kantenlänge in der x - y -Ebene auf den effektiven Elastizitätsmodul E_1

Um geeignete Abmessungen für den vorliegenden Anwendungsfall zu ermitteln, werden die frei wählbaren Kantenlängen in der x - y - bzw. Blechebene variiert und die effektiven makroskopischen Materialeigenschaften mittels analytischer Homogenisierung (Voigt-Reuss-Hill-Mittelwerte) berechnet. Die Größe der Voxel wird mit $10 \cdot 10 \cdot 10 \mu\text{m}$ konstant gehalten. Aufgrund der Streuung der effektiven makroskopischen Materialeigenschaften erfolgt die Berechnung von fünf RVE je betrachteter Ausführung. Die Ergebnisse sind am Beispiel des effektiven Elastizitätsmoduls E_1 in x -Richtung des RVE dargestellt, die der Walzrichtung des Elektroblechs entspricht, vgl. Abb. 7.2 (b). Es fällt zunächst auf, dass die unterschiedlich dimensionierten RVE alle zu einem ähnlichen gemittelten effektiven Elastizitätsmodul E_1 führen. Das makroskopische Werkstoffverhalten ist demnach weitestgehend unabhängig von den Abmessungen in der Blechebene und damit von der Größe des RVE. Mit abnehmender Größe sinkt jedoch auch die Anzahl der Körner, was sich für Kantenlängen von weniger als 1 mm in einem deutlichen Anstieg der Streuung äußert. In Bezug auf die Dimensionierung des RVE kann daraus gefolgert werden, dass die Forderung nach größenunabhängigen effektiven Materialeigenschaften mit Kantenlängen von $1 \cdot 1 \cdot 0,27$ mm hinreichend erfüllt ist.

Verglichen mit den Abmessungen des RVE hat dessen Auflösung nur einen untergeordneten Einfluss auf die effektiven Materialeigenschaften. In Übereinstimmung mit den Ergebnissen in [21] konnte für die in dieser Arbeit verwendeten RVE der Größe $1 \cdot 1 \cdot 0,27$ mm bereits ab einer Auflösung von $30 \cdot 30 \cdot 8$ Voxel kein Unterschied mehr in der makroskopischen Spannungs-Dehnungs-Antwort festgestellt werden. Sollen jedoch die Wechselwirkungen zwischen den einzelnen Körnern auf der Mikroebene betrachtet werden, ist eine höhere Auflösung zu wählen, mit der die Körner bzw. Korngrenzen möglichst genau dargestellt werden können, vgl. Abb. 7.2 (a). Unter Berücksichtigung des Rechenaufwands wird im Rahmen der mikrostrukturbasierten FE-Simulationen für alle RVE eine einheitliche Auflösung von $100 \cdot 100 \cdot 27$ Voxel gewählt.

Nachdem die beschriebenen Einstellungen zur Erzeugung der RVE in DREAM.3D getätigt wurden, lassen sich die zugrundeliegenden Daten der generierten Mikrostruktur mithilfe des *Export Feature Data as CSV File Filters* exportieren. Durch den *Abaqus Hexahedron Exporter Filter* ist es zudem möglich, Eingabedateien zu erstellen, mit denen das RVE in ein entsprechendes FE-Modell überführt wird. Das voxelbasierte RVE wird dabei durch Hexaederelemente dargestellt, die gemäß der zuvor gewählten Auflösung bzw. Größe der Voxel dimensioniert werden. Wie in [165] gezeigt, beeinflusst die Wahl des Elementtyps (Ansatzfunktion, Integrationspunkte) die Ergebnisse der mikrostrukturbasierten FE-Simulation nur unwesentlich. Zur korrekten Darstellung der Verzerrungen ist bei der Verwendung von Elementen mit linearer Ansatzfunktion jedoch auf eine ausreichend feine Netzaufösung zu achten [166].

7.2.2 Darstellung der orientierungsabhängigen Materialeigenschaften

Die anisotropen linear-elastischen Materialeigenschaften können auf der Mikroebene durch die orientierungsabhängigen Elastizitätstensoren \mathbf{C} der jeweiligen Körner dargestellt werden. Sie sind zunächst unbekannt und müssen ausgehend vom Elastizitätstensor des kubisch-raumzentrierten Elektroblechs \mathbf{C}_{krz} bestimmt werden, der mit den elastischen Konstanten C_{11} , C_{12} und C_{44} gegeben ist. Dabei wird der Elastizitätstensor \mathbf{C}_{krz} vom lokalen Kristallachsensystem in ein (raumfestes) Referenzachsensystem transformiert. Der Zusammenhang zwischen beiden Koordinatensystemen ist mit den Kornorientierungen in Form der Euler-Winkel φ_1 , Φ , φ_2 (Bunge-Notation, z - x' - z'' -Rotation) gegeben. Im Rahmen der numerischen Homogenisierung bzw. der mikrostrukturbasierten Simulation in ABAQUS erfolgt zunächst die Eingabe des Elastizitätstensors \mathbf{C}_{krz} . Die Werte der elastischen Konstanten des kubisch-raumzentrierten Elektroblechs werden gemäß den Angaben in [188] mit $C_{11} = 232,2$ GPa, $C_{12} = 135,6$ GPa und $C_{44} = 117,0$ GPa angenommen. Im Anschluss werden die bei der Erzeugung des RVE zugewiesenen Orientierungen hinterlegt. Da es in ABAQUS nicht möglich ist, die Orientierungen direkt in Form der Euler-Winkel anzugeben, werden diese durch das zugehörige lokale Kristallachsensystem beschrieben. Die Kristallachsen im raumfesten Referenzachsensystem $\vec{v}_{\text{Rot},i}$ werden mittels Koordinatentransformation [163] aus den Kristallachsen im körperfesten Kristallachsensystem \vec{v}_i bestimmt:

$$\vec{v}_{\text{Rot},i} = R_{\varphi_1\Phi\varphi_2}\vec{v}_i \quad (7.8)$$

wobei die Rotationsmatrix¹⁵ $R_{\varphi_1\Phi\varphi_2}$ und die Kristallachsen \vec{v}_1 , \vec{v}_2 und \vec{v}_3 des körperfesten Koordinatensystems wie folgt definiert sind:

$$R_{\varphi_1\Phi\varphi_2} = \begin{bmatrix} c_{\varphi_1}c_{\varphi_2} - s_{\varphi_1}s_{\varphi_2}c_{\Phi} & -c_{\varphi_1}s_{\varphi_2} - s_{\varphi_1}c_{\varphi_2}c_{\Phi} & s_{\varphi_1}s_{\Phi} \\ s_{\varphi_1}c_{\varphi_2} + c_{\varphi_1}s_{\varphi_2}c_{\Phi} & -s_{\varphi_1}s_{\varphi_2} + c_{\varphi_1}c_{\varphi_2}c_{\Phi} & -c_{\varphi_1}s_{\Phi} \\ s_{\varphi_2}s_{\Phi} & c_{\varphi_2}s_{\Phi} & c_{\Phi} \end{bmatrix} \quad (7.9)$$

$$\vec{v}_1 = \begin{Bmatrix} 1 \\ 0 \\ 0 \end{Bmatrix}; \vec{v}_2 = \begin{Bmatrix} 0 \\ 1 \\ 0 \end{Bmatrix}; \vec{v}_3 = \begin{Bmatrix} 0 \\ 0 \\ 1 \end{Bmatrix} \quad (7.10)$$

¹⁵ $\sin \varphi_1$, $\cos \varphi_1$, $\sin \Phi$, $\cos \Phi$ und $\sin \varphi_2$, $\cos \varphi_2$ abgekürzt durch s_{φ_1} , c_{φ_1} , s_{Φ} , c_{Φ} und s_{φ_2} , c_{φ_2}

Die mithilfe eines MATLAB Skripts berechneten Kristallachsensysteme können daraufhin den einzelnen Elementen bzw. Körnern des RVE in tabellarischer Form über ein diskretes Feld zugewiesen werden. Basierend auf den lokalen Materialorientierungen erfolgt in ABAQUS die automatische Berechnung der orientierungsabhängigen Elastizitätstensoren \mathbf{C} . Sollen hingegen zur Homogenisierung die analytischen Verfahren nach Voigt bzw. Reuss Verwendung finden, sind diese eigens zu berechnen. Die Berechnung lässt sich gemäß [25] durch drei aufeinanderfolgende Rotationen mit den Rotationsmatrizen K_{φ_1} , K_{Φ} und K_{φ_2} darstellen, was der Transformation des Elastizitätstensors \mathbf{C}_{krz} vom körperfesten Kristallachsensystem in das raumfeste Referenzachsensystem entspricht:

$$\begin{aligned}\mathbf{C}_{\text{Rot}(\varphi_1)} &= K_{\varphi_1} \mathbf{C}_{\text{krz}} K_{\varphi_1}^T \\ \mathbf{C}_{\text{Rot}(\Phi)} &= K_{\Phi} \mathbf{C}_{\text{Rot}(\varphi_1)} K_{\Phi}^T \\ \mathbf{C}_{\text{Rot}(\varphi_2)} &= \mathbf{C} = K_{\varphi_2} \mathbf{C}_{\text{Rot}(\Phi)} K_{\varphi_2}^T\end{aligned}\tag{7.11}$$

Die Rotationsmatrizen können Anhang F entnommen werden. Für eine ausführliche Herleitung der Zusammenhänge sei an dieser Stelle auf [24, 25, 195] verwiesen. Wie bereits zuvor, erfolgte die programmiertechnische Umsetzung in MATLAB.

7.2.3 Wahl der Randbedingungen

Die Wahl der Randbedingungen hat einen Einfluss auf die sich in der mikrostrukturbasierten FE-Simulation einstellenden Spannungs- und Verzerrungsfelder, s. Abschnitt 7.1.2. Aus diesem Grund werden zunächst die makroskopischen Spannungs-Dehnungs-Antworten unter der Vorgabe linearer Verschiebungen (Dirichlet), uniformer Spannungen (Neumann) und periodischer Randbedingungen (PBC) miteinander verglichen und bewertet. Des Weiteren erfolgt die Vorgabe modifizierter periodischer Randbedingungen gemäß [189], mit denen berücksichtigt werden kann, dass sich die gegenüberliegenden Randflächen des RVE in der Blechebene streng genommen frei verformen lassen. Dazu muss lediglich die Kopplung der entsprechenden Randflächen aufgehoben werden. Die unterschiedlichen Randbedingungen werden in ABAQUS mithilfe des *Abaqus/CAE Micro-mechanics* Plugin Version 1.18 zugewiesen.

Wie erwartet kommt es unter der Vorgabe der jeweiligen Randbedingungen zu voneinander abweichenden mikroskopischen Spannungs- bzw. Verzerrungsfeldern, vgl. Abb. 7.3. Der Vergleich der Spannungs-Dehnungs-Antworten des RVE zeigt jedoch einen verhältnismäßig geringen Einfluss auf das übergeordnete makroskopische Werkstoffverhalten. Die makroskopisch größte Steifigkeit ergibt sich prinzipiell unter der Vorgabe linearer Verschiebungen, während die Vorgabe uniformer Spannungen in der niedrigsten Steifigkeit resultiert. Sowohl mit den PBC als auch den modifizierten PBC liegt die makroskopische Spannungs-Dehnungs-Antwort dazwischen. Aufgrund der Tatsache, dass die PBC und modifizierten PBC näherungsweise zur gleichen makroskopischen Steifigkeit führen, kann der Effekt der frei verformbaren Randflächen in der Blechebene des RVE vernachlässigt werden. Letztlich liegt die makroskopische Spannungs-Dehnungs-Antwort für alle vier betrachteten Randbedingungen mehr oder weniger mittig zwischen den theoretischen Grenzen nach Voigt und Reuss. Auf der Grundlage des vorangegangenen Vergleichs werden die mikrostrukturbasierten FE-Simulationen in Abschnitt 7.3 unter Berücksichtigung periodischer Randbedingungen durchgeführt.

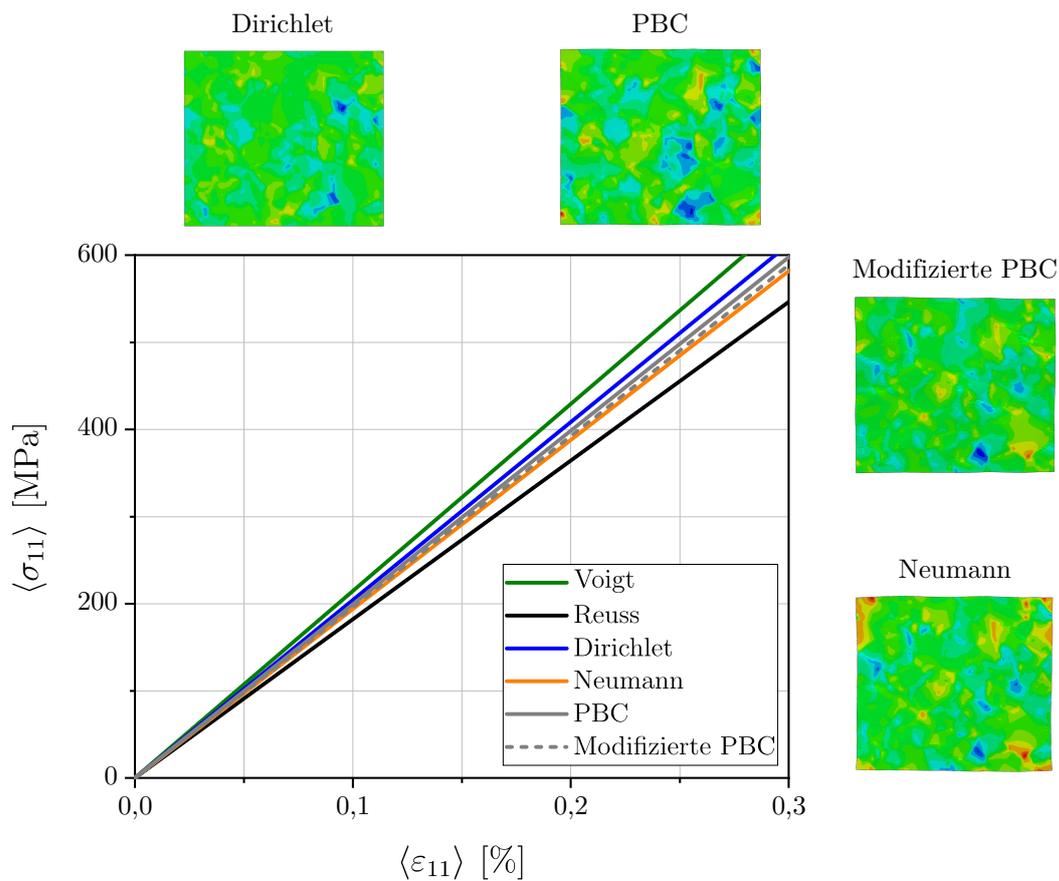


Abb. 7.3: Vergleich der makroskopischen Spannungs-Dehnungs-Antwort des RVE für unterschiedliche Randbedingungen und eine Zugbeanspruchung in Walzrichtung, Darstellung der resultierenden mikrostrukturellen Spannungsfelder σ_{11}

7.3 Simulation des linear-elastischen Werkstoffverhaltens

Mit den zuvor erstellten repräsentativen Volumenmodellen kann anschließend das linear-elastische Werkstoffverhalten des Elektroblechs analysiert werden. Dies umfasst zum einen die Bestimmung der effektiven elastischen Materialeigenschaften und zum anderen die Beurteilung mikrostruktureller Wechselwirkungen sowie deren Einfluss auf das makroskopische Werkstoffverhalten. Die betrachteten RVE sind entsprechend den Erkenntnissen aus Abschnitt 7.2.1 mit Kantenlängen von $1 \cdot 1 \cdot 0,27$ mm und einer Auflösung von $100 \cdot 100 \cdot 27$ Voxel ausgeführt. Da die mikrostrukturbasierten FE-Simulationen unter der Vorgabe von periodischen Randbedingungen erfolgen, wurde bei der Erzeugung der RVE sinngemäß auf eine periodische Anordnung der Mikrostruktur geachtet. Zur Diskretisierung der FE-Modelle kommen Hexaederelemente des Typs C3D8R (lineare Ansatzfunktion, reduzierte Integration) zum Einsatz.

7.3.1 Bestimmung der effektiven elastischen Materialeigenschaften

Die effektiven elastischen Materialeigenschaften werden durch numerische Homogenisierung von insgesamt 15 RVE bestimmt. Dazu sind jeweils die Komponenten des effektiven Elastizitätstensors gemäß Gl. (7.7) mit den zuvor über ein ABAQUS Python Skript ausgewerteten Makrospannungen und -verzerrungen nach Gl. (7.1) zu berechnen. Die ermittelten Elastizitäts- bzw. Nachgiebigkeitstensoren weisen wie erwartet eine orthotrope Struktur auf, wodurch auf die elastischen Materialeigenschaften mithilfe von Gl. (6.20) geschlossen werden kann. Betrachtet man die effektiven Elastizitätsmoduln, zeigt sich zunächst der zu erwartende Unterschied zwischen der Walz- und Querrichtung des Elektroblechs, vgl. Abb. 7.4 (a). Quer zur Walzrichtung liegt der effektive Elastizitätsmodul E_2 im Mittel 18 MPa über dem effektiven Elastizitätsmodul E_1 in Walzrichtung, was eine zufriedenstellende Übereinstimmung mit der experimentell bestimmten Differenz beider Elastizitätsmoduln von 15 MPa darstellt. Hingegen fällt auf, dass der effektive Elastizitätsmodul E_1 mit einem mittleren Wert von 200 GPa und E_2 mit einem mittleren Wert von 218 GPa etwa 20 GPa über den im Zugversuch ermittelten Werten des Elektroblechs liegen. Der effektive Elastizitätsmodul E_3 in Normalenrichtung des Elektroblechs, welcher sich experimentell aufgrund der geringen Blechdicke nicht bestimmen lässt, kann im Mittel mit 207 GPa angegeben werden. Eine mögliche Ursache für die festgestellte Abweichung der berechneten effektiven Elastizitätsmoduln ist die Tatsache, dass die zugrundeliegenden Werte der elastischen Konstanten C_{11} , C_{12} und C_{44} von den tatsächlichen Werten der betrachteten Elektroblechgüte abweichen. In diesem Zusammenhang sei auf die Arbeit [111] verwiesen, in der die elastischen Konstanten von Elektroblech für zwei unterschiedliche Legierungszusammensetzungen experimentell ermittelt wurden. Aus den Versuchsdaten lässt sich folgern, dass insbesondere die elastische Konstante C_{11} um etwa 30 GPa unterhalb der üblicherweise angenommenen Werte [21, 188] liegen kann, was im Wesentlichen die beschriebene Abweichung der Elastizitätsmoduln erklärt.

Die mittleren effektiven Schubmoduln können mit $G_{12} = 83$ GPa, $G_{13} = 90$ GPa und $G_{23} = 79$ GPa angegeben werden, vgl. Abb. 7.4 (b). Aufgrund der vermuteten Diskrepanz zwischen den im Rahmen dieser Arbeit verwendeten elastischen Konstanten und den tatsächlichen elastischen Konstanten des Elektroblechs, ist ebenfalls von einer tendenziellen Überschätzung der effektiven Schubmoduln auszugehen. Ein Vergleich mit experimentell bestimmten Schubmoduln des dünnen Elektroblechs ist in diesem Zusammenhang angesichts der bereits erwähnten versuchstechnischen Schwierigkeiten nicht möglich, s. Abschnitt 6.2.2. Zur vollständigen Beschreibung des makroskopischen linear-elastischen Werkstoffverhaltens können Abb. 7.4 (c) die effektiven Querkontraktionszahlen ν_{12} , ν_{13} und ν_{23} entnommen werden. Mit einem mittleren Wert von 0,28 stimmt dabei die Berechnung der effektiven Querkontraktionszahl ν_{12} annähernd mit dem im Zugversuch bestimmten Wert überein. Für die beiden anderen effektiven Querkontraktionszahlen ergeben sich mittlere Werte von $\nu_{13} = 0,33$ und $\nu_{23} = 0,27$.

Die mittels numerischer Homogenisierung berechnete Streuung der effektiven elastischen Materialeigenschaften spiegelt die gleichermaßen im Zugversuch ermittelte Streuung infolge der zugrundeliegenden Mikrostruktur des Elektroblechs wieder. So schwanken beispielsweise die Elastizitätsmoduln unabhängig von der Beanspruchungsrichtung um ungefähr 12 GPa und die Schubmoduln um 5 GPa. Werden die effektiven elastischen Materialeigenschaften durch analytische Homogenisierung mit dem Voigt-Reuss-Hill-Mittelwert

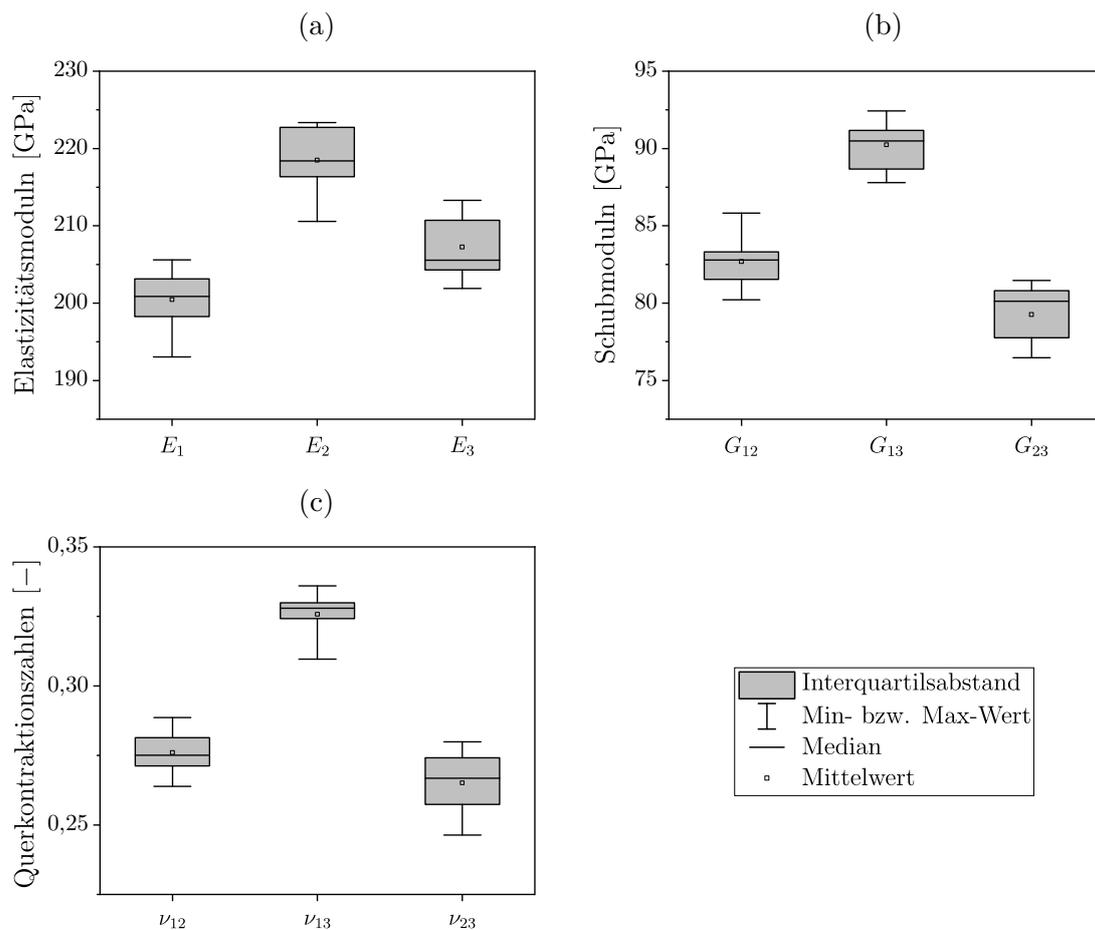


Abb. 7.4: Effektive elastische Materialeigenschaften des Elektroblechs, (a) Elastizitätsmoduln, (b) Schubmoduln, (c) Querkontraktionszahlen

nach Gl. (7.5) und Gl. (7.6) bestimmt, führt dies interessanterweise zu vergleichbaren Ergebnissen, die nur geringfügig von den in Abb. 7.4 dargestellten Werten abweichen. Demnach ist eine erste Materialcharakterisierung bzw. die Ermittlung der elastischen Materialeigenschaften bereits ohne die Durchführung von Zugversuchen oder FE-Berechnungen möglich. Dazu müssen lediglich die elastischen Konstanten und das metallographische Schlibbild des Elektroblechs vorliegen.

7.3.2 Wechselwirkung auf der Mikroebene

Die mikrostrukturbasierte FE-Simulation erlaubt neben der Bestimmung der effektiven Materialeigenschaften ebenfalls die Beurteilung von Wechselwirkungen auf der Mikroebene und deren Einfluss auf das übergeordnete makroskopische Werkstoffverhalten. Hierbei ist das entstehende Spannungsfeld genauer zu analysieren, welches durch die unterschiedlichen Kornorientierungen bzw. Inhomogenität der Mikrostruktur fluktuiert. Am Beispiel eines RVE unter Zugbeanspruchung wird ersichtlich, dass dies zu lokalen Spannungskonzentrationen führt, die unter Umständen deutlich über der Makro-

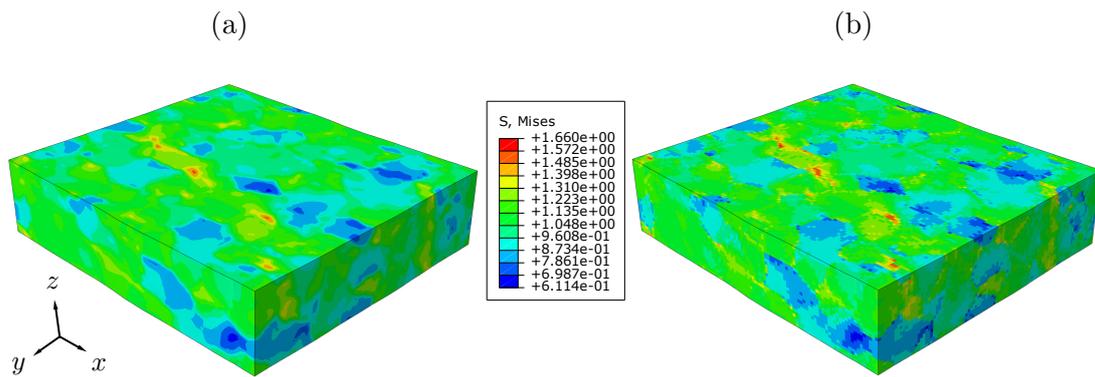


Abb. 7.5: Mikrostrukturelles Spannungsfeld des RVE unter Zugbeanspruchung in Walzrichtung, Darstellung der (a) gemittelten und (b) ungemittelten von Mises Vergleichsspannung für eine Makrospannung $\langle \sigma_{11} \rangle$ von 1 MPa und einer Auflösung von $100 \cdot 100 \cdot 27$ Voxel

spannung liegen können, vgl. Abb. 7.5. Aufgrund der voxelbasierten Modellierung der Mikrostruktur kommt es jedoch an den stufenförmig approximierten Korngrenzen zu Singularitäten im FE-Modell und damit zu einer ungewollten Beeinflussung der Spannungen. Der Effekt kann mit einer möglichst hohen Auflösung des RVE zwar verringert, aber nicht vollständig verhindert werden [71]. Bezogen auf die zugrundeliegende Auflösung der betrachteten RVE erwies sich eine weitere Erhöhung der Auflösung hinsichtlich der Konvergenz der Spannungen als nicht zielführend. Wie Abb. 7.5 zu entnehmen ist, fällt unabhängig davon der Unterschied zwischen den gemittelten und ungemittelten von Mises Vergleichsspannungen gering aus, weshalb ausgehend von den berechneten Spannungsverteilungen dennoch prinzipielle Aussagen abgeleitet werden können.

Bei den Betrachtungen auf der Mikroebene sind vor allem die Höhe und Häufigkeit der Spannungskonzentrationen von Interesse. Zu diesem Zweck werden für das in Abb. 7.5 betrachtete RVE die von Mises Vergleichsspannungen an den Integrationspunkten des FE-Modells ausgewertet und bezogen auf die Makrospannung $\langle \sigma_{11} \rangle$ dargestellt, vgl. Abb. 7.6. Die Daten zeigen, dass in etwa 50 % der Spannungswerte unterhalb der Makrospannung $\langle \sigma_{11} \rangle$ liegen. Die andere Hälfte der Spannungswerte liegt entsprechend darüber, wobei Spannungskonzentrationen $\sigma_v / \langle \sigma_{11} \rangle > 1,3$ insgesamt nur einen Anteil von ungefähr 2 % ausmachen. Der maximale bezogene Spannungswert kann mit $\sigma_v / \langle \sigma_{11} \rangle = 1,66$ angegeben werden. Erfolgt die Auswertung der von Mises Vergleichsspannungen für die anderen in dieser Arbeit betrachteten RVE, resultieren dabei vergleichbare Spannungsverteilungen, die sich in begrenztem Maße in ihrer Lage und Spannweite unterscheiden.

Hinsichtlich des makroskopischen Werkstoffverhaltens ist davon auszugehen, dass insbesondere die maximale Spannungskonzentration einen entscheidenden Einfluss auf die Beanspruchbarkeit und damit im weiteren Sinne auch auf die Lebensdauer des Elektroblechs hat. Da ihre Höhe aufgrund der unterschiedlichen Anordnung und Orientierung der Körner mehr oder weniger stark streut, sind die kritischen Bereiche der jeweiligen RVE genauer untersucht worden. In Abhängigkeit der Beanspruchungsrichtung ergeben sich dabei unterschiedlich hohe maximale Spannungskonzentrationen, vgl. Abb. 7.7 (a) bis Abb. 7.7 (c). Für eine Beanspruchung in Walzrichtung liegt die maximale (bezogene)

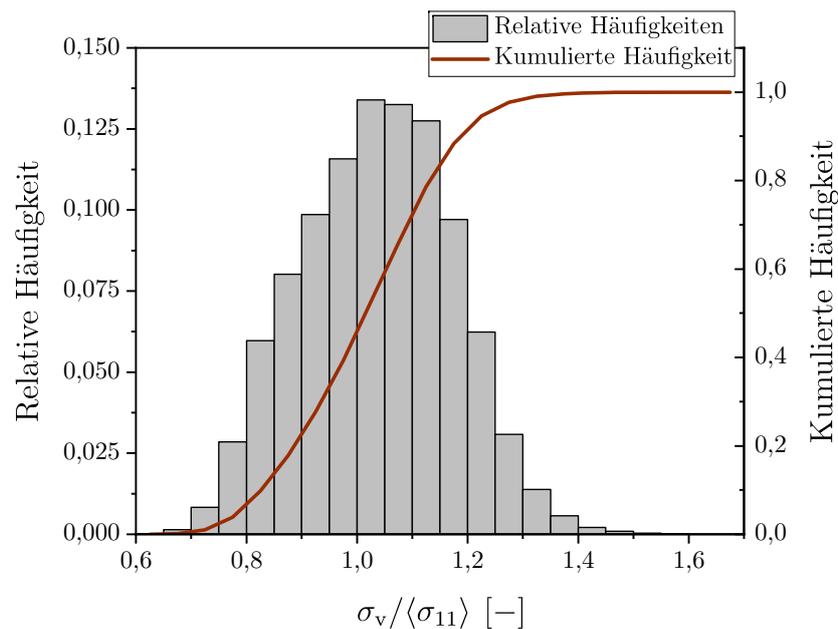


Abb. 7.6: Spannungsverteilung innerhalb eines RVE unter Zugbeanspruchung in Walzrichtung, Darstellung der von Mises Vergleichsspannung bezogen auf die Makrospannung $\langle \sigma_{11} \rangle$

Spannungskonzentration zwischen 1,66 und 1,96. Erfolgt die Beanspruchung der RVE hingegen in der Querrichtung, fällt diese mit Werten zwischen 1,59 und 1,74 tendenziell niedriger aus. Bei einer Beanspruchung in der Normalenrichtung weist die Verteilung maximale Spannungskonzentrationen zwischen 1,70 und 1,99 auf, die damit in der Größenordnung der Werte für eine Beanspruchung in Walzrichtung liegen. In Bezug auf die Spannweite ist ersichtlich, dass diese für eine Beanspruchung in Querrichtung nur etwa halb so groß ist wie die in Walz- und Normalenrichtung. Tatsächlich lassen die experimentell ermittelten Lebensdauern des Elektroblechs [84] für eine Beanspruchung quer zur Walzrichtung gleichermaßen die geringsten Streuspannen erkennen, was unter Umständen auf einen Zusammenhang zwischen der maximalen Spannungskonzentration auf der Mikroebene und der Beanspruchbarkeit des Werkstoffs zurückzuführen ist.

Im Rahmen der mikrostrukturbasierten FE-Simulationen ist es zwar möglich die Höhe und Verteilung der Spannungskonzentrationen zu ermitteln, eine eindeutige Korrelation mit der Anordnung bzw. Orientierung der Körner in den kritischen Bereichen konnte jedoch nicht festgestellt werden. Unabhängig von der Beanspruchungsrichtung treten die maximalen Spannungskonzentrationen zumeist an Korngrenzen auf, an denen Körner mit unterschiedlichen Orientierungen aufeinander treffen, vgl. Abb. 7.7 (d), was durch die mikrostrukturelle Untersuchung des betrachteten Elektroblechs [84, 85] prinzipiell bestätigt werden kann. Welche Kornkonstellationen und -orientierungen zu besonders hohen Spannungskonzentrationen führen, lässt sich dabei nicht eindeutig vorhersagen. Die rechnerische Untersuchung der Spannungsverteilung an den Korngrenzen anisotroper Bi- und Trikristalle in [109] zeigt, dass diese abhängig von der komplexen Wechselwirkung zwischen den einzelnen Körnern ist, welche zu einer Umlagerung der Spannungen und Verzerrungen führt. Ob es zur Entstehung einer lokalen Spannungskonzentration

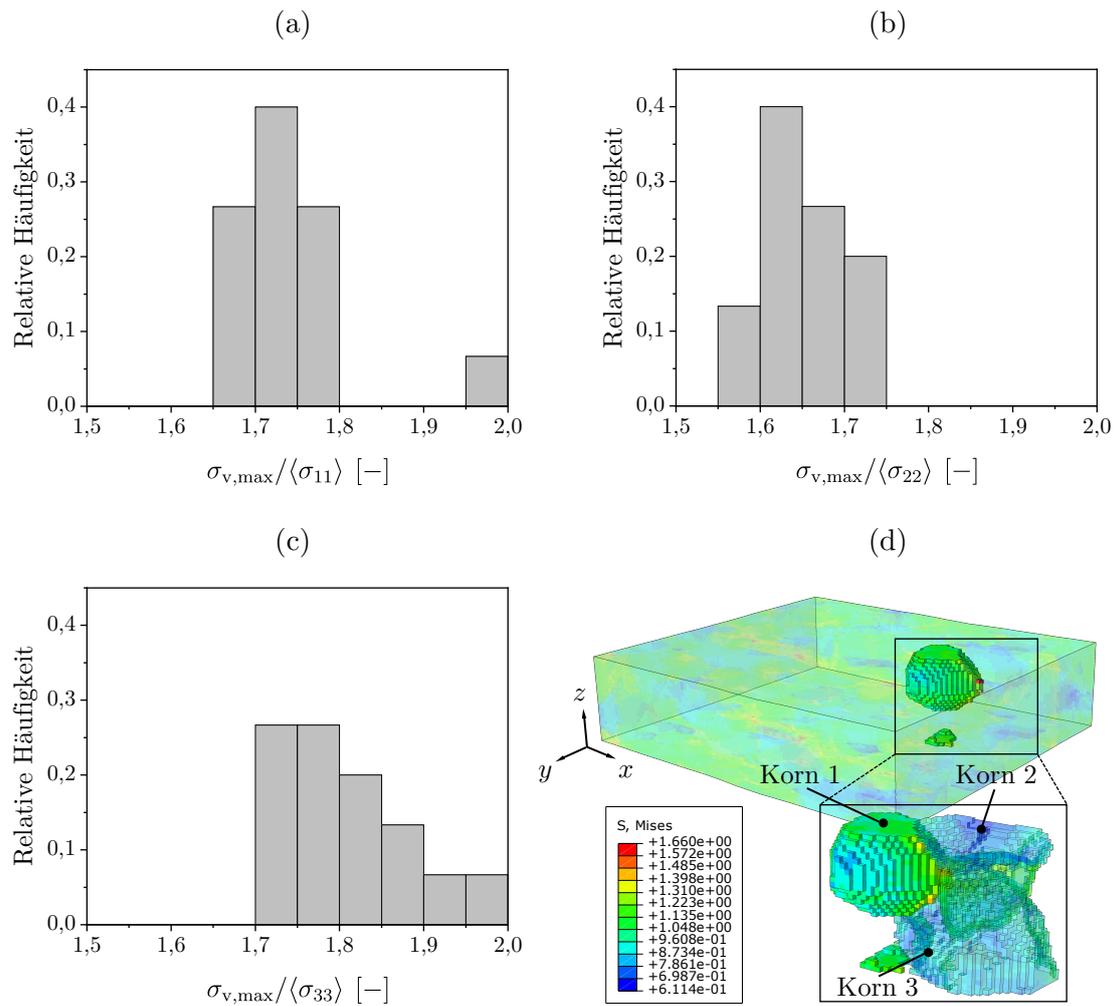


Abb. 7.7: Verteilung der maximalen Spannungskonzentrationen für eine Beanspruchung der RVE in (a) Walz-, (b) Quer- und (c) Normalenrichtung bezogen auf die Makrospannung $\langle \sigma_{ij} \rangle$, (d) exemplarische Darstellung einer lokalen Spannungskonzentration

bzw. -überhöhung kommt, hängt von den betrachteten Kornorientierungen ab [109]. Die mikrostrukturellen Spannungskonzentrationen können sich unter zyklischer Beanspruchung letztlich als anrisskritische Stellen erweisen und insbesondere durch Überlagerung mit weiteren scherschneidbedingten Fertigungseinflüssen die lokale Beanspruchbarkeit des Elektroblechs reduzieren.

8 Rechnerischer Lebensdauernachweis für das Bauteil

Mithilfe der in Kapitel 6 beschriebenen Modelle zur Erfassung des Herstellungs- und Verarbeitungsprozesses von Elektroblech ist es anschließend möglich, die rechnerische Lebensdauerabschätzung unter Berücksichtigung der einzelnen fertigungsbedingten Einflussgrößen durchzuführen. Vor diesem Hintergrund wird ein erweiterter Berechnungsablauf vorgeschlagen, welcher die Abbildung des bauteilnahen Bearbeitungszustands im Nachweisverfahren nach dem örtlichen Konzept erlaubt. Die Grundlage hierfür stellt der rechnerische Lebensdauernachweis für den Werkstoff in Kapitel 5 dar, der zunächst für den Referenzkantenzustand ohne die Betrachtung von Fertigungseinflüssen erfolgte. Der erweiterte Berechnungsablauf wird sodann am Beispiel der gekerbten Flachprobe mit Innenbohrung bzw. des Rotorstegs einer PMSM umgesetzt und anhand von experimentell aufgenommenen Anrisschwingspielzahlen für den bauteilnahen, schergeschnittenen Kantenzustand validiert. Abschließend wird bewertet, inwieweit sich die Beeinflussung der mechanischen Materialeigenschaften im Kontext der rechnerischen Lebensdauerabschätzung des Elektroblechs erfassen und die Schwingfestigkeit vorhersagen lässt.

8.1 Berücksichtigung des Fertigungseinflusses im örtlichen Konzept

In der vorliegenden Arbeit wurden unterschiedliche Modellierungsansätze entwickelt, die verglichen mit den in Abschnitt 3.4.3 vorgestellten Bauteil- bzw. Oberflächenfaktoren eine fundiertere Beschreibung des scherschneidbedingten Fertigungseinflusses zulassen. Die Modelle werden im Rahmen eines erweiterten Berechnungsablaufs zusammengefasst und in das Nachweisverfahren nach dem örtlichen Konzept integriert. Dieser setzt dabei voraus, dass die als Eingabegrößen benötigten zyklischen Werkstoffkennwerte rechnerisch anhand der Zugfestigkeit abgeschätzt und die Kerbgrundbeanspruchung durch elastisch-plastische FE-Berechnung bestimmt werden. Wie bereits in Abschnitt 4.2.3 erwähnt, beschränkt sich die Anwendung der Modelle auf einen schergeschnittenen Kantenzustand, der sich durch einen Schneidspalt von 35 μm und einen neuwertigen Zustand des Schneidwerkzeugs charakterisieren lässt.

8.1.1 Ableitung eines erweiterten Berechnungsablaufs

Grundsätzlich ist zu entscheiden, ob im erweiterten Berechnungsablauf analog zum rechnerischen Lebensdauernachweis für den Werkstoff, s. Kapitel 5, zyklisch stabilisiertes Werkstoffverhalten vorausgesetzt oder transiente Vorgänge mitberücksichtigt werden sollen. Wie die Simulation des zyklischen elastisch-plastischen Werkstoffverhaltens unter

spannungskontrollierter Beanspruchung im Zugschwellbereich zeigt, s. Abschnitt 6.1.3, stellt sich für die betrachtete Elektroblechgüte in den ersten Zyklen eine Zunahme der Mitteldehnung (Ratchetting) ein. Darüber hinaus lässt das Wechselverformungsverhalten eine je nach Beanspruchungshöhe mehr oder weniger stark ausgeprägte kontinuierliche zyklische Verfestigung über der gesamten Lebensdauer erkennen. Hinsichtlich der Mitteldehnung ist bekannt, dass diese vergleichbar mit einer geringen Vordehnung des Werkstoffs ist und folglich nur einen untergeordneten Einfluss auf die Schwingfestigkeit bzw. erreichbare Lebensdauer hat [138]. Der Effekt der kontinuierlichen zyklischen Verfestigung wird im rechnerischen Lebensdauernachweis indirekt durch die Annahme des zyklisch stabilisierten Werkstoffverhaltens bei halber Anrisschwingenspielzahl erfasst, wodurch dieser in einem gemittelten Sinne bereits in den berechneten Spannungs- bzw. Dehnungsamplituden enthalten ist [92]. Aus den genannten Gründen ist zu erwarten, dass die rechnerisch aufwändigere zyklische Simulation des transienten Werkstoffverhaltens unter Berücksichtigung des Materialmodells mit kombinierter Verfestigung, s. Abschnitt 6.1.1, gegenüber der Annahme des zyklisch stabilisierten Werkstoffverhaltens zu keinen nennenswerten Vorteilen in Bezug auf die Vorhersagegenauigkeit der Lebensdauerabschätzung führt.

Die Bestimmung der Kerbgrundbeanspruchung bzw. der Last-Kerbdehnungs-Beziehung erfolgt daher im erweiterten Berechnungsablauf für zyklisch stabilisiertes Werkstoffverhalten mittels elastisch-plastischer FE-Berechnung. In diesem Zusammenhang sind, wie bereits zuvor beim rechnerischen Lebensdauernachweis für den Werkstoff in Abschnitt 5.2.3, die örtlichen Spannungen und Dehnungen zum einen für die Erstbelastungskurve und zum anderen für die Beanspruchung nach Belastungsumkehr zu simulieren. Die FE-Berechnung wird nun jedoch in Anlehnung an die Vorgehensweise in [29] modular um die entsprechenden Modellierungsansätze erweitert, wodurch die Schädigungswirkung infolge der einzelnen Fertigungseinflüsse berücksichtigt werden kann, vgl. Abb. 8.1.

Sollen bei der Simulation der Kerbgrundbeanspruchung die orthotropen Materialeigenschaften des Elektroblechs und die Härteverteilung der Randschicht abgebildet werden, sind die Modelle zu diesem Zweck vorab zu modifizieren, um eine Integration in das Nachweisverfahren zu ermöglichen, s. Abschnitt 8.1.2. Die Darstellung der Schnittflächenkenngrößen lässt sich im FE-Modell hingegen unmittelbar durch Anpassung des geometrischen Kantenzustands realisieren. Aufgrund der Annahme des zyklisch stabilisierten Werkstoffverhaltens ermöglicht es der erweiterte Berechnungsablauf nicht, den oberflächennahen Eigenspannungszustand bzw. dessen Abbau unter zyklischer Beanspruchung mit einzubeziehen. Der Eigenspannungszustand müsste hierfür zyklische mithilfe des Materialmodells mit kombinierter Verfestigung erfasst werden, was sich gemäß den Erkenntnissen in Abschnitt 6.4.2 als nicht zwingend erforderlich erweist, da die Eigenspannungen im Kerbgrund infolge des Auftretens plastischer Verformung weitestgehend abgebaut werden. Liegen die örtlichen Spannungen weit unterhalb der Streck- bzw. Fließgrenze, können (Zug)eigenspannungen an der Schnittkante verbleiben, die im rechnerischen Nachweisverfahren nicht berücksichtigt werden, wodurch die berechneten Anrisslebensdauern unter Umständen höher als die tatsächlich ertragbaren Anrisslebensdauern ausfallen. Für die in dieser Arbeit betrachteten bauteilnahen Proben ist angesichts der ausgeprägten Kerbwirkung jedoch auch für niedrige Beanspruchungsniveaus nahe der Dauerfestigkeit nicht mit einem solchen Effekt zu rechnen.

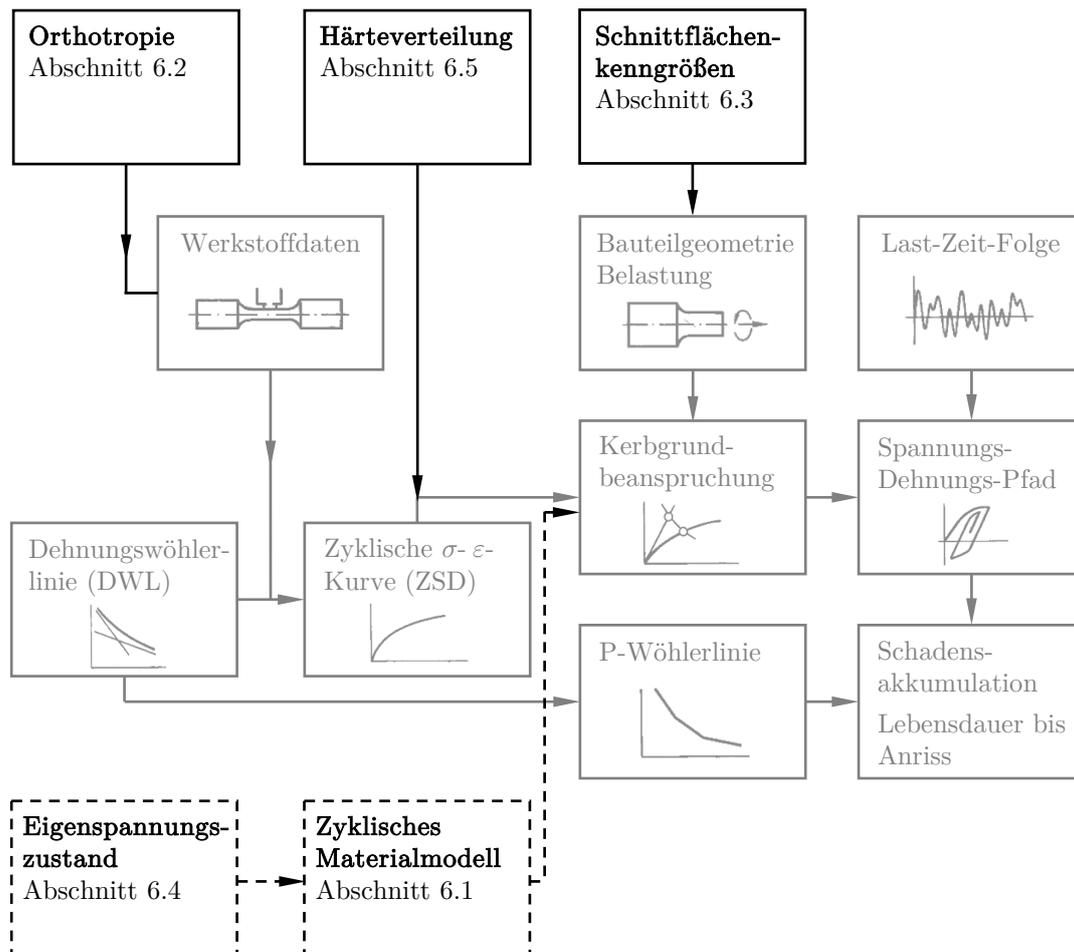


Abb. 8.1: Erweiterter Berechnungsablauf zur Berücksichtigung des Fertigungseinflusses im Ermüdungsfestigkeitsnachweis nach dem örtlichen Konzept, Darstellung nach [159]

8.1.2 Integration im Nachweisverfahren

Der erweiterte Berechnungsablauf nach Abb. 8.1 unterscheidet sich von dem in Kapitel 5 durchgeführten Lebensdauernachweis lediglich durch die Bestimmung der Kerbgrundbeanspruchung. Dazu werden der zyklische Verfestigungskoeffizient K' und -exponent n' der ZSD in Abhängigkeit der lokalen Härteverteilung und Materialorientierung des Elektroblechs angepasst. Der grundlegende Ablauf des örtlichen Konzepts bleibt unverändert. Zur Beschreibung der Beanspruchbarkeit wird weiterhin die P -Wöhlerlinie des Werkstoffs herangezogen, s. Abschnitt 5.2.2, was infolge der angepassten ZSD mit der Auflösung der Kompatibilitätsbedingungen einhergeht. In diesem Zusammenhang wird angenommen, dass die Beanspruchbarkeit des Bauteils unabhängig von den vorliegenden Fertigungseinflüssen mit der P -Wöhlerlinie des Elektroblechs, die für eine Materialorientierung längs

zur Walzrichtung und den Referenzkantenzustand bestimmt wurde, beschrieben werden kann. Auf der Grundlage der modifizierten Kerbgrundbeanspruchung ergibt sich für das schergeschnittene Bauteil sodann eine erhöhte Schädigungswirkung, die in Kombination mit der P -Wöhlerlinie des Werkstoffs zu niedrigeren Anrisslebensdauern führt.

Hinsichtlich der lokalen Härteverteilung wurden in Abschnitt 6.5.2 elastisch-plastische Materialparameter festgelegt, mit denen das quasistatische Werkstoffverhalten in Form der wahren Spannungs-Dehnungs-Kurven beschrieben werden kann, vgl. Tab. 6.4. Um nun auf das lokal unterschiedliche zyklische Werkstoffverhalten schließen zu können, werden der zyklische Verfestigungskoeffizient K' und -exponent n' zur Beschreibung der ZSD mithilfe der nach Gl. (6.39) abgeschätzten Zugfestigkeiten und der in Abschnitt 5.2.1 vorgestellten rechnerischen Abschätzmethoden bestimmt. Der Elastizitätsmodul ist in Abhängigkeit der Härte durch den linearen Zusammenhang nach Abb. 6.22 gegeben. Er liegt jedoch bezogen auf den Referenzhärtewert $H = 3,0$ GPa unterhalb des im Zugversuch ermittelten makroskopischen Elastizitätsmoduls des Elektroblechs, s. Abschnitt 6.5.2. Aus diesem Grund wird die Regressionsgerade für die nachfolgenden Betrachtungen durch Verschiebung in Richtung höherer Elastizitätsmoduln so angepasst, dass der Elastizitätsmodul für den Referenzhärtewert dem im Zugversuch ermittelten Wert von $E = 181$ GPa entspricht, wodurch eine Verbesserung der Vorhersagegenauigkeit bei der rechnerischen Lebensdauerabschätzung erwartet wird. Alternativ kann vereinfachend auch ein konstanter, werkstoffgruppenabhängiger Wert verwendet werden, wie dies beispielsweise bei der FKM-Methode der Fall ist. Die Zuweisung der elastisch-plastischen Materialparameter im FE-Modell erfolgt in analoger Weise zu Abschnitt 6.5.3.

Sollen zusätzlich die richtungsabhängigen Materialeigenschaften des Elektroblechs berücksichtigt werden, sind die elastisch-plastischen Materialparameter der ZSD gemäß dem orthotropen Materialmodell, s. Abschnitt 6.2.1, zu erweitern. Da die FE-Modelle zur Erfassung der scherschneidbedingten Härteverteilung bzw. der Schnittflächenkenngrößen eine Diskretisierung mit Volumenelementen voraussetzen, müssen die Materialparameter in ABAQUS entsprechend für den allgemeinen Fall eines räumlichen Spannungszustands angegeben werden. Die Beschreibung des linear-elastischen Werkstoffverhaltens umfasst nach Gl. (6.20) die Angabe der Elastizitätsmoduln, Schubmoduln und Querkontraktionszahlen bezogen auf die Walz-, Quer- und Normalenrichtung des Elektroblechs. Aus den Zugversuchen sind dabei lediglich die Elastizitätsmoduln E_1 und E_2 sowie die Querkontraktionszahl ν_{12} bekannt. Die weiteren Kennwerte können jedoch durch die im Rahmen der mikrostrukturbasierten Simulation bestimmten effektiven elastischen Materialeigenschaften abgeschätzt werden, s. Abschnitt 7.3.1. Auch wenn die mikrostrukturbasierte Simulation mit gewissen Unsicherheiten behaftet ist, stellt sie grundsätzlich eine der genauesten Möglichkeiten zur Abschätzung der benötigten Materialparameter dar. Abgesehen davon ist aufgrund der geringen Blechdicke des Elektroblechs bzw. des daraus resultierenden ebenen Spannungszustands von einer untergeordneten Beeinflussung des Werkstoffverhaltens durch die Werkstoffkennwerte senkrecht zur Blechebene auszugehen. Für die Elastizitäts- bzw. Schubmoduln wird weiterhin die Annahme getroffen, dass der lineare Zusammenhang mit der Härte nach Abb. 6.22 unabhängig von der Materialorientierung besteht. Das plastische Verformungsverhalten wird mit den bereits vorliegenden Materialparametern des Hill-Fließkriteriums beschrieben. Die Zuweisung der elastisch-plastischen Materialparameter erfolgt gemäß den Angaben in Abschnitt 6.2.3.

8.2 Anwendung der Methode für bauteilnahe Proben

Analog zum rechnerischen Lebensdauernachweis für den Werkstoff werden die zyklischen Kennwerte im erweiterten Berechnungsablauf anhand der FKM-Methode abgeschätzt. In Anbetracht der Erkenntnisse aus Abschnitt 5.3 eignen sich zur Beschreibung der Beanspruchbarkeit in Kombination mit den rechnerisch abgeschätzten zyklischen Kennwerten nach der FKM-Methode grundsätzlich die P_{RAM} - und P_{RAJ} -Wöhlerlinie, wobei dem Schädigungsparameter P_{RAM} aufgrund der einfacheren Handhabung der Vorzug gegeben wird. Die P_{RAM} -Wöhlerlinie ist für die vorliegenden Anwendungsfälle gemäß dem Stützwirkungsmodell in Anhang C um die werkstoffmechanische Stützzahl n_{P} anzupassen. Diese wurde für die gekerbte Flachprobe bereits ohne die Berücksichtigung fertigungsbedingter Einflussgrößen bestimmt, vgl. Tab. 5.2, und kann für die nachfolgende Betrachtung gleichermaßen übernommen werden, da das um die jeweiligen Fertigungseinflüsse erweiterte FE-Modell zu keinen abweichenden Ergebnissen führt. Die Kenngrößen zur Bestimmung der werkstoffmechanischen Stützzahl des Rotorstegs können Tab. 8.1 entnommen werden. Auf eine Darstellung der P_{RAM} -Wöhlerlinien, deren Verlauf bereits aus Abb. 5.4 (a) ersichtlich ist, wird an dieser Stelle verzichtet.

Im Folgenden wird zunächst auf die Verläufe der modifizierten Kerbgrundbeanspruchung eingegangen. Analog zu Abschnitt 5.2.3 erfolgt die Auswertung der Last-Kerbdehnungs-Beziehung (L - ε_{a} -Beziehung) und örtlichen Spannungs-Dehnungs-Pfade am versagenskritischen Ort der bauteilnahen Proben. Die L - ε_{a} -Beziehungen werden bezogen auf den Nennquerschnitt mit der Nennspannung σ_{nenn} bzw. der zu- oder abnehmenden Nennspannung bei Belastungsumkehr $\Delta\sigma_{\text{nenn}}$ dargestellt. Die örtlichen Spannungs-Dehnungs-Pfade der Erstbelastung werden mit σ_{a} - ε_{a} bzw. bei wiederholter Beanspruchung mit $\Delta\sigma_{\text{a}}$ - $\Delta\varepsilon_{\text{a}}$ bezeichnet. Im Rahmen des erweiterten Berechnungsablaufs soll darüber hinaus betrachtet werden, welchen Einfluss das linear-elastische Werkstoffverhalten bei der Berechnung der modifizierten Kerbgrundbeanspruchung hat. Dazu erfolgt zum einen die Berechnung mit dem konstanten, werkstoffgruppenabhängigen Elastizitätsmodul von $E = 206 \text{ GPa}$ (FKM-Methode) und zum anderen mit dem gemäß der modellierten Härteverteilung angenommenen lokal unterschiedlichen Elastizitätsmodul.

Auf der Grundlage der modifizierten Kerbgrundbeanspruchungen werden anschließend Anrisschwingenspielzahlen im Zeitfestigkeitsbereich für unterschiedliche Last-Zeit-Folgen $L = (\sigma_{\text{o}}, \sigma_{\text{u}})$ gemäß der in Abschnitt 5.1 festgelegten Referenzlastkonfiguration ($R_{\sigma} = 0,1$) berechnet. Wie bereits zuvor wird der Nachweis als reine Mittelwertsbetrachtung für eine Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_{\text{Ü}} = 50 \%$ geführt. Die Validierung erfolgt anhand von experimentell bestimmten Anrisschwingenspielzahlen der schergeschnittenen, bauteilnahen Proben. Zur Darstellung der Versuchsergebnisse werden die in den Schwingfestigkeitsversuchen ermittelte Zeitfestigkeitsgerade für eine mittlere Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_{\text{Ü}} = 50 \%$ und das zugehörige Streuband für $P_{\text{Ü}} = 10 \%$ bzw. $P_{\text{Ü}} = 90 \%$ nach DIN 50100 (Anhang E) [51] herangezogen.

Tab. 8.1: Kennwerte des Stützwirkungsmodells für den Rotorsteg einer PMSM

A_{σ} [mm ²]	A_{ref} [mm ²]	n_{st} [-]	G [mm ⁻¹]	\bar{n}_{bm} [-]	n_{bm} [-]	n_{P} [-]
0,0209	500	1,3995	5,1289	0,7858	1	1,3995

8.2.1 Gekerbte Flachprobe

Modifizierte Kerbgrundbeanspruchung

Für die gekerbte Flachprobe (Probenentnahmerichtung längs zur Walzrichtung) kann aufgrund des einachsigen Spannungszustands im Kerbgrund bei der FE-Simulation der modifizierten Kerbgrundbeanspruchung auf die Modellierung richtungsabhängiger Materialeigenschaften verzichtet werden. Des Weiteren ist die Auswertung der örtlichen Spannungen und Dehnungen ohne Verwendung einer Vergleichsspannungs- bzw. Vergleichsdehnungshypothese möglich. Bei Betrachtung der örtlichen Spannungs-Dehnungs-Pfade zeigt sich erwartungsgemäß, dass die Berücksichtigung des Fertigungseinflusses verglichen mit der in Abschnitt 5.2.3 berechneten Kerbgrundbeanspruchung für den Werkstoff im Allgemeinen zu deutlich höheren Spannungen führt, vgl. Abb. 8.2. Ob ein konstanter, werkstoffgruppenabhängiger Elastizitätsmodul zugrunde gelegt oder dieser gemäß der modellierten Härteverteilung angenommen wird, hat dabei keinen nennenswerten Einfluss auf die berechneten Verläufe. Werden bei der Bestimmung der L - ε_a -Beziehungen und örtlichen Spannungs-Dehnungs-Pfade die Schnittflächenkenngrößen berücksichtigt, ergeben sich im Bereich niedriger Dehnungsamplituden nur geringfügige Unterschiede zu den Verläufen des (geometrisch) idealen Kantenzustands, was durch die Erkenntnisse in Abschnitt 6.3.2 bestätigt werden kann. Mit zunehmender (plastischer) Dehnungsamplitude weichen die betrachteten Verläufe voneinander ab, wobei für eine vorliegende Nennspannung σ_{nenn} bzw. $\Delta\sigma_{\text{nenn}}$ die örtlichen Dehnungen ε_a bzw. $\Delta\varepsilon_a$ vergleichsweise etwas höher ausfallen. Die zugehörigen örtlichen Spannungen σ_a bzw. $\Delta\sigma_a$ werden im Gegensatz dazu kaum durch die Schnittflächenkenngrößen beeinflusst.

Ergebnisdarstellung und Validierung

Die im Rahmen des rechnerischen Lebensdauernachweises ermittelten Anrisschwingspielzahlen der gekerbten Flachprobe können Abb. 8.3 entnommen werden. Zur besseren Einordnung des Fertigungseinflusses in Bezug auf die erreichbare Lebensdauer sind ebenfalls die Ergebnisse des Lebensdauernachweises für den Werkstoff ohne Berücksichtigung der fertigungsbedingten Einflussgrößen aus Abschnitt 5.3 dargestellt. Bei der Betrachtung der Anrisschwingspielzahlen für den schergeschnittenen Kantenzustand zeigt sich verglichen mit denen für den Referenzkantenzustand eine deutliche Reduktion der ertragbaren Spannungsamplituden über den gesamten Zeitfestigkeitsbereich. Der dafür verantwortliche festigkeitsmindernde Einfluss des Scherschneidens lässt sich hierbei mit dem erweiterten Berechnungsablauf zufriedenstellend abbilden. Erfolgt der Lebensdauernachweis mit dem konstanten, werkstoffgruppenabhängigen Elastizitätsmodul, fallen die berechneten Anrisschwingspielzahlen weitestgehend mit der in den Schwingfestigkeitsversuchen bestimmten Zeitfestigkeitsgeraden zusammen, vgl. Abb. 8.3 (a). Wird der Elastizitätsmodul gemäß der modellierten Härteverteilung verwendet, äußert sich dies in konservativeren Lebensdauern, die für $N > 10^5$ nahe der unteren Streubandgrenze bzw. der Zeitfestigkeitsgeraden für eine Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_{\bar{v}} = 10\%$ liegen, vgl. Abb. 8.3 (b). Der Unterschied zwischen den so ermittelten Anrisschwingspielzahlen lässt sich dabei nicht allein durch eine Abweichung der zugrundeliegenden Kerbgrundbeanspruchungen erklären, da diese unabhängig von der Wahl des Elastizitätsmoduls mehr oder weniger identische Verläufe der L - ε_a -Beziehungen und örtlichen

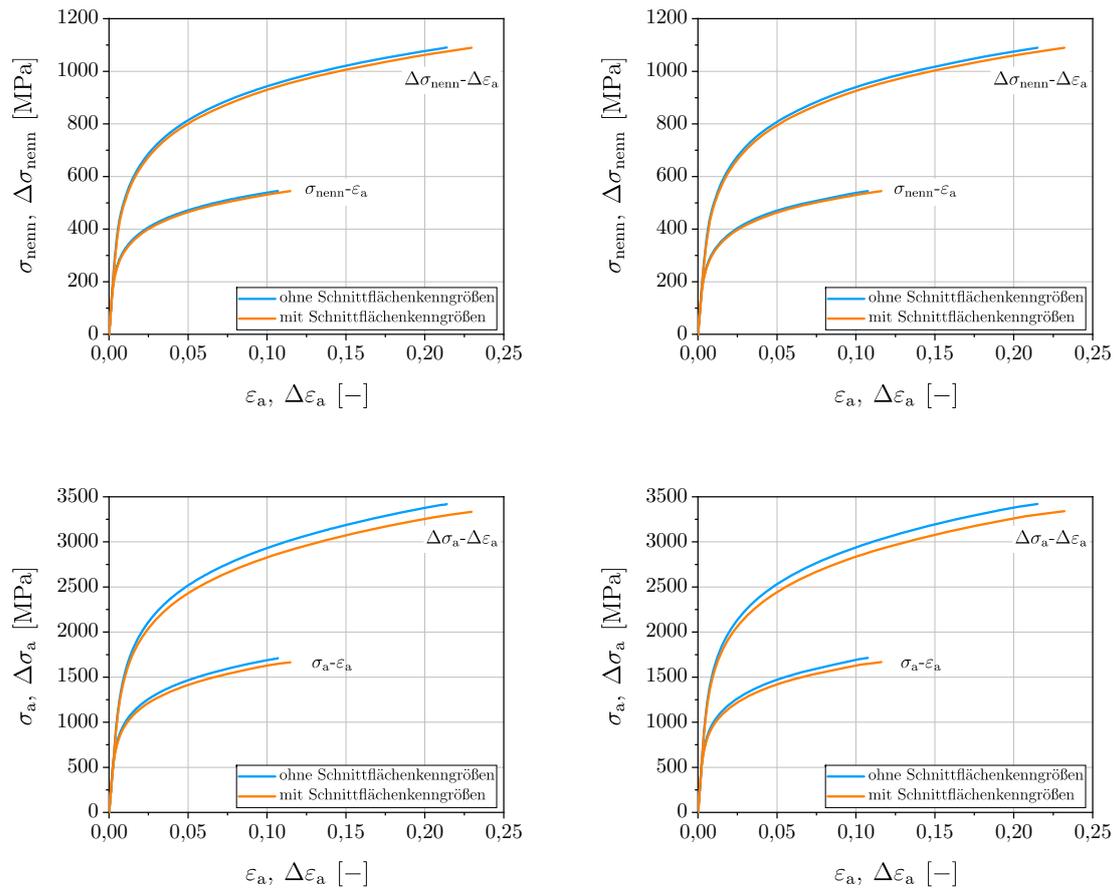


Abb. 8.2: Modifizierte Kerbgrundbeanspruchung der gekerbten Flachprobe mit Innenbohrung, oben: L - ε_a -Beziehung, unten: Örtlicher Spannungs-Dehnungs-Pfad, Elastizitätsmodul gemäß FKM-Methode (links) und modellierter Härteverteilung (rechts)

Spannungs-Dehnungs-Pfade aufweisen. Vielmehr kommt es durch die Anwendung des Schädigungsparameters P_{RAM} , in den der Elastizitätsmodul nach Gl. (B.2) unmittelbar als Kenngröße eingeht, zu einer unterschiedlichen Bewertung des vorliegenden schädigungsrelevanten Beanspruchungszustands. Aufgrund der Tatsache, dass der gemäß der modellierten Härteverteilung angenommene Wert des Elastizitätsmoduls am versagenskritischen Ort der gekerbten Flachprobe über dem des konstanten, werkstoffgruppenabhängigen Elastizitätsmoduls liegt, ergeben sich letztlich höhere Werte für den Schädigungsparameter P_{RAM} und infolgedessen kürzere Anrisslebensdauern. Wie sich bereits aus der Betrachtung der modifizierten Kerbgrundbeanspruchung folgern lässt, haben die Schnittflächenkenngrößen hinsichtlich der berechneten Anrisschwingspielzahlen generell einen untergeordneten Einfluss. Werden diese berücksichtigt, führt die Berechnung des Schädigungsparameters P_{RAM} aufgrund der etwas höheren Dehnungsamplituden ebenfalls zu geringfügig höheren Anrisschwingspielzahlen.

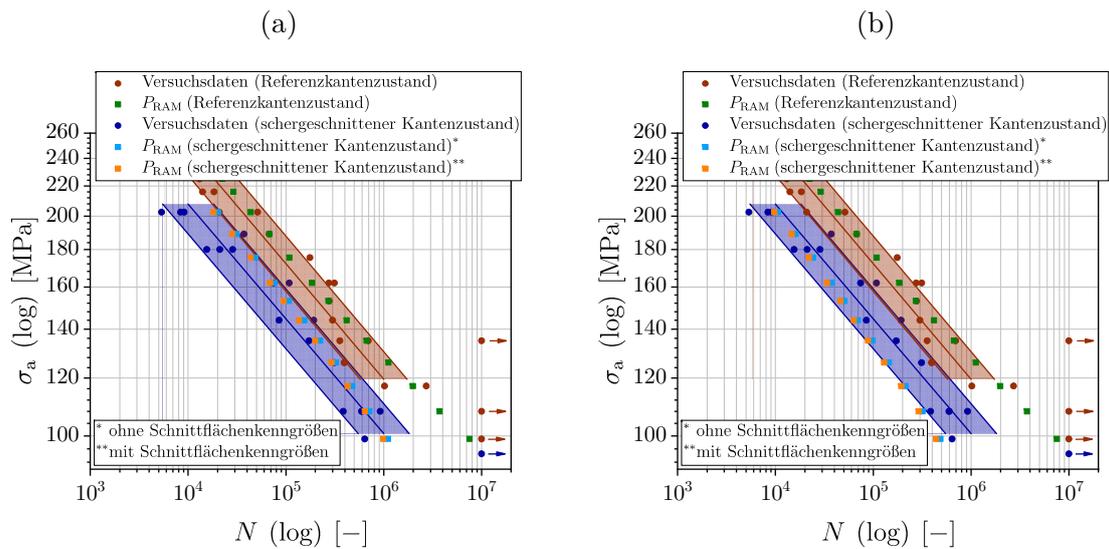


Abb. 8.3: Vergleich der berechneten mit den in Schwingfestigkeitsversuchen ermittelten Anrisschwingungszahlen der gekerbten Flachprobe mit Innenbohrung, Elastizitätsmodul gemäß (a) FKM-Methode und (b) modellierter Härteverteilung

8.2.2 Rotorsteg

Modifizierte Kerbgrundbeanspruchung

Die aus den seriengefertigten Rotorblechschnitten entnommenen Rotorstege weisen eine Materialorientierung von 30° bzw. 90° zur Walzrichtung auf. Aus diesem Grund sind bei der Bestimmung der modifizierten Kerbgrundbeanspruchung die richtungsabhängigen (orthotropen) Materialeigenschaften des Elektroblechs zu berücksichtigen. Zudem muss infolge des mehrachsigen Spannungszustands am versagenskritischen Ort des Rotorstegs, s. Abschnitt 4.2.2, auf eine Vergleichsspannungs- bzw. Vergleichsdehnungshypothese zurückgegriffen werden. In diesem Zusammenhang soll überprüft werden, inwiefern sich die Gestaltänderungsenergie- und Oktaederscherdehnungshypothese für duktilen Werkstoffverhalten nach Gl. (3.16) bzw. Gl. (3.18) von der Normalspannungs- und Normaldehnungshypothese für sprödes Werkstoffverhalten nach Gl. (3.17) bzw. Gl. (3.19) unterscheiden. Dabei wird von einer separierten Darstellung der Verläufe mit und ohne Schnittflächenkenngrößen abgesehen, da deren Einfluss auf die (modifizierte) Kerbgrundbeanspruchung bzw. die berechneten Anrisschwingungszahlen bereits für die gekerbte Flachprobe in Abschnitt 8.2.1 herausgestellt wurde.

Auch bei der FE-Simulation der modifizierten Kerbgrundbeanspruchung des Rotorstegs lassen sich für einen konstanten, werkstoffgruppenabhängigen Elastizitätsmodul¹⁶ und den gemäß der modellierten Härteverteilung angenommenen Elastizitätsmodul lediglich kleinere Abweichungen erkennen, vgl. Abb. 8.4. Die berechneten L - ε_a -Beziehungen und örtlichen Spannungs-Dehnungs-Pfade liegen im Bereich höherer Dehnungsamplituden für eine Entnahmerichtung von 90° grundsätzlich über denen für eine Entnahmerich-

¹⁶Für den konstanten, werkstoffgruppenabhängigen Elastizitätsmodul soll im erweiterten Berechnungsablauf weiterhin die Annahme $E_i = E_1 = E_2 = E_3 = 206 \text{ GPa}$ gelten

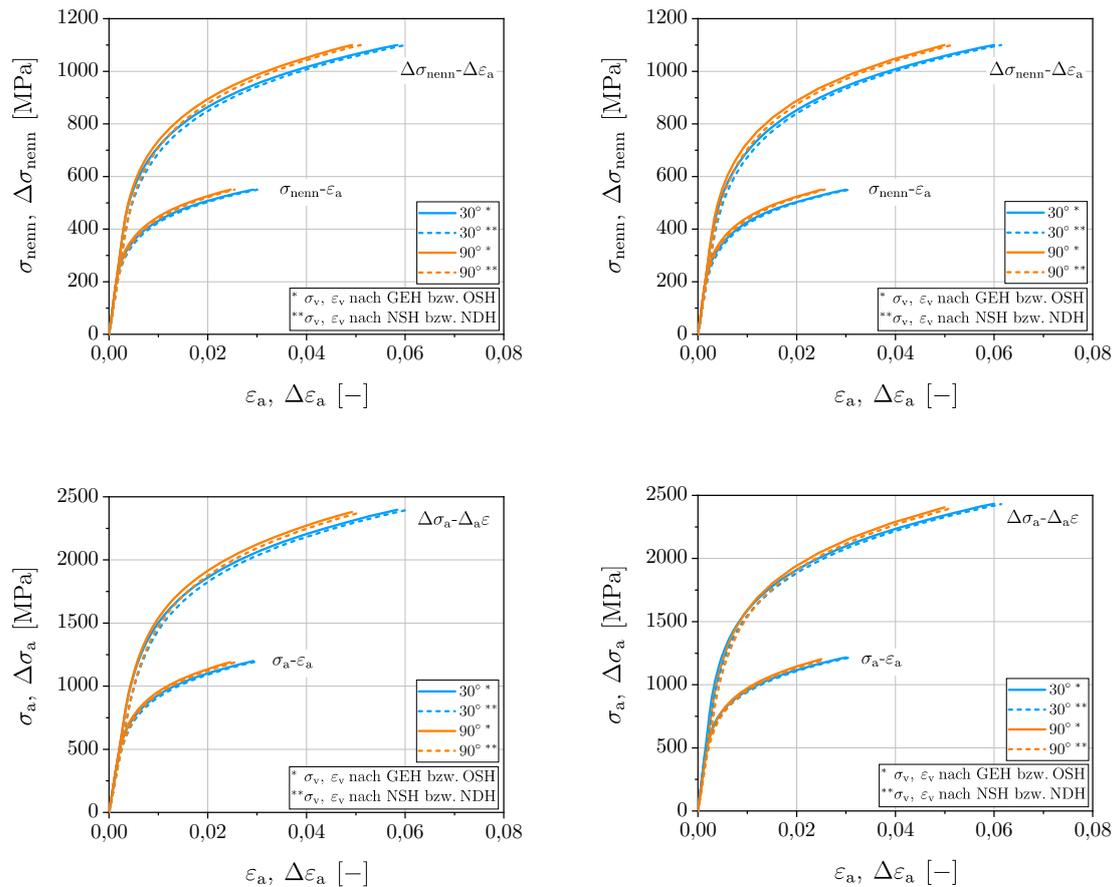


Abb. 8.4: Modifizierte Kerbgrundbeanspruchung des Rotorstegs einer PMSM, oben: L - ε_a -Beziehung, unten: Örtlicher Spannungs-Dehnungs-Pfad, Elastizitätsmodul gemäß FKM-Methode (links) und modellierter Härteverteilung (rechts)

tion von 30° zur Walzrichtung. Im Fall der schwächeren Materialorientierung von 30° zur Walzrichtung führt die Nennspannung σ_{nenn} bzw. $\Delta\sigma_{\text{nenn}}$ somit zu höheren örtlichen Dehnungen ε_a bzw. $\Delta\varepsilon_a$. Die zugehörigen örtlichen Spannungen σ_a bzw. $\Delta\sigma_a$ weisen hingegen unabhängig von der Materialorientierung keine eindeutigen Unterschiede auf. Werden bei der Berechnung der modifizierten Kerbgrundbeanspruchung Vergleichsspannungen und -dehnungen gemäß der Gestaltänderungsenergie- (GEH) bzw. Oktaederscherverdehnungshypothese (OSH) verwendet, ergeben sich damit im Allgemeinen etwas niedrigere örtliche Beanspruchungsgrößen als mit der Normalspannungs- (NSH) bzw. Normaldehnungshypothese (NDH).

Ergebnisdarstellung und Validierung

In Abb. 8.5 sind die für den Rotorsteg ermittelten Anrisschwingspielzahlen dargestellt. Wie der schädigungsrelevante Beanspruchungszustand für unterschiedliche Materialorientierungen durch den Schädigungsparameter P_{RAM} bewertet und letztlich die erreichbaren Lebensdauern abgeschätzt werden, ist stark davon abhängig, welcher Elastizitätsmodul bei der Nachweisführung Verwendung findet. Mit dem konstanten, werkstoff-

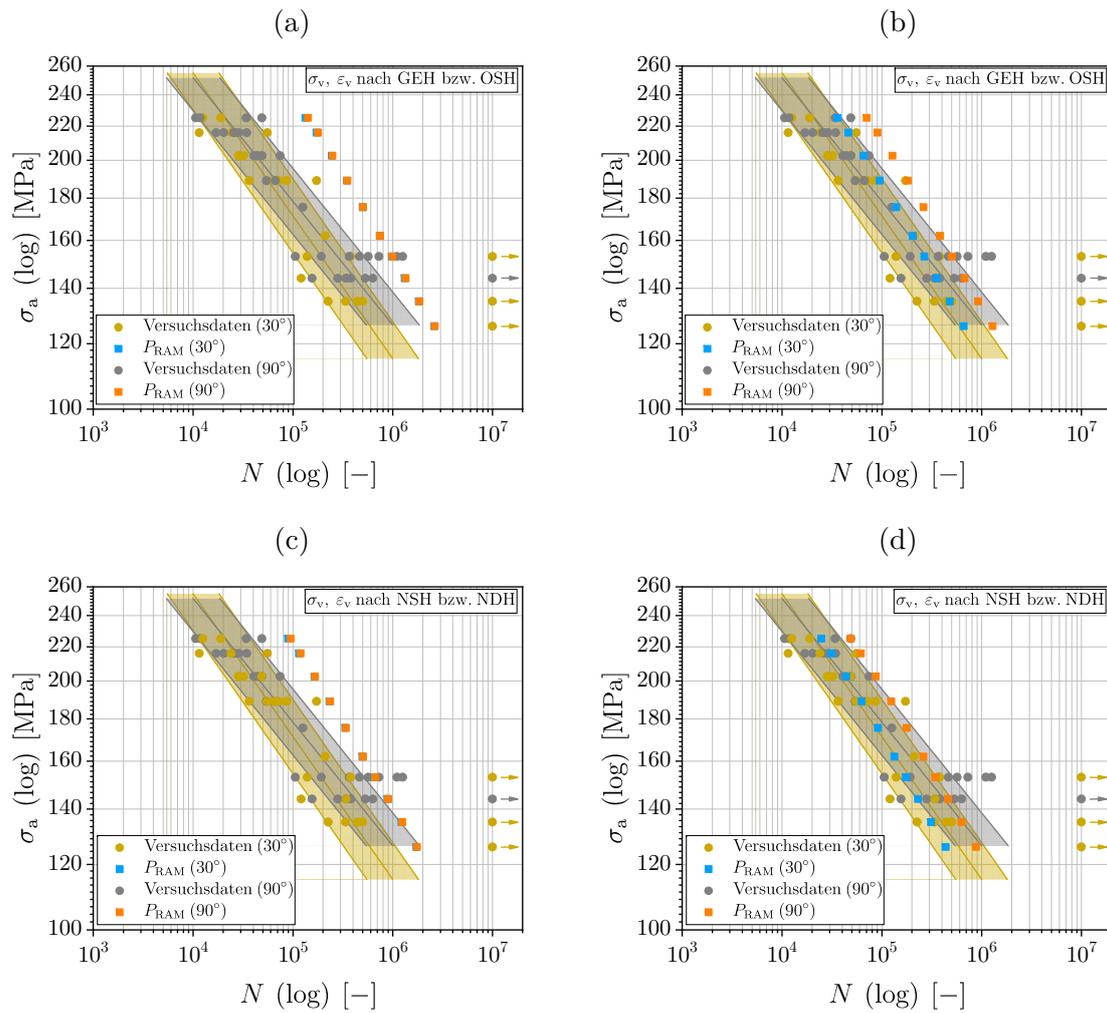


Abb. 8.5: Vergleich der berechneten mit den in Schwingfestigkeitsversuchen ermittelten Anrisschwingspielzahlen des Rotorstegs einer PMSM, Elastizitätsmodul gemäß (a) und (c) FKM-Methode und (b) und (d) modellierter Härteverteilung

gruppenabhängigen Elastizitätsmodul liegen die berechneten Anrisschwingspielzahlen des Rotorstegs für eine Materialorientierung von 30° nur unwesentlich unterhalb der Anrisschwingspielzahlen für eine Materialorientierung von 90° zur Walzrichtung, vgl. Abb. 8.5 (a) und (c). Begründen lässt sich dies durch die im Rahmen der FE-Simulation der modifizierten Kerbgrundbeanspruchung ermittelten örtlichen Spannungen und Dehnungen, die zu vergleichbaren Werten für den Schädigungsparameter P_{RAM} führen. Unabhängig davon zeigt die Gegenüberstellung mit den experimentell bestimmten Zeitfestigkeitsgeraden, dass die ertragbaren Anrisslebensdauern prinzipiell zu hoch abgeschätzt werden. Erfolgt der Lebensdauernachweis mit dem gemäß der modellierten Härteverteilung angenommenen richtungsabhängigen Elastizitätsmodul¹⁷, resultiert dies nicht nur, wie bereits in Abschnitt 8.2.1 beschrieben, in konservativeren Anrisschwingspiel-

¹⁷Bestimmung des richtungsabhängigen Elastizitätsmoduls anhand der linear-elastischen Spannungs-Dehnungs-Beziehung der berechneten Kerbgrundbeanspruchung

zahlen, sondern auch in einem deutlicheren Unterschied zwischen den betrachteten Materialorientierungen, vgl. Abb. 8.5 (b) und (d). Im Bereich niedriger Spannungsamplituden nahe der (Bauteil)dauerfestigkeit fallen die berechneten Anrisschwingspielzahlen dadurch näherungsweise mit den für die jeweiligen Entnahmerichtungen des Rotorstegs ermittelten Zeitfestigkeitsgeraden zusammen. Für hohe Beanspruchungsniveaus wird der Einfluss der richtungsabhängigen Materialeigenschaften hingegen überschätzt, was zur Folge hat, dass die berechneten Anrisschwingspielzahlen außerhalb des Streubands nahe der oberen Streubandgrenze liegen. Die Verwendung von Vergleichsspannungen und -dehnungen gemäß der Gestaltänderungsenergie- bzw. Oktaederscherdéhnungshypothese, vgl. Abb. 8.5 (a) und (b), führt aufgrund der niedrigeren örtlichen Beanspruchungsgrößen konsequenterweise zu höheren Anrisslebensdauern, als dies mit den Vergleichsspannungen und -dehnungen nach der Normalspannungs- bzw. Normaldehnungshypothese, vgl. Abb. 8.5 (c) und (d), der Fall ist. Die beste Übereinstimmung mit den Versuchsdaten wird erzielt, wenn der richtungsabhängige Elastizitätsmodul gemäß der modellierten Härteverteilung in Kombination mit den konservativeren Vergleichsspannungen und -dehnungen nach der Normalspannungs- bzw. Normaldehnungshypothese herangezogen wird, vgl. Abb. 8.5 (d).

8.3 Bewertung der rechnerischen Lebensdauerabschätzung

Die Anwendung des erweiterten Berechnungsablaufs am Beispiel bauteilnaher Proben zeigt, dass sich der Bearbeitungszustand bei der rechnerischen Lebensdauerabschätzung von Elektrolech in geeigneter Art und Weise erfassen lässt und dadurch insgesamt eine zufriedenstellende Vorhersagegenauigkeit der Anrisschwingspielzahlen erzielt wird. Unter der Annahme zyklisch stabilisierten Werkstoffverhaltens erfolgt die Berechnung einer modifizierten Kerbgrundbeanspruchung, mit der die Schädigungswirkung infolge einzelner Fertigungseinflüsse im Lebensdauernachweis nach dem örtlichen Konzept abgebildet werden kann. Bezüglich der berechneten Anrisslebensdauern erweist sich hierbei die durch das Scherschneiden eingebrachte Kaltverfestigung bzw. die Härteverteilung als primäre Einflussgröße. Die Schnittflächenkenngrößen (geometrische Ausprägung der Schnittkante) haben hingegen keinen nennenswerten Einfluss auf die Anrisschwingspielzahlen und können daher bei der FE-Simulation der modifizierten Kerbgrundbeanspruchung vernachlässigt werden. Mithilfe der richtungsabhängigen Materialeigenschaften des Elektrolechs ist es darüber hinaus möglich, ein von der Referenzorientierung längs zur Walzrichtung abweichendes Werkstoffverhalten zu berücksichtigen.

Den im rechnerischen Lebensdauernachweis verwendeten Elastizitätsmodul betreffend lässt sich festhalten, dass dieser trotz geringer Unterschiede bei der Ermittlung der L - ε_a -Beziehungen und örtlichen Spannungs-Dehnungs-Pfade eine wesentliche Kenngröße zur Bewertung des schädigungsrelevanten Beanspruchungszustands darstellt. Wird der Elastizitätsmodul gemäß der modellierten Härteverteilung angenommen, führt dies verglichen mit dem konstanten, werkstoffgruppenabhängigen Elastizitätsmodul nach der FKM-Methode zu höheren Werten für den Schädigungsparameter P_{RAM} und damit zu konservativeren Anrisschwingspielzahlen. Aufgrund der besseren Übereinstimmung mit den vorliegenden Versuchsdaten sollte die Wahl des Elastizitätsmoduls gemäß der modellierten Härteverteilung erfolgen. Darüber hinaus kann der Einfluss der richtungsab-

hängigen Materialeigenschaften auf die berechneten Anrisslebensdauern nur vollständig erfasst werden, wenn neben den richtungsabhängigen örtlichen Spannungs-Dehnungspfadern auch der Elastizitätsmodul der entsprechenden Materialorientierung verwendet wird. Zur rechnerischen Erfassung einer mehrachsigen (proportionalen) Beanspruchung im Kerbgrund kann hinsichtlich der betrachteten Vergleichsspannungen und -dehnungen keine konkrete Anwendungsempfehlung gegeben werden, wobei für Elektroblech nichts gegen die Verwendung der etwas konservativeren Normalspannungs- bzw. Normaldehnungshypothese nach Gl. (3.17) bzw. Gl. (3.19) spricht.

9 Zusammenfassung und Ausblick

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wurde untersucht, wie sich die Schwingfestigkeit von Elektroblech rechnerisch unter Berücksichtigung des Fertigungseinflusses erfassen lässt. Zu diesem Zweck sind einzelne Einflussgrößen infolge des Herstellungs- und Verarbeitungsprozesses herausgestellt worden, die aufgrund ihrer festigkeitsmindernden Wirkung bei der betriebsfesten Auslegung elektrischer Antriebsmaschinen berücksichtigt werden müssen. Neben den richtungsabhängigen Materialeigenschaften des Elektroblechs sind hierbei primär die durch das Scherschneiden entstehenden Schnittflächen und die eingebrachten Eigenspannungen bzw. die Kaltverfestigung zu nennen.

Zunächst erfolgte die Umsetzung eines rechnerischen Lebensdauernachweises nach dem örtlichen Konzept ohne Betrachtung des fertigungsbedingten Bearbeitungszustands mit dem Ziel, die zyklischen Kennwerte zur Beschreibung des zyklisch stabilisierten Werkstoffverhaltens zu ermitteln. In diesem Zusammenhang wurde gezeigt, dass die experimentelle Bestimmung anhand dehnungsgeregelter Einstufenversuche verglichen mit der rechnerischen Abschätzung der Kennwerte grundsätzlich eine genauere Darstellung der Dehnungswöhlerlinie und zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurve ermöglicht. Darüber hinaus wurden die P -Wöhlerlinien für die Schädigungsparameter P_{SWT} und P_J sowie die um einen materialabhängigen Mittelspannungsfaktor erweiterten Schädigungsparameter P_{RAM} und P_{RAJ} unter Berücksichtigung der Stützwirkung bzw. des nichtlokalen Größeneinflusses abgeleitet. Anschließend wurde die Kerbgrundbeanspruchung der gekerbten Flachprobe mittels elastisch-plastischer FE-Berechnung bestimmt und Anrisschwingspielzahlen für unterschiedliche Lasthorizonte im Zeitfestigkeitsbereich berechnet. Dabei konnten sowohl für die experimentell bestimmten zyklischen Kennwerte (SEP 1240) in Kombination mit dem Schädigungsparameter P_{SWT} als auch für die rechnerisch abgeschätzten zyklischen Kennwerte (FKM) und den Schädigungsparameter P_{RAM} eine gute Übereinstimmung mit den in Schwingfestigkeitsversuchen aufgenommenen Anrisslebensdauern erzielt werden.

Um die fertigungsbedingte Beeinflussung der mechanischen Materialeigenschaften des Elektroblechs rechnerisch erfassen zu können, wurden verschiedene Modelle entwickelt, die eine separierte Betrachtung der vorliegenden Fertigungseinflüsse ermöglichen. Hinsichtlich der benötigten Eingabedaten wurde hierbei auf die experimentellen Untersuchungen in [84] zurückgegriffen. Zur Simulation des elastisch-plastischen Werkstoffverhaltens unter zyklischer (transienter) Beanspruchung erfolgte vorab die Kalibrierung eines Materialmodells mit kombinierter Verfestigung. Bei der Bestimmung der isotropen Verfestigung wurde das Abfallen der Fließspannung im ersten Halbzyklus und die anschließende (kontinuierliche) zyklische Verfestigung durch einen multilinearen Ansatz abgebildet, wodurch die Entwicklung der isotropen Verfestigung präzise beschrieben und Konvergenzprobleme bei der Simulation vermieden werden können. Des Weiteren wurden die richtungsabhängigen Materialeigenschaften des Elektroblechs mit einem orthotropen elastisch-plastischen Materialmodell beschrieben. Im Zusammenhang mit den zu bestimm-

menden Materialparametern sind unterschiedliche Methoden untersucht worden, wobei gezeigt werden konnte, dass sich das Spannungs-Dehnungs-Verhalten möglichst genau darstellen lässt, wenn bei der Kalibrierung nicht nur die r -Werte allein, sondern auch die richtungsabhängigen Streckgrenzen des Werkstoffs verwendet werden. Der Einfluss der durch das Scherschneiden entstehenden Schnittkanten auf die lokale Spannungsverteilung wurde durch Modellierung der Schnittflächenkenngrößen und anschließende elastisch-plastische FE-Berechnung abgeschätzt. Unter linear-elastischem Werkstoffverhalten konnten geringe oberflächennahe Spannungsüberhöhungen festgestellt werden, welche einer globalen Kerbwirkung überlagert sind. Für das im Zeitfestigkeitsbereich auftretende elastisch-plastische Werkstoffverhalten ist jedoch davon auszugehen, dass aufgrund von Spannungsumlagerungen ein vollständiger Abbau dieser Spannungsüberhöhungen in den hochbeanspruchten Bereichen nahe der Schnittkante erfolgt. Weiterhin wurde zur Bewertung des scherschneidbedingten Eigenspannungszustands der oberflächennahe Eigenspannungsverlauf anhand gemessener Eigenspannungen modelliert und dessen Veränderung unter zyklischer Beanspruchung betrachtet. Auch hier ließ sich rechnerisch bereits nach wenigen Zyklen ein deutlicher Abbau der vorliegenden Zugeigenspannungen an der Schnittkante nachweisen, sobald die Streck- bzw. Fließgrenze des Elektroblechs lokal überschritten wurde. Basierend auf dem Zusammenhang zwischen der Härte und der Spannungs-Dehnungs-Kurve von Metallen wurde zudem ein Modellierungsansatz vorgestellt, mit dem im Rahmen einer FE-Simulation unterschiedliche elastisch-plastische Materialparameter zur Erfassung der Randschichtverfestigung zugewiesen werden können. Dadurch ist es möglich, bei der Berechnung der Spannungsverteilung die lokal erhöhte Spannungsantwort in Abhängigkeit des scherschneidbedingten Härteverlaufs zu berücksichtigen.

Die zugrundeliegende Mikrostruktur des Werkstoffs bzw. mikrostrukturelle Veränderungen infolge des Scherschneidens werden durch die makroskopischen Modellvorstellungen lediglich indirekt erfasst. Bei der Materialmodellierung in Abhängigkeit der Härte ist dies beispielsweise auf die Bestimmung der L - h -Kurven mittels Nanoindentierung zurückzuführen, da hierbei lokal begrenzte Werkstoffvolumen untersucht werden, die eine spezifische Mikrostruktur und Kornorientierungen aufweisen. Um dennoch ein besseres Verständnis für die Zusammenhänge auf der mikrostrukturellen Ebene zu erlangen, erfolgte die mikrostrukturbasierte Modellierung und Simulation des Elektroblechs mit dem Ziel, die Wechselwirkung zwischen mikro- und makroskopischem Werkstoffverhalten sowie die effektiven elastischen Materialeigenschaften abschätzen zu können. Auf der Grundlage experimenteller Gefügeuntersuchungen wurden dazu RVE erzeugt, denen Informationen über die statistisch repräsentative Korngrößenverteilung und der kristallographischen Textur zugewiesen wurden. Nach der Festlegung geeigneter Abmessungen und der Auflösung der RVE ist sodann eine Vorgehensweise zur Darstellung der orientierungsabhängigen Materialeigenschaften für die Eingabe in ABAQUS abgeleitet und die Wahl der Randbedingungen in Bezug auf die sich bei der FE-Simulation einstellenden Spannungs- und Verzerrungsfelder diskutiert worden. Im Anschluss daran konnten die effektiven elastischen Materialeigenschaften des Elektroblechs mittels numerischer Homogenisierung bestimmt und eine Aussage über deren Streuung sowie mögliche Abweichungen zu experimentell ermittelten Werten getroffen werden. Die Betrachtung der auf der Mikroebene entstehenden Spannungsfelder ermöglichte weiterhin die Auswertung der Spannungsverteilung und maximalen Spannungskonzentrationen innerhalb der RVE.

Basierend auf den zuvor entwickelten Modellen zur Bewertung des Fertigungseinflusses wurde abschließend ein erweiterter Berechnungsablauf abgeleitet, mit dem sich der bauteilnahe Bearbeitungszustand des Elektroblechs im Lebensdauernachweis nach dem örtlichen Konzept erfassen lässt. Unter der Voraussetzung, dass die als Eingabegrößen benötigten zyklischen Werkstoffkennwerte rechnerisch anhand der Zugfestigkeit abgeschätzt und zyklisch stabilisiertes Werkstoffverhalten angenommen werden kann, erfolgte die Berechnung einer modifizierten Kerbgrundbeanspruchung mittels elastisch-plastischer FE-Berechnung. Diese berücksichtigt die aufgrund der einzelnen Fertigungseinflüsse entstehende Schädigungswirkung und ermöglicht die Integration der entsprechenden Modellierungsansätze in das rechnerische Nachweisverfahren. Umgesetzt wurde der erweiterte Berechnungsablauf sodann am Beispiel der gekerbten Flachprobe und des Rotorstegs einer permanentmagneterregten Synchronmaschine. Im Rahmen der Ergebnisdarstellung konnte gezeigt werden, dass die erhöhte Schädigungswirkung bzw. die damit einhergehende Reduktion der Schwingfestigkeit in erster Linie durch die scherschneidbedingte Härteverteilung hervorgerufen wird. Die Schnittflächenkenngrößen stellten sich hingegen als vernachlässigbar heraus. Der Einfluss der richtungsabhängigen Materialeigenschaften in Bezug auf die Schädigungswirkung als auch die berechneten Anrisschwingenspielzahlen selbst sind bei der Verwendung des Schädigungsparameters P_{RAM} abhängig von der Wahl des Elastizitätsmoduls. Dieser beeinflusst die Bewertung des schädigungsrelevanten Beanspruchungszustands, wobei der konstante, werkstoffgruppenabhängige Elastizitätsmodul nach der FKM-Methode zu weniger konservativen Ergebnissen, als ein gemäß der modellierten Härteverteilung angenommener Wert führt. Durch die Validierung anhand von experimentell aufgenommenen Anrisslebensdauern konnte die Eignung des erweiterten Berechnungsablaufs grundsätzlich bestätigt werden.

Die entwickelten Modelle zur rechnerischen Abschätzung der Schwingfestigkeit von Elektroblech unter Berücksichtigung des Fertigungseinflusses sind in erster Linie als Beitrag zur praxisorientierten, betriebsfesten Auslegung elektrischer Antriebsmaschinen zu verstehen. Die Anwendung beschränkt sich jedoch nicht nur auf Elektroblech, sondern ist prinzipiell auch für Stahlfeinbleche im Allgemeinen möglich. Im Zuge weiterführender Arbeiten sollte der Fokus auf die Erweiterung der Modelle gelegt werden. Denkbar ist beispielsweise die rechnerische Erfassung des schergeschnittenen Kantenzustands für unterschiedliche Schneidparameter, die von dem in dieser Arbeit betrachteten Schneidspalt und Zustand des Schneidwerkzeugs abweichen. Darüber hinaus erweist sich der Einfluss der während des Betriebs einer elektrischen Antriebsmaschine auftretenden erhöhten Temperaturen von Interesse. Um das temperaturabhängige Werkstoffverhalten abbilden zu können, erscheint es daher sinnvoll, den Verlauf der quasistatischen bzw. zyklischen Kennwerte in Abhängigkeit der Temperatur zu berücksichtigen. Hinsichtlich der Verallgemeinerung des rechnerischen Lebensdauernachweises für Elektroblech empfiehlt sich zudem die Betrachtung weiterer Beanspruchungsfälle, denen unterschiedliche Lastkonfigurationen zugrunde liegen. Bedingt durch die konstruktive Ausführung des Rotors einer permanentmagneterregten Synchronmaschine ist hierbei vor allem der komplexe Beanspruchungszustand in den Bereichen der Aussparungen zur Aufnahme der Permanentmagnete von praktischer Bedeutung. Erfolgt letztlich die konsequente Weiterentwicklung des rechnerischen Lebensdauernachweises von Elektroblech, ergibt sich in Zukunft weiteres Potenzial zur Verringerung der Entwicklungszeiten und des experimentellen Aufwands bei der Auslegung moderner elektrischer Antriebsmaschinen.

Literaturverzeichnis

- [1] AHN, J.-H. und D. KWON. Derivation of plastic stress–strain relationship from ball indentations: Examination of strain definition and pileup effect. *Journal of Materials Research*. 2001, **16**(11), 3170–3178.
- [2] ALBRECHT, T. *Optimierte Fertigungstechnologien für Rotoren getriebeintegrierter PM-Synchronmotoren von Hybridfahrzeugen* [Zugl.: Erlangen-Nürnberg, Univ., Diss., 2014]. Bamberg: Meisenbach, 2014.
- [3] ALTENBACH, H. *Kontinuumsmechanik: Einführung in die materialunabhängigen und materialabhängigen Gleichungen*. 4., korrigierte und überarbeitete Auflage. Berlin, Heidelberg: Springer Vieweg, 2018.
- [4] ALTENBACH, H. *Technische Mechanik*. 15., überarbeitete Auflage. Wiesbaden und Heidelberg: Springer Vieweg, 2022.
- [5] ALTENBACH, H., J. ALTENBACH und W. KISSING. *Mechanics of Composite Structural Elements*. 2nd edition. Singapore: Springer, 2018.
- [6] ARMSTRONG, P. J. und C. O. FREDERICK. *A mathematical representation of the multiaxial Bauschinger effect: CEGB Report RD/B/N731*. Berkley, UK: Central Electricity Generating Board, 1966.
- [7] ARSLAN, E., W. MACK, M. ZIGO und G. KEPPLINGER. Determination of Material Parameters from Imperfect Cyclic Plasticity Test Data. *PAMM*. 2017, **17**(1), 385–386.
- [8] ASHBY, M. F. und D. R. H. JONES. *Engineering Materials 1: An Introduction to Properties, Applications, and Design*. 4th edition. Amsterdam und Boston: Butterworth-Heinemann, 2012.
- [9] BARLAT, F., T. KUWABARA und Y. P. KORKOLIS. Anisotropic plasticity and application to plane stress. In: H. ALTENBACH und A. ÖCHSNER (Hrsg.). *Encyclopedia of Continuum Mechanics*. Berlin, Heidelberg: Springer, 2019, S. 1–22.
- [10] BARROS, J., J. SCHNEIDER, K. VERBEKEN und Y. HOUBAERT. On the correlation between microstructure and magnetic losses in electrical steel. *Journal of Magnetism and Magnetic Materials*. 2008, **320**(20), 2490–2493.
- [11] BASQUIN, O. H. The exponential law of endurance tests. *Proc. ASTM*. 1910, **10**, 625–630.
- [12] BÄUMEL, A. und T. SEEGER. *Materials Data for Cyclic Loading: Supplement 1*. Amsterdam: Elsevier, Materials science monographs, 61, 1990.

- [13] BAUSCHINGER, J. Über die Veränderung der Elastizitätsgrenze und der Festigkeit des Eisens und Stahls durch Strecken und Quetschen, durch Erwärmen und Abkühlen und durch oftmals wiederholte Beanspruchung. *Mitteilungen aus dem Mechanisch-Technischen Laboratorium der K. Technischen Hochschule in München*. 1886.
- [14] BEGHINI, M., L. BERTINI und V. FONTANARI. Evaluation of the stress–strain curve of metallic materials by spherical indentation. *International Journal of Solids and Structures*. 2006, **43**(7-8), 2441–2459.
- [15] BEGHINI, M., L. BERTINI, V. FONTANARI und B. D. MONELLI. Analysis of the elastic-plastic properties of metallic materials by instrumented spherical indentation testing. *Procedia Engineering*. 2011, **10**, 1679–1684.
- [16] BERGMANN, J. W. und P. HEULER. Übertragbarkeit - ein zentrales Problem der Lebensdauervorhersage schwingbelasteter Bauteile. *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*. 1994, **25**(1), 3–10.
- [17] BERGMANN, J. W., R. THUMSER, A. DIEMAR, U. GERTH und S. KLEEMANN. Schwingfestigkeitskennwerte und ihre Übertragbarkeit auf das Bauteil. *Materials Testing*. 2007, **49**(3), 118–123.
- [18] BESTE, A. und T. SEEGER. *Zur Weiterentwicklung von Näherungsformeln für die Berechnung von Kerbbeanspruchungen im elastisch-plastischen Bereich: Fortschrittsberichte der VDI-Zeitschriften Reihe 18, Nr. 2*. Düsseldorf: VDI-Verlag, 1977.
- [19] BLÖSS, T. und M. WELSCH. RVE Procedure for Estimating the Elastic Properties of Inhomogeneous Microstructures Such as Bone Tissue. In: T. LENARZ und P. WRIGGERS (Hrsg.). *Biomedical Technology*. Cham: Springer, 2015, S. 1–17.
- [20] BODE, B., A. BRUECKNER-FOIT und F. ZEISMANN. Quasi-static and cyclic failure behavior of electric sheet material. *International Journal of Fatigue*. 2016, **82**, 350–360.
- [21] BODE, B. *Zum Verformungs- und Ermüdungsverhalten von Elektroblech* [Zugl.: Kassel, Univ., Diss., 2019]. Kassel: kassel university press, 2019.
- [22] BOETTNER, R. und A. MCEVILY. Fatigue slip band formation in silicon-iron. *Acta Metallurgica*. 1965, **13**(9), 937–946.
- [23] BÖHM, J. und K. HECKEL. Die Vorhersage der Dauerschwingfestigkeit unter Berücksichtigung des statistischen Größeneinflusses. *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*. 1982, **13**(4), 120–128.
- [24] BOND, W. L. The Mathematics of the Physical Properties of Crystals. *Bell System Technical Journal*. 1943, **22**(1), 1–72.
- [25] BOWER, A. F. *Applied Mechanics of Solids*. Hoboken: CRC Press, 2009.
- [26] BOYER, H. E. und T. L. GALL (Hrsg.). *Metals Handbook: Desk Edition*. Metals Park, Ohio: American Society for Metals, 1985.
- [27] BRACHTHÄUSER, N. Elektromobilität: Neue Herausforderungen an den Werkstoff Elektroband. *Umformtechnisches Kolloquium Darmstadt*. 2012, 209–216.

-
- [28] BRINIS, N., B. REGAIGUIA, O. CHAHAOUI, N. MAATOUGUI und M. L. FARES. Modelling Mechanical Properties of AISI 439-430Ti Ferritic Stainless Steel Sheet. *Journal of Solid Mechanics*. 2019, **11**(2), 425–439.
- [29] BRUDER, T. und T. SEEGER. Schwingfestigkeitsbeurteilung randschichtverfestigter Proben auf der Grundlage örtlicher elastisch-plastischer Beanspruchungen. *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*. 1995, **26**(2), 89–100.
- [30] CALLISTER, W. D. und D. G. RETHWISCH. *Materials Science and Engineering*. 8th edition, SI Version. Hoboken, NJ: Wiley, 2011.
- [31] CAMPOS, M. F. de, T. YONAMINE, M. FUKUHARA, F. LANDGRAF, C. A. ACHETE und F. P. MISSELL. Effect of Frequency on the Iron Losses of 0.5% and 1.5% Si Nonoriented Electrical Steels. *IEEE Transactions on Magnetics*. 2006, **42**(10), 2812–2814.
- [32] CARDOSO, R. und O. B. ADETORO. A generalisation of the Hill’s quadratic yield function for planar plastic anisotropy to consider loading direction. *International Journal of Mechanical Sciences*. 2017, **128-129**, 253–268.
- [33] CHABOCHE, J. L. Time-independent constitutive theories for cyclic plasticity. *International Journal of Plasticity*. 1986, **2**(2), 149–188.
- [34] CHABOCHE, J. L. A review of some plasticity and viscoplasticity constitutive theories. *International Journal of Plasticity*. 2008, **24**(10), 1642–1693.
- [35] CHABOCHE, J. L., K. DANG-VAN und G. CORDIER. Modelization of the strain memory effect on the cyclic hardening of 316 stainless steel: Report number L11/3. In: INTERNATIONAL ASSOCIATION FOR STRUCTURAL MECHANICS IN REACTOR TECHNOLOGY (Hrsg.). *SMiRT 5*. Berlin, Deutschland, 1979.
- [36] CHABOCHE, J. L. und G. ROUSSELIER. On the plastic and viscoplastic constitutive equations - Part I: Rules developed with internal variable concept. *Journal of Pressure Vessel Technology*. 1983, **105**(2), 153–158.
- [37] CHANG, C., M. A. GARRIDO, J. RUIZ-HERVIAS, Z. ZHANG und L.-l. ZHANG. Representative Stress-Strain Curve by Spherical Indentation on Elastic-Plastic Materials. *Advances in Materials Science and Engineering*. 2018, **2018**, 1–9.
- [38] CHRIST, H.-J. *Wechselverformung von Metallen: Zyklisches Spannungs-Dehnungsverhalten und Mikrostruktur*. Berlin und Heidelberg: Springer, WFT Werkstoff-Forschung und -Technik 9, 1991.
- [39] CHUDOBA, T. Measurement of Hardness and Young’s Modulus by Nanoindentation. In: D. J. LOCKWOOD, A. CAVALEIRO und J. HOSSON (Hrsg.). *Nanostructured Coatings*. New York, NY: Springer New York, 2006, S. 216–260.
- [40] CLORMANN, U. H. und T. SEEGER. RAINFLOW-HCM: Ein Zählverfahren für Betriebsfestigkeitsnachweise auf werkstoffmechanischer Grundlage. *Stahlbau*. 1986, **55**(3), 65–71.
- [41] COFFIN, L. F. A study of the effects of cyclic thermal stresses on a ductile metal. *Transactions of the American Society of Mechanical Engineers*. 1954, **76**, 931–950.

- [42] COULES, H. E., D. J. SMITH, K. ABBURI VENKATA und C. E. TRUMAN. A method for reconstruction of residual stress fields from measurements made in an incompatible region. *International Journal of Solids and Structures*. 2014, **51**(10), 1980–1990.
- [43] DASAPPA, P., K. INAL und R. MISHRA. The effects of anisotropic yield functions and their material parameters on prediction of forming limit diagrams. *International Journal of Solids and Structures*. 2012, **49**(25), 3528–3550.
- [44] DASSAULT SYSTÈMES. *Abaqus: Abaqus Documentation*. Dassault Systèmes, 2020.
- [45] DEHMANI, H., C. BRUGGER, T. PALIN-LUC, C. MAREAU und S. KOECHLIN. Characterization and simulation of the effect of punching on the high cycle fatigue strength of thin electric steel sheets. *Procedia Engineering*. 2015, **133**, 556–561.
- [46] DEHMANI, H., C. BRUGGER, T. PALIN-LUC, C. MAREAU und S. KOECHLIN. High Cycle Fatigue Strength of Punched Thin Fe-Si Steel Sheets. *Materials Performance and Characterization*. 2016, **5**(3), 1–15.
- [47] DEHMANI, H., C. BRUGGER, T. PALIN-LUC, C. MAREAU und S. KOECHLIN. Study of the contribution of different effects induced by the punching process on the high cycle fatigue strength of the M330-35A electrical steel. *Procedia Structural Integrity*. 2016, **2**, 3256–3263.
- [48] DEHMANI, H., C. BRUGGER, T. PALIN-LUC, C. MAREAU und S. KOECHLIN. High cycle fatigue strength assessment methodology considering punching effects. *Procedia Engineering*. 2018, **213**, 691–698.
- [49] DIEMAR, A., R. THUMSER und J. W. BERGMANN. Statistischer Größeneinfluss und Bauteilfestigkeit: Eine neue Methode zur Ermittlung von Spannungsintegralen. *Materials Testing*. 2004, **46**(1-2), 16–21.
- [50] DIETER, G. E. *Mechanical metallurgy*. 3rd edition. New York: McGraw-Hill, 1986.
- [51] DIN 50100:2016-02. *Schwingfestigkeitsversuch - Durchführung und Auswertung von zyklischen Versuchen mit konstanter Lastamplitude für metallische Werkstoffproben und Bauteile*.
- [52] DIN 6930-2:2011-10. *Stanzteile aus Stahl - Teil 2 Allgemeintoleranzen*.
- [53] DIN 8588:2013-08. *Fertigungsverfahren Zerteilen - Einordnung, Unterteilung, Begriffe*.
- [54] DIN EN 10106:2016-03. *Kaltgewalztes nicht kornorientiertes Elektrobund und -blech im schlussgeglühten Zustand*.
- [55] DIN EN 10107:2014-07. *Kornorientiertes Elektrobund und -blech im schlussgeglühten Zustand*.
- [56] DIN EN 10303:2016-02. *Dünnes Elektrobund und -blech aus Stahl zur Verwendung bei mittleren Frequenzen*.
- [57] DIN EN 60034-1:2011-02 (VDE 0530-1:2011-02). *Drehende elektrische Maschinen Teil 1: Bemessung und Betriebsverhalten*.
- [58] DIN EN ISO 10113:2021-06. *Metallische Werkstoffe - Blech und Band - Bestimmung der senkrechten Anisotropie*.

-
- [59] DIN EN ISO 25178-1:2016-12. *Geometrische Produktspezifikation (GPS) - Oberflächenbeschaffenheit: Flächenhaft - Teil 1: Angabe von Oberflächenbeschaffenheit*.
- [60] DIN EN ISO 6892-1:2020-06. *Metallische Werkstoffe - Zugversuch - Teil 1: Prüfverfahren bei Raumtemperatur*.
- [61] DIN EN ISO 7500-1:2018-06. *Metallische Werkstoffe - Kalibrierung und Überprüfung von statischen einachsigen Prüfmaschinen - Teil 1: Zug- und Druckprüfmaschinen - Kalibrierung und Überprüfung der Kraftmesseinrichtung*.
- [62] DIN EN ISO 9513:2013-05. *Metallische Werkstoffe - Kalibrierung von Längenänderungs-Messeinrichtungen für die Prüfung mit einachsiger Beanspruchung*.
- [63] DOEGE, E. und B.-A. BEHRENS. *Handbuch Umformtechnik: Grundlagen, Technologie, Maschinen*. 3. Auflage. Berlin, Heidelberg: Springer, 2016.
- [64] EISENLOHR, P. und F. ROTERS. Selecting a set of discrete orientations for accurate texture reconstruction. *Computational Materials Science*. 2008, **42**(4), 670–678.
- [65] EL DSOKI, C., NIESLONY A., H. KAUFMANN und P. KRUG. Neue Auswertungsmethode zur Bestimmung der Kennwerte der Dehnungswöhlerlinie und der Spannungs-Dehnungs-Kurve unter Berücksichtigung der Kompatibilität. *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*. 2008, **39**(11), 806–815.
- [66] ELFGEN, S. J. H. *Beitrag zur Untersuchung des Schnitkanteneinflusses von nicht-kornorientiertem Elektroband auf das Betriebsverhalten rotierender elektrischer Maschinen* [Zugl.: Aachen, Univ., Diss., 2019]. Düren: Shaker Verlag, 2019.
- [67] EN 1993-1-1:2005-05. *Eurocode 3: Design of steel structures - Part 1-1: General rules and rules for buildings*.
- [68] ERNST, B., S. KEIM und U. TETZLAFF. On the anisotropic indentation modulus and anisotropic creep behavior of β -Sn characterized by nanoindentation methods. *Materials Science and Engineering: A*. 2022, **848**, 143392.
- [69] FEISTLE, M., R. GOLLE und W. VOLK. Determining the influence of shear cutting parameters on the edge cracking susceptibility of high-strength-steels using the edge-fracture-tensile-test. *Procedia CIRP*. 2016, **41**, 1078–1083.
- [70] FIEDLER, M. und M. VORMWALD. Berechnung von Anrisslebensdauern auf Basis des Örtlichen Konzepts. *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*. 2016, **47**(10), 887–896.
- [71] FISCHER, C. *Schädigungsentwicklung und mechanismenbasierte Lebensdauermodellierung von Aluminiumgusslegierungen unter thermomechanischen Ermüdungsbelastungen* [Zugl.: Magdeburg, Univ., Diss., 2021]. Stuttgart: Fraunhofer Verlag, 2021.
- [72] FISCHER-CRIPPS, A. C. *Introduction to Contact Mechanics*. New York: Springer, 2000.
- [73] FORSCHUNGSKURATORIUM MASCHINENBAU E.V. (Hrsg.). *Bruchmechanischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile*. 4. Ausgabe. Frankfurt am Main: VDMA Verlag, 2018.

- [74] FORSCHUNGSKURATORIUM MASCHINENBAU E.V. (Hrsg.). *Richtlinie Nichtlinear: Rechnerischer Festigkeitsnachweis unter expliziter Erfassung nichtlinearen Werkstoffverformungsverhaltens: Für Bauteile aus Stahl, Stahlguss und Aluminiumknetlegierungen*. Frankfurt am Main: VDMA Verlag, 2019.
- [75] FORSCHUNGSKURATORIUM MASCHINENBAU E.V. (Hrsg.). *Rechnerischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile aus Stahl, Eisenguss- und Aluminiumwerkstoffen*. 7., überarbeitete Ausgabe. Frankfurt am Main: VDMA Verlag, 2020.
- [76] FORSCHUNGSVEREINIGUNG ANTRIEBSTECHNIK E.V. (Hrsg.). *Entwicklung eines einheitlichen und aussagekräftigen Prüfverfahrens zur Bestimmung der Betriebsfestigkeit von Elektrobändern*. T-1434 Betriebsfestigkeit E-Band, FVA Nr. 807. 2017.
- [77] FORTESE, G., G. NICOLETTO und E. RIVA. Fatigue behaviour of thin Fe-Si steel sheets for electric motor production. *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*. 2021, **1038**(1), 012004.
- [78] FREDERICK, C. O. und P. J. ARMSTRONG. A mathematical representation of the multiaxial Bauschinger effect. *Materials at High Temperatures*. 2007, **24**(1), 1–26.
- [79] FUEST, K. und P. DÖRING. *Elektrische Maschinen und Antriebe: Lehr- und Arbeitsbuch*. 5., durchgesehene Auflage. Wiesbaden: Vieweg+Teubner Verlag, 2000.
- [80] GAO, Y., R. LONG, Y. PANG und M. LINDENMO. Fatigue Properties of an Electrical Steel and Design of EV/HEV IPM Motor Rotors for Durability and Efficiency. In: SAE INTERNATIONAL (Hrsg.). *SAE Technical Paper 2010-01-1308*. 2010.
- [81] GLÜGE, R. *Homogenisierungsmethoden: Effektive Eigenschaften von Kompositen*. Berlin und Boston: De Gruyter Oldenbourg, 2021.
- [82] GOLLAND, D. I. und P. L. JAMES. Fatigue-Crack Initiation and Propagation in Iron and Iron–Silicon Alloys. *Metal Science Journal*. 1970, **4**(1), 113–118.
- [83] GOTTWALT, A., P. KUBASCHINSKI, M. WALTZ, U. GLATZEL und U. TETZLAFF. An experimental setup for fatigue testing of thin electrical steel sheets. *International Journal of Fatigue*. 2022, **162**, 106987.
- [84] GOTTWALT-BARUTH, A. *Mechanisches Ermüdungsverhalten von Elektroblechen* [Zugl.: Bayreuth, Univ., Diss., 2024]. Düren: Shaker, 2024.
- [85] GOTTWALT-BARUTH, A., P. KUBASCHINSKI, M. WALTZ und U. TETZLAFF. Influence of the cutting method on the fatigue life and crack initiation of non-oriented electrical steel sheets. *International Journal of Fatigue*. 2024, **180**, 108073.
- [86] GOTTWALT-BARUTH, A., P. KUBASCHINSKI, M. WALTZ, R. VÖLKL, U. GLATZEL und U. TETZLAFF. Cyclic deformation behavior of non-oriented electrical steel sheets. *Materials Science and Engineering: A*. 2023, **886**, 145684.
- [87] GOULD, P. L. und Y. FENG. *Introduction to linear elasticity*. 4th edition. Cham: Springer, 2018.
- [88] GROEBER, M. A. und M. A. JACKSON. DREAM.3D: A Digital Representation Environment for the Analysis of Microstructure in 3D. *Integrating Materials and Manufacturing Innovation*. 2014, **3**(1), 56–72.
- [89] GROSS, D. und T. SEELIG. *Bruchmechanik: Mit einer Einführung in die Mikro-mechanik*. 6., erweiterte Auflage. Berlin und Heidelberg: Springer Vieweg, 2016.

-
- [90] GÜRBÜZ, I. T., F. MARTIN, M. M. BILLAH, A. BELAHCEN und P. RASILO. Effective Implementation of the Effect of Electrical Steel Sheet Cutting into Finite-Element Simulation. In: IEEE (Hrsg.). *20th Biennial Conference on Electromagnetic Field Computation*. Denver, CO, USA, 24. - 26. Oktober 2022, S. 1–2.
- [91] HAEFELE, P., M. THUM und T. KNERR. Life-Time-Assessment for Rotors for Electric Drives. In: IEEE (Hrsg.). *2018 Third International Conference on Engineering Science and Innovative Technology (ESIT)*. North Bangkok, Thailand, 19. - 22. April 2018, S. 1–5.
- [92] HAIBACH, E. *Betriebsfestigkeit: Verfahren und Daten zur Bauteilberechnung*. 3., korrigierte und ergänzte Auflage. Berlin: Springer, 2006.
- [93] HALAMA, R., J. SEDLK und M. OFER. Phenomenological Modelling of Cyclic Plasticity. In: P. MIIDLA (Hrsg.). *Numerical Modelling*. InTech, 2012, S. 329–354.
- [94] HATSCHER, A., T. SEEGER und H. ZENNER. Abschätzung von zyklischen Werkstoffkennwerten: Erweiterung und Vergleich bisheriger Ansätze. *Materials Testing*. 2007, **49**(3), 81–93.
- [95] HATSCHER, A. *Abschätzung der zyklischen Kennwerte von Stählen* [Zugl.: Clausthal, Techn. Univ., Diss., 2004]. Clausthal-Zellerfeld: Papierflieger, 2004.
- [96] HECKEL, K., J. KÖHLER und T. MÜNCHEN. Experimentelle Untersuchung des statistischen Größeneinflusses im Dauerschwingversuch an ungekerbten Stahlproben. *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*. 1975, **6**(2), 52–54.
- [97] HERBERT, E. G., W. C. OLIVER und G. M. PHARR. On the measurement of yield strength by spherical indentation. *Philosophical Magazine*. 2006, **86**(33-35), 5521–5539.
- [98] HERING, E., A. VOGT und K. BRESSLER. *Handbuch der elektrischen Anlagen und Maschinen*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 1999.
- [99] HILL, R. A theory of the yielding and plastic flow of anisotropic metals. *Proceedings of the Royal Society of London. Series A. Mathematical and Physical Sciences*. 1948, **193**(1033), 281–297.
- [100] HILL, R. Elastic properties of reinforced solids: Some theoretical principles. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*. 1963, **11**(5), 357–372.
- [101] HILL, R., B. STORAKERS und A. B. ZDUNEK. A theoretical study of the Brinell hardness test. *Proceedings of the Royal Society of London. Series A. Mathematical and Physical Sciences*. 1989, **423**(1865), 301–330.
- [102] HO, N.-J. und F. V. LAWRENCE. Constant amplitude and variable load history fatigue test results and predictions for cruciform and lap welds. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*. 1984, **1**(1), 3–21.
- [103] HOBACHER, A. *Recommendations for Fatigue Design of Welded Joints and Components* [IIW-1823-07/XIII-2151r4-07/XV-1254r4-07]. International Institute of Welding, 2008.
- [104] HOLLMANN, C. *Die Übertragbarkeit von Schwingfestigkeitseigenschaften im Örtlichen Konzept*. Dresden, 2004. Dissertation. Technische Universität Dresden.

- [105] HOLLOMON, J. H. Tensile Deformation. *Transactions of the Metallurgical Society of AIME*. 1945, **162**, 268–290.
- [106] HOMBITZER, M., G. von PFINGSTEN, D. FRANCK und K. HAMEYER. Entwurfsmethodik für eine PMSM als Traktionsantrieb für ein elektrisches Sportfahrzeug. In: ENERGIETECHNISCHE GESELLSCHAFT IM VDE (Hrsg.). *FB 139 Internationaler ETG-Kongress - Energieversorgung auf dem Weg nach 2050*. Berlin, Deutschland, 05. - 06. November 2013, S. 1–8.
- [107] ISO 12106:2017-03. *Metallic materials - Fatigue testing - Axial-strain-controlled method*.
- [108] JAYARAMAN, S., G. T. HAHN, W. C. OLIVER, C. A. RUBIN und P. C. BASTIAS. Determination of monotonic stress-strain curve of hard materials from ultra-low-load indentation tests. *International Journal of Solids and Structures*. 1998, **35**(5-6), 365–381.
- [109] JIAN-SONG, W. und Y. ZHU-FENG. Stress distribution near grain boundary in anisotropic bicrystals and tricrystals. *Applied Mathematics and Mechanics*. 2004, **25**(1), 39–46.
- [110] KARLE, A. *Elektromobilität: Grundlagen und Praxis*. 6., aktualisierte und erweiterte Auflage. München: Carl Hanser Verlag, 2022.
- [111] KIM, J., Y. SONG und T. FUKUDA. Magnetic, Electrical, Thermal and Elastic Properties of High-Mn Electrical Steel. *ISIJ International*. 2020, **60**(3), 597–601.
- [112] KIM, J.-Y., K.-W. LEE, J.-S. LEE und D. KWON. Determination of tensile properties by instrumented indentation technique: Representative stress and strain approach. *Surface and Coatings Technology*. 2006, **201**(7), 4278–4283.
- [113] KLEEMANN, U. und H. ZENNER. Bauteiloberfläche und Schwingfestigkeit – Untersuchungen zum Einfluss der Randschicht auf die Dauerschwingfestigkeit von Bauteilen aus Stahl. *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*. 2006, **37**(5), 349–373.
- [114] KLUSEMANN, B., B. SVENDSEN und H. VEHOFF. Investigation of the deformation behavior of Fe–3%Si sheet metal with large grains via crystal plasticity and finite-element modeling. *Computational Materials Science*. 2012, **52**(1), 25–32.
- [115] KNETSCH, D., M. FUNK, T. KENNERKNECHT und C. EBERL. Load Data Calculation in Electric Axle Drives and Fatigue Assessment for the Electric Motor Subsystem. *Materials Testing*. 2014, **56**(7-8), 535–541.
- [116] KOTTE, K. L. und C. HOLLMANN. Zur Übertragbarkeit der Schwingfestigkeitseigenschaften im Örtlichen Konzept. *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*. 2006, **37**(10), 812–819.
- [117] KUBASCHINSKI, P., A. GOTTWALT, U. TETZLAFF, H. ALTENBACH und M. WALTZ. Calibration of a combined isotropic–kinematic hardening material model for the simulation of thin electrical steel sheets subjected to cyclic loading. *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*. 2022, **53**(4), 422–439.

-
- [118] KUBASCHINSKI, P., A. GOTTWALT–BARUTH, U. TETZLAFF, H. ALTENBACH und M. WALTZ. Modelling and simulation of the hardness profile and its effect on the stress–strain behaviour of punched electrical steel sheets. *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*. 2023, **54**(4), 512–526.
- [119] KUBASCHINSKI, P., A. BARUTH, U. TETZLAFF, H. ALTENBACH und M. WALTZ. Untersuchungen zur Ermittlung der zyklischen Kennwerte von dünnem Elektroblech im Rahmen der rechnerischen Lebensdauerabschätzung. In: DEUTSCHER VERBAND FÜR MATERIALFORSCHUNG UND -PRÜFUNG E.V. (Hrsg.). *Betriebsfestigkeit – Wissensmanagement und Methodenentwicklung entlang der Wertschöpfungskette*. Plauen, Deutschland, 12. - 13. Oktober 2022, S. 163–178.
- [120] KUROSAKI, Y., H. MOGI, H. FUJII, T. KUBOTA und M. SHIOZAKI. Importance of punching and workability in non-oriented electrical steel sheets. *Journal of Magnetism and Magnetic Materials*. 2008, **320**(20), 2474–2480.
- [121] LAI, M. O. und K. B. LIM. On the prediction of tensile properties from hardness tests. *Journal of Materials Science*. 1991, **26**(8), 2031–2036.
- [122] LAMPRECHT, E. *Der Einfluss der Fertigungsverfahren auf die Wirbelstromverluste von Stator-Einzelzahnblechpaketen für den Einsatz in Hybrid- und Elektrofahrzeugen* [Zugl.: Erlangen-Nürnberg, Univ., Diss., 2014]. Bamberg: Meisenbach, 2014.
- [123] LANDGRAF, F. J. G. Nonoriented Electrical Steels. *JOM*. 2012, **64**(7), 764–771.
- [124] LAWRENCE, F. V., J. D. BURK und J.-Y. YUNG. Influence of Residual Stress on the Predicted Fatigue Life of Weldments. In: ASTM (Hrsg.). *Residual Stress Effects in Fatigue*. 1982, S. 33–53.
- [125] LEMAITRE, J. und J.-L. CHABOCHE. *Mechanics of solid materials*. Cambridge: Cambridge University Press, 2000.
- [126] LEPPER, K. *Entwicklung einer Auslegungsmethodik für ermüdungsfeste Stahlbauteile unter Berücksichtigung von fertigungsabhängigen Werkstoffzuständen*. Karlsruhe, 2016. Dissertation. Karlsruher Institut für Technologie.
- [127] LEUNING, N., S. ELFGEN, H. A. WEISS, W. VOLK und K. HAMEYER. Der Einfluss des Schneidens von Elektroblechlamellen und die geeignete numerische Modellierung. *Elektrotechnik und Informationstechnik*. 2019, **136**(2), 184–194.
- [128] LEUNING, N., M. JAEGER, B. SCHAUERTE, A. STÖCKER, R. KAWALLA, X. WEI, G. HIRT, M. HELLER, S. KORTE-KERZEL, L. BÖHM, W. VOLK und K. HAMEYER. Material Design for Low-Loss Non-Oriented Electrical Steel for Energy Efficient Drives. *Materials*. 2021, **14**(21), 6588.
- [129] LEUNING, N., S. STEENTJES, A. STÖCKER, R. KAWALLA, X. WEI, J. DIERDORF, G. HIRT, S. ROGGENBUCK, S. KORTE-KERZEL, H. A. WEISS, W. VOLK und K. HAMEYER. Impact of the interaction of material production and mechanical processing on the magnetic properties of non-oriented electrical steel. *AIP Advances*. 2018, **8**(4), 047601.
- [130] LIU, J. *Dauerfestigkeitsberechnung metallischer Werkstoffe*. Clausthal-Zellerfeld, 2001. Habilitationsschrift. Technische Universität Clausthal.

- [131] LIU, J. Berechnung der Kerb- und Stützwirkung. In: DEUTSCHER VERBAND FÜR MATERIALFORSCHUNG UND -PRÜFUNG E.V. (Hrsg.). *Mit Kerben leben?* Koblenz, 18. - 19. Oktober 2000, S. 91–106.
- [132] LIU, J. und H. ZENNER. Berechnung der Dauerschwingfestigkeit unter Berücksichtigung der spannungsmechanischen und statistischen Stützziffer. *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*. 1991, **22**(6), 187–196.
- [133] LIU, J. und H. ZENNER. Randschichteigenschaften und Schwingfestigkeit. In: DEUTSCHER VERBAND FÜR MATERIALFORSCHUNG UND -PRÜFUNG E.V. (Hrsg.). *Betriebsfestigkeit: Neue Entwicklungen bei der Lebensdauerberechnung von Bauteilen*. Fulda, 20. März 2003, S. 61–70.
- [134] LOVELACE, E. C., T. M. JAHNS, T. A. KEIM und J. H. LANG. Mechanical Design Considerations for Conventionally Laminated, High-Speed, Interior PM Synchronous Machine Rotors. *IEEE Transactions on Industry Applications*. 2004, **40**(3), 806–812.
- [135] LUDWIK, P. *Elemente der Technologischen Mechanik*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 1909.
- [136] MACHERAUCH, E., H. WOHLFAHRT und U. WOLFSTIEG. Zur zweckmäßigen Definition von Eigenspannungen. *HTM Härterei-Technische Mitteilungen*. 1973, **28**(3), 201–211.
- [137] MANSON, S. S. Fatigue: A complex subject - Some simple approximations. *Experimental Mechanics*. 1965, **5**(4), 193–226.
- [138] MASENDORF, R. *Einfluss der Umformung auf die zyklischen Werkstoffkennwerte von Feinblech* [Zugl.: Clausthal, Techn. Univ., Diss., 2000]. Clausthal-Zellerfeld: Papierflieger, 2000.
- [139] MASING, G. Eigenspannungen und Verfestigung beim Messing. *Proc. 2nd Int. Cong. of Appl. Mech.* 1926, 332–335.
- [140] MATSUYA, I., R. G. G. FATT und I. IHARA. Quantitative Evaluation of Stress-Strain Curves by Spherical-Tip Nanoindentation with Variable Radius Method. *Journal of Solid Mechanics and Materials Engineering*. 2013, **7**(2), 155–162.
- [141] MAYER, A. und F. BÖLLING. Physikalisch-metallkundliche Grundlagen der Elektroblech-Herstellung. *Journal of Magnetism and Magnetic Materials*. 1975, **2**(1-3), 151–161.
- [142] MEYER, E. Contribution to the Knowledge of Hardness and Hardness Testing. *Zeitschrift des Vereins Deutscher Ingenieure*. 1908, **52**, 645–654.
- [143] MICHALOWSKY, L. und J. SCHNEIDER (Hrsg.). *Magnettechnik: Grundlagen, Werkstoffe, Anwendungen*. 3., aktualisierte Auflage. Essen: Vulkan-Verlag GmbH, 2006.
- [144] MISES, R. V. Mechanik der plastischen Formänderung von Kristallen. *Zeitschrift für Angewandte Mathematik und Mechanik*. 1928, **8**(3), 161–185.

-
- [145] MORROW, J. D. Cyclic Plastic Strain Energy and Fatigue of Metals. In: B. J. LAZAN (Hrsg.). *Internal Friction, Damping, and Cyclic Plasticity*. West Conshohocken, USA: ASTM International, 1965, S. 45–87.
- [146] MOUSSA, C., X. HERNOT, O. BARTIER, G. DELATTRE und G. MAUVOISIN. Evaluation of the tensile properties of a material through spherical indentation: definition of an average representative strain and a confidence domain. *Journal of Materials Science*. 2014, **49**(2), 592–603.
- [147] NASDALA, L. *FEM-Formelsammlung Statik und Dynamik: Hintergrundinformationen, Tipps und Tricks*. 2., aktualisierte Auflage. Wiesbaden: Vieweg+Teubner Verlag, 2012.
- [148] NAUMOSKI, H. *Untersuchungen des Einflusses der Bearbeitung auf die magnetischen Eigenschaften von nichtkornorientiertem Elektroblech*. Ulm, 2018. Dissertation. Universität Ulm.
- [149] NEUBER, H. Theory of Stress Concentration for Shear-Strained Prismatical Bodies With Arbitrary Nonlinear Stress-Strain Law. *Journal of Applied Mechanics*. 1961, **28**(4), 544–550.
- [150] NEUBER, H. Über die Berücksichtigung der Spannungskonzentration bei Festigkeitsberechnungen. *Konstruktion*. 1968, **20**(7), 245–251.
- [151] NEUBER, H. *Kerbspannungslehre: Theorie der Spannungskonzentration Genaue Berechnung der Festigkeit*. 4. Auflage. Berlin und Heidelberg: Springer, 2001.
- [152] NIP, K. H., L. GARDNER, C. M. DAVIES und A. Y. ELGHAZOULI. Extremely low cycle fatigue tests on structural carbon steel and stainless steel. *Journal of Constructional Steel Research*. 2010, **66**(1), 96–110.
- [153] NOVAK, J. S., D. BENASCIUTTI, F. de BONA, A. STANOJEVIĆ, A. de LUCA und Y. RAFFAGLIO. Estimation of Material Parameters in Nonlinear Hardening Plasticity Models and Strain Life Curves for CuAg Alloy. *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*. 2016, **119**, 012020.
- [154] NOYAN, I. C. und J. B. COHEN. *Residual stress: Measurement by diffraction and interpretation*. New York: Springer, 1987.
- [155] OKEREKE, M. und S. KEATES. *Finite Element Applications*. Cham: Springer International Publishing, 2018.
- [156] OLIVER, W. C. und G. M. PHARR. An improved technique for determining hardness and elastic modulus using load and displacement sensing indentation experiments. *Journal of Materials Research*. 1992, **7**(6), 1564–1583.
- [157] PATHAK, S. und S. R. KALIDINDI. Spherical nanoindentation stress–strain curves. *Materials Science and Engineering: R: Reports*. 2015, **91**, 1–36.
- [158] PRAGER, W. Recent Developments in the Mathematical Theory of Plasticity. *Journal of Applied Physics*. 1949, **20**(3), 235–241.
- [159] RADAJ, D. und M. VORMWALD. *Ermüdungsfestigkeit: Grundlagen für Ingenieure*. 3., neubearbeitete und erweiterte Auflage. Berlin, Heidelberg: Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2007.

- [160] RAMBERG, W. und W. R. OSGOOD. *Description of stress-strain curves by three parameters*. National Advisory Committee for Aeronautics Technical Notes No. 902, 1943.
- [161] REEMSNYDER, H. S. Evaluating the Effect of Residual Stresses on Notched Fatigue Resistance. In: F. SHERRAT und J. B. STURGEON (Hrsg.). *Materials, Experimentation and Design in Fatigue, Proceedings of Fatigue*. Society of Environmental Engineers, 1981, S. 273–295.
- [162] REUSS, A. Berechnung der Fließgrenze von Mischkristallen auf Grund der Plastizitätsbedingung für Einkristalle. *ZAMM - Zeitschrift für Angewandte Mathematik und Mechanik*. 1929, **9**(1), 49–58.
- [163] RILL, G. und T. SCHAEFFER. *Grundlagen und Methodik der Mehrkörpersimulation: Vertieft in Matlab-Beispielen, Übungen und Anwendungen*. 2., überarbeitete und erweiterte Auflage. Wiesbaden: Springer Vieweg, 2014.
- [164] RÖSLER, J., H. HARDERS und M. BÄKER. *Mechanisches Verhalten der Werkstoffe*. 6., aktualisierte Auflage. Wiesbaden: Springer Vieweg, 2019.
- [165] ROTERS, F. *Advanced Material Models for the Crystal Plasticity Finite Element Method*. Aachen, 2011. Habilitationsschrift. Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen.
- [166] ROTERS, F., P. EISENLOHR, T. R. BIELER und D. RAABE. *Crystal Plasticity Finite Element Methods: in Materials Science and Engineering*. Weinheim: Wiley-VCH, 2010.
- [167] RUIZ-MORENO, A., P. HÄHNER, F. FUMAGALLI, V. HAIBLIKOVA, M. CONTE und N. RANDALL. Stress–strain curves and derived mechanical parameters of P91 steel from spherical nanoindentation at a range of temperatures. *Materials & Design*. 2020, **194**, 108950.
- [168] RUST, W. *Nichtlineare Finite-Elemente-Berechnungen: Kontakt, Kinematik, Material*. 3., überarbeitete und erweiterte Auflage. Wiesbaden: Springer Vieweg, 2016.
- [169] SCHAYES, C., J.-B. VOGT, J. BOUQUEREL und F. PALLESCHI. Rotor Design Optimisation through Low Cycle Fatigue Testing. *Procedia Engineering*. 2015, **133**, 233–243.
- [170] SCHAYES, C. *Low cycle fatigue of the Fe-3Si steel: damage mechanisms and strain localisation by EBSD*. Lille, 2016. Dissertation. Universität Lille.
- [171] SCHAYES, C., J.-B. VOGT, J. BOUQUEREL, F. PALLESCHI und S. ZAEFFERER. Cyclic plasticity mechanism of the M330-35A steel. *International Journal of Fatigue*. 2016, **82**, 530–539.
- [172] SCHMIDT, U. *Identifikation mikroskopischer Materialparameter im Rahmen einer Zwei-Skalen-Modellierung*. Erlangen, 2014. Dissertation. Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg.
- [173] SCHOPPA, A., J. SCHNEIDER und C.-D. WUPPERMANN. Influence of the manufacturing process on the magnetic properties of non-oriented electrical steels. *Journal of Magnetism and Magnetic Materials*. 2000, **215-216**, 74–78.

-
- [174] SCHÜTZ, W. *Über eine Beziehung der Lebensdauer bei konstanter und bei veränderlicher Beanspruchungsamplitude und ihre Anwendbarkeit auf die Bemessung von Flugzeugbauteilen*. München, 1965. Dissertation. TH München.
- [175] SEEGER, T. Grundlagen für Betriebsfestigkeitsnachweise. In: DEUTSCHER STAHLBAU-VERBAND (Hrsg.). *Stahlbau-Handbuch: Für Studium und Praxis*. 3., neu bearbeitete Auflage. Köln: Stahlbau-Verlagsgesellschaft, Band 1 Teil B, 1996, S. 5–123.
- [176] SEEGER, T. und P. HEULER. Ermittlung und Bewertung örtlicher Beanspruchungen zur Lebensdauerabschätzung schwingbelasteter Bauteile. In: D. MUNZ (Hrsg.). *Ermüdungsverhalten metallischer Werkstoffe: Vortragstexte eines Symposiums der Deutschen Gesellschaft für Metallkunde*. Oberursel: DGM Informationsgesellschaft Verlag, 1985, S. 213–235.
- [177] SIEBEL, E. und M. GAIER. Untersuchungen über den Einfluss der Oberflächenbeschaffenheit auf die Dauerschwingfestigkeit metallischer Bauteile. *VDI-Z.* 1956, **98**, 1751–1774.
- [178] SIEBEL, E. und M. STIELER. Ungleichförmige Spannungsverteilung bei schwingender Beanspruchung. *VDI-Z.* 1955, **97**(5), 121–126.
- [179] SIEGERT, K. *Blechumformung: Verfahren, Werkzeuge und Maschinen*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2015.
- [180] SITHARAM, T. G. und L. GOVINDARAJU. *Theory of Elasticity*. Singapore: Springer Singapore, 2021.
- [181] SMITH, K. N., P. WATSON und T. H. TOPPER. A stress-strain function for the fatigue of metals. *Journal of Materials*. 1970, **5**(4), 767–778.
- [182] SONSINO, C. M. Betriebsfestigkeit — Eine Einführung in die Begriffe und ausgewählte Bemessungsgrundlagen. *Materials Testing*. 2008, **50**(1-2), 77–90.
- [183] SPIESS, L., G. TEICHERT, R. SCHWARZER, H. BEHNKEN und C. GENZEL. *Moderne Röntgenbeugung: Röntgendiffraktometrie für Materialwissenschaftler, Physiker und Chemiker*. 3., überarbeitete Auflage. Wiesbaden und Heidelberg: Springer Spektrum, 2019.
- [184] STAHL-INFORMATIONEN-ZENTRUM (Hrsg.). *Merkblatt 401: Elektroband und -blech*. Düsseldorf: Stahl-Informationen-Zentrum, 2005.
- [185] STAHLINSTITUT VDEH (Hrsg.). *Prüf- und Dokumentationsrichtlinie für die experimentelle Ermittlung mechanischer Kennwerte von Feinblechen aus Stahl für die CAE-Berechnung*. Düsseldorf: Stahleisen-GmbH, SEP 1240, 2006.
- [186] STEENTJES, S., D. FRANCK, K. HAMEYER, S. VOGT, M. BEDNARZ, W. VOLK, J. DIERDORF, G. HIRT, V. SCHNABEL, H. N. MATHUR und S. KORTE-KERZEL. On the effect of material processing: microstructural and magnetic properties of electrical steel sheets. In: IEEE (Hrsg.). *4th International Electric Drives Production Conference*. Nürnberg, Deutschland, 30. September - 01. Oktober 2014, S. 1–7.
- [187] STEINER PETROVIC, D. Non-oriented electrical steel sheets. *Materials and Technologies*. 2010, **44**(6), 317–325.

- [188] STÖCKER, A., M. WEINER, G. KORPALA, U. PRAHL, X. WEI, J. LOHMAR, G. HIRT, M. HELLER, S. KORTE-KERZEL, L. BÖHM, W. VOLK, N. LEUNING, K. HAMMEYER und R. KAWALLA. Integrated Process Simulation of Non-Oriented Electrical Steel. *Materials*. 2021, **14**(21).
- [189] STOPKA, K. S., M. YAGHOobi, J. E. ALLISON und D. L. MCDOWELL. Effects of boundary conditions on microstructure-sensitive fatigue crystal plasticity analysis. *Integrating Materials and Manufacturing Innovation*. 2021, **10**(3), 393–412.
- [190] SUN, M., C. TAN, W. TAN und C. YANG. Calculating the Mechanical Properties of DX56 Steel by the Spherical Indentation Method. *Journal of Physics: Conference Series*. 2020, **1637**(1), 012042.
- [191] SZABÓ, I. *Höhere Technische Mechanik: Nach Vorlesungen*. 6. Auflage. Berlin und Heidelberg: Springer, 2001.
- [192] TABOR, D. *The Hardness of Metals*. Oxford: Oxford University Press, 2000.
- [193] TALJAT, B., T. ZACHARIA und F. KOSEL. New analytical procedure to determine stress-strain curve from spherical indentation data. *International Journal of Solids and Structures*. 1998, **35**(33), 4411–4426.
- [194] THUM, M. *Abschätzung und Beschreibung des Kanteneinflusses auf die Dehnungs-Wöhlerlinie von Feinblechen*. Clausthal-Zellerfeld, 2022. Dissertation. Technische Universität Clausthal.
- [195] TING, T. C. T. *Anisotropic Elasticity: Theory and Applications*. New York: Oxford University Press, 1996.
- [196] TIRUPATAIAH, Y. und G. SUNDARARAJAN. On the constraint factor associated with the indentation of work-hardening materials with a spherical ball. *Metallurgical Transactions A*. 1991, **22**(10), 2375–2384.
- [197] TSCHÖKE, H., P. GUTZMER und T. PFUND (Hrsg.). *Elektrifizierung des Antriebstrangs: Grundlagen - vom Mikro-Hybrid zum vollelektrischen Antrieb*. Berlin und Heidelberg: Springer Vieweg, 2019.
- [198] VAN HOECKE, D., S. JACOBS, L. VANDENBOSSCHE, B. WEBER und E. ATTRAZIC. Effect of punching and stress concentrations on mechanical behaviour of electrical steels. In: IEEE (Hrsg.). *2013 World Electric Vehicle Symposium and Exhibition (EVS27)*. Barcelona, Spain, 17. - 20. November 2013, S. 1–6.
- [199] VDI 2906-2:1994:05. *Schnittflächenqualität beim Schneiden, Beschneiden, und Lochen von Werkstücken aus Metall - Scherschneiden*.
- [200] VERBAND DER AUTOMOBILINDUSTRIE E.V. (Hrsg.). *Einfluss der Kantenbearbeitung auf die Festigkeitseigenschaften von Stahl-Feinblechen unter quasistatischer und schwingender Beanspruchung*. FAT-Schriftenreihe 306, 2018.
- [201] VEREIN DEUTSCHER EISENHÜTTENLEUTE (Hrsg.). *Leitfaden für eine Betriebsfestigkeitsrechnung: Empfehlungen zur Lebensdauerabschätzung von Maschinenbauteilen*. 4. Auflage. Düsseldorf: Verlag Stahleisen GmbH, 2004.
- [202] VOCE, E. A practical strain hardening function. *Metallurgia*. 1955, **51**, 219–226.
- [203] VOIGT, W. Ueber die Beziehung zwischen den beiden Elasticitätsconstanten isotroper Körper. *Annalen der Physik*. 1889, **274**(12), 573–587.

-
- [204] VORMWALD, M. *Anrisslebensdauervorhersage auf der Basis der Schwingbruchmechanik für kurze Risse*. Darmstadt, 1989. Dissertation. Technische Hochschule Darmstadt.
- [205] VOYIADJIS, G. und M. YAGHOUBI. Review of Nanoindentation Size Effect: Experiments and Atomistic Simulation. *Crystals*. 2017, **7**(10), 321.
- [206] WÄCHTER, M. und A. ESDERTS. Contribution to the estimation of cyclic material properties. In: DEUTSCHER VERBAND FÜR MATERIALFORSCHUNG UND -PRÜFUNG E.V. (Hrsg.). *LCF8 Eighth International Conference on Low Cycle Fatigue*. Dresden, Deutschland, 27. - 29. Juni 2017, S. 457–462.
- [207] WÄCHTER, M. *Zur Ermittlung von zyklischen Werkstoffkennwerten und Schädigungsparameterwöhlerlinien*. Clausthal-Zellerfeld, 2016. Dissertation. Technische Universität Clausthal.
- [208] WÄCHTER, M. und A. ESDERTS. On the estimation of cyclic material properties – Part 1: Quality of known estimation methods. *Materials Testing*. 2018, **60**(10), 945–952.
- [209] WÄCHTER, M., C. MÜLLER und A. ESDERTS. *Angewandter Festigkeitsnachweis nach FKM-Richtlinie: Kurz und bündig*. Wiesbaden: Springer Vieweg, 2017.
- [210] WEISS, H. A., N. LEUNING, S. STEENTJES, K. HAMEYER, T. ANDORFER, S. JENNER und W. VOLK. Influence of shear cutting parameters on the electromagnetic properties of non-oriented electrical steel sheets. *Journal of Magnetism and Magnetic Materials*. 2017, **421**, 250–259.
- [211] WEISS, H. A. *Fertigung effizienter Elektromotoren: Einfluss des Schneidvorgangs auf die magnetischen Eigenschaften von Elektroblech*. München, 2019. Dissertation. Technische Universität München.
- [212] WEISS, H. A., P. TROBER, R. GOLLE, S. STEENTJES, N. LEUNING, S. ELFGEN, K. HAMEYER und W. VOLK. Impact of Punching Parameter Variations on Magnetic Properties of Nongrain-Oriented Electrical Steel. *IEEE Transactions on Industry Applications*. 2018, **54**(6), 5869–5878.
- [213] WESSEL, W. *Mikrostrukturelle Untersuchungen der Rissinitiierung und -ausbreitung in intermetallischen TiAl-Legierungen unter zyklischer und quasistatischer Belastung* [Zugl.: Kassel, Univ., Diss., 2011]. Kassel: Kassel Univ. Press, 2012.
- [214] ZHANG, P., S. X. LI und Z. F. ZHANG. General relationship between strength and hardness. *Materials Science and Engineering: A*. 2011, **529**, 62–73.

Anhang

A Schädigungsparameter P_J

Bei der Bestimmung des Schädigungsparameters P_J für eine einstufige Beanspruchung werden der zugehörigen σ - ε -Hysterese zunächst die Kenngrößen σ_o , σ_u , ε_o und ε_u entnommen. Mit den Größen n' und K' der zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurve wird die zyklische 0,2 %-Dehngrenze $R'_{p0,2}$ ermittelt. Die zyklische Fließgrenze σ_F ergibt sich im Anschluss mit der Zugfestigkeit R_m des Werkstoffs:

$$\sigma_F = 0,5 \left(R'_{p0,2} + R_m \right) = 0,5 \left(K' \cdot 0,002^{n'} + R_m \right) \quad (\text{A.1})$$

Die Rissöffnungsspannung σ_{op} wird in Abhängigkeit des Spannungsverhältnisses des Schwingenspiels R_σ und den Parametern A_0 , A_1 , A_2 und A_3 berechnet:

$$\begin{aligned} \sigma_{op} &= \sigma_o \left(A_0 + A_1 \cdot R_\sigma + A_2 \cdot R_\sigma^2 + A_3 \cdot R_\sigma^3 \right) && \text{für } R_\sigma \geq 0 \\ \sigma_{op} &= \sigma_o \left(A_0 + A_1 \cdot R_\sigma \right) && \text{für } R_\sigma < 0 \end{aligned} \quad (\text{A.2})$$

wobei gilt:

$$\begin{aligned} A_0 &= 0,535 \cos \left(\frac{\pi \cdot \sigma_o}{2 \cdot \sigma_F} \right) \\ A_1 &= 0,344 \cdot \frac{\sigma_o}{\sigma_F} \\ A_2 &= 1 - A_0 - A_1 - A_3 \\ A_3 &= 2 \cdot A_0 + A_1 - 1 \end{aligned} \quad (\text{A.3})$$

Mit der ermittelten Rissöffnungsspannung lassen sich nun die Rissöffnungs- ε_{op} und Risschließdehnung ε_{cl} unter der Annahme, dass die σ - ε -Hysterese zwischen zwei Umkehrpunkten nach Masing der verdoppelten ZSD folgt, berechnen:

$$\varepsilon_{op} = \varepsilon_{cl} = \varepsilon_u + \frac{\sigma_{op} - \sigma_u}{E} + 2 \left(\frac{\sigma_{op} - \sigma_u}{2K'} \right)^{\frac{1}{n'}} \quad (\text{A.4})$$

Die Risschließspannung σ_{cl} wird durch iteratives Lösen (Newton-Verfahren) der nachfolgenden Gleichung ermittelt:

$$\varepsilon_o - \varepsilon_{cl} = \frac{\sigma_o - \sigma_{cl}}{E} + 2 \left(\frac{\sigma_o - \sigma_{cl}}{2K'} \right)^{\frac{1}{n'}} \quad (\text{A.5})$$

Der Schädigungsparameter P_J kann anschließend nach Gl. (3.22) mit der effektiven Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma_{eff}$ und der effektiven plastischen Dehnungsschwingbreite $\Delta\varepsilon_{pl,eff}$ nach Gl. (3.23) bzw. Gl. (3.24) berechnet werden. Für den Sonderfall $\varepsilon_{op} \leq \varepsilon_u$ gilt für

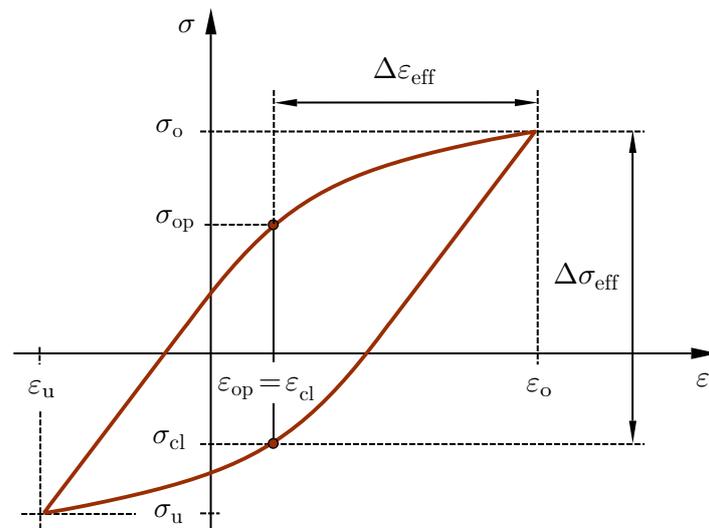


Abb. A.1: Größen der geschlossenen Spannungs-Dehnungs-Hysterese zur Berechnung des Schädigungsparameters P_J nach [204]

die Risschließdehnung $\epsilon_{cl} = \epsilon_u$ und für die Risschließspannung $\sigma_{cl} = \sigma_u$ [74, 204]. Die entsprechenden Größen des Schädigungsparameters P_J sind zur grafischen Veranschaulichung in Abb. A.1 dargestellt. Weitere Informationen können der Arbeit von Vormwald [204] und der einschlägigen Fachliteratur [92, 159, 207] entnommen werden.

B Schädigungsparameter P_{RAM} und P_{RAJ}

Mit der abgeschätzten Mittelspannungsempfindlichkeit M gemäß Gl. (3.26) wird der Mittelspannungsfaktor k_M für den Schädigungsparameter P_{RAM} wie folgt bestimmt:

$$\begin{aligned} k_M &= M \cdot (M + 2) && \text{für } \sigma_m \geq 0 \\ k_M &= \frac{M}{3} \cdot \left(\frac{M}{3} + 2 \right) && \text{für } \sigma_m < 0 \end{aligned} \quad (\text{B.1})$$

Der Schädigungsparameter P_{RAM} lässt sich sodann mit den Größen der zugrundeliegenden Spannungs-Dehnungs-Hysterese berechnen:

$$\begin{aligned} P_{\text{RAM}} &= \sqrt{(\sigma_a + k_M \cdot \sigma_m) \cdot \varepsilon_a \cdot E} && \text{für } (\sigma_a + k_M \cdot \sigma_m) \geq 0 \\ P_{\text{RAM}} &= 0 && \text{für } (\sigma_a + k_M \cdot \sigma_m) < 0 \end{aligned} \quad (\text{B.2})$$

Im Fall des Schädigungsparameters P_{RAJ} wird aus der abgeschätzten Mittelspannungsempfindlichkeit des Werkstoffs der Mittelspannungsfaktor A_m bestimmt:

$$\begin{aligned} A_M &= 0,4 - \frac{M}{4} && \text{für } \sigma_m < 0 \\ A_M &= 0,47 \cdot (1 - 1,5 \cdot M) \cdot (1 + R_\sigma)^{1+R_\sigma+M} && \text{für } \sigma_m \geq 0 \end{aligned} \quad (\text{B.3})$$

Für die Parameter A_0 , A_1 , A_2 und A_3 zur Berechnung der Rissöffnungsspannung gilt mit der zyklischen Fließgrenze des Werkstoffs σ_F nach Gl. (A.1):

$$\begin{aligned} A_0 &= 0,535 \cos \left(\frac{\pi \cdot \sigma_o}{2 \cdot \sigma_F} \right) + A_m \\ A_1 &= 0,344 \cdot \frac{\sigma_o}{\sigma_F} + A_m \\ A_2 &= 1 - A_0 - A_1 - A_3 \\ A_3 &= 2 \cdot A_0 + A_1 - 1 \end{aligned} \quad (\text{B.4})$$

Die weiteren Schritte bei der Berechnung des Schädigungsparameters P_{RAJ} erfolgen in gleicher Weise wie beim Schädigungsparameter P_J . Weitere Informationen können der Literatur [70, 74] entnommen werden.

C Stützwirkungsmodell für das örtliche Konzept

Die Berücksichtigung der Stützwirkung bzw. des Größeneinflusses im örtlichen Konzept kann gemäß [74] mit der werkstoffmechanischen Stützzahl n_P erfolgen. Sie ergibt sich durch Multiplikation der bruchmechanischen n_{bm} und statistischen Stützzahl n_{st} :

$$n_P = n_{bm} \cdot n_{st} \quad (C.1)$$

Die statistische Stützzahl ist mithilfe der Vergleichsspannung zu bestimmen und kann als das Verhältnis der hochbeanspruchten Oberfläche eines Referenzvolumens A_{ref} und der hochbeanspruchten Oberfläche des Bauteils A_σ ausgedrückt werden:

$$n_{st} = \left(\frac{A_{ref}}{A_\sigma} \right)^{\frac{1}{k_{st}}} \quad (C.2)$$

Dabei wird für die hochbeanspruchte Oberfläche des Referenzvolumens A_{ref} ein Wert von 500 mm^2 und für den werkstoffabhängigen Weibull-Exponenten für Stahl $k_{st} = 30$ angenommen [75]. Die hochbeanspruchte Oberfläche des Bauteils A_σ lässt sich für den allgemeinen Fall eines von der Bauteiloberfläche ausgehenden Ermüdungsbruchs durch FE-Simulation bestimmen. Dazu stehen prinzipiell verschiedene Verfahren zur Verfügung, von denen in [74] eine erweiterte Vorgehensweise nach der Methode SPIEL [49] empfohlen wird. Für die Bauteiloberfläche müssen die von Mises Vergleichsspannungen σ_v und der Flächenanteil A_i eines jeden Oberflächenknotens i des FE-Netzes ermittelt werden. Mit dem Weibull-Exponenten k_{st} und der maximalen Vergleichsspannung $\sigma_{v,max}$ lässt sich für die hochbeanspruchte Oberfläche des Bauteils A_σ schreiben:

$$A_\sigma = \sum_{i=1}^n \left[\left(\frac{\sigma_{v,i}}{\sigma_{v,max}} \right)^{k_{st}} \cdot A_i \right] \quad (C.3)$$

Bei der Ermittlung der hochbeanspruchten Oberfläche ist auf eine geeignete Wahl des Elementtyps zu achten, da die Verwendung von Elementen mit quadratischer Ansatzfunktion (2. Ordnung) zu einer falschen Abschätzung von A_σ führen kann. Weitere Informationen zur Vorgehensweise und Umsetzung der (erweiterten) Methode SPIEL können [49, 74, 209] entnommen werden.

In Anlehnung an [75] wird die bruchmechanische Stützzahl n_{bm} mithilfe der Zugfestigkeit des Werkstoffs R_m und des bezogenen Spannungsgradienten G definiert. Sie erhöht die rechnerische örtliche Dauerfestigkeit, um das Phänomen eines stehenbleibenden Risses bei hohen auftretenden Spannungsgradienten abbilden zu können und ist für niedrige bzw. mittlere Gradienten mit $n_{bm} = 1$ anzunehmen:

$$n_{bm} = \max(\bar{n}_{bm}, 1) \quad (C.4)$$

mit

$$\bar{n}_{bm} = \frac{5 + \sqrt{G \cdot [mm]}}{5 \cdot n_{st} + \frac{R_m}{R_{m,bm}} \cdot \sqrt{\frac{7,5 + \sqrt{G \cdot [mm]}}{1 + 0,2\sqrt{G \cdot [mm]}}} \quad (C.5)$$

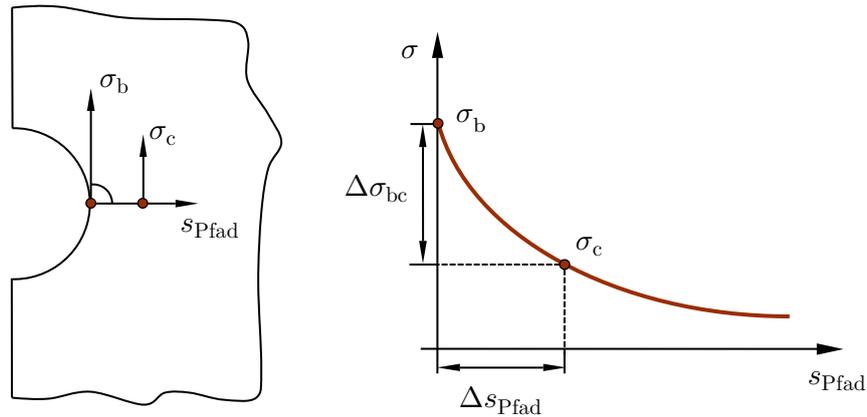


Abb. C.1: Ermittlung des bezogenen Spannungsgradienten nach [74]

Für die Berechnung wird eine Referenzzugfestigkeit $R_{m,bm}$ benötigt, die für Stahl mit 680 MPa angenommen werden kann. Der bezogene Spannungsgradient G lässt sich im Rahmen einer elastizitätstheoretischen FE-Berechnung ermitteln, mit der die Vergleichsspannungen im Nachweispunkt und im maßgebenden Pfad s_{Pfad} in Oberflächennähe ausgewertet werden. Der Pfad verläuft dabei in Normalenrichtung zur gebildeten Tangentialebene im Nachweispunkt, vgl. Abb. C.1. Durch Auswertung von Gl. (C.6) an jedem Punkt des maßgebenden Pfades ergibt sich mit der betragsmäßig höchsten Spannung σ_b der maximale bezogene Spannungsgradient, der für die Bestimmung der bruchmechanischen Stützzahl anzusetzen ist:

$$G = \left(\frac{1}{\sigma_b} \cdot \frac{\Delta\sigma_{bc}}{\Delta s_{Pfad}} \right) \quad (C.6)$$

D Rechnerische Abschätzmethoden der zyklischen Werkstoffkennwerte

Die rechnerische Abschätzung der zyklischen Werkstoffkennwerte zur analytischen Beschreibung der DWL bzw. der ZSD erfolgt gemäß den Angaben in Tab. D.1. Der zyklische Verfestigungsexponent n' und -koeffizient K' werden sofern nicht anders angegeben über die Kompatibilitätsbedingungen nach Gl. (3.13) bzw. Gl. (3.14) bestimmt. Die Angaben zu den jeweiligen Abschätzmethoden und zulässigen Wertebereichen beschränken sich im vorliegenden Anwendungsfall auf die Werkstoffgruppe Stahl. Der Vergleichsumformungsgrad φ_v , welcher im Uniform Material Law + und der Method of Variable Slopes 2006 als Kenngröße berücksichtigt werden kann, wird mit $\varphi_v = 0$ angenommen.

Tab. D.1: Rechnerische Abschätzmethoden zur Bestimmung der zyklischen Kennwerte

Uniform Material Law [12]

$$\sigma'_f = 1,50 \cdot R_m$$

$$b = -0,087$$

$$\varepsilon'_f = 0,59 \cdot \Psi$$

$$c = -0,58$$

$$n' = 0,15$$

$$K' = 1,65 \cdot R_m$$

$$\text{mit } \Psi = \begin{cases} 1,0 & \text{für } \frac{R_m}{E} \leq 3 \cdot 10^{-3} \\ 1,375 - 125,0 \cdot \frac{R_m}{E} & \text{für } \frac{R_m}{E} > 3 \cdot 10^{-3} \end{cases}$$

Zulässiger Wertebereich (un- und niedriglegierte Stähle): $R_m = 110 - 2300 \text{ MPa}$

Tab. D.1: Rechnerische Abschätzmethoden zur Bestimmung der zyklischen Kennwerte**Uniform Material Law + [94]**

$$\sigma'_f = R'_{p0,2} \cdot \left(\frac{0,5}{N_{0,2}} \right)^b$$

$$b = -0,087 + 0,235 \cdot \lg(1 + f_v \cdot \varphi_v)$$

$$\varepsilon'_f = 0,002 \left(\frac{0,5}{N_{0,2}} \right)^c$$

$$c = -0,58 + \max\left((335 - 0,64 \cdot R_m) \cdot 10^{-3}; 0\right)$$

$$\text{mit } \Psi = \begin{cases} 1,0 & \text{für } \frac{R_m}{E} \leq 3 \cdot 10^{-3} \\ 1,375 - 125,0 \cdot \frac{R_m}{E} & \text{für } \frac{R_m}{E} > 3 \cdot 10^{-3} \end{cases}$$

$$R'_{p0,2} = 0,64 \cdot \Psi^{-0,15} \cdot R_m \cdot (1 + f_v \cdot \varphi_v)$$

$$N_{0,2} = 9000 \cdot \Psi^{1,724}$$

$$f_v = 1,0$$

Anwendungsbereich: Höherfeste, weiche und Mehrphasen-Stahlfeinbleche

Method of Variable Slopes 2006 [94]

$$\sigma'_f = R'_{p0,2} \cdot \left(\frac{0,5}{N_{0,2}} \right)^b$$

$$b = -b_0 + \frac{\lg(1 + f_v \cdot \varphi_v)}{\lg(2 \cdot N_{0,2})}$$

$$\varepsilon'_f = 0,002 \left(\frac{0,5}{N_{0,2}} \right)^c$$

$$c = \frac{\lg\left(\frac{E \cdot 0,002}{R'_{p0,2}}\right)}{\lg\left(\alpha \cdot (R'_{p0,2} - E \cdot 0,002) + 1\right)} + b \quad \text{mit } \alpha = 0,0043$$

$$\text{mit } b_0 = -0,100$$

$$R'_{p0,2} = \gamma \cdot R_m \cdot (1 + f_v \cdot \varphi_v) \quad \text{mit } \gamma = 0,7$$

$$N_{0,2} = 7500$$

$$f_v = 1,0$$

Anwendungsbereich: Höherfeste, weiche und Mehrphasen-Stahlfeinbleche

Tab. D.1: Rechnerische Abschätzmethoden zur Bestimmung der zyklischen Kennwerte**FKM-Methode** [207]

$$\sigma'_f = 3,1148 \text{ MPa} \cdot \left(\frac{R_m}{\text{MPa}} \right)^{0,897}$$

$$b = -0,097$$

$$\varepsilon'_f = \min \left(0,338; 1033 \cdot \left(\frac{R_m}{\text{MPa}} \right)^{-1,235} \right)$$

$$c = -0,52$$

mit $E = 206 \text{ GPa}$

Zulässiger Wertebereich (Stahl ohne Stahlguss): $R_m = 121 - 2296 \text{ MPa}$

FKM⁺-Methode [207]

$$\sigma'_f = 1,3384 \text{ MPa} \cdot \left(\frac{R_m}{\text{MPa}} \right)^{0,9} \cdot 0,9966 \cdot \left(\frac{R_e}{1,02 \cdot R_m - 135 \text{ MPa}} \right)^{0,225} \cdot \left(\frac{0,5}{N_{0\sigma}} \right)^b$$

$$b = -0,099$$

$$\varepsilon'_f = \min \left(0,0084; 25,06 \cdot \left(\frac{R_m}{\text{MPa}} \right)^{-1,238} \right) \cdot \left(\frac{0,5}{N_{0\varepsilon p}} \right)^c$$

$$c = \begin{cases} -0,552 & \text{für } \frac{A}{69,167 \cdot \left(\frac{R_m}{\text{MPa}} \right)^{-0,89}} \leq 2 \\ -0,411 & \text{für } \frac{A}{69,167 \cdot \left(\frac{R_m}{\text{MPa}} \right)^{-0,89}} > 2 \end{cases}$$

mit $E = 206 \text{ GPa}$

$$N_{0\sigma} = 3000$$

$$N_{0\varepsilon p} = 600$$

Zulässiger Wertebereich (Stahl ohne Stahlguss): $R_m = 261 - 1247 \text{ MPa}$,

$$R_e = 122 - 1142 \text{ MPa}, A = 1 - 70 \%$$

E Simulationsablauf für die Modellierung des Härteprofils

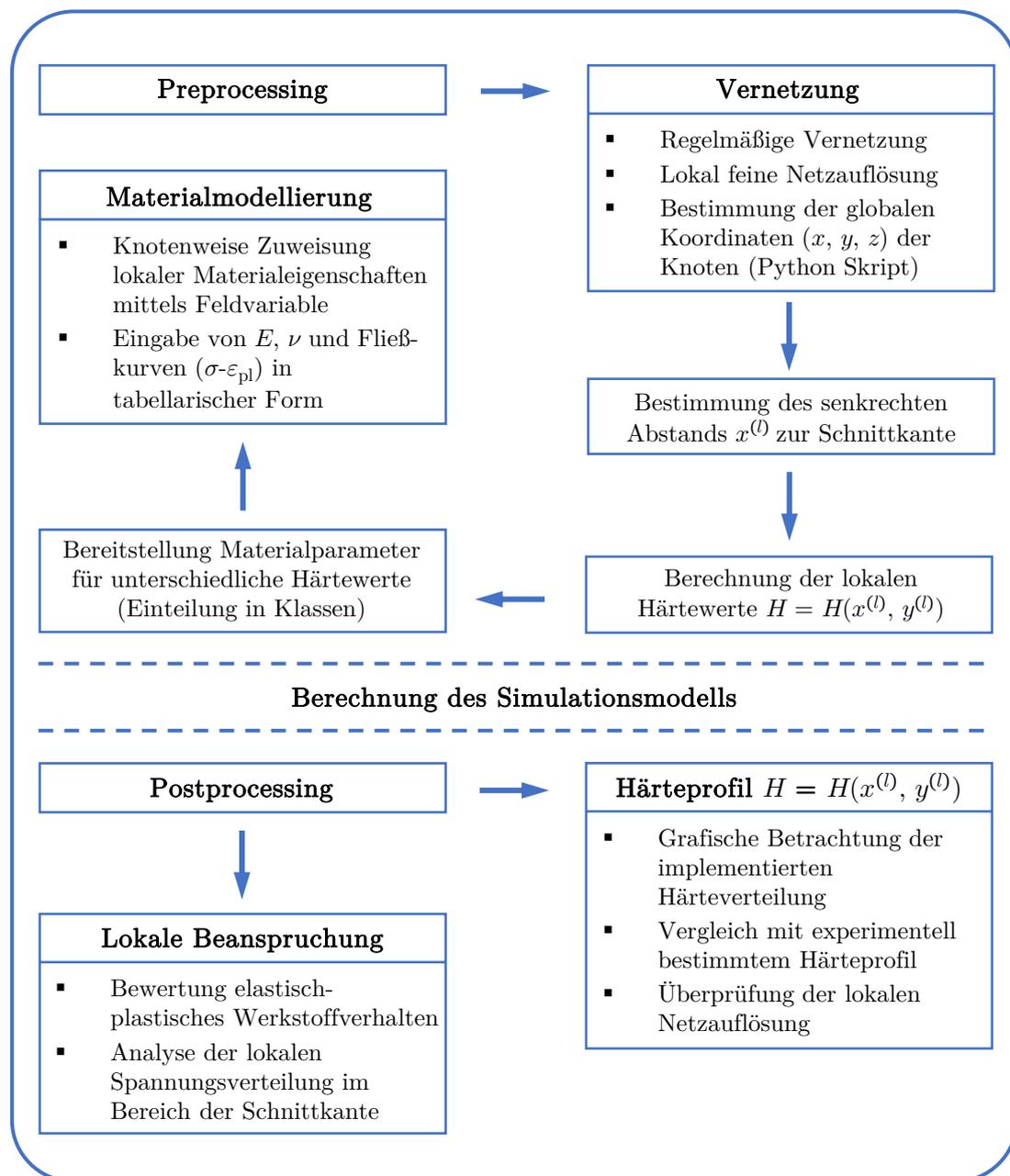


Abb. E.1: Simulationsablauf zur Modellierung des Härteprofils und Zuweisung lokal unterschiedlicher elastisch-plastischer Materialeigenschaften [118]

F Rotationsmatrizen zur Transformation des Elastizitätstensors

Die Transformation des Elastizitätstensors \mathbf{C}_{krz} vom körperfesten Kristallachsensystem in das raumfeste Referenzachsensystem erfolgt durch drei aufeinanderfolgende Rotationen mit den Rotationsmatrizen K_{φ_1} , K_{Φ} und K_{φ_2} . Mit den Euler-Winkeln φ_1 , Φ , φ_2 in der Bunge-Notation entspricht dies einer Rotation um den Winkel φ_1 um die z -Achse, einer Rotation um den Winkel Φ um die x' -Achse und einer Rotation um den Winkel φ_2 um die z'' -Achse. Die zugehörigen Rotationsmatrizen K_{φ_1} bzw. K_{φ_2} (Rotation um z -Achse) und K_{Φ} (Rotation um x -Achse) lauten [5, 24, 25]:

$$K_{\varphi_1} = K_{\varphi_2} = \begin{bmatrix} c^2 & s^2 & 0 & -2cs & 0 & 0 \\ s^2 & c^2 & 0 & 2cs & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ cs & -cs & 0 & c^2 - s^2 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & c & -s \\ 0 & 0 & 0 & 0 & s & c \end{bmatrix} \quad (\text{F.1})$$

$$K_{\Phi} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & c^2 & s^2 & 0 & 0 & -2cs \\ 0 & s^2 & c^2 & 0 & 0 & 2cs \\ 0 & 0 & 0 & c & s & 0 \\ 0 & 0 & 0 & -s & c & 0 \\ 0 & cs & -cs & 0 & 0 & c^2 - s^2 \end{bmatrix} \quad (\text{F.2})$$

Aus Gründen der besseren Lesbarkeit wurden die Einträge in den Rotationsmatrizen durch $\sin(\varphi_1) = \sin(\Phi) = \sin(\varphi_2) = s$ und $\cos(\varphi_1) = \cos(\Phi) = \cos(\varphi_2) = c$ ersetzt. Es sei darauf hingewiesen, dass die Anordnung der Einträge ij (Voigt'sche Notation) in der Reihenfolge 11, 22, 33, 12, 13, 23 dargestellt ist.

Publikationen

Fachbeiträge

GOTTWALT, A., P. KUBASCHINSKI, M. WALTZ, U. GLATZEL und U. TETZLAFF. An experimental setup for fatigue testing of thin electrical steel sheets. *International Journal of Fatigue*. 2022, **162**, 106987.

GOTTWALT-BARUTH, A., P. KUBASCHINSKI, M. WALTZ, R. VÖLKL, U. GLATZEL und U. TETZLAFF. Cyclic deformation behavior of non-oriented electrical steel sheets. *Materials Science and Engineering: A*. 2023, **886**, 145684.

GOTTWALT-BARUTH, A., P. KUBASCHINSKI, M. WALTZ und U. TETZLAFF. Influence of the cutting method on the fatigue life and crack initiation of non-oriented electrical steel sheets. *International Journal of Fatigue*. 2024, **180**, 108073.

KUBASCHINSKI, P., A. GOTTWALT, U. TETZLAFF, H. ALTENBACH und M. WALTZ. Calibration of a combined isotropic-kinematic hardening material model for the simulation of thin electrical steel sheets subjected to cyclic loading. *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*. 2022, **53**(4), 422–439.

KUBASCHINSKI, P., A. GOTTWALT-BARUTH, U. TETZLAFF, H. ALTENBACH und M. WALTZ. Modelling and simulation of the hardness profile and its effect on the stress-strain behaviour of punched electrical steel sheets. *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*. 2023, **54**(4), 512–526.

Konferenzbeiträge

GOTTWALT, A., P. KUBASCHINSKI, M. WALTZ und U. TETZLAFF. The role of edge surface quality on cyclic deformation behaviour of non-oriented electrical steel sheets. In: DEUTSCHER VERBAND FÜR MATERIALFORSCHUNG UND -PRÜFUNG E.V. (Hrsg.). *LCF9 Ninth International Conference on Low Cycle Fatigue*. Berlin, Deutschland, 21. - 23. Juni 2022, S. 145–150.

KUBASCHINSKI, P., A. BARUTH, U. TETZLAFF, H. ALTENBACH und M. WALTZ. Untersuchungen zur Ermittlung der zyklischen Kennwerte von dünnem Elektroblech im Rahmen der rechnerischen Lebensdauerabschätzung. In: DEUTSCHER VERBAND FÜR MATERIALFORSCHUNG UND -PRÜFUNG E.V. (Hrsg.). *Betriebsfestigkeit – Wissensmanagement und Methodenentwicklung entlang der Wertschöpfungskette*. Plauen, Deutschland, 12. - 13. Oktober 2022, S. 163–178.