

URSACHENANALYSE LATERALER RISSABWEICHUNGEN DURCH
MODELLHAFTE ABBILDUNG DES THERMISCHEN
LASERSTRAHLSEPARIERENS AN KRISTALLINEN
SILIZIUM-SOLARZELLEN

Dissertation

zur Erlangung des Doktorgrades der Ingenieurwissenschaften (Dr.-Ing.).

Der

Naturwissenschaftlichen Fakultät II
Chemie, Physik und Mathematik
der Martin-Luther-Universität Halle-Wittenberg

vorgelegt.

Von Julius A. Röth
geb. am 23.03.1991 in Ulm.

Öffentlich verteidigt am:

23.05.2019

1. Gutachter: Prof. Dr. Ralf B. Wehrspohn
2. Gutachter: Prof. Dr. Norbert Bernhard
3. Gutachter: Prof. Dr. Norbert Rohbeck

Inhaltsverzeichnis

Physikalische Größen	4
Abkürzungsverzeichnis	6
1 Motivation und Zielsetzung	7
2 Stand der Wissenschaft und Technik	9
2.1 Waferdicing	9
2.1.1 Die verschiedenen Dicingverfahren	11
2.2 Physikalische Grundlagen bezüglich des thermischen Laserstrahlseparierens	23
2.2.1 Laserkaustik des realen Laserstrahls	23
2.2.2 Reflexion, Absorption und Transmission	25
2.2.3 Wärmeleitung, -Strahlung und Konvektion	30
2.2.4 Thermische Spannung und Rissentstehung	35
2.2.5 Fraktographie	40
3 Verwendete Mittel und Methoden	46
3.1 Verfügbare Trennverfahren	46
3.1.1 Wafersäge	46
3.1.2 Scribe and Break Laseranlage	46
3.1.3 Anlage zur thermischen Laserstrahlseparierung	46
3.2 Mess- und Analysewerkzeuge	47
3.2.1 Thermographie	47
3.2.2 Optisches Mikroskop	47
3.2.3 Vierpunkt Biegevorrichtung	47
3.3 Proben	48
3.4 Statistische Versuchsplanung	48
3.5 Simulationen	49
3.5.1 Simulation Solarmodul	49
3.5.2 FEM-Simulation TLS Prozess	49

4	Ergebnisse	53
4.1	Die verschiedenen TLS Parameter	53
4.1.1	Lasersystem	54
4.1.2	Prozesskühlungssystem	56
4.1.3	Wafersystem	58
4.2	Rissverlauf	61
4.2.1	Rissstart	61
4.2.2	Verortung des Risswachstums	65
4.2.3	Laterale Rissabweichung an der Waferkante	66
4.2.4	Rissabweichungen	76
4.2.5	Rissführung mittels Laserscribe	80
4.3	Prozesscharakterisierung	88
4.3.1	Kantenqualität	89
4.3.2	Festigkeitsuntersuchung	91
4.3.3	Elektrische Charakterisierung	94
4.4	Erreichung einer Trockenkühlung	95
4.5	Konzentratorzellen	97
4.6	Minimale Bauteilgröße und optimale Solarzellengröße	103
5	Diskussion	107
5.1	Limits des TLS Prozesses	107
5.1.1	Rissstart	107
5.1.2	Rissverlauf	109
5.1.3	Bearbeitungsgeschwindigkeit	116
5.1.4	Minimale Abmessungen und Trennfugenbreiten	117
5.1.5	Andere Halbleitermaterialien	118
5.2	Optimale Anwendung des TLS Prozesses	119
6	Zusammenfassung und Ausblick	121
	Anhang	124
	Literaturverzeichnis	132
	Publikationen	140
	Lebenslauf	141
	Danksagung	142
	Ehrenwörtliche Erklärung	143

Physikalische Größen

Symbol	Einheit	Bedeutung
α	$[\text{cm}^{-1}]$	Absorptionskoeffizient
α_{DOE}	$[-]$	Extrema Sternpunkt der statistischen Versuchsplanung
α_t	$[\text{K}^{-1}]$	Längenausdehnungskoeffizient
A	-	Absorptionsgrad
a	$[\text{m}]$	Risslänge
$A_{\lambda t}$	$[\text{m}^2]$	Fläche senkrecht zum Wärmestrom
$A_{\text{teilstelle}}$	$[\text{cm}^2]$	Fläche der Teilstelle
A_I	$[\text{m}^2]$	Bestrahlte Oberfläche des Volumenelements
A_s	$[\text{m}^2]$	Fläche der Wärmestrahlung
c_p	$[\text{J kg}^{-1} \text{K}^{-1}]$	Spezifische Wärmekapazität bei konst. Druck
C_R	$[\text{m s}^{-1}]$	Rayleighgeschwindigkeit
d	$[\text{m}]$	Abstand des simulierten Spannungsmaxima zu der Waferkante
d_{lens}	$[\text{m}]$	Abstand zweier Linsen in einem Linsensystem
d_{Abs}	$[\text{m}]$	Abstand zwischen den einzelnen Versuchen
d_{CL}	$[\text{m}]$	Abstand des Trennprozesses von der Rissführung
d_{Ll}	$[\text{m}]$	Länge des elliptischen Laserstrahls
d_{Lw}	$[\text{m}]$	Breite des elliptischen Laserstrahls
d_N	$[\text{m}]$	Durchmesser Kühldüse
d_{Nx}	$[\text{m}]$	Abstand der Kühldüsenmitte zur Lasermitte in X-Richtung
d_{Ny}	$[\text{m}]$	Abstand der Kühldüsenmitte zur Lasermitte in Y-Richtung
d_{Nz}	$[\text{m}]$	Kühldüsenhöhe
d_{RF}	$[\text{m}]$	Länge der Rissführung
dw	$[\text{m}]$	Waferdicke
ϵ	-	Emissionsgrad
ϵ_e	-	Dehnung
F	$[\text{N}]$	Kraft
f	$[\text{m}]$	Brennweite
f_{sc}	$[\text{Hz}]$	Impulsfolgefrequenz
F_D	$[\text{N}]$	Druckkraft
F_R	$[\text{N}]$	Reibkraft
F_Z	$[\text{N}]$	Zugkraft
γ	-	Verzerrung durch Scherung
I	$[\text{W m}^{-2}]$	Intensität
I_0	$[\text{W m}^{-2}]$	Maximale Intensität in der Laserstrahlmitte
J_0	$[\text{pA cm}^{-2}]$	Diodensättigungsstromdichte

Symbol	Einheit	Bedeutung
J_{PH}	[mA cm ⁻²]	Photostromdichte
k	-	Brechungsindex (Imaginärteil oder Extinktionskoeffizient)
k_l	-	Strahlgüte (Kehrwert der Beugungsmaßzahl M^2)
K_{IC}	[MPa√m]	Bruchzähigkeit des Modus I
K_I	[MPa√m]	Spannungsintensitätsfaktor des Modus I
λ	[m]	Wellenlänge
λ_k	[W m ⁻² K ⁻¹]	Wärmeübergangskoeffizient.
λ_t	[W m ⁻¹ K ⁻¹]	Wärmeleitfähigkeit
l_{min}	[m]	Minimale Kantenlänge
l_{sc}	[m]	Ritzlänge
m	[kg]	Masse
M^2	-	Beugungsmaßzahl
n	-	Brechungsindex (Realteil)
n_{ideal}	[-]	Idealitätsfaktor der Diode
n_{SG}	[-]	Exponent der Supergaußfunktion
$\omega(z)$	[m]	Strahlradius in Abhängigkeit von z
ω_0	[m]	Fokusradius
ω_p	[m]	Rohstrahlradius
Π	[J]	Innere virtuelle Arbeit
P	[W]	Laserleistung
PL	[-]	Laserleistungspegel
\dot{Q}_s	[W]	Wärmestrom der Wärmestrahlung
\dot{Q}	[W]	Wärmestrom der Wärmeleitung
Q	[J]	Wärmemenge
q_s	-	Quotient aus Wärmestrahlung / Laserleistung
ρ	[g cm ⁻³]	Dichte
R	-	Reflexionsgrad
R_a	[m]	mittlere Rautiefe
R_C	[Ω cm ²]	Serienwiderstand der Zelle
R_R	[Ω cm ²]	Serienwiderstand des Tabdrahts
R_{SH}	[k Ω cm ²]	Parallelwiderstand
R_z	[m]	Rautiefe
σ	[N mm ⁻²]	Spannung
σ_b	[W m ⁻² K ⁻⁴]	Boltzmann-Konstante
τ	[N mm ⁻¹]	Scherspannung
T	[K]	Temperatur
t	[s]	Zeit
t_p	[ns]	Pulslänge
T_o	-	Transmissionsgrad
\dot{V}_W	[ml min ⁻¹]	Volumenstrom des Wassers der Prozesskühlung
v	[m s ⁻¹]	Geschwindigkeit
V	[m ³]	Volumen
\dot{V}_L	[l min ⁻¹]	Volumenstrom der Luft der Prozesskühlung
Y	-	Korrekturfaktor bezüglich der Rissgeometrie
Z_R	[m]	Rayleighlänge

Abkürzungsverzeichnis

Abkürzung	Bedeutung
AspV	Aspektverhältnis
CW	Continuous Wave
DoE	Design of Experiments
FEM	Finite-Elemente-Methode
fs-Laser	Femtosekundenlaser
GaAs	Galliumarsenid
GaN	Galliumnitrid
Ge	Germanium
LEBM	Linearelastische Bruchmechanik
LIC	Laser Introduced Cutting
MEMS	Mikroelektromechanisches System
MPA	Multi-Photonen-Absorption
NIR	Nahinfrarot
ns-Laser	Nanosekundenlaser
PCM	Process Control Monitoring
ps-Laser	Pikosekundenlaser
PV	Photovoltaik
RT	Raumtemperatur
Si	Silizium
SiC	Siliziumkarbid
TLS	Thermisches Laserstrahlseparieren

1 Motivation und Zielsetzung

Der weltweite Ausbau der Photovoltaik (nachfolgend als PV bezeichnet) ist in den letzten Jahren stark angestiegen und führte zu immensen Kostenreduktionen. [Wir14] Der hierdurch aufgebaute Kostendruck veranlasst die Industrie zu stetigen Effizienzsteigerungen, da hiermit eine höhere Leistung zu attraktiveren Preisen bei ähnlichen Materialeinsatz vertrieben werden kann. Eine Möglichkeit die Effizienz eines Solarmoduls zu steigern, ist die Verwendung von so genannten Halbzellen. [GSP⁺13] [RFB17] Dabei werden gewöhnliche Solarzellen halbiert. Diese Halbierung hat zur Folge, dass eine höhere Anzahl an Halbzellen in Serie geschaltet werden kann, was zu einer Erhöhung der Spannung und Reduktion der Stromstärke führt. Hierdurch werden die Ohmschen Verluste des Moduls reduziert. Aus diesem Grunde prophezeit die International Technology Roadmap for Photovoltaics (ITRPV), welche als Richtschnur der PV-Industrie verstanden werden kann, eine Steigerung des Marktanteils der Halbzellenmodule von heute 2% (2017) auf 35% im Jahr 2027. [ITR17] Diese Prognose verdeutlicht die Brisanz der Halbzellenthematik.

Eine zentrale Fragestellung der zukünftigen Halbzellenmodule ist deren Herstellung, da die Solarzellen auf verschiedenste Weise halbiert werden können. Ziel dieser Arbeit ist es, ein aus der Halbleiterindustrie bekanntes und besonders schädigungsarmes Verfahren auf die Halbzellenfertigung zu übertragen und für die industrielle Anwendung nutzbar zu machen. Hierbei handelt es sich um das thermische Laserstrahlseparieren (nachfolgend als TLS bezeichnet). Dieses Verfahren erzeugt thermische Spannungen, die die kritische Spannung überschreiten und zu einer Separation des Halbleitermaterials führen. Der Prozess beinhaltet zwei Stufen. Zuerst wird eine wenige μm große Initialschädigung mittels einer gepulsten Laserquelle an der Waferkante erzeugt. Im zweiten Schritt wird diese Initialschädigung mittels kontinuierlicher Laserstrahlung gefolgt von einer Aerosolkühlung fortgeführt und durch das Material getrieben. Das Zusammenspiel aus laserinduzierter Erwärmung und durch Aerosolkühlung hervorgerufener Abkühlung erzeugt eine Ausdehnung - respektive Schrumpfung - und führt zu

den beschriebenen thermischen Spannungen, welche einen Riss durch das Material (Solarzelle) treiben. Besonders hervorzuheben ist die hervorragende Kantenqualität und die damit einhergehende hohe Bruchfestigkeit der Waferkanten. [ZEM08] [ZEU09]

In dieser Arbeit wird das TLS-Verfahren in Bezug auf die Nutzung in der PV-Industrie erprobt und eine Beschreibung bzw. Kompensation der verschiedenen Nachteile aufgezeigt. Die vorliegende Arbeit widmet sich in erster Linie den technischen und wissenschaftlichen Grundlagen der verschiedenen Trennverfahren. Hiernach erfolgt die Beschreibung der Grundlagen bezüglich des TLS-Verfahrens und der verwendeten Simulation. Im dritten Kapitel wird näher auf die genutzten Trennverfahren, Mess- und Analysewerkzeuge und die verschiedenen Simulationsmodelle eingegangen. Der Ergebnisteil beschäftigt sich mit den unterschiedlichsten Nachteilen der TLS-Technologie und versucht diese zu reduzieren. Es wird mit einer Charakterisierung der Prozessparameter begonnen und auf die Herausforderungen der Rissführung übergeleitet. Die Rissführung wird ohne und mit einer aktiven Rissführung optimiert. Danach erfolgt die Schilderung der verschiedenen Charakterisierungsmethoden in Bezug auf die Kantenqualität, die Festigkeit und die elektrischen Eigenschaften. Anschließend werden die Möglichkeiten einer trockenen Prozesskühlung aufgezeigt. Ferner soll das TLS-Verfahren auch auf andere Bereiche der PV angewendet und deren Nutzbarkeit evaluiert werden. So ist es ebenfalls Bestandteil dieser Arbeit TLS, an Konzentratorzellen auf Germaniumbasis zu untersuchen. Am Ende des Ergebnisteils werden noch die Ergebnisse, aus den einschlägigen Simulationen, bezüglich der optimalen Solarzellengröße aufgezeigt. Der Diskussionsteil mündet in den Vorteilen und Limits des TLS-Prozesses, welche aufgrund der gefunden Zusammenhänge geschlussfolgert werden können. Zudem wird noch eine Empfehlung bezüglich der optimalen TLS-Nutzung abgegeben. Einen Abschluss findet die Arbeit durch eine Zusammenfassung und einen Ausblick auf zukünftige Untersuchungen.

2 Stand der Wissenschaft und Technik

2.1 Waferdicing

Das Waferdicing stammt von dem englischen Wort “to dice” ab, was so viel wie Würfeln bedeutet. In der Tat trifft diese Beschreibung vergleichsweise gut zu. Beim Waferdicing werden die Vielzahl elektrischer Bauelemente eines Wafers in die einzelnen Elemente zerteilt und somit ähnlich einer Zwiebel gewürfelt, wenngleich aufgrund der geringen Höhe der Wafer das Resultat besser als Quader bezeichnet werden sollte.

Das Waferdicing ist der erste Schritt des so genannten Back-End. Dies bedeutet, dass bereits sämtliche Prozessschritte des Front-End durchlaufen sind. Das Front-End beinhaltet die verschieden Diffusions-, Lithografie, Ätz- und Depositionsschritte bis zum fertigen Wafer. In einer modernen Halbleiterfertigung werden bis zu 1200 Prozessschritte ausgeführt. [PS17] Bedenkt man nun, dass die große Mehrzahl dieser Schritte bereits im Front-End stattgefunden hat, so ist es nicht verwunderlich, dass das Dicing ohne große Verluste vollzogen werden sollte. Deshalb wird von den verschiedenen Dicingverfahren eine besonders hohe Ausbeute (häufig als Yield bezeichnet) erwartet. Diese und weitere wichtige Anforderungen bezüglich des Waferdicings finden sich in der nachfolgenden Aufzählung und werden ferner als Bewertungskriterien herangezogen.

- Ausbeute (Yield)
- Waferdurchsatz
- Qualität der Schnittkante
- Werkzeugeinsatzkosten
- Schnittverlust (Kerf)
- Minimale Bauteilgröße bzw. Aspektverhältnis
- Flexibilität bzgl. Material und Geometrie

Die Relevanz eine hohen Ausbeute wurde bereits erwähnt. Es besteht ein starkes ökonomisches Interesse verkaufsfähige und fertig prozessierte Bauteile nicht unnötig während des Dicing zu vernichten. Demnach muss das Verfahren mit einer sehr hohen Zuverlässigkeit aufwarten.

Eine ähnliche und ebenfalls durch ökonomische Interessen getriebene Anforderung ist der Durchsatz, da dieser maßgeblich für den benötigten Ressourceneinsatz in Form von Arbeitskraft und Maschinenzeit ist.

Ein mehr technischer Aspekt bezüglich der Anforderungen des Waferdicing ist die Schnittkantenqualität. Die verschiedenen Dicingverfahren verursachen unterschiedliche Schäden an den Schnittkanten, wie z.B. Mikrorisse oder Aufschmelzungen. Diese Defekte können zu einem vorzeitigen Versagen des Bauelements (Die / Chip) führen, da sie direkten Einfluss auf die Festigkeit des Halbleitermaterials haben. [HSS⁺08]

Die Werkzeugeinsatzkosten beziehen sich vor allem auf jene Verfahren, die eine Zerspanung hervorrufen und deren Werkzeuge einem gewissen Verschleiß unterliegen. So müssen je nach Verfahren z.B. Schleifscheiben oder auch Diamantnadeln ersetzt werden, was zu Mehrkosten führt.

Der Schnittverlust (meist als Kerf bezeichnet) beschreibt die Breite der Schnittfuge. Da im Bereich dieser Schnittfuge kein aktives Element auf dem Wafer prozessiert werden kann, kann die gesamte Waferfläche weniger gut genutzt werden. Ein geringer Schnittverlust gilt daher, insbesondere bei sehr kleinen Bauelementen, als erstrebenswert.

Hieran schließt sich sofort der Wunsch an, besonders kleine Bauelemente (geringe Kantenlänge) bzw. größere mit besonders kleinen Aspektverhältnissen (Verhältnis aus Kantenbreite zu Waferdicke) fertigen zu können.

Die Forderung nach Flexibilität beschreibt die Eigenschaft des Verfahrens verschiedene Schnittgeometrien wie z.B. Kreise oder Sechsecke anstelle eines geraden Schnittverlaufs zu erzeugen. Zudem kann auch die Flexibilität bezüglich der Bearbeitungsmöglichkeiten verschiedener Halbleitermaterialien betrachtet werden.

Nachfolgend werden nun die gängigsten Dicingverfahren anhand der beschriebenen Anforderungen vorgestellt und später gegenübergestellt.

2.1.1 Die verschiedenen Dicingverfahren

Die Abbildung (2.1) zeigt eine schematische Darstellung der verschiedenen Dicingverfahren. Hierbei wurde versucht die Chronologie der Verfahrensentwicklung zu erhalten. Dieser Abbildung schließt sich die Beschreibung der verschiedenen Verfahren und eine Gegenüberstellung an.

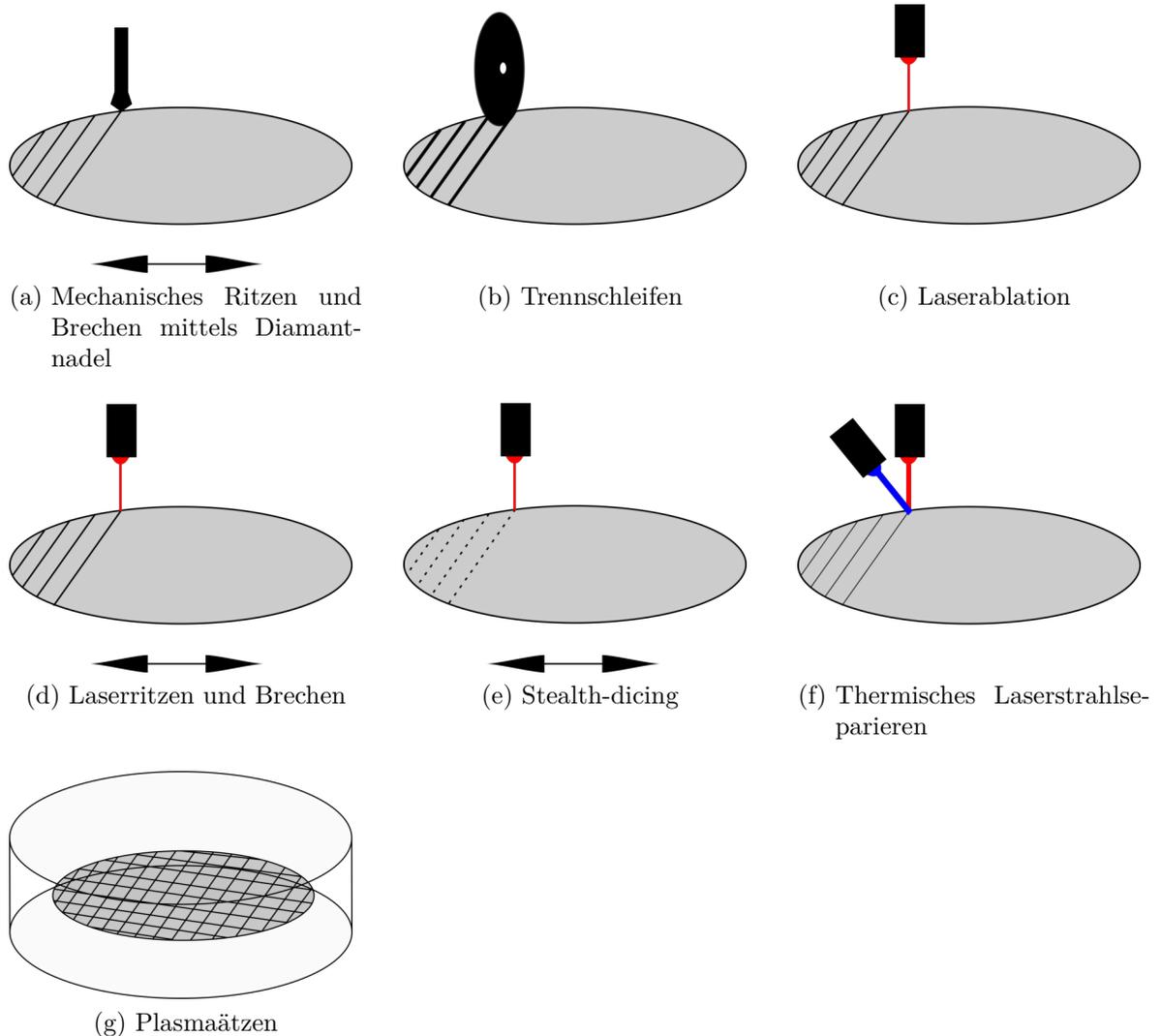


Abbildung 2.1: Die verschiedenen Dicingverfahren

Mechanisches Ritzen und Brechen mittels Diamantnadel

Das mechanische Ritzen und Brechen ist das mit Abstand älteste Trennverfahren. Bekannt aus der Separierung von Glas wird hierbei die Oberfläche mit einer Diamantna-

del angeritzt und später die Separation mittels einer mechanischen Spannung - meist hervorgerufen durch eine Biegebeanspruchung - vervollständigt. Der Bruch erfolgt - ausgehend von dem Ritz - entlang der für den Bruch präferierten Kristallorientierung (monokristallines Material). Deshalb ist das Verfahren auch nur für sehr gut ausgerichtete Wafer mit einer $\langle 100 \rangle$ oder $\langle 111 \rangle$ Kristallstruktur verlässlich anwendbar. [Ack11] Die Bearbeitung von nicht rechtwinkligen Schnitten ist nicht möglich. [Ack11] Zudem bedarf das zweistufige Verfahren häufig eine waferindividuelle Vorrichtung, die den eigentlichen Bruch hervorruft, was die Flexibilität weiter einschränkt. Da das Verfahren berührungsbehaftet ist, ist auch eine stetige Erneuerung der Werkzeuge (Diamantnadeln) unabdingbar. Zudem können keine Bauteile mit einer Kantenlänge unter 1 mm bearbeitet werden. [WWY08] Der gewichtigste Nachteil liegt jedoch in der geringen Wiederholgenauigkeit des Dimant-Ritzes, da hierbei zufällige Ausbrüche auftreten können, welche sich in die Tiefe fortpflanzen und die Biegefestigkeit reduzieren. [WWY08] Diese Nachteile führten dazu, dass das mechanische Ritzen und Brechen in der Vergangenheit sukzessive durch das neuere Trennschleifen ersetzt wurde.

Vorteilhaft ist die vergleichsweise hohe und von der Waferdicke unabhängige übliche Ritzgeschwindigkeit von 100 mm s^{-1} . In dieser Betrachtung ist der zeitliche Aufwand für das mechanische Brechen nicht inbegriffen. Dieser kann jedoch aufgrund der raschen Ausführungsgeschwindigkeit vernachlässigt werden. Zudem ist der Prozess vollkommen trocken, was insbesondere bei mikroelektromechanischen Systemen (MEMS) gefordert wird. Bemerkenswert ist der geringe Schnittfugenverlust und die hervorragende Kantenqualität. Die Bruchfläche des mechanischen Ritzens und Brechens kommt komplett ohne Schnittfugenverlust aus. Lediglich die Ritzquerschnittsfläche, welche eine Breite und Tiefe von $\leq 5 \mu\text{m}$ besitzt, kann als Schnittfugenverlust bezeichnet werden. [Ack11] Die Breite der Sägestraße kann somit auf bis zu $20 \mu\text{m}$ reduziert werden. [Ack11] Die entstehenden Bruchkanten sind spiegelnd glatt und können aufgrund der spiegelnden Charakteristik als optisch glatte Flächen bezeichnet werden. Eine derartige Oberfläche besitzt eine Rautiefe, die wesentlich unter der der Wellenlänge des Umgebungslichtes liegt. Somit beträgt die Rautiefe $R_z < 580 \text{ nm}$. [Gan02]

Trennschleifen

Das Trennschleifen ist das in der Halbleiterindustrie am häufigsten anzutreffende Trennverfahren. Dabei wird eine Schleifscheibe, welche üblicherweise einen Durchmesser von 58 mm und eine Breite von $20 \mu\text{m} - 60 \mu\text{m}$ besitzt, in Rotation versetzt ($30\,000 \text{ min}^{-1}$

- $60\,000\text{ min}^{-1}$) und durch das Halbleitermaterial getrieben. [SR92][Cor14] Somit wird der Wafer entlang der Sägestraße zerspannt. Es ist wichtig, dass das Werkzeug permanent mit Wasser gekühlt wird, weshalb die Bauelemente später gesondert gereinigt werden müssen. Das Verfahren ist mit einer üblichen Geschwindigkeit von bis zu 60 mm s^{-1} (abhängig von Material und Dicke) vergleichsweise langsam und besitzt einen vergleichsweise hohen Schnittfugenverlust. [Cor14] Zudem müssen die Schleifscheiben bei sehr harten Werkstoffen, wie z.B. Siliziumkarbid häufig ausgewechselt werden. Ferner ist das Ausbrechen des Materials auf der Rückseite so genanntes “Chipping” vereinzelt zu beobachten. Dies tritt insbesondere bei sehr dünnen Wafern ($< 200\text{ }\mu\text{m}$) und aufgrund von Schwingungen während des Prozesses auf. Eine reduzierte Geschwindigkeit und eine geeignete Schleifscheibe können hierbei förderlich wirken. [GRSC16]

Die Vorteile des Trennschleifens liegen in der günstigen Anschaffung und der immer noch guten Kantenqualität von $R_z < 5\text{ }\mu\text{m}$ begründet. [WKS⁺12] Es wird über sehr geringe minimale Kantenlängen von $< 200\text{ }\mu\text{m}$ berichtet. [GRSC16] Allerdings wird hierbei eine Geschwindigkeit von $0,5\text{ mm s}^{-1}$ verwendet, sodass eine realistischere minimale Kantenlänge in der Region von $l_{min} < 500\text{ }\mu\text{m}$ vermutet werden kann. Die sehr einfache Bedienung und die hohe Zuverlässigkeit ließen dieses Verfahren zum Industriestandard werden.

Laserablation

Das Dicing mittels Laserablation bedeutet, dass oberflächennahe Schichten durch Laserstrahlung verdampft und somit abgetragen werden. Der Mechanismus beruht auf der Photonenabsorption durch das Elektronensystem des Wafers. Ferner wird diese Energie mittels Impuls an das Ionensystem abgegeben. Ist die Laserintensität ausreichend hoch und über der Ablationsschwelle gelegen, so tritt diese auf und es kommt zu einer Verdampfung des Materials. [BMB13]

Dieser Prozess wird nun so lange wiederholt, bis die gesamte Waferdicke abgetragen und die Trennung vollzogen ist. In der Praxis werden häufig gepulste Laserquellen im ns-Bereich verwendet, welche sehr kostengünstig sind. Diese haben zur Folge, dass eine nicht unerhebliche Wärmebeeinflussungszone entsteht und damit einhergehend eine große Menge Schmelze an den neu geformten Kanten zurückbleibt. Hierdurch entstehen große Schnittfugen von bis zu $40\text{ }\mu\text{m}$, was zu einer Rautiefe R_z von bis zu $15\text{ }\mu\text{m}$ führen kann. [WWY08] Des Weiteren können Schmelzablagerungen (s. g. Debris) auf der Oberfläche des Wafers neben dem Ablationsgraben beobachtet werden. Das Verein-

zeln mittels Laserablation zieht eine starke Festigkeitsreduktion nach sich. Im Mittel wird die Festigkeit auf ca. 1/3 der Festigkeit, welche aus dem Trennschleifen resultiert, reduziert (vgl. 4.3.2). Lediglich Laserquellen im ps-Bereich verzeichnen, aufgrund der geringeren Wärmebeeinflussungszone und den dadurch geringeren thermischen Spannungen, eine ähnliche Festigkeit wie das Trennschleifen. [HSS⁺08]

Der große Vorteil der Laserablation besteht in dessen Geschwindigkeit. So sind Vorschubgeschwindigkeiten von mehreren m s^{-1} bekannt. [BP10] Zudem ist die Laserablation berührungslos und daher verschleißfrei. Verschiedene Materialien, Geometrien und Strukturgrößen können problemlos bearbeitet werden. Dies betont die hohe Flexibilität, die die Laserablation als Dicingverfahren besitzt.

Laserritzen und Brechen

Das Laserritzen und Brechen versucht die Vorteile des Ritzens mit anschließendem mechanischen Brechen und der Laserablation zu verbinden. Die Diamantnadel wird durch die wesentlich schnellere und verschleißfreie Laserquelle ersetzt. Diese erzeugt einen Ablationsgraben, von dem aus der Bruch vollzogen werden kann. Der Prozess ist sehr einfach und schnell. Die Bruchkante besitzt eine ähnlich Rautiefe wie die des Ritzens mit anschließenden Brechen.

Auf der Seite der Nachteile ist eine reduzierte Festigkeit aufgrund der Laserschädigung und die erhöhte benötigte Ritztiefe zu benennen. [ZKK⁺15] Diese wird benötigt, da der Laser eine Vielzahl von Mikrorissen initiiert und es bei einer zu geringen Ritztiefe zu Rissabweichungen kommen kann. Diese Mikrorisse sind auch für die Festigkeitsreduktion verantwortlich. Eine erhöhte Ritztiefe reduziert nun den Querschnitt und sorgt so für eine Rissführung, da es an dem verringerten Querschnitt zu einer Spannungsüberhöhung entlang des Ritzgrabens kommt. Das Laserritzen und Brechen ist insbesondere in der PV-Industrie der derzeitige Dicing-Standard.

Stealthdicing

Der Begriff des so genannten Stealthdicing stammt ebenfalls aus dem Englischen und kann mit verborgenem Trennen übersetzt werden. Dieser Begriff passt sehr gut, da hierbei der Laserfokus einer gepulsten Laserquelle in das Volumen des Wafers verschoben wird. Diese Verschiebung führt zu einer laserinduzierten Materialveränderung innerhalb des Wafervolumens, welche der Rissführung dienlich ist. Hiernach erfolgt ebenfalls der mechanische Bruch, wobei beim Stealthdicing häufig eine Folie (s. g. Di-

cingtape) gedehnt wird, auf die der Wafer zuvor aufgeklebt wurde. Hierdurch entsteht eine Zugspannung, die die Separation vollzieht. "Verborgен" ist der Prozess deshalb, da die beschriebene Volumenänderung nicht auf der Oberfläche sichtbar ist und diese vollständig intakt bleibt. Somit entstehen auch keine Schmelzeablagerungen auf der Oberfläche. Die Funktionsweise des Stealthdicing beruht auf dem Prinzip der geringen Absorption von Silizium im Nahinfrarotbereich (NIR). Kombiniert man diese Wellenlänge mit einer Optik mit großer numerischer Apertur, so kann das Laserlicht, welches nahe der Oberfläche eine geringe Intensität besitzt, diese passieren. Durch die fortschreitende Fokussierung steigt nun die Intensität weiter an, bis die Schwellintensität der Ablation erreicht ist. Durch die nun entstehende Erwärmung steigt der Absorptionsgrad weiter an und die Modifikation breitet sich nach oben aus. Aus diesem Grunde entstehen senkrechte Filamente innerhalb des Wafervolumens. Diese Filamente fungieren später als Sollbruchstellen. [KSO07]

Nachteilig an diesem Verfahren ist die Tatsache, dass die Oberfläche optisch glatt und frei von jeglichen metallischen Strukturen sein muss, da sonst eine Einkopplung der Laserstrahlung in das Wafermaterial nicht möglich ist.

Als Vorteile sind die hohe Geschwindigkeit, die verbesserte Bruchfestigkeit (im Vergleich zur Laserablation oder Laserritzen) und das Ausbleiben von Ablagerungen zu benennen. [TFY⁺16] [KSO07] [HSS⁺08] Zudem können auch sehr komplexe Geometrien erstellt werden. Die Geschwindigkeit des Laserprozesses kann mehrere m s^{-1} betragen. Auch bei mehreren Überfahrten ist die Geschwindigkeit sehr hoch im Vergleich mit den verschiedenen anderen Dicingverfahren. Die Bruchfestigkeit ist im Vergleich zu dem Laserritzen und der Laserablation gesteigert, da sich die Schädigung in der Nähe der neutralen Faser befindet und die maximale Beanspruchung an der völlig intakten Waferoberfläche anliegt (vgl. 4.3.2). Da der Bruch durch die Expansion einer Folie geschieht, können auch nicht rechtwinklige Strukturen, wie z. B. Sechsecke verlässlich getrennt werden.

Thermisches Laserstrahlseparieren

Das thermische Laserstrahlseparieren - kurz TLS - ist eine Dicingmethode, die die Separierung mittels thermischer Spannungen vollzieht. Das berührungslose zweistufige Verfahren beinhaltet in erster Instanz die Rissinitiierung. Hierfür wird eine gepulste Laserquelle oder eine Diamantnadel benutzt, welche eine $< 100 \mu\text{m}$ große initiale Schädigung - in Form von Mikrorissen - innerhalb des sprödebrüchigen Halbleiters erzeugt.

Im Anschluss an die Rissinitiierung findet der eigentliche Trennprozess statt. Dieser beinhaltet die Fortführung des initialen Risses mittels thermischer Spannungen, welche über der kritischen Spannung des Materials liegen und daher zu dessen Versagen führen. Das Spannungsfeld wird mittels einer kontinuierlichen Laserquelle (engl. Continuous Wave kurz CW) und einer aktiven Wasser-Luft-Aerosolkühlung erzeugt. Die nachfolgende Abbildung 2.2 verdeutlicht den TLS Prozess. Das elliptische Laserprofil (gekennzeichnet in rot) führt zu einer Expansion des Halbleiter-Materials. Auf diese Expansion folgt die Abkühlung mittels der Aerosolkühlung (gekennzeichnet in blau), was zu einer Schrumpfung des Materials und hierdurch zu einer Aufspreizung der initialen Rissufer führt. Die Bewegung dieser Anordnung erfolgt mittels eines Achssystems und ermöglicht die fortschreitende Rissausbreitung und somit die Separation.

Das thermische Separieren sprödebrüchiger Materialien wurde in der letzten Dekade des letzten Jahrtausends entwickelt. So fokussieren sich erste Veröffentlichungen noch auf Keramiken und die Verwendung der s. g. Selbstabschreckung. Hierbei wird ein CW-Laserstrahl über das Material geführt und der nötige Temperaturgradient mittels der materialspezifischen Wärmeleitung erzeugt. [SIS98] [LS94] Dieses Verfahren wurde Schritt für Schritt weiterentwickelt und beispielsweise um eine aktive Kühlung ergänzt, sodass die heutige Anordnung entstand und das Verfahren für das Waferdicing angewendet werden kann. [ZEM08] [ZEU09] Allerdings ist auch das Waferdicing mittels Selbstabschreckung nach wie vor Gegenstand modernerer Forschung. [WGE⁺14] [HSS⁺08]

Die Vorteile der Separation mittels thermischer Spannungen liegen in der hervorragenden Kantenqualität, der hohen Bearbeitungsgeschwindigkeit, der hohen Festigkeit der Bauteile und des nicht vorhandenen Schnittfugenverlustes begründet. Zudem ist das Freiformtrennen möglich. Das Verfahren erzeugt durchgängig optisch glatte Kanten, welche eine Rauheit von unter 580 nm besitzen. So wird sogar eine mittlere Rautiefe R_a von 324 nm berichtet. [HSS⁺08] Diese hervorragenden Kantenqualität und das Fehlen von Beschädigungen bescheinigen dem Verfahren eine um 1/3 erhöhte Festigkeit im Vergleich zu dem Trennschleifen oder Laserritzen. [HSS⁺08] [EKZ⁺15] Die Bearbeitungsgeschwindigkeit ist sehr hoch, sodass bisher Geschwindigkeiten von bis zu 14 m s^{-1} - ohne die Verwendung einer aktiven Kühlung - berichtet wurden. [WGE⁺14] Diese hohen Bearbeitungsgeschwindigkeiten können nur von reinen Laserverfahren, wie dem Laserritzen und der Laserablation erreicht werden. Das Ausbleiben eines Schnittfugenverlustes ist durch den mechanischen Bruch begründet, da dieser die Kristallstruktur öffnet und somit keinerlei Siliziumatome in Form von Spänen oder der Verdampfung

aus dem Kristallverbund entfernt.

Auf der Seite der Nachteile ist die Prozessabhängigkeit bezüglich der Größe und des Materials der zu separierenden Bauelemente, sowie das Auftreten lateraler Rissabweichungen zu benennen. Da der CW-Laser eine bestimmte Wellenlänge besitzt (meist 1064 nm), ist auch die Absorption und somit der Wärmeeintrag von dieser abhängig. Dieser Umstand führt dazu, dass TLS - im Gegensatz zum Trennschleifen - weniger universell einsetzbar ist. Zudem werden erhöhte Welligkeiten aufgrund von lateralen Rissabweichungen berichtet, weshalb das theoretisch schnittfugenverlustfreie Verfahren dennoch einer gewissen minimalen Separationsbreite bedarf. [HSS⁺08] Diese ist ebenfalls notwendig, da hierdurch auch die Laserleistung in das Halbleitermaterial eingekoppelt und absorbiert wird.

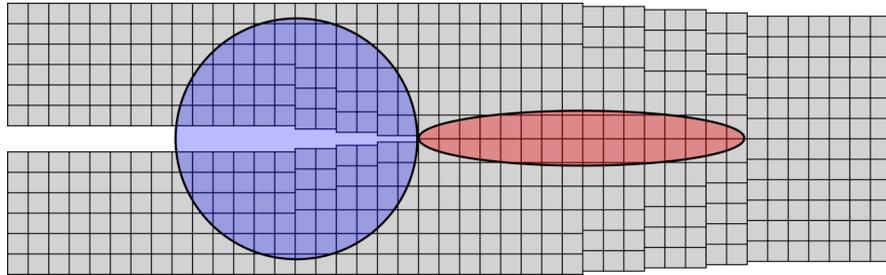


Abbildung 2.2: Schematische Darstellung des TLS-Prozesses. Prozessrichtung von links nach rechts. Elliptisches Laserprofil in rot und Aerosolkühlung in blau. Die einzelnen Rechtecke verdeutlichen die Expansion respektive Schrumpfung des Materials.

Plasmaätzen

Das Dicing mittels Plasmaätzen ist ein wenig verbreitetes Verfahren und daher eher eine Randerscheinung. Es besitzt jedoch eine Reihe an Vorteilen, weshalb eine kurze Erläuterung in dieser Arbeit stattfindet. Wenn von Plasmadicing die Rede ist, dann ist stets das reaktive Ionentiefätzen gemeint. Der zweistufige Ätzprozess ermöglicht das Ätzen von anisotropen Strukturen. Wird dieses Verfahren nun auf der gesamten Substratdicke angewendet, so ist ein paralleles Dicing aller Schnittfugen möglich. In einem ersten Vorbereitungsschritt wird eine Maskierungsschicht, welche meist aus SiO₂ oder SiN besteht, zum Schutz der elektrischen Bauelemente abgeschieden. Nach diesem Maskierungsschritt erfolgt der eigentliche Ätzvorgang. Dieser erfolgt chemisch mittels ätzaktiver Fluorradikale aus dem Ätzgas (i. d. R. SF₆) und wird physikalisch durch

einen Ionenbeschuss (meist Ar) unterstützt. Dies gelingt durch die Verwendung zweierlei Hochfrequenzquellen. So wird die Plasmaquelle induktiv eingekoppelt und die Substratelektrode kapazitiv aufgeladen. Dieses Vorgehen ermöglicht eine hohe Plasmasdichte und Ionenbeschleunigung. Da ein Unterätzen der Struktur vermieden werden soll, wird der Ätzborgang nach einigen Sekunden gestoppt und durch einen Passivierungsschritt ersetzt. Hierbei wird ein Passivierungspolymer (meist C_4F_8) auf der gesamten Oberfläche und insbesondere den Seitenwänden abgeschieden, um diese zu schützen. Das anliegende Potenzial (engl. self-bias) ermöglicht nun die Passivierung auf dem Grund des Grabens mittels Ionenbeschuss zu entfernen und die Ätzung in der Tiefe fortzuführen. Zudem erhöht der Ionenbeschuss den Ätzabtrag und das anisotrope Verhalten. Diese beiden Arbeitsschritte erfolgen so lange im Wechsel, bis die gewünschte Ätztiefe erreicht ist. Abschließend muss noch die Maskierungsschicht entfernt werden. [Bü16]

Die Vorteile des Verfahrens liegen in der sehr guten Kantenqualität, der hohen Genauigkeit, der hohen Ausbeute, dem Ausbleiben mechanischer Spannungen, der rückstandsfreien Abtragung, dem geringen Schnittfugenverlust und einer hohen Festigkeit begründet. [Teh15] Die Rautiefe R_z des Plasmaätzens beträgt < 10 nm. Allerdings finden in jedem Prozessschritt Unterätzungen statt, wodurch Welligkeiten entstehen. Diese Welligkeiten sind prozessbedingt und werden mit 200 nm angegeben. [LU03] Die hohe Genauigkeit und der geringe Schnittfugenverlust sind ebenfalls bemerkenswert. So sind Schnittfugen von $4 \mu\text{m}$ bei einer Genauigkeit von wenigen 10 nm und einem Aspektverhältnis von 50:1 möglich. [LU03] Diese Kennwerte führen zu einer hohen Ausbeute je Wafer. Die Festigkeit der getrennten Bauelemente ist um das Doppelte erhöht, im Vergleich zum Trennschleifen. [Bar17] Allerdings ist hierfür die Beherrschung des Einkerbungsproblems notwendig, da sonst nur eine ähnliche Festigkeit wie beim Trennschleifen beobachtet werden kann. [Bar17]

Diese und der geringe Ätzabtrag sind auf der Seite der Nachteile zu benennen. Die Ätzraten des reaktiven Ionentiefätzen liegen zwischen 1 und $10 \mu\text{m min}^{-1}$. [LU03] Dies bedeutet, dass die Vereinzelung aller Bauelemente bei einem $200 \mu\text{m}$ dicken Wafer mindestens 20 Minuten beträgt. Dieser Durchsatz ist gering im Vergleich mit anderen Dicingverfahren und erst, da alle Trennfugen gleichzeitig geöffnet werden, bei sehr kleinen Bauteilen (< 1 mm Kantenlänge) wirtschaftlich. [Bar17]

Gegenüberstellung

In dieser Sektion werden die verschiedenen Dicingverfahren tabellarisch gegenübergestellt. Hierbei wird zwischen technischer und wirtschaftlicher Eignung des jeweiligen Verfahrens unterschieden. Zudem werden die einzelnen Vorteile im direkten Vergleich herausgearbeitet. Dabei ist zu beachten, dass eine Vielzahl der Kennwerte von dem spezifischen Anwendungsfall abhängig ist.

Tabelle 2.1: Technische Eignung der verschiedenen Dicingverfahren

Methoden	Geschwindigkeit [m s ⁻¹]	Fläche $R_a < 1 \mu\text{m}$ [%]	Schnittfuge [μm]	AspV.	Festigkeit (auf Trennschleifen normiert)
a) Mech. Ritzen und Brechen	0,1	95	5	1	0,5
b) Trennschleifen	0,06	0	30	< 1	1
c) Laserablation	3	0	20	< 1	0,33
d) Laserritzen und Brechen	1	66	20	1	0,33
e) Stealthdicing	0,5	66	10 ^{***}	1	0,8
f) TLS	0,5	99,9	0 ^{**}	5	2
g) Plasmaätzen	0,1 [*]	100	4	<< 1	2

* Entspricht einer Kantenlänge von 1 mm bei einem Waferdurchmesser $d = 300 \text{ mm}$.

** Es werden mindestens $30 \mu\text{m}$ zur Leistungseinkopplung benötigt.

*** Muss gute Transmissionseigenschaften besitzen.

Wie in der Spalte, die die Geschwindigkeit beschreibt, zu erkennen ist, besitzen die Lasertrennverfahren eine erheblich erhöhte Geschwindigkeit im Vergleich zu den mechanischen Trennverfahren. Die Laserablation ist das mit von Geschwindigkeiten von bis zu 3 m s^{-1} mit Abstand schnellste Trennverfahren. [VST08] Andere Laserverfahren besitzen ähnliche Geschwindigkeiten. Allerdings muss hierbei, wie im Beispiel Laserritzen mit anschließendem Brechen, dem zweiten Prozessschritt Rechnung getragen werden, was sich negativ auf die maximal erreichbare Prozessgeschwindigkeit auswirkt. Zudem können bestimmte Verfahren, wie z.B. das thermische Laserstrahlseparieren nicht mit einer Scanneroptik aufwarten und bedürfen daher einer Achsführung, da die Prozesskühlung nachgeführt werden muss. Dies reduziert die Geschwindigkeit $0,5 \text{ m s}^{-1}$. Jedoch ist diese Geschwindigkeit nach wie vor erheblich vergleichsweise hoch. Das Plasmaätzen

beschreibt einen Sonderfall, da sämtliche Vereinzellungen parallel erfolgen. Bei größeren Bauelementen respektive kleineren Wafern sinkt die theoretische Geschwindigkeit sehr stark ab, da die maximale Ätzrate nur ca. $10 \mu\text{m min}^{-1}$ beträgt. [Bar17]

Im Bereich der mittleren Rautiefe zeigen insbesondere jene Verfahren, die eine Bruchfläche besitzen, hervorragende Werte. So besitzen das mechanische Ritzen mit anschließenden Brechen und das TLS Verfahren eine hohe Kantenqualität auf der nahezu gesamten Querschnittsfläche. Besonders ist auch das Plasmaätzen, da dieses zwar ein charakteristisches Wellenmuster besitzt, dieses aber nur im nm-Maßstab vorliegt. Das Nichtvorhandensein von Defekten an der Trennfuge, was bei besonders glatten Kanten der Fall ist, resultiert in einer erhöhten Festigkeit. [SEL⁺07] (vgl. Kapitel 4.3.2)

Die benötigte Schnittfuge beschreibt die minimale Breite, die zwischen den einzelnen Bauelementen ausgespart werden muss, sodass das Trennverfahren funktioniert, ohne dabei die verschiedenen Bauteile zu beschädigen. TLS hat, da es ein Separationsverfahren ist, keinen Schnittfugenverlust. Allerdings muss die Laserstrahlung verlässlich eingekoppelt werden, ohne dabei die verschiedenen Bauteile zu beschädigen. Das mechanische Ritzen und Brechen, welches ebenfalls einen geringen Schnittfugenverlust besitzt, benötigt ebenfalls eine Zugabe, da es häufiger zu Ausbrüchen entlang des Ritzgrabens kommt. [WWY08] Aus diesem Grunde muss zu der eigentlichen Schnittfuge eine Sicherheitszugabe gegeben werden. Die wohl beste Schnittfuge besitzt das Plasmaätzen, da dieses Verfahren sehr genau und punktuell arbeitet.

Das Aspektverhältnis beschreibt die minimale mögliche Kantenlänge im Vergleich zur Waferdicke. Hierbei sind die Bruchverfahren im Nachteil, da sie eine bestimmte Fläche benötigen, um die notwendigen Spannungen aufzubringen. Sehr geringe Aspektverhältnisse können mittels Trennschleifen und der Laserablation erreicht werden. Das Plasmaätzen besitzt das geringste Aspektverhältnis von ca. 50:1. [LU03]

Die Festigkeit der vereinzelt Bauelemente ist besonders wichtig, da sie direkten Einfluss auf spätere Bruchraten und die Langlebigkeit der verschiedenen Bauteile hat. Die Festigkeit wird maßgeblich von den beschriebenen Beschädigungen der Waferkante beeinflusst. Das Plasmaätzen und das TLS-Verfahren besitzen aufgrund der sehr hohen Kantenqualität die höchste Festigkeit, welche mindestens doppelt so hoch wie die des Trennschleifens ist. [Bar17] [HSS⁺08] [ZEM08] Abweichend von dieser Angabe wurde in dieser Arbeit eine ebenfalls sehr hohe, jedoch nicht doppelt so hohe Festigkeit bezüglich des TLS-Verfahrens gemessen (vgl. 4.3.2).

Im Bereich der wirtschaftlichen Eignung stehen ökonomische Interessen im Vordergrund. So sind es Kennwerte wie die Ausbeute, der Durchsatz oder der benötigte Werk-

Tabelle 2.2: Wirtschaftliche Eignung der verschiedenen Dicingverfahren

Methode	Ausbeute [%]	Durchsatz [Wafer/h]	Benötigte Werkzeuge	Flexibilität	Halbzellen
a) Mech. Ritzen und Brechen	ca. 90 - 98	ca. 10*	Diamantnadeln	Alle gängigen Halbleitermaterialien, nur senkrechte Schnitte	nein
b) Trennschleifen	ca. 99	ca. 6*	Schleifscheiben	Alle gängigen Halbleitermaterialien, nur senkrechte Schnitte	nein
c) Laserablation	ca. 99	ca. 50*	-	Alle gängigen Halbleitermaterialien und Formen	nein
d) Laserritzen und Brechen	ca. 90	ca. 40*	-	Alle gängigen Halbleitermaterialien, nur senkrechte Schnitte	ja
e) Stealthdicing	ca. 99	ca. 30*	-	Alle gängigen Halbleitermaterialien und Formen	nein
f) TLS	ca. 99,9	ca. 30*	-	Si, Ge, SiC, GaN und alle Formen	ja
g) Plasmaätzen	ca. 99,9	3*	Prozessgase	Alle gängigen Halbleitermaterialien und Formen	nein

* Entspricht einer Kantenlänge von $l = 3$ mm bei einem Waferdurchmesser $d = 300$ mm und einer Waferdicke von $200 \mu\text{m}$.

zeugeinsatz, die genauer betrachtet werden.

Die Ausbeute der verschiedenen Verfahren kann nur sehr schwierig quantifiziert werden, da sie sehr von dem verwendeten Wafermaterial, dessen Dicke, der Struktur des Bauelements, der Prozessgenauigkeit uvm. abhängig ist. Zudem können Beschädigungen, welche während der Vereinzelnung auftreten, zu erhöhten Bruchraten bei den Folgeprozessen führen. Dennoch gibt auch hierbei die Festigkeit der einzelnen Bauteile Aufschluss über einen Teil der zu erwartenden Ausbeute. Betrachtet man eine typische Festigkeitsmessung, wie sie z.B. in [HSS⁺08] dargestellt ist, so fällt auf, dass das 90%-Konfidenzintervall ca. 20% der maximalen Festigkeit beträgt. Ist die Festigkeit nun um 20% erhöht, bedeutet dies, dass die Versagenswahrscheinlichkeit - bei gleicher Spannung - um 95% gesunken ist. Somit kann die Bruchrate alle 20% - 30% Festigkeitserhöhung gezwangigstelt werden. Diese Betrachtung bescheinigt insbesondere dem Plasmaätzen, als auch dem TLS Verfahren eine besonders hohe Ausbeute. [ZEU09] In diese Betrachtung gehen keine prozessbedingten Verluste, wie z. B. Ausbrüche, ein.

Der Durchsatz ist selbstverständlich stark von der Prozessgeschwindigkeit und der Anzahl der Prozessschritte abhängig. Der in der Tabelle dargestellte Durchsatz wurde den Geschwindigkeiten entsprechend Tabelle 2.1 für einen $d = 300$ mm Wafer mit einer Kantenlänge $l = 3$ mm berechnet. Die Lasertrennverfahren, insbesondere die Laserablation, sind dabei im Vorteil, da sie die höchsten Prozessgeschwindigkeiten besitzen. Zudem wird deutlich, worin die großen Nachteile, des in der vorherigen Sektion sehr vorteilhaften Plasmaätzens, liegen. Bei einer Waferdicke von $200 \mu\text{m}$ und einer maximalen Ätzrate von $10 \mu\text{m min}^{-1}$ liegt der Durchsatz stets bei 3 Wafer min^{-1} , unabhängig von der Kantenlänge der einzelnen Dies. Zudem ist die angenommene Waferdicke bei gegebenen Durchmesser als dünn zu bezeichnen.

Auf der Seite des Werkzeugeinsatzes sind ebenfalls die Laserverfahren bevorteilt, da diese berührungslos und somit ohne mechanische Werkzeuge auskommen. Insbesondere das Trennschleifen besitzt den größten Werkzeugeinsatz, da hierbei die Trennscheiben stetig gewechselt werden müssen. Bei sehr harten Werkstoffen wie z. B. Siliziumkarbid (SiC) muss dies nach nur einem Wafer erfolgen. [Zü16] Das Plasmaätzen verzeichnet ebenfalls einen vergleichsweise hohen Verbrauch an Prozessgasen, die zudem häufig ein hohes CO₂-Äquivalent besitzen und daher gesondert gefiltert werden müssen.

Die Flexibilität der einzelnen Verfahren beschreibt die Möglichkeit, die verschiedenen Materialien und diese in verschiedenen Formen zu bearbeiten. Die Bruchverfahren, wie das mechanische Ritzen oder Laserritzen mit anschließendem Brechen oder das Trennschleifen können nur senkrechte Schnitte ausführen. Hierbei sind andere Verfahren wie

z. B. das TLS-Verfahren flexibler. Diese Stärke ist insbesondere bei sehr großen Bauteilen wichtig, da erheblich mehr Bauteile auf einen Wafer positioniert werden können, wenn die Trennfuge nicht in einer Flucht erfolgen muss und der so genannte T-Cut (T-Schnitt) möglich ist. Bei der Bearbeitung der verschiedenen Halbleiter ist die höhere Flexibilität bei den mechanischen Verfahren aufzufinden. So funktioniert das Trennschleifen und mechanische Ritzen bei allen gängigen Halbleitern, wenngleich der Verschleiß unterschiedlich stark ausfällt. Die Laserprozesse hingegen sind stark von der Bandlücke und somit den Absorptionseigenschaften des jeweiligen Materials abhängig. In der letzten Spalte wird die Eignung zu Halbzellenproduktion näher beleuchtet. Die PV-Industrie besitzt andere Anforderungen als die Halbleiterindustrie. So ist beispielsweise ein Prozesstakt von 3600 Wafer h^{-1} üblich. Bedenkt man nun, dass eine gewöhnliche Solarzelle eine Kantenlänge von 156 mm besitzt, so wird deutlich, dass Prozessgeschwindigkeiten von rund 200 mm s^{-1} unabdingbar sind. Derartig hohe Geschwindigkeiten schaffen nur die Laserprozesse. Die Laserablation scheidet zudem aus, da das Aufschmelzen in der Nähe des PN-Übergangs zu einem reduzierten Parallelwiderstand und somit zu einer geringeren Leistung führen kann. Das Stealth-Dicing scheidet ebenfalls aus, da hierbei die Fokussierung innerhalb des Volumens erfolgt und kleinste Variationen in der Dicke oder der Position der Solarzellen die gewünschte Schädigung verschieben und evtl. an die Oberfläche treten lassen. Das Laserritzen bildet den derzeitigen Standardprozess ab. Da das TLS Verfahren allerdings eine Reihe an Vorteilen gegenüber dem Laserritzen besitzt, soll dieser Prozess in Bezug auf die Halbzellenproduktion in dieser Arbeit näher beleuchtet werden. Hierfür werden nachfolgend die einzelnen physikalischen Grundlagen erläutert.

2.2 Physikalische Grundlagen bezüglich des thermischen Laserstrahlseparierens

2.2.1 Laserkaustik des realen Laserstrahls

„Die Kaustik eines Laserstrahls kann sehr gut mittels eines s. g. Gaußstrahls approximiert werden. Die maximale Intensität liegt hierbei in der Mitte des Strahls an und fällt rotationssymmetrisch - einer Normalverteilung folgend - zu den Seiten hin ab.“ [Rad10] In der Praxis ist dieser ideale Gaußstrahl allerdings mit einem Korrekturfaktor k_l zu versehen, welcher ein Maß für die Strahlgüte ist und dem Kehrwert der Beugungs-

maßzahl M^2 entspricht. [Neu14] Die nachfolgende Abbildung (2.3) zeigt eine typische Strahlformung mittels einer Sammellinse. Hieran sollen die verschiedenen Kennwerte beschrieben und wellenoptisch berechnet werden.

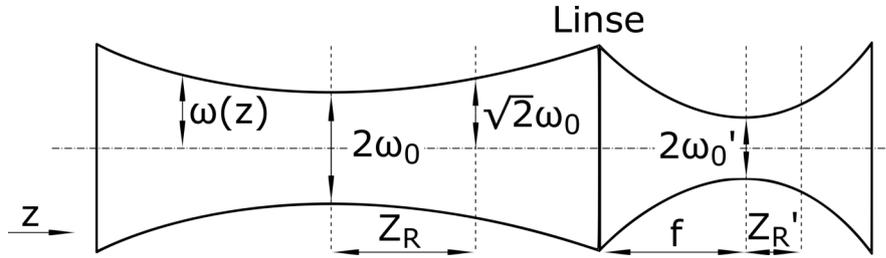


Abbildung 2.3: Strahlformung eines realen Laserstrahls mittels Sammellinse

Der Fokusradius ω_0 kann nach folgender Gleichung (2.1) berechnet werden. Hierbei entspricht λ der Wellenlänge des Laserlichtes, f der Brennweite der Linse, k_l der Strahlgüte des Lasers und ω_p dem Radius des Rohstrahls auf der Linse.[Neu14]

$$\omega_0 = \frac{\lambda}{\pi \cdot k_l \cdot \arctan\left(\frac{\omega_p}{f}\right)} \quad (2.1)$$

Linsensysteme geringer Komplexität und unter Vernachlässigung der Linsendicke können mittels folgender Gleichung zu einer effektiven Brennweite f_{res} zusammengefasst werden. Hierbei bezeichnet d den Abstand zwischen den Linsen. [Mes08]

$$\frac{1}{f_{res}} = \frac{1}{f_1} + \frac{1}{f_2} - \frac{d_{lens}}{f_1 \cdot f_2} \quad (2.2)$$

Mittels des Fokusradius kann die Rayleighlänge (Z_R) bestimmt werden. Diese gibt an, in welchem Fokusbereich eine Verdopplung der Projektionsfläche des Laserstrahls erfolgt und dient somit als Maßzahl für die Divergenz des Laserstrahls. An dem Ort der Rayleighlänge beträgt der Radius des Laserstrahls das $\sqrt{2}$ -fache des Fokusradius. Der Faktor n entspricht hierbei dem Brechungsindex des Umgebungsmediums. [Neu14]

$$Z_R = \frac{n \cdot k_l \cdot \pi \cdot \omega_0^2}{\lambda} \quad (2.3)$$

Mittels des Fokusradius ω_0 und der Rayleighlänge Z_R kann der Strahlradius $\omega(z)$ mit der Gleichung (2.4) berechnet werden. Dieser ist durch den Abfall der maxima-

len Intensität I_0 auf das $1/e^2$ -fache definiert, was zwei Standardabweichungen 2σ der Normalverteilung entspricht. [Neu14]

$$\omega(z) = \omega_0 \cdot \sqrt{1 + \left(\frac{z}{Z_R}\right)^2} \quad (2.4)$$

Die genaue Intensitätsverteilung $I(x)$ des Laserstrahls kann mittels der Dichtefunktion der Normalverteilung berechnet werden und ist unter (2.5) dargestellt. Eine detailliertere Darstellung kann [LM12] entnommen werden.

$$I(x) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma_x} \cdot \exp\left(-\frac{x^2}{2\sigma_x^2}\right) \quad (2.5)$$

Da bei dem TLS-Verfahren Zylinderlinsen eingesetzt werden, entsteht keine punktsymmetrische Laserkaustik. Aus diesem Grund muss der Intensitätsverlauf zweidimensional betrachtet werden. Zusätzlich wird die Laserleistung P als Vorfaktor vorangestellt, sodass diese der Verteilung folgt.

$$I(x, y) = \frac{P}{2\pi\sigma_x\sigma_y} \cdot \exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{x^2}{\sigma_x^2} + \frac{y^2}{\sigma_y^2}\right)\right) \quad (2.6)$$

Sollen die Intensitäten für einen bestimmten Bereich, z.B. aufgrund der Nutzung der Finite-Elemente-Methode (FEM) berechnet werden, so muss die Intensitätsverteilung aus Gleichung (2.6) auf die jeweiligen Elementdimensionen (x_1, x_2, y_1, y_2) integriert werden. Nachfolgend ist entsprechende Gleichung (2.7) dargestellt.

$$I(x, y) = \frac{P}{2\pi\sigma_x\sigma_y} \cdot \int_{x_1}^{x_2} \int_{y_1}^{y_2} \exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{x^2}{\sigma_x^2} + \frac{y^2}{\sigma_y^2}\right)\right) dy dx \quad (2.7)$$

2.2.2 Reflexion, Absorption und Transmission

Der Prozess der Absorption ist für das TLS-Verfahren unerlässlich, da hierbei der notwendige Wärmeeintrag, welcher zu einer Ausdehnung des Materials und in Folge dessen zu mechanischen Spannungen führt, vollzogen wird. Es wird in Reflexion, Absorption und Transmission unterschieden. Der relative Anteil des jeweiligen Mechanismus ergibt den jeweiligen Reflexions-, (R) Absorptions- (A) oder Transmissionsgrad (T_o) und

mündet in folgenden Zusammenhang (2.8). [PPBS08]

$$R + A + T_o = 1 \quad (2.8)$$

Der Reflexionsgrad (R) kann mittels der Fresnellschen Gleichung ermittelt werden. Da das Laserlicht stets senkrecht auf das Substrat fällt, können diese stark vereinfacht werden. Zudem ist eine Unterscheidung anhand der Polarisation nicht notwendig. Des Weiteren ist der Brechungsindex des Umgebungsmediums mit $n = 1$ angenommen, was für Luft in guter Näherung zulässig ist. Mit n ist der Realteil des Brechungsindex und mit k der Extinktionskoeffizient, also der imaginäre Brechungsindex bezeichnet. [PPBS08]

$$R = \frac{(n - 1)^2 + k^2}{(n + 1)^2 + k^2} \quad (2.9)$$

Der Extinktionskoeffizient k ist im Bereich der Laserwellenlänge von ($\lambda = 1070 \text{ nm}$) erheblich kleiner ($k \ll n$) und besitzt daher untergeordneten Einfluss auf den Reflexionsgrad R . Da während des Prozesses jedoch eine Erwärmung stattfindet, hierdurch der Absorptionskoeffizient α erheblich ansteigt und dieser direkt proportional zu dem Extinktionskoeffizient k ist, soll dieser gesondert betrachtet werden. Der beschriebene Zusammenhang ist nachfolgend in (2.10) dargestellt. [ZZ13]

$$k = \frac{\alpha \cdot \lambda}{4\pi} \quad (2.10)$$

Der temperaturabhängige Absorptionskoeffizient $\alpha(T)$ von Silizium kann u. a. in [Hau09] nachgelesen werden. Hieraus kann der temperaturabhängige Extinktionskoeffizient $k(T)$ berechnet werden. Die nachfolgende Tabelle (2.3) zeigt diese Berechnung.

Betrachtet man nun den Extinktionskoeffizient nahe des Schmelzpunktes von Silizium bei 1673 K , so wird ersichtlich, dass dieser - nach wie vor - einen nur sehr geringen Einfluss auf die Reflexion, im Vergleich zum realen Brechungsindex n bei gegebener Wellenlänge, besitzt und dessen Auswirkung auf die Reflexion somit vernachlässigt werden kann. Dennoch wurde dieser in der Simulation berücksichtigt.

Die Bestimmung des temperaturabhängigen realen Brechungsindex n ist etwas aufwendiger, da hierbei keine passenden Literaturwerte zur verwendeten Welllänge auffindbar

Tabelle 2.3: Temperaturabhängiger Extinktionskoeffizient anhand des Absorptionskoeffizient von Silizium

Temperatur [K]	Absorptionsk. α [cm^{-1}]	Extinktionsk. k [-]
273	30	0,00026
373	50	0,00043
473	80	0,00068
573	160	0,00136
673	275	0,00234
773	550	0,00468
873	1000	0,00851
973	1500	0,01277
1073	2100	0,01788
1173	2575	0,02193
1273	3090	0,02631
1373	3605	0,03070
1473	4120	0,03508
1573	4635	0,03947
1673	5150	0,04385

sind. Deshalb wurden Literaturwerte oberhalb ($\lambda = 1100$ nm [FLM06], $\lambda = 1200$ nm [Li80]) und unterhalb ($\lambda = 826$ nm) [GSV⁺93] dieser Wellenlänge verwendet, um den entsprechenden Wert bei Raumtemperatur [SPS⁺15] ergänzt und mittels Interpolation fortgeschrieben. Das nachfolgende Diagramm (2.4) zeigt dieses Vorgehen.

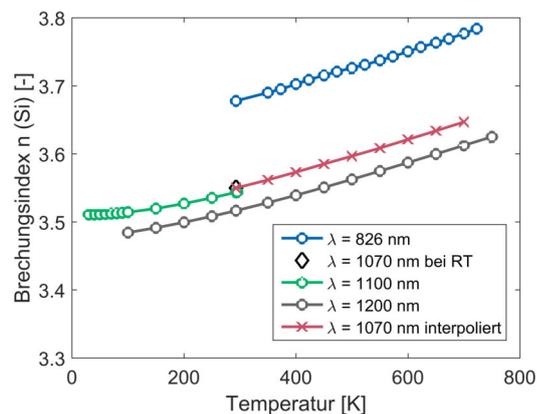


Abbildung 2.4: Temperaturabhängige Brechungsindices für verschiedene Wellenlängen an Silizium

Nun kann anhand der Gleichung (2.9) der temperaturabhängige Reflexionsgrad berechnet werden. Dieser ist in Abbildung (2.5) dargestellt.

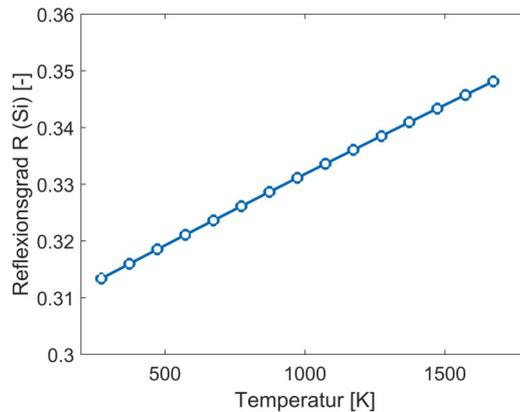


Abbildung 2.5: Temperaturabhängiger Reflexionsgrad an Silizium bei $\lambda = 1070$ nm.

Aufbauend auf dem Reflexionsgrad, kann der Absorptionsgrad bestimmt werden. Die Dämpfung des Laserlichtes aufgrund von Absorption kann mittels des Lambert-Beerschen Gesetz berechnet werden. Es beschreibt wie sehr eine Ausgangsintensität I in Abhängigkeit des Absorptionskoeffizienten α und der Wegstrecke dw (hier Waferdicke) gedämpft wird. Die Gleichung (2.11) zeigt diesen Zusammenhang. [Mes08]

$$I(dw) = I \cdot \exp(-\alpha \cdot dw) \quad (2.11)$$

Soll nun der Absorptionsgrad, also die Abschwächung der Intensität während der ersten Transmission berechnet werden, so kann dies mittels Energieerhaltung vollzogen werden. Die Gesamtintensität wird an der Oberfläche um den Reflexionsgrad verringert. Somit passiert ein $(1 - R)$ -Teil die Waferoberfläche. Dieser Anteil wird nun nach dem Lambert-Beerschen Gesetz abgeschwächt und beträgt auf der Rückseite des Wafers $(1 - R) \cdot \exp(-\alpha \cdot dw)$. Werden die beiden Terme subtrahiert, so erhält man den Absorptionsgrad erster Ordnung A_1 . Die Gleichung (2.12) verdeutlicht dies. [Hau09]

$$A_1 = (1 - R) - (1 - R) \cdot \exp(-\alpha \cdot dw) = (1 - R) \cdot (1 - \exp(-\alpha \cdot dw)) \quad (2.12)$$

Insbesondere Materialien mit einem sehr geringen Absorptionsgrad $\alpha < 1\,000\text{ cm}^{-1}$ bedürfen der weiteren Betrachtung bezüglich der Rückreflexion. Die anteilige Intensität der Waferunterseite wird nun mit dem Reflexionsgrad R erneute multipliziert und entspricht dem Anteil der Ausgangsintensität für die Absorption zweiter Ordnung. Diese wird erneut gedämpft und von ersterer subtrahiert. (2.13) [Hau09]

$$A_2 = R \cdot (1 - R) \cdot [\exp(-\alpha \cdot dw) - \exp(-2 \cdot \alpha \cdot dw)] \quad (2.13)$$

Soll nun der gesamte Absorptionsgrad A berechnet werden, so müssen die einzelnen Teilabsorptionsgrade aufsummiert werden. Die nachfolgende Gleichung (2.14) verdeutlicht dies allgemeingültig für jede Teilabsorption n . Als Richtwert für den Endwert N - bei gegebener Wellenlänge - ist der Wert 4 zu benennen, da hierbei trotz einer geringen Waferdicke von $dw = 50\text{ }\mu\text{m}$ und einer Absorption bei Raumtemperatur (geringster Absorptionskoeffizient α) die vierte Rückreflexion den Absorptionsgrad nur um ein Promille steigert. Eine Darstellung der verschiedenen temperaturabhängigen Absorptionsgrade unter der Berücksichtigung ausgewählter Waferdicken kann Abbildung 2.6 entnommen werden. Dabei ist auffallend, dass sowohl die Waferdicke als auch die steigende Temperatur die Absorption fördern. Mit steigender Temperatur nähern sich alle Absorptionsgrade A der vollständigen Absorption an, was der $(1 - R)$ -Bedingung entspricht.

$$A = \sum_{n=1}^N R^{(n-1)} \cdot (1 - R) \cdot [\exp((-n + 1) \cdot \alpha \cdot dw) - \exp(-n \cdot \alpha \cdot dw)] \quad (2.14)$$

Möchte man nun die durch die Absorption hervorgerufene Erwärmung für ein bestimmtes Volumenelement berechnen, so kann dies mit der thermodynamischen Grundgleichung vollzogen werden. Da in dieser Arbeit sämtliche Berechnungen numerisch mittels der Finite-Elemente-Methode berechnet werden, wird die Formel (2.15) diskretisiert und für ein finites Volumenelement angegeben. Die Intensität I , multipliziert mit der bestrahlten Fläche des Volumenelements A_I und der Zeit je Zeitschritt t , ergibt die Energie Q , welche mittels der spezifischen Wärmekapazität C_p , der Dichte ρ und des

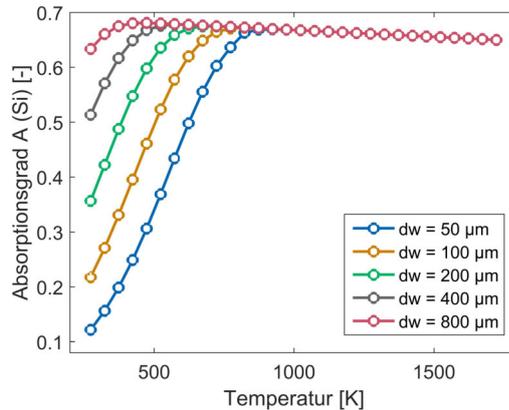


Abbildung 2.6: Temperaturabhängiger Absorptionsgrad für verschiedene Waferdicken dw an Silizium bei $\lambda = 1070$ nm.

Volumens V in einer Temperaturänderung ΔT resultiert.

$$\Delta T = \frac{Q}{c_p \cdot m} = \frac{I \cdot A_I \cdot t}{c_p \cdot \rho \cdot V} \quad (2.15)$$

Der TLS-Prozess zieht eine nicht unerhebliche Erwärmung nach sich. Dies führt dazu, dass sämtliche Kennwerte temperaturabhängig in die Berechnungen einfließen müssen. In Bezug auf (2.15) sind hierbei insbesondere die Dichte ρ und die spezifische Wärmekapazität c_p zu benennen. Die Dichte ist vergleichsweise unkritisch, da diese über den gesamten möglichen Temperaturbereich (von Raumtemperatur bis zum Schmelzpunkt) um nur ca. $21,9 \mu\text{g cm}^{-3} \text{K}^{-1}$ abnimmt und die gesamte Spannweite weniger als 2% beträgt. [EFS03] Im Bereich der spezifischen Wärmekapazität beträgt die Spannweite ca. 50% und bedarf somit der temperaturabhängigen Berücksichtigung. Die nachstehende Abbildung (2.7) zeigt die spezifische Wärmekapazität in Abhängigkeit der Temperatur $c_p(T)$. [GP01]

2.2.3 Wärmeleitung, -Strahlung und Konvektion

In dieser Sektion werden die verschiedenen Arten des Wärmetransports in Bezug auf die TLS-Technologie vorgestellt. Anhand von vorherigen Arbeiten und aufgrund der vergleichsweise guten Wärmeleitfähigkeit von Silizium ($\lambda_t = 156 \text{ W m}^{-1} \text{K}^{-1}$ bei RT) ist bekannt, dass die Wärmeleitung eine übergeordnete Rolle besitzt. [Hau09] [GS64]

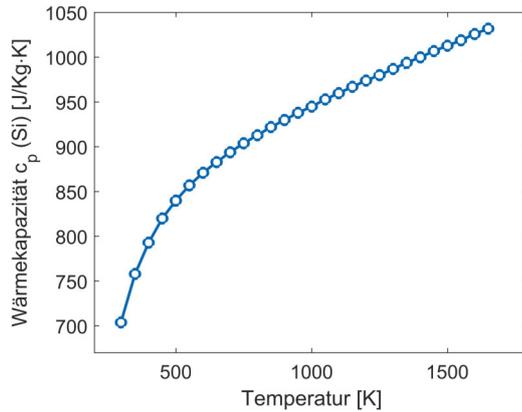


Abbildung 2.7: Temperaturabhängige spezifische Wärmekapazität c_p an Silizium.

Die Wärmeleitung kann anhand der stationären Wärmeleitungsgleichung nach Fourier beschrieben werden. [BW15] Für den zweidimensionalen Fall ist diese in (2.16) angegeben.

$$\dot{Q} = -\lambda_t \cdot A_{\lambda t} \cdot \nabla T \rightarrow -\lambda_t \cdot A_{\lambda t} \left(\frac{\partial T}{\partial x} + \frac{\partial T}{\partial y} \right) \quad (2.16)$$

Damit diese partielle Differentialgleichung einer numerischen Berechnung zugeführt werden kann, muss diese mittels der Differenzenquotienten diskretisiert werden. Zudem ist es durch eine geeignete Wahl der Zeitschritte möglich eine zeitliche Diskretisierung zu erreichen, sodass auch instationäre Fälle, wie sie bei dem TLS-Prozess vorliegen, berechnet werden können. Die nachfolgende Abbildung (2.8) verdeutlicht die Diskretisierung. Jedem finiten Element wird ein Index (hier i, j) zugeteilt. Im Anschluss werden die Wärmeströme (\dot{Q}_{1-4}) für jede der vier Grenzflächen berechnet und für jedes Element (i, j) aufsummiert. (2.17)

$$\dot{Q}(i, j) = \dot{Q}_1(i, j) + \dot{Q}_2(i, j) + \dot{Q}_3(i, j) + \dot{Q}_4(i, j) \quad (2.17)$$

Die nachfolgende Gleichung (2.18) zeigt die diskretisierten Wärmeströme. Da hierbei von dem Element (i, j) aus bilanziert wird, muss das Vorzeichen umgekehrt werden.

$$\dot{Q}(i, j) = \lambda_t \cdot A_{\lambda t} \cdot \left(\frac{T_{(i,j+1)} - T_{(i,j)}}{l} + \frac{T_{(i-1,j)} - T_{(i,j)}}{l} + \frac{T_{(i,j-1)} - T_{(i,j)}}{l} + \frac{T_{(i+1,j)} - T_{(i,j)}}{l} \right) \quad (2.18)$$

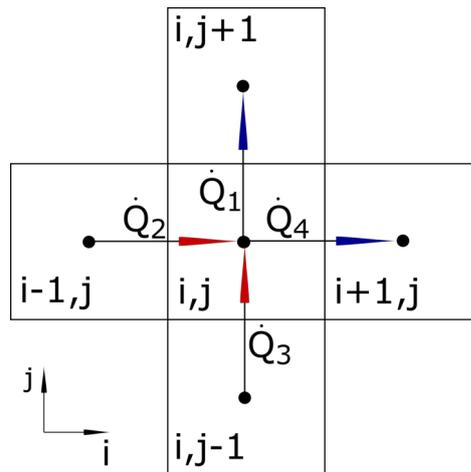


Abbildung 2.8: Schematische Darstellung der Diskretisierung der Wärmeleitungsgleichung nach Fourier.

Die Wärmeleitung von Silizium ist stark temperaturabhängig. Deshalb sollte diese auch temperaturabhängig in die Betrachtung einfließen. Die nachfolgende Grafik (2.9) zeigt die temperaturabhängige Wärmeleitung von Silizium. [GS64] In Gleichung (2.19) ist diese zusätzlich berücksichtigt. Aufgrund der sinnvollen Darstellung, ist diese nur für den Wärmestrom $\dot{Q}_1(i, j) + \dot{Q}_2(i, j)$ angedeutet und muss um die Wärmeströme $\dot{Q}_3(i, j) + \dot{Q}_4(i, j)$ äquivalent ergänzt werden.

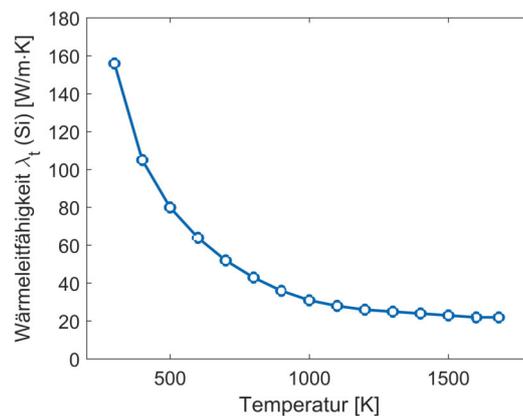


Abbildung 2.9: Temperaturabhängige Wärmeleitfähigkeit λ_t an Silizium

$$\dot{Q}(i, j) = A_{\lambda t} \cdot \left(\frac{\lambda_{t(i,j+1)} T_{(i,j+1)} - \lambda_{t(i,j)} T_{(i,j)}}{l} + \frac{\lambda_{t(i-1,j)} T_{(i-1,j)} - \lambda_{t(i,j)} T_{(i,j)}}{l} + \dots \right) \quad (2.19)$$

Soll nun die Temperaturänderung (ΔT) für das jeweilige Element (i, j) berechnet werden, kann wiederum die Grundgleichung der Wärmelehre (2.15) um die Diskretisierung der Zeit (Δt) ergänzt werden. Diese ist unter (2.20) dargestellt. Es gilt zu beachten, dass hierbei der Zeitschritt (Δt) sehr kritisch ist und entsprechend klein gewählt werden sollte, sodass die Stabilitätsbedingungen nicht verletzt sind und die Verwendung der stationären Wärmeleitungsgleichung für den instationären Anwendungsfall funktional ist.

$$\Delta T_{(i,j)} = \frac{\Delta t \cdot \dot{Q}_{(i,j)}}{c_{p(i,j)}(T) \cdot \rho \cdot V} \quad (2.20)$$

Die Wärmestrahlung besitzt nur eine sehr untergeordnete Rolle bei der Beschreibung eines laserbasierten Trennprozesses. [Hau09] Durch Wärmestrahlung wird eine thermische Leistung via elektromagnetischer Strahlung aus dem Wafersystem entfernt. Möchte man nun die Auswirkung dieser Komponente auf das Gesamtsystem betrachten, so ist es sinnvoll, den Leistungszufluss P durch die Laserquelle mit dem Abfluss durch die Wärmestrahlung zu vergleichen und hieraus einen Quotienten (q_s) zu bilden. Dieser zeigt den Anteil der Wärmestrahlung am gesamten thermischen Gleichgewicht. Der Anteil der Wärmestrahlung \dot{Q}_s ist durch das Stefan-Boltzmann-Gesetz beschrieben. [BW15] Die nachfolgende Gleichung (2.21) definiert die geschilderte Thematik.

$$q_s = \frac{\dot{Q}_s}{P} = \frac{\epsilon \cdot \sigma_b \cdot A_s \cdot T^4}{P} \quad (2.21)$$

Selbst bei der Verwendung von überhöhten Annahmen, wie das nachfolgend dargestellt werden soll, zeigt sich die untergeordnete Rolle der Wärmestrahlung für den TLS-Prozess. So wird für den Emissionsgrad ($\epsilon = 0.7$) für die Fläche A_s dem Laserprofil entsprechend ($A = 5 \cdot 10^{-3} \text{ m} \cdot 0,3 \cdot 10^{-3} \text{ m}$) und für die Temperatur ($T = 1600 \text{ K}$) gewählt, was einer Temperatur nahe der Schmelztemperatur von Silizium entspricht und erheblich über der realistischen Temperatur liegt. [RBG⁺01] Auf der anderen Seite wurde für die Laserleistung eine moderate, aber realitätsnahe Leistung ($P = 100 \text{ W}$)

gewählt. Selbst bei diesen Annahmen beläuft sich der Anteil q_s , wie nachfolgend in (2.22) zu sehen, auf nur 0.4%. Dies bedeutet, dass die Auswirkung der Wärmestrahlung vernachlässigt werden kann.

$$q_s = \frac{0,7 \cdot 5,67 \cdot 10^{-8} \text{ W/m}^2\text{K}^4 \cdot 5 \cdot 10^{-3} \text{ m} \cdot 0,3 \cdot 10^{-3} \text{ m} \cdot 1600 \text{ K}^4}{100 \text{ W}} \approx 0,4\% \quad (2.22)$$

Die dritte Art des Wärmetransports ist die Konvektion. Bei der Konvektion erfolgt der Wärmeübergang mittels eines strömenden Fluids. Es wird in freie, d. h. ohne äußeres Zutun und erzwungene, d. h. via künstlich erschaffener Potentialunterschiede hervorgerufene Konvektion unterschieden. [BW15] Die Berechnung der beiden Konvektionsarten kann in gleicher Weise vollzogen werden und unterscheidet sich insbesondere nur in der Ausprägung des Wärmeübergangskoeffizienten (λ_k). Im Grunde erfolgt die Berechnung des Wärmestroms der Konvektion (\dot{Q}_k) ähnlich der Wärmeleitung. Da sie allerdings nur an der Oberfläche erfolgt, entfällt die Abhängigkeit des Abstandes. Zudem wird anstelle der Wärmeleitfähigkeit der Wärmeübergangskoeffizient (λ_k) verwendet. Da die Konvektion der aktiven Kühlung und der Luft in Bezug auf das TLS verfahren nur an der Waferoberfläche stattfindet, ist die Diskretisierung vergleichsweise einfach. Die entsprechende Formel ist in Gleichung (2.23) dargestellt. Dabei entspricht $\lambda_{k(i,j)}$ dem Wärmeübergangskoeffizient an dem jeweiligen finiten Element, A_k der Oberfläche eines Elements, $T_{F(i,j)}$ der Temperatur des Fluids an dem jeweiligen Element und $T_{(i,j)}$ der Temperatur des jeweiligen Elements.

$$\dot{Q}_{k(i,j)} = \lambda_{k(i,j)} \cdot A_k \cdot (T_{F(i,j)} - T_{(i,j)}) \quad (2.23)$$

In der Literatur werden zahlreiche Wärmeübergangskoeffizienten genannt, die nachfolgend in Tabelle 2.4 dargestellt werden. [KB80] Auf der Grundlage dieser Kennwerte kann ein Modell für die Prozesskühlung, als auch für die freie Konvektion an der Umgebungsluft für den TLS Prozess erstellt werden. Abbildung (2.10) zeigt dieses Modell. In rot ist die Laserquelle dargestellt. Die einzelnen farbigen Abstufungen zeigen die verschiedenen Konvektionsregime. Mit 1. ist die freie Konvektion an der Umgebungsluft gekennzeichnet. Die 2. Zone entspricht dem zurückgebliebenen Wasserfilm und somit der freien Konvektion an einem Wasserfilm. Die 3. Zone simuliert strömendes Wasser, welches auf der Oberfläche zu einem Film vereinigt wird und durch die Aerosoldüse

angeströmt und somit bewegt wird. Der 4. Bereich entspricht der Verdampfung kleinster Wassertröpfchen, welche durch die Aerosoldüse erzeugt werden. In diesem Bereich findet die größte Kühlwirkung statt. Weitere Recherchen beschreiben diesen Bereich, passend zu jener Düse der TLS-Anlage, mit etwa $22\,000\text{ W m}^{-2}\text{ K}^{-1}$. [AKM10]

Tabelle 2.4: Verschiedene Wärmeübergangskoeffizienten λ_k für verschiedene Strömungen und Fluide.

Konvektionsart	Wärmeübergangsk. λ_k [$\text{W m}^{-2}\text{ K}^{-1}$]
1. Ruhende Luft	5 - 25
2. Ruhender Wasserfilm	20 - 100
3. Strömendes Wasser	50 - 10 000
4. Verdampfung von Wassertropfen	2 000 - 100 000

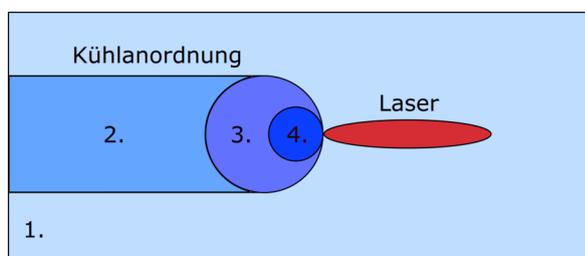


Abbildung 2.10: Konvektionsmodell der TLS Kühlung. Laserstrahl in rot, freie Konvektion an Luft (1.), freie Konvektion an Wasser (2.), erzwungene Konvektion an Wasser (3.), Erzwungene Konvektion durch verdampfende Wassertropfen (4.).

2.2.4 Thermische Spannung und Rissentstehung

Thermische Spannungen werden durch unterschiedliche thermische Bedingungen aufgrund der Längenausdehnung oder deren Behinderung hervorgerufen. Deshalb wird auch von thermisch induzierten mechanischen Spannungen gesprochen. Ausschlaggebend ist das Vorhandensein eines Temperaturgradienten. [DWK⁺13] Die thermische Spannung ist hierbei für den eindimensionalen Fall nach folgender Gleichung (2.24) definiert. [ANAH00] Hierbei ist σ die Spannung, E der E-Modul und α_t der Ausdehnungskoeffizient. Es gilt zu beachten, dass dieser Zusammenhang nur für eine dünne, flache Geometrie (ähnlich eines Wafers) und unter der Annahme der vollständigen Elastizität und Einspannung gültig ist. Die Annahme der Elastizität ist für Silizium gut

erfüllt, da unterhalb einer Temperatur von $T \approx 1000\text{K}$ ein sprödebrüchiges Verhalten und somit vernachlässigbare plastische Verformung vorliegt. [Hau09]

$$\sigma = E \cdot \alpha_t \cdot \Delta T \quad (2.24)$$

Ist die vollständige Einspannung allerdings nicht gegeben, so muss der Spannungsterm um die elastische Dehnung (ϵ_e) reduziert werden. Gleichung (2.25) zeigt diesen Zusammenhang.

$$\sigma = E \cdot (\alpha_t \cdot \Delta T - \epsilon_e) \quad (2.25)$$

Soll dieser Zusammenhang nun für den zweidimensionalen Fall aufgestellt werden, so ergibt sich Folgendes. (2.26) Dabei muss die Querkontraktionszahl (ν), die Schubspannung (τ) und die entsprechende Schubverzerrung (γ) neu eingeführt werden. [Kle14]

$$\begin{bmatrix} \sigma_{xx} \\ \sigma_{yy} \\ \tau_{xy} \end{bmatrix} = \frac{E}{1 - \nu^2} \cdot \begin{bmatrix} 1 & \nu & 0 \\ \nu & 1 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1-\nu}{2} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \alpha_t \cdot \Delta T - \epsilon_{xx} \\ \alpha_t \cdot \Delta T - \epsilon_{yy} \\ \gamma_{xy} \end{bmatrix} \quad (2.26)$$

Zudem ist die Gleichung (2.27) bekannt, die die Dehnung (ϵ_e) als die relative Längenänderung um die Länge (u, v) ausweist und den Zugsamenhang aus Spannung und Dehnung herstellt. [Kle14]

$$\begin{bmatrix} \epsilon_{xx} \\ \epsilon_{yy} \\ \gamma_{xy} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{\Delta u}{l_x} \\ \frac{\Delta v}{l_y} \\ \frac{\Delta v}{l_x} + \frac{\Delta u}{l_y} \end{bmatrix} \quad (2.27)$$

Um die Lösung der Problemstellung zu erhalten wird nun die virtuelle innere Arbeit (Π) iterativ minimiert. Diese ist durch die folgende Gleichung definiert. (2.28)

$$\Pi = \int_V \frac{1}{2} \cdot [\epsilon_e] \cdot [\sigma] \cdot dV \quad (2.28)$$

Diese Gleichungen sind bereits ausreichend um anhand eines Temperaturfeldes die thermisch induzierten mechanischen Spannungen zu berechnen. Allerdings besitzt der

Bearbeitungstisch (engl. chuck) der TLS-Anlage eine Unterdrucklagerung, sodass eine Normalkraft auf den Wafer ausgeübt wird und hierdurch Reibung entgegengesetzt der Wärmeausdehnung entsteht. Dieser Reibungseinfluss soll zusätzlich betrachtet werden. Laut Gleichung (2.29) ist eine Spannung (σ) durch eine Kraft (F) pro Fläche (A) definiert. Da sich die Querschnittsfläche (A) der verschiedenen Elemente nur vernachlässigbar ändert, können im Weiteren Kräfte betrachtet werden.

$$\sigma = \frac{F}{A} \quad (2.29)$$

Betrachtet man nun ein finites Element (i, j) , welches eine höhere Temperatur (T_1) als das benachbarte Element $(i - 1, j)$ besitzt, so wird sich dieses um ϵ ausdehnen. Wirkt dieser Ausdehnung nun das kühlere Element $(i - 1, j)$ entgegen, so wird eine Druckkraft (F_D) und eine Zugkraft (F_Z) in den jeweiligen Elementen entstehen. Diese beiden Kräfte befinden sich sodann im Gleichgewicht. An dieser Stelle sei auf die Abbildung (2.11) auf der linken Seite verwiesen. Dieser Sachverhalt ist jener, der sich bereits aus den obigen Gleichungen ergibt. Die Reibkraft soll nun hinzugefügt und die Auswirkung betrachtet werden. Hierbei sei wiederum auf Abbildung (2.11) auf der rechten Seite verwiesen. Wirkt der Druckkraft (F_D) nun die Reibkraft (F_R) entgegen, so ist das Element (i, j) in seiner Ausdehnung behindert. Hierdurch wird die Kraftkomponente (F_Z) erheblich reduziert, da nur jene Kraftkomponente, welche über der Reibung liegt, durch diese kompensiert werden muss. Zudem kann es vorkommen, dass die Reibkraft (F_R) nicht vollständig überwunden werden kann. In diesem Fall findet keine Beeinflussung des Elements $(i - 1, j)$ durch das Element (i, j) statt. Dies kann man sich durch eine feste Verbindung des Wafers mit dem Untergrund vor Augen führen. Es leuchtet ein, dass bei einer Erwärmung Druckspannungen aber keine Zugspannungen entstehen, da sich der Wafer nicht ausdehnen kann und bei einer Abkühlung nur diese Druckspannungen wieder abgebaut werden. Zugspannungen sind allerdings unabdingbar für die Rissöffnung nach dem Modus I. Hierbei sei nochmals auf die Visualisierung des TLS-Prozesses in Abbildung (2.2) verwiesen. Eine feste Einspannung sollte somit vermieden werden.

$$F_Z = \begin{cases} -F_D, & F_R = 0 \\ -F_D - F_R, & F_R < F_D \\ 0, & F_R > F_D \end{cases}$$

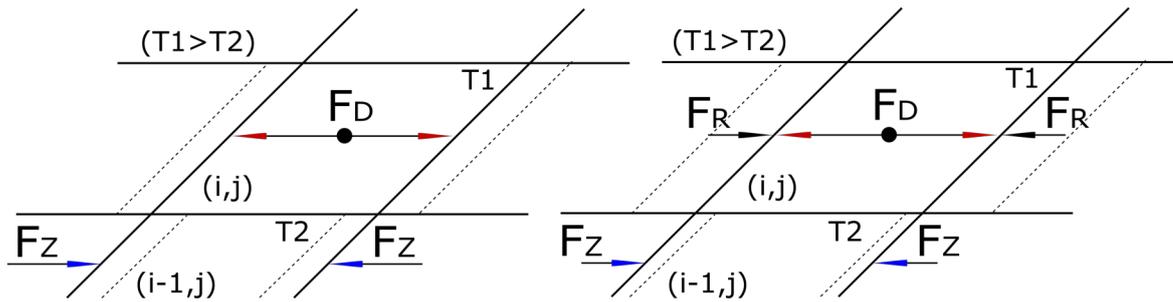


Abbildung 2.11: Zwei benachbarte finite Elemente mit unterschiedlichen Temperaturen ($T_1 > T_2$). Beide Elemente streben eine Ausdehnung / Schrumpfung nahe der gestrichelten Linie an und befinden sich in einem Kräftegleichgewicht. Links ist die Reibung vernachlässigt. Es ist zu erkennen, dass der Kräfteübertrag (F_z) erheblich gesteigert ist, wenn die Ausdehnung nicht durch die Reibung beeinträchtigt ist.

Hat man Kenntnis bezüglich der thermischen Spannungen erlangt, so kann eine bruchmechanische Analyse angeschlossen werden. In der Ingenieurspraxis hat insbesondere das K-Konzept nach Irwin besondere Berühmtheit erlangt, da die Kenntnis der verschiedenen Spannungszustände häufig vorliegt, oder diese leicht ermittelt werden können.[GS11] Das Konzept verfolgt den Ansatz, das an der Risspitze anliegende Spannungsfeld und die daraus resultierende Spannungserhöhung (σ_{res}) mit Hilfe eines so genannten Spannungsintensitätsfaktors zu approximieren. Das K-Konzept ist Teil der linearelastischen Bruchmechanik (LEBM) und besitzt daher nur für elastische Bruchvorgänge Gültigkeit. Berechnungen nach dem K-Konzept führen zu einer Singularität, sprich zu einer unendlich großen Spannung an der Risspitze. Dies würde zu einem Bauteilversagen bei selbst kleinsten Belastungen führen. [Hie99] In der Wirklichkeit ist dieses Verhalten nicht realistisch. Nahezu sämtliche Materialien zeigen eine plastische Verformung nahe der Risspitze, die wiederum die geometrischen Gegebenheiten des Risses verändert. In dieser so genannten Prozesszone (r) ist die LEBM ungültig. [Hie99] Da Silizium, wie bereits erwähnt, nahezu keiner plastischen Verformung unterliegt, fällt die Prozesszone sehr klein aus und ist in Bezug auf das Gesamtvolumen vernachlässigbar, somit ist die LEBM gut anwendbar.[Hau09] Abbildung 2.12 verdeutlicht diesen Zusammenhang. Das K-Konzept unterscheidet dreierlei Modi der Rissöffnung. In Bezug auf das TLS-Verfahren ist der Modus I von Bedeutung, da dieser einer symmetrischen Rissöffnung durch Aufspreizung entlang der XZ- bzw. YZ-Ebene entspricht. Anhand des jeweiligen Modus kann der Spannungsintensitätsfaktor gesondert ermittelt werden. Für den Modus I an einer gekerbten Scheibe errechnet

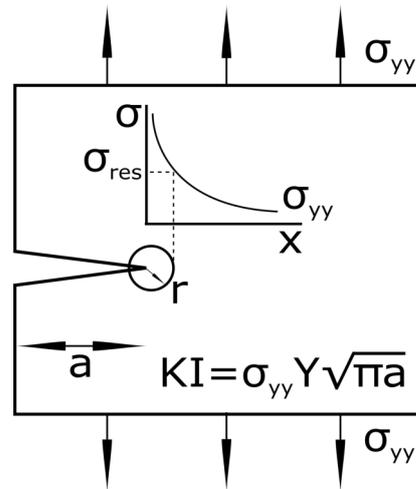


Abbildung 2.12: Spannungsüberhöhung an der Rissspitze an einer gekerbten Scheibe. Angelehnt an: [FCA07]

sich dieser nach folgender Gleichung (2.30). [FCA07] Dabei entspricht σ_{yy} dem den Riss umgebenden Spannungsfeld, Y einen Korrekturfaktor bezüglich der geometrischen Gegebenheiten und a der Risslänge.

$$K_I = \sigma_{yy} \cdot Y \sqrt{\pi \cdot a} \quad x > r \quad (2.30)$$

Der Korrekturfaktor Y ist für das TLS-Verfahren bemerkenswert. Bei einem vollständigen, in Z-Richtung ausgeführten Riss, beträgt dieser: 1,12. Ist der Riss allerdings nur auf der Waferoberseite in Form eines Viertelkreises, als so genannter “Quarter Penny Coin” ausgeführt, so beträgt der Korrekturfaktor nur 0,713. [FCA07] Dies bedeutet, dass ein Riss, welcher auf der Oberfläche mittels Laserscribe initiiert wurde, erheblich mehr Spannung zu dessen Start benötigt als jener, der bereits gestartet, aber nicht vollendet wurde und nun fortgeführt werden soll.

Da die LEBM nur außerhalb der Prozesszone Gültigkeit besitzt, sollte auch diese abgeschätzt werden. Bei Werkstoffen mit einer geringen Plastizität kann dies mittels folgender Formel geschehen. [FCA07] Der Kennwert σ_{res} entspricht hierbei der Fließspannung, die für Silizium aufgrund des sprödebrüchigen Verhaltens in etwa der Zugfestigkeit entspricht.

$$r = \frac{K_I^2}{2 \cdot \pi \cdot \sigma_{res}^2} \quad (2.31)$$

Liegt der Spannungsintensitätsfaktor K_I über der Bruchzähigkeit K_{IC} , so erfolgt ein Rissfortschritt. [GS11] Die Bruchzähigkeit wird in der Regel experimentell bestimmt und ist in nachfolgender Tabelle für die unterschiedlichen Kristallorientierungen aufgeführt. [Hau09]

Tabelle 2.5: Verschiedene Bruchzähigkeiten K_{IC} für verschiedene Kristallorientierungen an Silizium

Orientierung	Bruchzähigkeit K_{IC} [MPa \sqrt{m}]
<111>	0,83
<100>	0,94
<110>	0,90
Polykristallin	0,75

2.2.5 Fraktographie

Das nachfolgende Kapitel befasst sich mit der Fraktographie. „Die Fraktographie ist ein sowohl in der Grundlagenforschung als auch in der Praxis bei Schadensanalysen häufig angewandtes Verfahren der Bruchuntersuchung. Sie dient zum Auffinden [...] charakteristischer Bruchflächenmerkmale, die Aussagen über die Beanspruchungsart, die Rissentstehung und die Rissausbreitung ermöglichen.“[Hag90] Natürlich kann diese Arbeit nicht im Ansatz Vollständigkeit auf diesem Gebiet liefern. Es sollen aber dennoch die wichtigsten Phänomene, in Bezug auf das TLS-Verfahren, aufgegriffen und beschrieben werden, da hierin wertvolle Informationen bezüglich des Bruchvorgangs verborgen liegen.

Typischerweise beginnt man bei der fraktographischen Untersuchung in chronologischer Reihenfolge und somit mit der Ursprungssuche. [Hul99] Bezüglich der Begutachtung einer durch TLS hervorgerufenen Bruchkante ist dies trivial, da hierbei der Ursprung, die so genannte Rissinitiierung künstlich d. h. mittels einer Laserablation oder durch eine Diamantnadel eingebracht wird. Die nachfolgende Abbildung 2.13 zeigt eine ca. 20 μm lange und sich über ein Drittel der Tiefe erstreckende Rissinitiierung mittels Laserscribe. Die Abbildung ist sehr gut für dieses Kapitel geeignet, da sich hieran eine Vielzahl an Effekten entdecken und erklären lässt. Die einzelnen Erklärungen z. B. bezüglich der Wallnerlinien folgen in den jeweiligen Abschnitten.

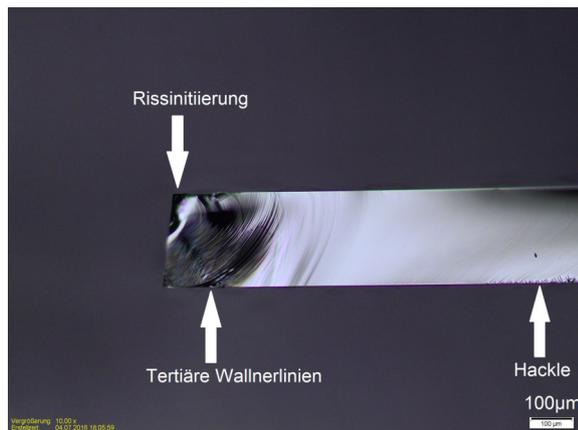


Abbildung 2.13: Typische Rissinitiierung des TLS-Prozess gefolgt von den charakteristischen tertiären Wallnerlinien an einem 200 µm Cz (100) Si Wafer.

Nach der Rissinitiierung ist in der Fachliteratur stets der Dreiklang aus „Mirror, Mist und Hackle“ zu lesen. Diese drei Begriffe beschreiben die typische Musterfolge nach der Rissinitiierung an amorphen Werkstoffen, insbesondere Glas, was der am häufigsten beschriebene Werkstoff bezüglich fraktographischer Untersuchungen ist. [Qui16] [Hul99] Da diese Phänomene - wie [She09] berichtet - an kristallinen Silizium nicht zu beobachten sind, werden diese nur rudimentär beschrieben und es wird auf die entsprechende Fachliteratur z.B. [Hul99] verwiesen.

Startet ein Riss, so wird dieser sich aufgrund des Energieeintrages durch die sich nun entspannende Dehnung zügig beschleunigen. Bei amorphen Werkstoffen kommt es hierbei zu Unregelmäßigkeiten im Rissfortschritt, wodurch eine Oberflächenstruktur entsteht. [Bra11] Im Bereich des „mirror“ ist diese aufgrund der geringen Geschwindigkeiten optisch glatt. Dieser kann bis zu einer Geschwindigkeit von etwa 50% der maximalen Rissgeschwindigkeit beobachtet werden. Die maximale Rissgeschwindigkeit liegt im Bereich von 50-60% der Rayleighgeschwindigkeit C_R . Bei einkristallinen Werkstoffen, wie z.B. Silizium, kann diese bis zu 90% betragen. [Qui16] Beschleunigt sich der Riss nun weiter, so werden auch diese Strukturen in die Länge gezogen. Im Bereich von wenigen µm entsteht eine Struktur, die die Reflexion verringert und etwas nebelig erscheint, der so genannte „mist“. Steigt die Geschwindigkeit weiter, so wachsen auch die Strukturen linienartig weiter an und der so genannte „hackle“, engl. für Riffel entsteht. [Qui16] Dieser ist nicht mit jenen in Abbildung 2.13 zu verwechseln, da dieser eine andere Ursache besitzt. Aufgrund der kristallographisch präferierten Rissrichtung werden derartige Phänomene in einkristallinen Werkstoffen unterdrückt, was zudem der Grund für die höheren maximalen Geschwindigkeiten ist. [She09] [Qui16]

Sehr charakteristische Bruchmale des TLS-Prozesses sind die so genannten Wallnerlinien. Die typische Linienstruktur wurde erstmals 1939 von Helmut Wallner beschrieben. [Wal39] Eine Wallnerlinie entsteht, wenn die Rissfront mit einer elastischen Welle interagiert. Hierdurch wird die Rissfront wellenförmig um die eigentliche Rissebene versetzt. [Qui16] Die nachfolgende Abbildung 2.14 zeigt schematisch die Entstehung einer solchen Versetzung.

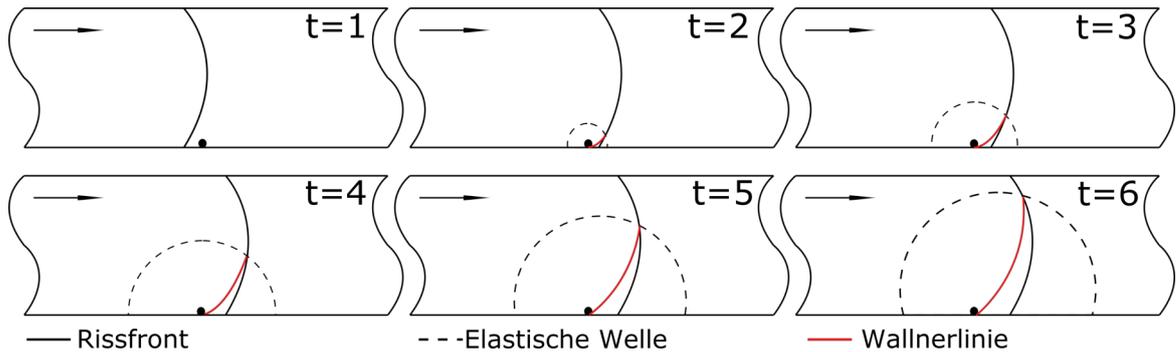


Abbildung 2.14: Entstehung einer Wallnerlinie. Die Rissfront breitet sich von links nach rechts aus. Hervorgerufen durch eine Störstelle entsteht eine elastische Welle, die mit der Rissfront interagiert und zu Versetzungen der so genannten Wallnerlinie führt. Angelehnt an: [Qui16]

In der Grafik wird die elastische Welle durch eine Kerbe an der Waferoberfläche hervorgerufen. Die Art der Entstehung der elastischen Welle entscheidet, ob es sich um primäre, sekundäre oder tertiäre Wallnerlinien handelt. Der Wirkmechanismus, welcher zu deren Entstehung führt, ist aber stets identisch. Eine Rissfront, welche sich von links nach rechts ausbreitet, löst durch das Auftreffen auf die Kerbe eine elastische Welle innerhalb des Materials aus. Die Interaktion dieser elastischen Welle mit der Rissfront führt zu einer Versetzung. Die Grafik verdeutlicht, dass die Wallnerlinie nicht der Form der Rissfront entspricht. Es gilt allerdings zu beachten, dass diese vergleichsweise hohe Ähnlichkeit besitzen, da die elastische Welle in der Regel eine wesentlich höhere Geschwindigkeit besitzt und somit das gesamte Rissufer rasch erreicht. Dieser Umstand führt dazu, dass die Richtung des Rissesfortschritts und dessen Rissufergeometrie, hervorgerufen durch den Belastungszustand, verlässlich abgeschätzt werden kann. [Qui16]

Wird nun die elastische Welle durch Diskontinuitäten, wie z. B. Kratzer oder Kerben auf der Oberfläche verursacht, so spricht man von primären Wallnerlinien. Entsteht diese aufgrund eines unstetigen Risswachstums, so entstehen sekundäre Wallnerlinien. Die tertiären Wallnerlinien werden von außen z. B. durch Vibrationen eingebracht.

Zudem hat die Geometrie der Rissfront Einfluss auf die Gestaltung. Die nachfolgende Abbildung 2.15 zeigt die typischen Muster der Wallnerlinien in Bezug auf die verschiedenen Belastungszustände, da diese die Form der Rissfront beeinflussen. [Qui16] Anhand dieser Ausführungen können nun die tertiären Wallnerlinien entlang des Rissstarts in Abbildung 2.13 erklärt werden. Startet ein Riss, so führt die Entspannung der Dehnung zu Vibrationen. Diese elastischen Pulse führen zu tertiären Wallnerlinien nahe des Rissstarts. [Qui16]

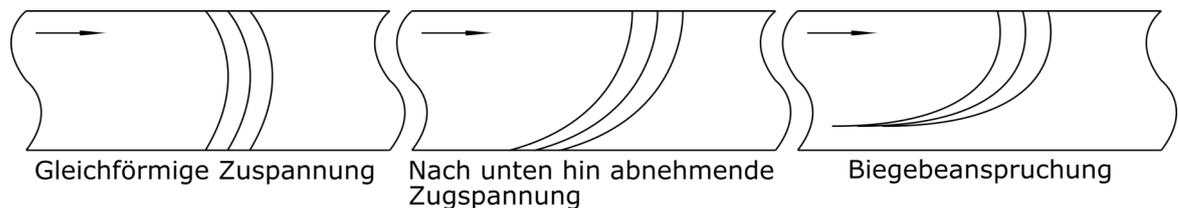


Abbildung 2.15: Ausprägung der Wallnerlinien bei verschiedenen Spannungszuständen. Entspricht nicht der tatsächlichen Rissfront, ist dieser aber vergleichsweise nah. Angelehnt an: [Qui16]

Zwei 200 μm Cz (100) Si Wafer wurden auf unterschiedliche Art gebrochen. Auf der linken Seite wurde eine Aufspreizung mittels einer senkrecht auftreffenden Diamantnadel vollzogen. Diese Aufspreizung führt zu einem instabilen Risswachstum und hierdurch zu einer makelosen Bruchkante entlang der $\langle 110 \rangle$ Ebene. Der Informationsgehalt einer solchen Bruchfläche ist als äußerst gering zu bezeichnen. Da der Rissfortschritt des TLS-Prozesses jedoch schrittweise erfolgt, sind stets sekundäre Wallnerlinien zu beobachten. Auf der rechten Seite wurde der gleiche Wafer mittels einer Biegebeanspruchung gebrochen. Es sind die charakteristischen Wallnerlinien zu erkennen, die zuvor beschrieben wurden. Anhand des Bruchbildes kann erkannt werden, dass die Zugbelastung an der Oberkante und die Druckbelastung an der Unterkante angelegen ist. Zudem erfolgte der Rissfortschritt von rechts nach links.

Als nächstes sollen die so genannten “twist hackle” beschrieben werden. Ist ein Wafer einer starken Biegebelastung ausgesetzt, so erfolgt ein Rissfortschritt entlang der Zugbelastung, jedoch nicht innerhalb des Druckbereichs. Da der Wafer auf der Seite der Zugbeanspruchung bereits gerissen ist, ist der Wafer sehr fragil. Wird die Separation nun vervollständigt, so können häufig “twist hackle” entlang des Rissfortschritts (senkrecht zur Waferoberfläche) beobachtet werden. [Qui16] In Bezug auf den TLS-Prozess deuten diese auf eine unvollständige Separation durch den TLS-Prozess und somit auf eine hohe Biegebelastung hin. Die Ursache diese Phänomens liegt in einer

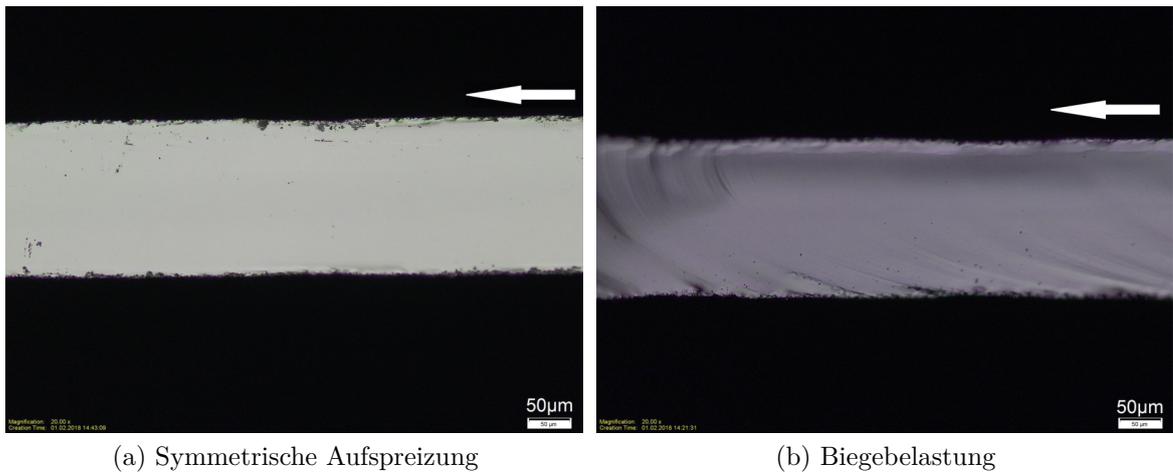


Abbildung 2.16: Bruch hervorgerufen durch Aufspreizung links und via Biegebelastung rechts.

Rotation des Spannungsfeldes z. B. bei einem hohen Unterdruck des Vakuumspanntisch begründet. Der Rissverlauf folgt nun stufenweise diesem Spannungsfeld. Die einzelnen Stufen erscheinen geriffelt, was dem englischen Wort *hackle* entspricht und haben ihren Ursprung in einer Rotation, weshalb von “*twist hackle*” gesprochen wird. [Qui16] Die nachfolgende Abbildung 2.17 zeigt diese exemplarisch an einem via TLS separierten Ge (100) Wafer. Darüber hinaus können “*twist hackle*” so genanntes *Chipping* initiieren. Unter *Chipping* wird das Abplatzen einzelner Fragmente verstanden.

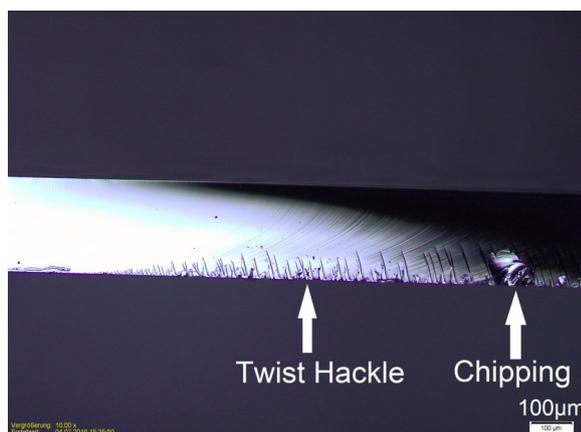


Abbildung 2.17: Bruchkante eines mit TLS bearbeiteten Ge Wafers. Erkennbar sind die “*Twist Hackle*” an der Unterkante.

Das letzte Phänomen, welches in diesem Kapitel beschrieben werden soll, sind die sogenannten Rastlinien. Rastlinien entstehen immer dann, wenn der Rissfortschritt zum Erliegen kommt, somit rastet und ferner versetzt fortgeführt wird. Im Gegensatz zu den Wallnerlinien entsprechen diese Rastlinien exakt der Rissfront zu dem jeweiligen Zeitpunkt. Sie können von den Wallnerlinien unterschieden werden, da sie deutlich schärfer, also nicht wellenförmig ausgeprägt sind. [Qui16] Die Interpretation ist hierbei äquivalent zu den Wallnerlinien. Die nachfolgende Abbildung 2.18 zeigt exemplarisch eine Kombination aus Rast- und Wallnerlinien an Silizium. Die Wallnerlinien sind hierbei vereinzelt zwischen den Rastlinien zu erkennen. Es ist ersichtlich, dass deren Abweichung von der tatsächlichen Rissfront (Rastlinien) vorhanden, aber nicht sonderlich stark ausgeprägt ist.

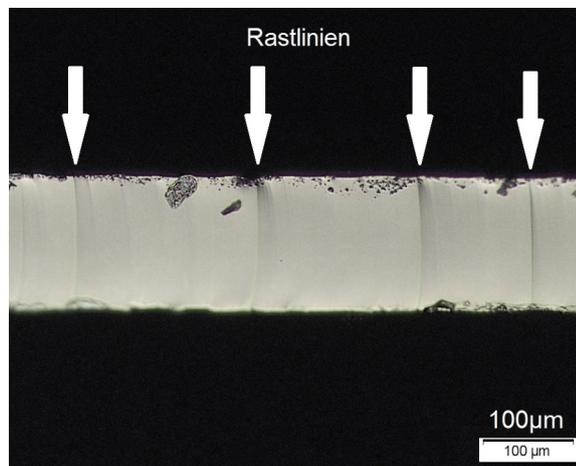


Abbildung 2.18: Kombination aus Rast- und Wallnerlinien an Silizium.

3 Verwendete Mittel und Methoden

3.1 Verfügbare Trennverfahren

3.1.1 Wafersäge

Als Referenzverfahren der Halbleitervereinzelung wurde die Wafersäge DAD320 der Firma Disco verwendet. Die entsprechenden Parameter belaufen sich auf: das Sägeblatt, dessen Schnitttiefe, die Drehzahl und die Vorschubgeschwindigkeit.

3.1.2 Scribe and Break Laseranlage

Als Referenzverfahren der Halbzellenvereinzelung wurde eine Laseranlage der 3D-Micromac AG verwendet. Die Anlage besitzt einen 20 W Nanosekunden-Faserlaser mit einer Pulslänge von 3-500 ns. Der Fokusbereich beträgt 4,1 μm mit einer Aufweitung des Laserstrahls und ca. 30 μm ohne diese. Die Wellenlänge der Laserquelle beträgt 1064 nm. Die Ablation wurde stets auf der gesamten Rückseite der Solarzelle ausgeübt und der Bruch wurde händisch vollzogen. Die einzustellenden Parameter sind: die Laserleistung, die Pulslänge, die Pulsform, der Fokusabstand und die Vorschubgeschwindigkeit.

3.1.3 Anlage zur thermischen Laserstrahlseparierung

Die verschiedenen Versuche bezüglich des thermischen Laserstrahlseparierens (TLS) wurden mittels einer Forschungsanlage der 3D-Micromac AG ausgeführt. Die Anlage besitzt einen 20 W Nanosekunden-Faserlaser mit einer Pulslänge von 3-500 ns. Der Fokusbereich beträgt 4,1 μm und die Wellenlänge beläuft sich auf 1064 nm. Diese Laserquelle dient der Rissinitiierung und entspricht der des Referenzprozess. Der eigentliche Separierungsschritt erfolgt mittels eines 200 W CW-Laser, welcher eine elliptische Strahlformung besitzt. Die Länge der langen Halbachse beträgt 0,7-4,5 mm und die der kurzen Halbachse 15-250 μm . Die Wellenlänge beträgt 1070 nm. Die aktive Kühlung erfolgt durch eine Wasser-Luft-Aerosolkühlung. Ein Sensor zur optischen Höhenmessung

der Waferoberfläche dient der Bestimmung der Fokusposition und zweierlei Kamerasysteme inkl. eines 10-fachen Mikroskopobjektivs runden das System ab. Einstellbare Parameter sind: Die Laserleistung (CW-Laser), die Ellipsenlänge (CW-Laser), die Ellipsenbreite (CW-Laser), die Vorschubgeschwindigkeit, die Wassermenge der Kühlung, die Luftmenge der Kühlung, die Position der Kühldüse in X-, Y- und Z-Richtung, die Laserleistung (ns-Laser), die Fokushöhe (ns-Laser), die Pulslänge (ns-Laser), die Pulsform (ns-Laser), die Vorschubgeschwindigkeit (ns-Laser) und der Unterdruck der Vakuumspannplatte.

3.2 Mess- und Analysewerkzeuge

3.2.1 Thermographie

Zur Prozessbeobachtung wurde die Infrarotkamera Optris PI 400 verwendet. Diese auf Bolometer basierte IR-Kamera besitzt eine Bildfrequenz von 80 Hz, eine Auflösung von 382 x 288 Pixel und eine Temperaturempfindlichkeit von 80 mK. Da Silizium einen stark von der Temperatur abhängigen Emissionsgrad besitzt, wurden sämtliche Aufnahmen mit der Einstellung der Emissivität von $\epsilon = 1$ vollzogen. Diese kann jedoch auch nachträglich in der Software angepasst werden. Mit Hilfe dieser Kamera ist es möglich den Prozess in Echtzeit zu beobachten und Aussagen bezüglich der Stabilität des Prozesses zu treffen.

3.2.2 Optisches Mikroskop

Ein optisches Mikroskop bedarf in der Regel keiner weiteren Ausführung. Es wurde stets die Hellfeldmikroskopie bei einer sehr moderaten Vergrößerung (10-, 20-fach) gewählt, da sonst das Sichtfeld für eine fraktographische Beurteilung zu stark reduziert worden wäre. Aufgrund der guten Reflektivität mancher Bruchkanten musste die Beleuchtungsstärke sehr behutsam angepasst werden.

3.2.3 Vierpunkt Biegevorrichtung

Der Vierpunktbiegeversuch ist ein gängiges Verfahren in der Festigkeitsuntersuchung. Es wurden zweierlei Vorrichtungen für Halbleiterchips und Solarzellen verwendet. Das Prinzip des Vierpunktbiegeversuchs besteht aus vier Querholmen, die sich paarweise gegeneinander bewegen. Hierbei liegen die zwei oberen Holme innerhalb der unteren. Es

wird die benötigte Kraft und die vollzogene Verschiebung der Werkzeuge bis zum Bruch des Werkstücks protokolliert. Eine Software errechnet ferner die verschiedenen Bruchspannungen. Damit verschiedene Werkstückdimensionen miteinander verglichen werden können, wie das z. B. bei vollständigen und halben Solarzellen der Fall ist, können die verschiedenen Kräfte zu den jeweiligen Bruchspannungen mittels eines mechanischen FEM-Modells normiert werden.

3.3 Proben

Als Probenmaterial wurde eine Vielzahl an Materialien verwendet. Aus diesem Grunde wird jedes Probensystem bei jeder Versuchsbeschreibung nochmals getrennt erwähnt. Am häufigsten wurden blanke Si Cz PV-Wafer mit einer Dicke von 180 μm , einer (100) Orientierung und einer sägerauen Oberfläche verwendet. Diese wurden insbesondere in den Kapiteln 4.1 - 4.2.3 verwendet. Die letzten Ergebnisse des Kapitels 4.2.3 bezüglich der statistischen Versuchsplanung und jene in Kapitel 4.2.4 bis zur Untersuchung asymmetrischer Schnitte wurden an monokristallinen PERC Zellen vollzogen. Die Erhebung der asymmetrischen Schnitte erfolgte wiederum an besagten PV-Wafern. Die Untersuchung einer aktiven Rissführung (vgl. 4.2.5) erfolgte ebenfalls an Si Cz (100) Wafern. Hierbei wurde aber auf Material mit einer Dicke 325 μm und einer polierten Oberfläche zurückgegriffen. Für die Festigkeitsuntersuchungen wurden wiederum die PV-Wafer mit einer Dicke (180 μm) für die erste Erhebung (Abbildung 4.36) halbiert. Die zweite Festigkeitsmessung evaluierte die verschiedenen Trennverfahren anhand von Si Cz (100) Wafer mit einer sägerauen Oberfläche und einer Dicke von 136 μm . Die elektrische Charakterisierung wurde an monokristallinen PERC Zellen ausgeführt. Einen Abschluss fanden die Experimente bei der Separation zweierlei Wafersorten mit prozessierten Trippelzellen bestehend aus Galliumindiumphosphid (GaInP), gefolgt von Galliumarsenid (GaAs) auf einer Germanium-Basis (Ge) und einer Kantenlänge von je 10 mm und 25 mm (vgl. Kapitel 4.5). Zudem wurde der Prozess zuerst an blanken Ge-Wafern mit einer Dicke von 200 μm erprobt.

3.4 Statistische Versuchsplanung

Waren die Einflussgrößen vielfältig und die genaue Auswirkung nicht bekannt, so wurde stets mit der Methodik der statistischen Versuchsplanung gearbeitet. Der VDI definiert in seiner Richtlinie 2247 hierbei die statistische Versuchsplanung folgendermaßen:

„Die statistische Versuchsplanung dient dazu, die Auswirkungen von metrischen oder attributiven Einflußparametern auf ein (in der Regel metrisches) Qualitätsmerkmal aufzudecken.“[VDI94] Dieser Definition sollte noch ein Nebensatz in Bezug auf die ökonomischen Vorteile, wie z. B. „Ziel ist es zudem die Versuchsaufwände bei gleichbleibend guter Ergebnisqualität zu minimieren.“, angeheftet werden.

Wenn in der vorliegenden Arbeit von statistischer Versuchsplanung oder “Design of Experiments” (DoE) zu lesen ist, dann ist damit stets eine teilfaktorielle Versuchsanordnung mit mindestens der Qualitätsstufe V zur Auflösung von einfachen Wechselwirkungen gemeint. Zudem ist der Parameterraum um eine zentrale Sternanordnung ergänzt, sodass Nichtlinearitäten identifiziert werden können. Auf die Orthogonalität der verschiedenen Parameter wurde - falls möglich - stets geachtet. Für die genauere Beschreibung dieser Methodik sei auf die entsprechende Fachliteratur wie z. B. [Kle11] verwiesen.

3.5 Simulationen

3.5.1 Simulation Solarmodul

In Kapitel 4.6 werden verschiedene Ergebnisse bezüglich der optimalen Abmessungen der Solarzellen in einem Solarmodul präsentiert. Hierfür wurde das Eindioden-Ersatzschaltbild einer Solarzelle mittels der Schaltkreissimulationssoftware LTSpice nachgebildet und entsprechend zu einer Modulschaltung verknüpft. Die einzelnen Kennwerte je Teilzelle wurden eingestellt und die gesamte Modulkennlinie simuliert. Hieran angeschlossen erfolgte die optische Bewertung der Abstandsflächen und der Reflexion der Zellunterlage (s. g. Backsheet). Das optische Modell wurde der elektrischen Simulation nachgelagert, sodass die optimale Solarzellengröße in Solarmodulen mittels der Modulkennlinie und des optischen Modells errechnet werden konnte.

3.5.2 FEM-Simulation TLS Prozess

Im Zuge dieser Arbeit wurde ein FEM-Modell bezüglich des TLS-Prozess entwickelt. Die Abbildung 3.1 zeigt den spezifischen Hauptprogrammablaufplan. Der genaue Quellcode der Simulation ist im Anhang aufgeführt. Als erstes werden die verschiedenen Parameter eingelesen. Diese beinhalten die optischen Gegebenheiten des Laserstrahls, wie z. B. die Brennweiten des Linsensystems, die Wellenlänge des Lasers, den Durchmes-

ser des Rohstrahls, die Abstände der Linsen untereinander und den Arbeitsabstand. Zudem wird das Wafersystem, bestehend aus den Abmessungen und dem verwendeten Netz (engl. mesh), festgelegt. Die übrigen Parameter der Simulation wie z. B. die Kühlleistung, Kühldüsenposition, Kühlfläche als auch die Prozessgeschwindigkeit, sowie die verschiedenen Randbedingungen wie die Raumtemperatur und die temperaturabhängigen Funktionen bestehend aus Wärmeleitfähigkeit, Wärmekapazität und den Absorptionsgrad, werden eingelesen. Im Anschluss wird die Intensitätsverteilung des Laserprofils berechnet und im dritten Schritt gemeinsam mit der Kühlanordnung über die virtuelle Probe bewegt. Die Bewegung erfolgt hierbei schrittweise um je ein finites Element. Nach jedem Bewegungsschritt erfolgt die zeitliche Diskretisierung in eine Vielzahl von Zeitschritten. Für jeden Zeitschritt und für jedes finite Element werden die Wärmeströme der Laserquelle respektive der Prozesskühlung berechnet. Im Anschluss wird die Wärmemenge in jedem finiten Element bilanziert. Dieser Berechnungsschritt resultiert in einer mittleren Temperatur je Element. Als letzter Schritt wird die Berechnung der Wärmeleitung ausgeführt. Die verschiedenen Zeitschritte werden so lange iteriert, bis in Abhängigkeit der Geschwindigkeit eine Versetzung um ein weiteres Element erfolgt. Ist ein neuer Bewegungsschritt vollzogen, erfolgt wiederum die zeitliche Iteration und dies solange, bis der gesamte Prozess abgeschlossen ist. Bei der Wahl des Zeitschritts gilt es stets die Stabilitätskriterien zu beachten. So wurde eine um den Faktor zehn verkürzte Zeit zu jenen Zeitschritt gewählt, welcher gerade noch eine konvergierende Lösung bildet. Optional ist es möglich die Wärmeleitung fortlaufen zu lassen, um das Temperaturverhalten nach dem Prozess zu untersuchen.

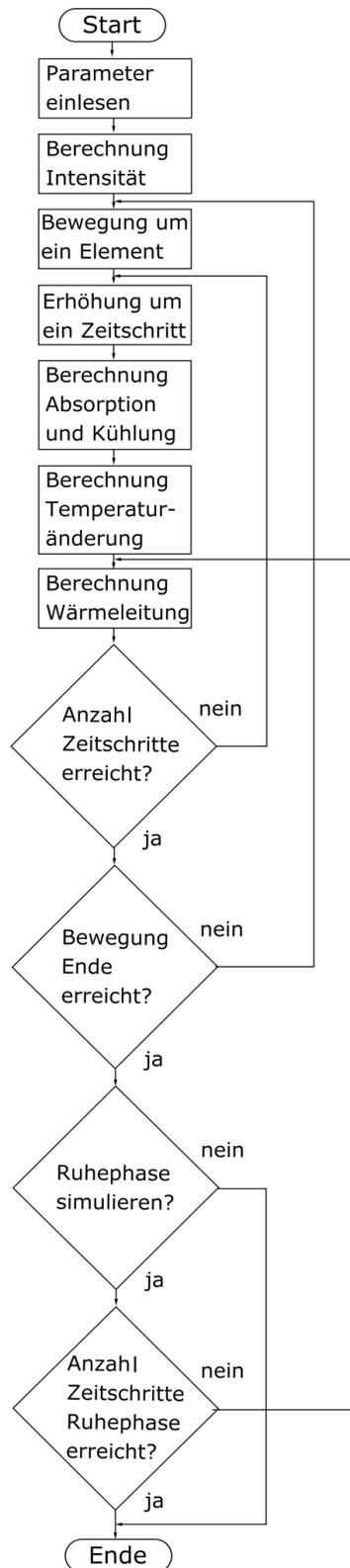


Abbildung 3.1: Hauptablaufplan des FEM-Modells des TLS-Prozesses.

Unabdingbarer Bestandteil einer Simulation ist deren Validierung. Aufgrund der in Kapitel 3.2.1 angesprochenen Problematik bezüglich des stark von der Temperatur abhängigen Emissionsgrades an Silizium und des eingeschränkten Messbereichs der Thermografiekamera, erfolgte diese Validierung qualitativ. Die nachfolgenden Abbildungen 3.2 und 3.3 zeigen eine derartige qualitative Validierung. Zudem ist es mit Hilfe der Simulation nun möglich die tatsächlich vorherrschenden Temperaturen zu berechnen. Als weitere Validierungskriterien wurden der Schmelzpunkt von Silizium und von Aluminium (Rückseitenmetallisierung einer Solarzelle) herangezogen. Hierbei wurden jene Parameter experimentell bestimmt, bei welchen ein Schädigung der jeweiligen Oberfläche aufgrund des Erreichens der Schmelztemperatur feststellbar war. Diese Parameter wurden dann auf das Simulationsmodell übertragen und die berechnete Temperatur mit der Schmelztemperatur aus der Literatur verglichen. Diese Untersuchung bestätigte die Validität des Simulationsmodells zusätzlich.

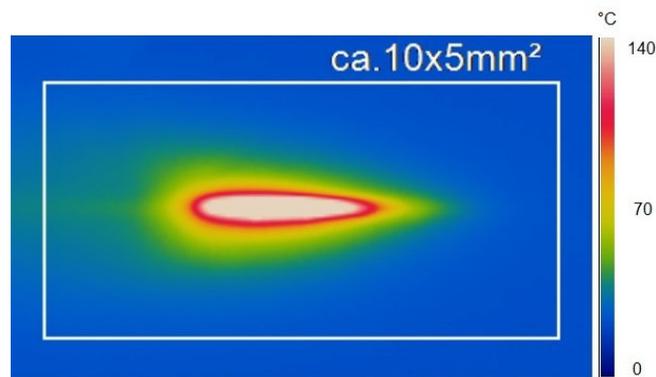


Abbildung 3.2: Thermografieaufnahme des TLS-Prozesses ($\epsilon = 1$)

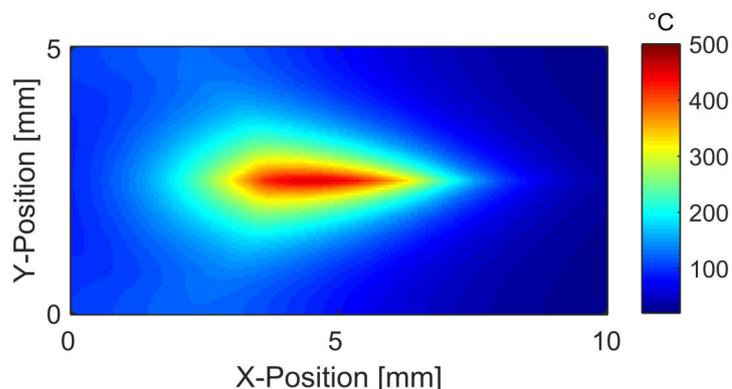


Abbildung 3.3: Simulation des TLS-Prozesses

4 Ergebnisse

4.1 Die verschiedenen TLS Parameter

Dieses Kapitel hat es zum Ziel die Auswirkung der verschiedenen Parameter der TLS-Technologie aufzuzeigen. Dies hat den Vorteil, dass bei einer bestimmten Beobachtung leichter Maßnahmen zu deren Manipulation ergriffen werden können. Die Parameter können in Gruppen bezüglich des Lasersystems, des Prozesskühlungsystems und des Wafersystems eingeteilt werden. Die nachfolgende Abbildung 4.1 zeigt die geometrischen Gegebenheiten sowohl für das Lasersystem als auch für das Prozesskühlungssystem. Im wesentlichen belaufen sich diese auf die Abmessung der jeweiligen Systemkomponenten und deren Positionierung. Die verschiedenen Einstellungen in den jeweiligen Systemen und deren Auswirkungen werden anhand von Thermografie-Aufnahmen oder anderen Erhebungsinstrumenten wie z. B. Simulationen aufgezeigt. Die Beschreibung der einzelnen Parameter nach der Methode "one factor at one time" dient dem besseren Verständnis. Hieran anschließend erfolgen Untersuchungen anhand der statistischen Versuchsplanung.

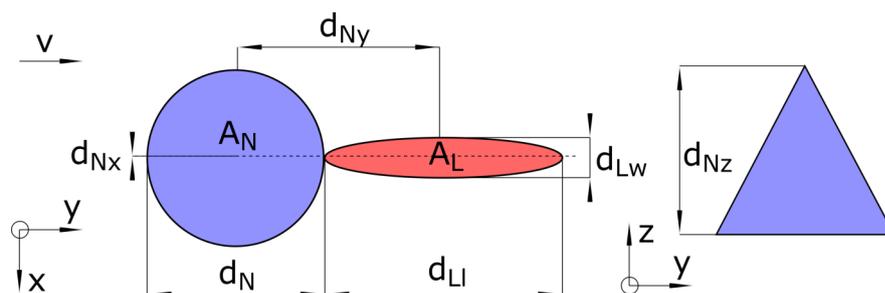


Abbildung 4.1: Schematische Darstellung der geometrischen TLS-Parameter. Prozessrichtung von links nach rechts. Elliptisches Laserprofil in rot und Aerosolkühlung in blau. Abmessungen d beschreiben die Geometrie.

4.1.1 Lasersystem

Das Lasersystem beinhaltet die Parameter: Vorschubgeschwindigkeit v , Ellipsenlänge d_{Li} , Laserleistung P und die Ellipsenbreite d_{Lw} . Die Abbildung 4.2 zeigt den Einfluss dieser Parameter auf den Temperaturverlauf entlang der langen Halbachse des Laserprofils. Somit kann rechts der maximalen Temperatur die Aufheizphase und links die Abkühlphase begutachtet werden. Die Erhebung der Temperaturprofile erfolgte anhand der Thermografie und mittels der nachstehenden Parameter. Diese Parameter wurden durch eine systematische Abrasterung des möglichen Parameterraums bestimmt und ermöglichten die sichere Separation eines 200 μm Cz Si Wafers. Die weiteren Untersuchungen erfolgten ebenfalls an diesen Wafern. Dieses Vorgehen belegt bereits die grobe Verortung der Ausgangsparameter innerhalb des Parameterraums. Bei der Erhebung des Einflusses der Vorschubgeschwindigkeit und der Ellipsenbreite liegen geringfügige Abweichungen von diesen Standardparametern bezüglich der Laserleistung und der Ellipsenlänge vor. Da jedoch nur der jeweilige Parameter manipuliert wurde, können dessen Auswirkungen dennoch studiert werden. Die geringfügigen Abweichungen sind unterhalb der Legende in der Abbildung 4.2 gekennzeichnet.

Tabelle 4.1: Ausgangsparameter für die Untersuchung der verschiedenen Parametereinflüsse des Lasersystems.

Parameter	Wert
Vorschubgeschwindigkeit v	150 mm s ⁻¹
Ellipsenlänge d_{Li}	6,73 mm
Ellipsenbreite d_{Lw}	100 μm
Laserleistung P	130 W
Wassermenge \dot{V}_W	3,8 ml min ⁻¹
Luftmenge \dot{V}_L	30 l min ⁻¹
Kühldüsenhöhe d_{Nz}	3 mm
Kühldüsenabstand d_{Ny}	5,75 mm

Die Abbildung 4.2a zeigt den Einfluss der Vorschubgeschwindigkeit. Es ist zu erkennen, dass eine gesteigerte Geschwindigkeit die Maximaltemperatur geringfügig reduziert. Dies ist nicht weiter verwunderlich, da die absorbierte Energie je Streckeneinheit mit der Steigerung der Geschwindigkeit abnimmt. Allerdings reduziert sich hierbei auch die abgeführte Wärmemenge durch die Kühlanordnung, weshalb die Laserquelle als dominierend bezeichnet werden kann. Zudem ist zu erkennen, dass die Kühlwirkung vergleichsweise ortsfest ist. So verlaufen alle Kurven im Bereich der Kühlung (in der Nähe der Position 8 mm) nahezu deckungsgleich. Im Bereich der Aufheizphase

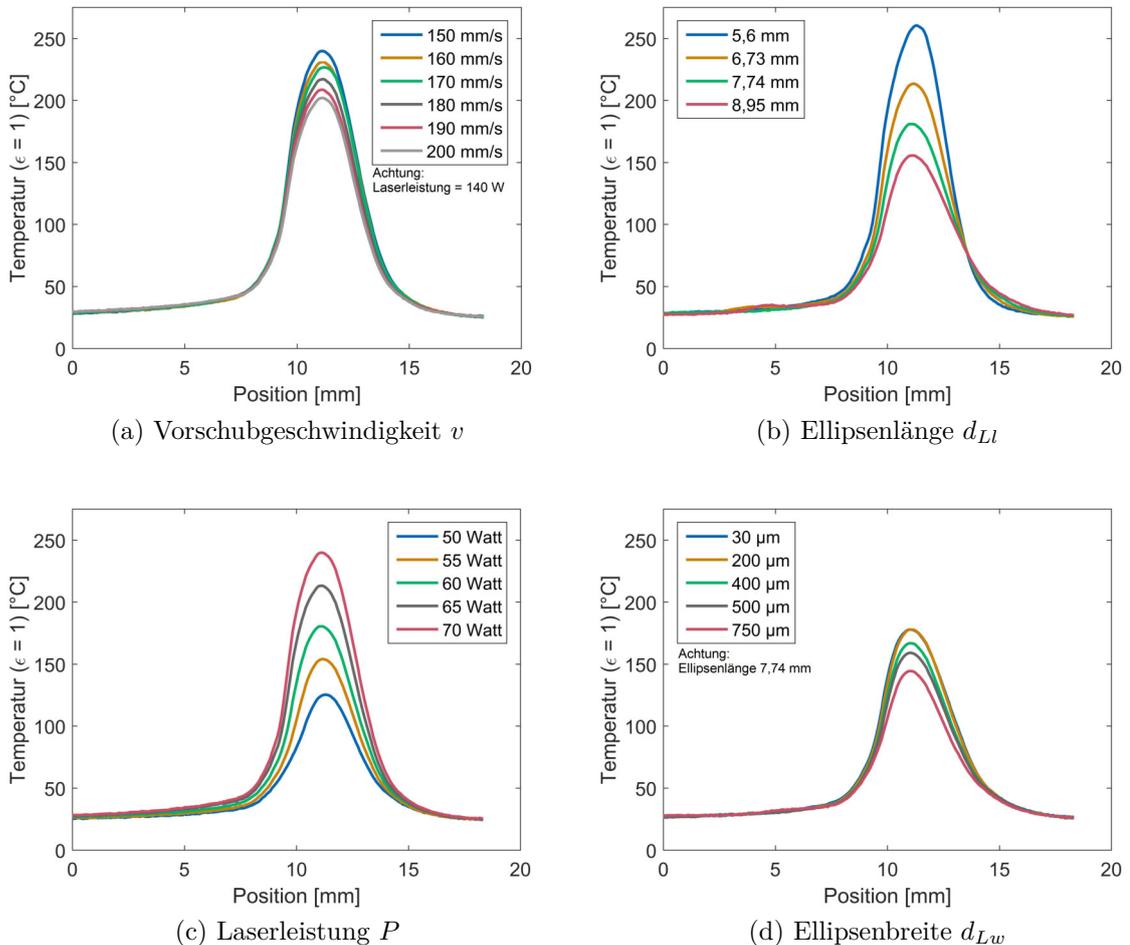


Abbildung 4.2: Einfluss der verschiedenen Parameter des Lasersystems auf den Prozesstemperaturverlauf entlang der langen Halbachse. Prozessrichtung von links nach rechts.

(Position 12 mm-15 mm) sind diese Kurven, aufgrund der verschiedenen thermischen Potentiale und der damit verbundenen Wärmeleitung, weiter voneinander getrennt. Die Abbildung 4.2b beschreibt das Temperaturprofil für verschiedene Ellipsenlängen. Deutlich zu erkennen ist die früher beginnende Aufheizphase der längeren Ellipsen. Im Bereich der Abkühlung ist dieser Effekt nicht zu erkennen, da die Kühlung wiederum vergleichsweise ortsfest ist. Eine Verkürzung der Ellipsenlänge besitzt aufgrund der gesteigerten Intensität einen direkten Einfluss auf die Maximaltemperatur. Ein weiterer Effekt ist bei der kürzesten Laserellipse ($d_{Ll} = 5,6 \text{ mm}$) zu erkennen. Verglichen mit den anderen Temperaturprofilen verläuft die Abkühlung nach dem Temperaturmaximum vergleichsweise langsam und beschleunigt sich erst zunehmend. Dies kann damit

begründet werden, dass der Abstand zwischen dem Ende der Laserellipse und dem Beginn der Kühlung ($= d_{Ny} - (0,5 \cdot d_{Ll} + 0,5 \cdot d_N)$) erheblich größer als bei der Verwendung einer langen Ellipsenlänge ist. Oder anders ausgedrückt, da der Abstand d_{Ny} konstant gehalten wurde, entsteht bei der Verkürzung der Ellipse ein Bereich, der nur aufgrund der Wärmeleitung und nicht durch die aktive Kühlung gekühlt wird. Möchte man diesen Effekt kompensieren, muss der Abstand d_{Ny} an die jeweilige Ellipsenlänge angepasst werden.

Einen direkten Einfluss auf die Maximaltemperatur besitzt die Laserleistung. Die Auswirkung durch deren Manipulation ist in Abbildung 4.2c dargestellt. Es ist zu erkennen, dass die gesamte Temperaturverteilung mit zunehmender Laserleistung symmetrisch ansteigt.

Einen bemerkenswerten Effekt offenbart die Ellipsenbreite. In Abbildung 4.2d ist zu erkennen, dass das Temperaturprofil für die Ellipsenbreite $d_{Lw} = 30 \mu\text{m}$ und $d_{Lw} = 200 \mu\text{m}$ deckungsgleich verläuft. Erst ab einer Ellipsenbreite von $d_{Lw} = 400 \mu\text{m}$ sinkt die Maximaltemperatur aufgrund der geringeren Intensität ab. Als Grund hierfür kann die Wärmeleitung benannt werden, welche bis zu einer Ellipsenbreite von $200 \mu\text{m}$ ein konstantes Temperaturprofil erzeugt. Darüber hinaus ist das Laserprofil so stark verbreitert, dass die Aufheizphase später einsetzt und auch die Maximaltemperatur deutlich reduziert ist. Die Abkühlung wiederum erfolgt nahezu deckungsgleich.

4.1.2 Prozesskühlungssystem

Das Prozesskühlungssystem besteht aus den Volumenströmen der Wasser-Luft-Aerosolkühlung \dot{V}_L und \dot{V}_W und der Kühldüsenposition in Y- und Z-Richtung (d_{Ny} und d_{Nz}). Die nachfolgende Abbildung 4.1.2 zeigt wiederum die Auswirkung dieser Parameter, ausgehend von den Standardparametern in Tabelle 4.1.

In Abbildung 4.3a kann der Einfluss der Druckluftmenge \dot{V}_L beobachtet werden. Es zeigt sich, dass die Verwendung von Druckluft eine große Auswirkung auf das Kühlresultat zeigt. So ist die bloße Kühlung mittels Wasserstrahl durch Inhomogenitäten und eine geringe Kühlleistung gekennzeichnet. Bereits geringe Mengen Druckluft ($7,51 \text{ min}^{-1}$) sorgen für eine homogene Kühlung. Eine weitere Erhöhung der Druckluftmenge über 151 min^{-1} besitzt nur einen geringen Einfluss auf die Kühlleistung. Die Druckluftmenge wirkt sich ebenfalls auf die Maximaltemperatur des Wärmeprofils aus. Einen westlich größeren Einfluss auf die Kühlleistung besitzt die Wassermenge. Die-

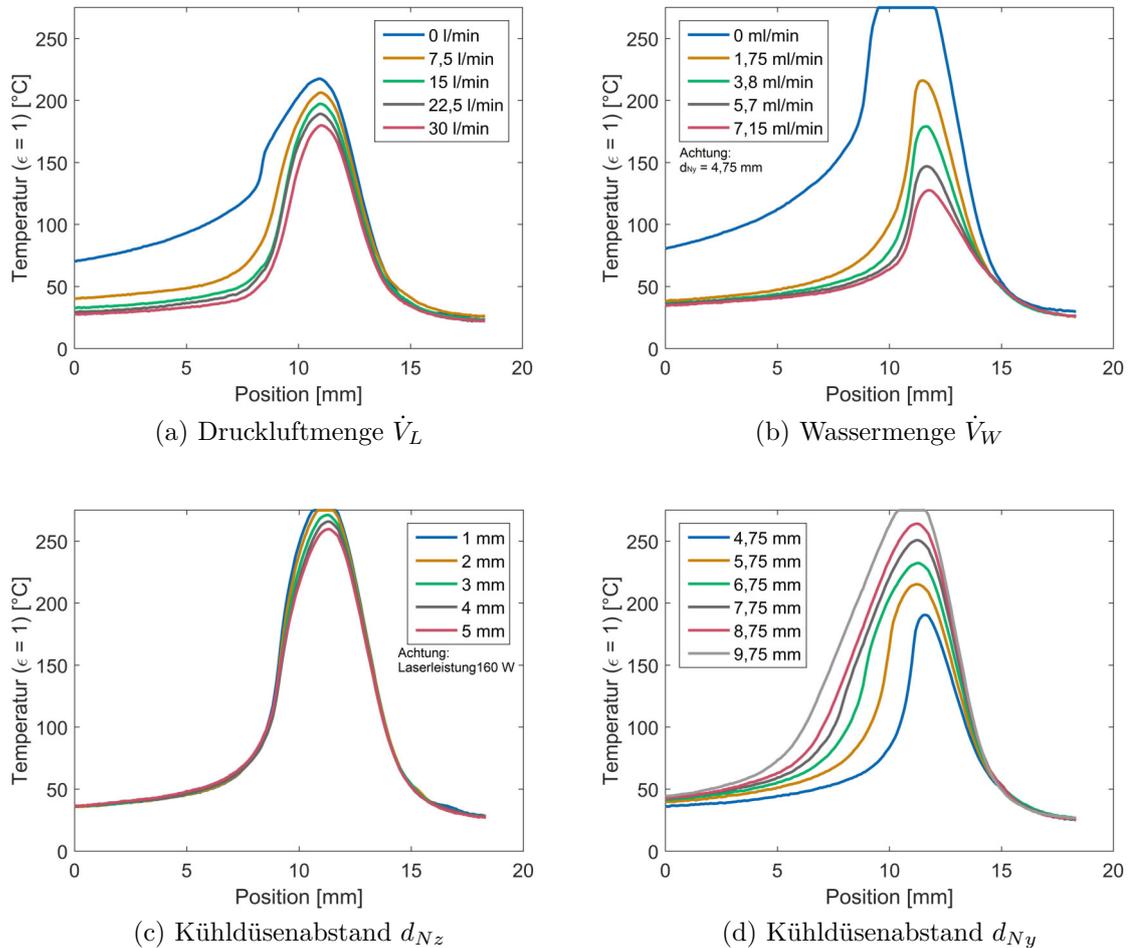


Abbildung 4.3: Einfluss der verschiedenen Parameter des Kühlungssystems auf den Temperaturverlauf entlang der langen Halbachse. Prozessrichtung von links nach rechts.

Der Einfluss ist in Abbildung 4.3b dargestellt. Ohne die Verwendung von Kühlwasser ist die Kühlleistung als sehr gering zu bezeichnen, sodass die maximale Temperatur bereits außerhalb des Messbereichs von 275°C liegt. Selbst geringste Mengen Kühlwasser führen jedoch zu einer stark gesteigerten Kühlleistung. Eine stetige Erhöhung dieser Wassermenge reduziert die Maximaltemperatur erheblich und lässt keine Sättigung dieses Effekts erkennen. Ein hoher Temperaturgradient, welcher proportional zu den thermischen Spannungen ist, kann bereits bei geringen Wassermengen zwischen $1,75\text{ ml min}^{-1}$ und $3,8\text{ ml min}^{-1}$ festgestellt werden.

Die Auswirkung der Kühldüsenhöhe d_{Nz} ist in Abbildung 4.3c aufgetragen. Eine Steigerung der Kühldüsenhöhe führt aufgrund des kegelförmigen Sprühstrahls zu einem

vergrößerten Kühldurchmesser d_N . Da der Abstand d_{Ny} konstant gehalten wurde, reduziert sich der Abstand zwischen den Grenzflächen der Kühlung und des Laserstrahls aufgrund des gesteigerten Kühldurchmessers. Dies führt zu dem Effekt, dass die Maximaltemperatur und der durch die Kühlung induzierte Temperaturgradient mit steigender Kühldüsenhöhe etwas reduziert wird.

Eine starke Auswirkung auf das Temperaturprofil des TLS-Prozesses besitzt der Kühldüsenabstand in der Y-Richtung. Dieser wurde in Abbildung 4.3d schrittweise erhöht. Es zeigt sich, dass die Maximaltemperatur mit steigender Entfernung ansteigt. Dies kann durch eine reduzierte Kühlleistung, da weniger Fläche des Sprühkegels für die effektive Kühlung zur Verfügung steht, und bei sehr kurzen Abständen durch eine teilweise Abschattung des Laserstrahls durch die Kühldüse erklärt werden. Durch die reduzierte Kühlleistung bei erhöhten Abständen ist der Temperaturgradient erheblich verringert. Der wenige Absätze zuvor, bei der Ellipsenlänge beschriebene Effekt, dass eine zu kurze Ellipse einen Abstand zwischen den Grenzflächen der Kühlung und des Lasers entstehen lässt, kann auch bei der Vergrößerung des Kühldüsenabstandes erkannt werden. Besonders deutlich ist dies bei der Kurve $d_{Ny} = 6,75$ mm. Eine anfänglich schwache Kühlung wird nach dem Erreichen der Grenzfläche der Kühlung stark beschleunigt, sodass sich eine Art Knick innerhalb des Temperaturprofils ausbildet.

4.1.3 Wafersystem

Die Parameter des Wafersystems bestehen im wesentlichen aus den Abmessungen des zu separierenden Halbleitersubstrats, dessen Material und der Chuckunterlage. Nachfolgend sollen auch diese Einflüsse der Substratgeometrie aufgezeigt werden. Da die verschiedenen Einflüsse häufig schwierig zu messen sind, wurde anstelle der Thermografie auf die bestehende FEM-Simulation zurückgegriffen. Begründet werden kann dies mit der geringen Wiederholfrequenz der Thermografiekamera, da z.B. der Einfluss der Waferkante nur innerhalb weniger ms abläuft.

Einen starken Einfluss besitzt die Waferbreite, da diese als Barriere der Wärmeleitung anzusehen ist. Die Abbildung 4.4 zeigt eine FEM-Simulation des TLS-Prozesses an verschiedenen Waferbreiten. Es ist zu erkennen, dass eine Verringerung der Waferbreite zu einem starken Temperaturanstieg führt. Zudem ist die Kühlfläche der Prozesskühlung in gleichem Maße reduziert, was zu einer weniger effektiven Kühlung führt. Hierdurch ist der entstandene Temperaturgradient, welcher proportional zur thermischen Spannung ist, erheblich reduziert. Dieser Umstand bescheinigt einer Streifenbreite unterhalb

von 5 mm einen Optimierungsbedarf, z. B. durch eine Reduktion der Leistung. Dennoch lässt diese Streifenbreite aufgrund der reduzierten Kühlung das Limit des Verfahrens erahnen. Dies hat wiederum große Auswirkung auf die minimal möglichen Kantenlängen im Bereich der Chipvereinzlung.

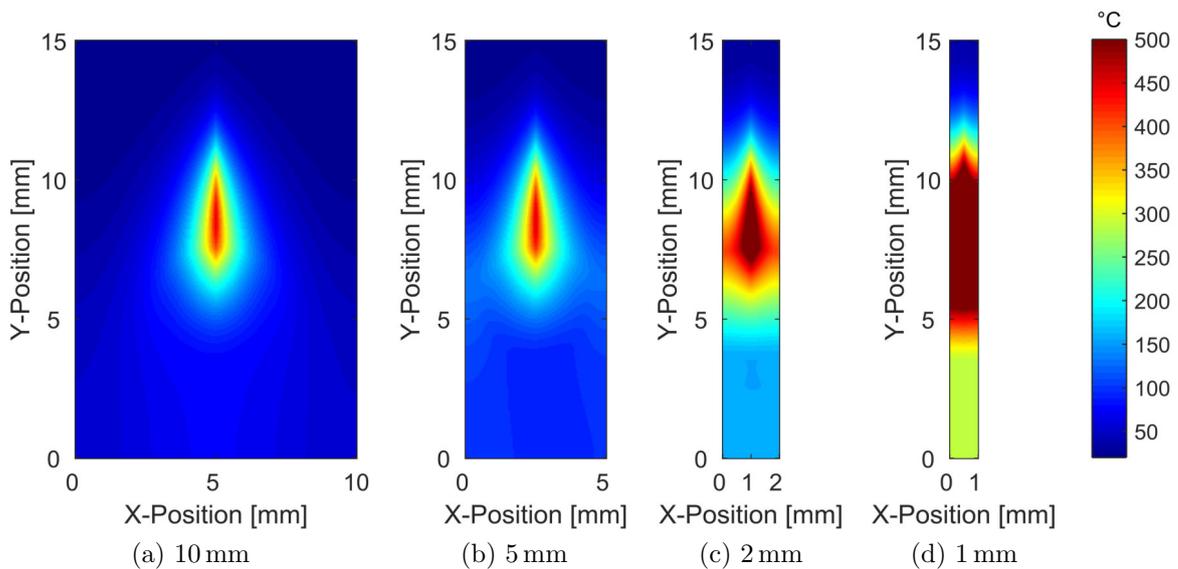


Abbildung 4.4: Einfluss der verschiedenen Waferbreiten auf den Prozess Temperaturverlauf (FEM-Simulation). Die Prozessrichtung verläuft in Richtung der Y-Position.

Eine ähnliche Barriere bildet die Waferkante am Ende des Prozesses. Hierfür wurde in Abbildung 4.5 das transiente Simulationsmodell in mehreren Zeitschritten am Ende des Prozesses aufgetragen. Insbesondere die Abbildung 4.5d lässt einen starken Anstieg der Temperatur und Abbildung 4.5e eine Verbreiterung des Wärmeprofiles nahe der Waferkante erkennen. Diese Wärmeansammlung ist im weiteren Verlauf dieser Arbeit noch von erheblicher Bedeutung.

Die Waferdicke, deren Einfluss in Abbildung 4.6 aufgetragen ist und schrittweise erhöht wurde, besitzt ebenfalls einen erheblichen Einfluss auf das Temperaturprofil. Die Temperatur nimmt mit steigender Dicke und bei gegebener Laserleistung, aufgrund der erhöhten Wärmekapazität, stetig abnimmt. Im Bereich der Kühlung ist zu erkennen, dass eine dünne Probe, trotz der erhöhten Maximaltemperatur, besser gekühlt wird. Dies kann damit begründet werden, dass die abgeführte Wärmemenge nur von dem Wärmeübergangskoeffizienten, dem Temperaturunterschied und der Kühlfläche abhängig ist (vgl. 2.23). Bei dünnen Proben liegt ein hoher Temperaturunterschied

und eine geringere Wärmekapazität vor, was zu einer effektiveren Reduktion der Temperatur führt. Aus diesen Grund besitzt die dünnste Probe, welche in Abbildung 4.6a dargestellt ist, die effektivste Kühlwirkung, bis nahe der Raumtemperatur und dies obwohl die höchste Maximaltemperatur vorliegt. Insgesamt nimmt die Effektivität der Kühlung mit steigender Dicke ab, sodass bei sehr dicken Proben die Wärmeleitung, bei der Gestaltung des Gradienten, eine dominierende Rolle einnimmt.

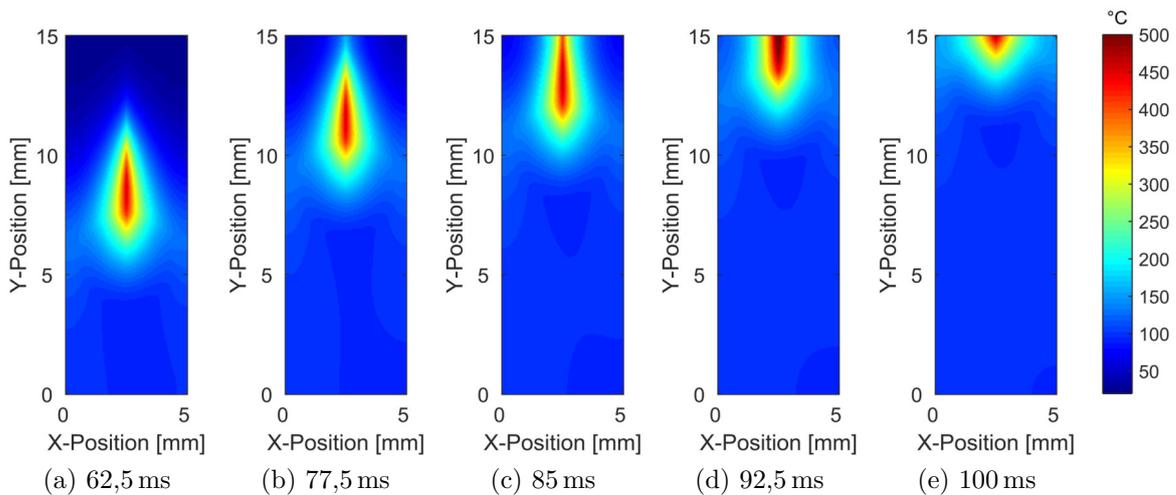


Abbildung 4.5: Einfluss der Waferkante auf den Prozesstemperaturverlauf (FEM-Simulation). Die Prozessrichtung verläuft in Richtung der Y-Position.

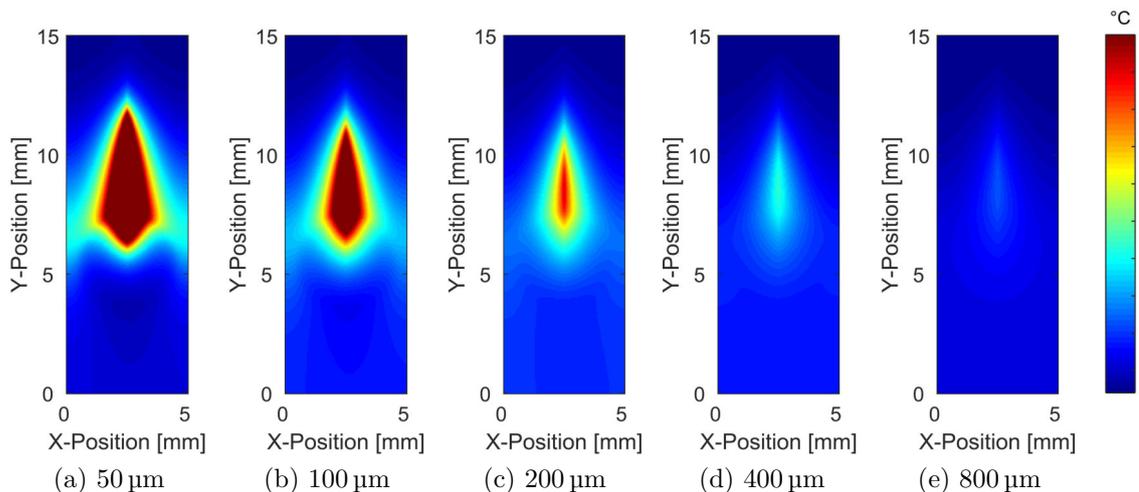


Abbildung 4.6: Einfluss der Waferdicke auf den Prozesstemperaturverlauf (FEM-Simulation). Die Prozessrichtung verläuft in Richtung der Y-Position.

4.2 Rissverlauf

Dieser Kapitel hat es zum Ziel den Rissverlauf, hervorgerufen durch den TLS-Prozess, genauer zu beleuchten. Besonderes Augenmerk liegt hierbei auf etwaigen Rissabweichungen. Bevor diese aber genauer beobachtet werden können, bedarf es einer Rissinitiierung. Diese kann durch die initiale Schädigung der Waferoberfläche und somit durch die Einbringung eines definierten Defekts hervorgerufen werden. Dies wird nachstehend betrachtet.

4.2.1 Rissstart

Aus der Literatur sind insbesondere die Rissinitiierung mittels einer Diamantnadel [Koi13] und einer gepulsten Laserquelle [WGE⁺14] in Bezug auf das thermisch induzierte mechanische Trennen von Siliziumscheiben bekannt. Diese beiden Verfahren sollen untersucht werden. Um die Rissinitiierung via Diamantnadel zu evaluieren, wurde eine pyramidenförmige Nadelspitze mit vier Graten gewählt. Der Grat wurde hierbei parallel mit einer definierten Haltedauer und Anpresskraft auf der Waferoberfläche aufgesetzt, sodass ein ca. 80 μm langer Anriss entstanden ist. Als Werkzeug der Laser-rissinitiierung ist der in Kapitel 3.1.3 genannte gepulste Laser verwendet worden. Die berücksichtigten Parameter waren hierbei die Pulslänge, die Laserleistung, die Impulsfolgefrequenz und die Vorschubgeschwindigkeit. Die Evaluierung der Ritzlänge erfolgte separat. Die nachstehende Abbildung 4.7 zeigt exemplarisch einen mittels Diamantnadel und Laserablation angefertigten Anritz. Die Absenkung der Diamantnadel erfolgte hierbei mit einer Kraft von 0,25 N und einer Haltedauer von 0,5 s. Der Laserscribe wurde mit 7,57 W Laserleistung, 3 ns Pulslänge, 150 mm s^{-1} Vorschubgeschwindigkeit und 500 kHz Impulsfolgefrequenz erstellt. Betrachtet man den Anritz mittels Diamantnadel, so fällt sofort auf, dass die durch den Abdruck entstandene Vertiefung mit ca. 13 μm vergleichsweise gering ausfällt. Zudem ist ein ca. 100 μm tiefer Riss entstanden. Dieser erleichtert - wie später zu erkennen - den Rissstart ungemein. Auf der Seite des Laserscribe zeigt sich ein durch Laserablation hervorgerufene Vertiefung. Diese Vertiefung zeigt eine starke Schmelzenbildung an den Seitenwänden. Zudem sind keine Risse nahe der Vertiefung erkennbar. Die Ritztiefe und die Schmelzenbildung sind stark von den genannten Laserparametern abhängig, dennoch zeigt diese Abbildung die grundlegenden Unterschiede der beiden Verfahren.

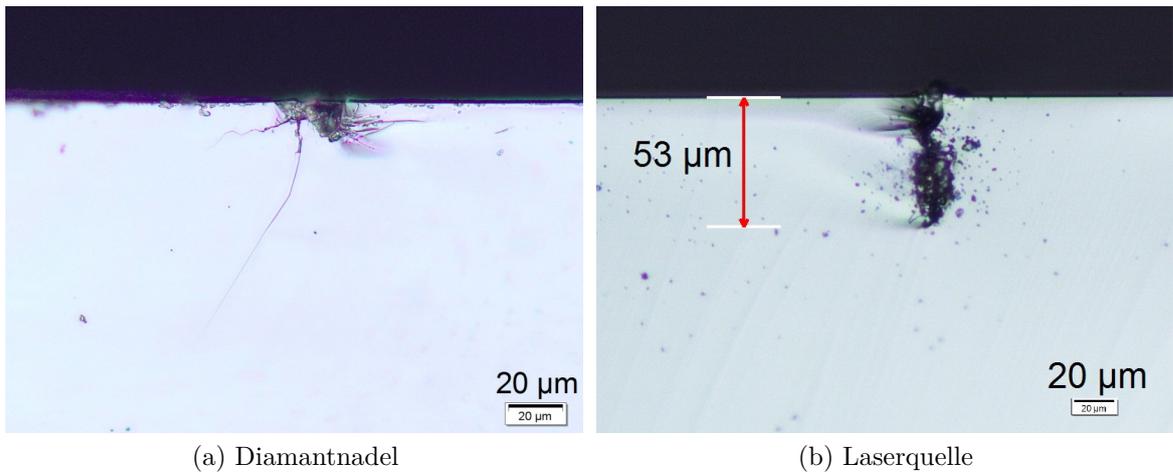


Abbildung 4.7: Exemplarische Darstellung eines Anritzes via Diamantnadel links und via Laserquelle rechts.

Zur Evaluierung des Anritzes wurden dessen Parameter variiert und mittels der vorläufigen TLS-Standardparameter (vgl. 4.1) getestet. Die erfolgreiche Rissinitiierung dient hierbei als Bewertungskriterium. Die nachstehende Tabelle 4.2 zeigt die Faktoren der vollfaktoriellen Variation. Da die Laserleistung in Bezug auf den Leistungspegel teilweise eine nichtlineare Beziehung besitzt und zudem stark von der Impulswiederholfrequenz und Pulslänge abhängig ist, wurde für jede Lasereinstellung eine Leistungsmessung durchgeführt. Zudem wurde stets auf eine genaue Fokussierung geachtet, weshalb die Wafertopologie vor jedem Anritz vermessen wurde.

Tabelle 4.2: Parametervariation für die Untersuchung der verschiedenen Laserscribes.

Parameter	Wert
Vorschubgeschwindigkeit v	50 mm s^{-1} , 100 mm s^{-1}
Pulslänge t_p	3 ns, 21 ns
Laserleistungspegel PL	12%, 25%, 50%, 75%, 100%
Impulsfolgefrequenz f_{sc}	250 kHz, 500 kHz, 750 kHz, 1 MHz
Ritzlänge l_{sc}	500 μm

Anhand der Laserleistung und der Impulswiederholfrequenz ist es möglich die Pulsenergie zu berechnen. Zudem kann mittels der Impulswiederholfrequenz und der Geschwindigkeit der Pulsabstand ermittelt werden. Die nachfolgenden Diagramme (4.8) zeigen die Ergebnisse der Ritzvariation unter der Betrachtung genau dieser Kennwerte. Auf der linken Seite dieser Abbildung sind jene Scribes mit einer Pulslänge von 3 ns aufgetragen. Es zeigt sich, dass Pulsenergien von über $10 \mu\text{J}$ stets einen Riss initiieren.

Allerdings ist die Rissinitiierung auch bei wesentlich geringerer Pulsenergie möglich. So funktionieren einige Scribes bereits bei Pulsenergien nahe der Ablationsschwelle (Detektion anhand erster Aufschmelzungen an der Oberfläche) von ca. $2 \mu\text{J}$. Dennoch sollte stets mit einem Sicherheitspuffer gearbeitet werden, da derartig geringe Pulsenergien sehr sensitiv auf Störgrößen, wie z.B. eine Defokussierung wirken (vgl. Abbildung 4.9). Der Pulsabstand besitzt hingegen innerhalb des betrachteten Parameterraumes nahezu keinen Einfluss.

Fügt man zu den Messpunkten der Pulslänge 3 ns jene der Pulslänge 21 ns hinzu (rechte Abbildung), so ist erkennbar, dass die Schwelle der Pulsenergie, welche zu einer effektiven Rissinitiierung notwendig ist, erhöht wird. Einige Kombinationen aus Pulsenergie und -abstand funktionieren bei der nun verlängerten Pulsdauer nicht mehr. Dies kann mit dem erhöhten Wärmetransport in das Material begründet werden, weshalb auch die Ablationsschwelle ansteigt. Zusammenfassend bedeutet dies: ein Anritz oberhalb der Ablationsschwelle, welcher daher gut zu erkennen ist, führt in Kombination mit einem geringen Sicherheitspuff in Form einer erhöhten Pulsenergie mit hoher Sicherheit zu einer Rissinitiierung. Kurze Pulse benötigen zudem eine geringere Pulsenergie um diese Schwelle zu erreichen. Der Einfluss des Pulsabstandes konnte nicht genau aufgelöst werden.

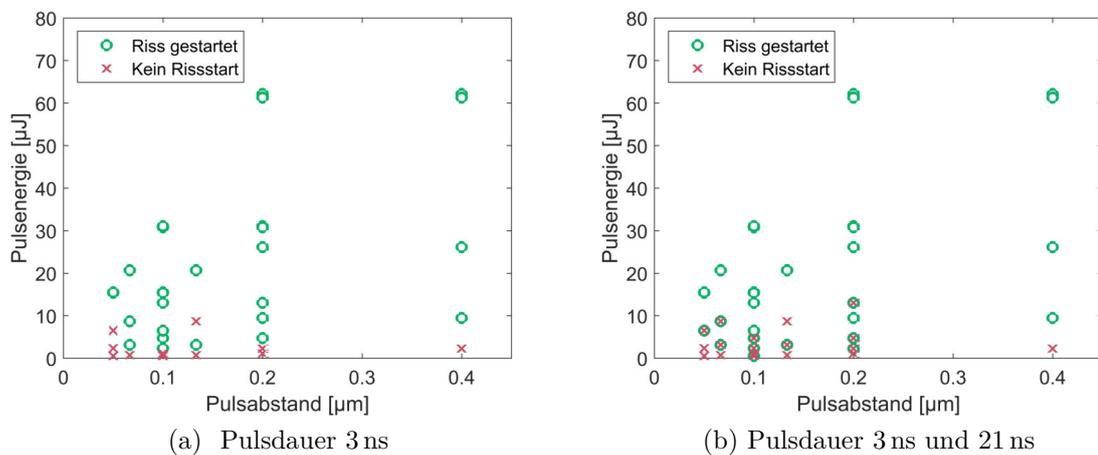


Abbildung 4.8: Verschiedene Scribes aufgetragen über die Pulsenergie und den Pulsabstand. 3 ns links, 3 ns und 21 ns rechts.

Ein noch deutlicheres Bild erzeugt die Rissinitiierung mittels Diamantnadel. Sämtliche Abdrücke bis hin zu einer minimalen Kraft von $0,1 \text{ N}$ waren in der Lage einen Riss zu initiieren. Begründet werden kann dies mit der Rissbildung, wie sie in Abbildung

4.7a zu sehen ist. Die Rissinitiierung via Diamantnadel kann als sehr effektiv bezeichnet werden. Da diese aber nicht verschleißfrei ist und auch häufig zu Ausbrüchen (s. g. Chipping) führt, wurde dieser Ansatz nicht fokussiert verfolgt. Da nun die Prozessparameter für einen funktionierenden Scribe sowohl mittels Laserablation als auch mittels Diamantnadel beschrieben wurden, sollen als nächstes dessen Limits in Bezug auf die Fokussierung und die Ritzlänge aufgezeigt werden. Hierfür wurden zweierlei Laserparameter mit vergleichsweise niedriger und hoher Pulsenergie ($4,75 \mu\text{J}$ und $31 \mu\text{J}$) bei konstanter Pulslänge (3 ns) und -Abstand ($0,2 \mu\text{m}$), bei unterschiedlichen Fokusabständen und Ritzlängen verglichen. Die Ergebnisse dieser Versuche sind in Abbildung 4.9 aufgetragen. Auf der linken Seite ist die Variation der Fokusslage dargestellt. Es zeigt sich, dass höhere Pulsenergien erheblich weniger sensitiv auf eine Defokussierung reagieren. Dies kann mit der reduzierten Fluenz begründet werden, welche im Falle der schwächeren Pulse bereits bei einer Defokussierung von $10 \mu\text{m}$ nicht mehr für die Rissinitiierung ausreicht. Betrachtet man die starken Pulse, so ist erkennbar, dass die hohe Pulsenergie einen Riss bis zu einer Defokussierung von $80 \mu\text{m}$ ermöglicht. Hohe Pulsenergien erhöhen somit die Sicherheit eines Rissstarts in Bezug auf die Defokussierung und somit die Prozesssicherheit.

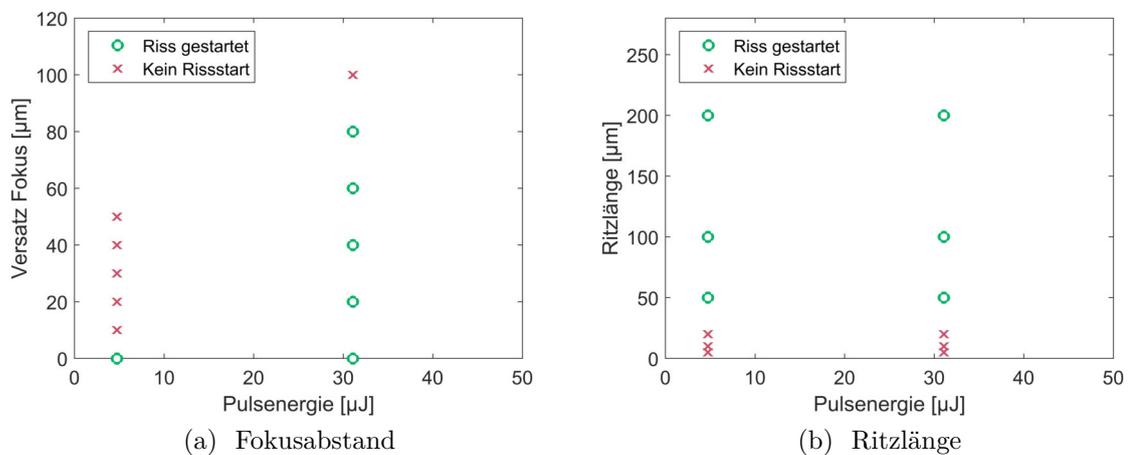


Abbildung 4.9: Vergleich zweier Laserscribes (3 ns Pulsdauer, $0,2 \mu\text{m}$ Pulsabstand) mit variierter Fokuslage links und Ritzlänge rechts.

Auf der rechten Seite wurde die Ritzlänge variiert. Hierbei zeigte sich, dass unabhängig von der Pulsenergie eine Mindestlänge von $50 \mu\text{m}$ verwendet werden sollte. Anhand dieser Untersuchungen ist es möglich die Rissinitiierung zu bewerten, sodass ferner stets Scribes gewählt werden, die mit hoher Wahrscheinlichkeit funktionieren. Dies hat

den Vorteil, dass bei der nun folgenden Untersuchung des TLS-Trennprozesses die Initiierung weitestgehend ausgeklammert werden kann. Die folgenden Untersuchungen beschäftigen sich daher mit dem Trennprozess und etwaigen Rissabweichungen.

4.2.2 Verortung des Risswachstums

Nachdem die Bedingungen für einen funktionierenden Rissstart bekannt sind, kann die Verortung des Risswachstums vorgenommen werden. Hierfür wurden Risse auf einem polierten Si 200 μm Cz (100) Wafer mittels der TLS-Technologie in verschiedenen Längen eingebracht. Die polierte Oberfläche ermöglichte, dass die Risse gut detektiert und vermessen werden können. Hieran anschließend lassen sich diese Messwerte mit jenen der Simulation vergleichen und die Rissentstehungszone identifizieren. Aus Gleichung (2.24) ist bekannt, dass die thermisch induzierte mechanischen Spannung proportional zu dem Temperaturgradient ist. Ebenfalls aus den Überlegungen in Kapitel 2.2.4 ist bekannt, dass die Rissöffnung nach dem Modus I mittels einer Zugspannung erfolgt. Deren Maximum kann an der Stelle des geringsten Temperaturgradienten verortet werden. Die nachstehende Abbildung 4.10 zeigt den simulierten Temperaturverlauf entlang der langen Halbachse des TLS-Prozesses und den dazugehörigen Temperaturgradienten. Im Bereich der Prozesskühlung ist eine Zuspitzung des Temperaturgradienten ersichtlich. Die nachfolgend gezeigten Versuche sollen zeigen, ob der Riss an dieser Stelle verortet werden kann.

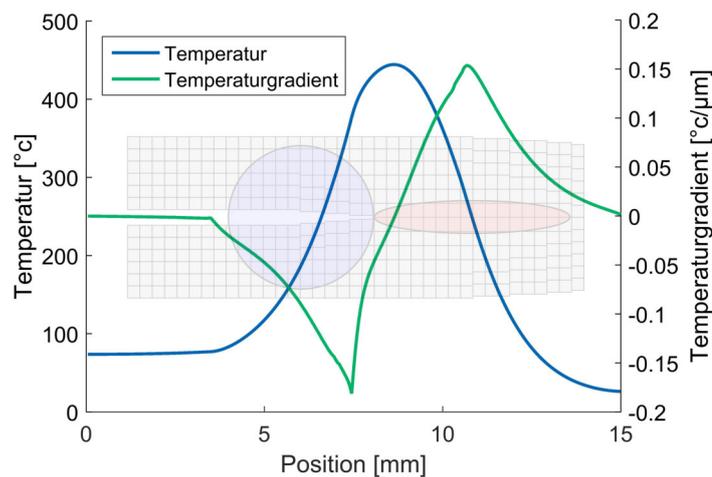


Abbildung 4.10: Temperaturverlauf und der dazugehörige Temperaturgradient. Verortung des Risswachstums in der Nähe des minimalen Temperaturgradienten. Prozessrichtung von links nach rechts.

Um die Ergebnisse der Simulation mit den Experimenten vergleichen zu können, werden die Risslängen des Experimentes mit der simulierten Position des minimalen Temperaturgradienten verglichen. Abbildung (4.11) zeigt diese Gegenüberstellung. Der TLS Prozess wurde in unterschiedlicher Länge und beginnend mit 15 mm in Bezug auf die Lasermitte ausgeführt. Nachdem die Risse vermessen waren, wurden diese auf 25 mm bezüglich der Lasermitte erweitert. Es wurde vermutet, dass bereits bestehende Risse einen Einfluss auf die Rissentstehung haben können und z.B. ein Risswachstum vor dem Laserstrahl (positiver Gradient) möglich ist. Derartige Effekte zeigten sich nicht. In beiden Fällen (15 mm und 25 mm) entstand der Riss hinter dem Laser in der Nähe der Kühlung. Zudem ist in beiden Fällen eine Abweichung bezüglich der Simulation und des Experiments feststellbar. Diese kann aufgrund des vereinfachten Kühlungsmodells und dessen trennscharfen Übergang begründet werden. Wie im späteren Verlauf dieser Arbeit noch ersichtlich wird, sind diese Abweichungen jedoch hinreichend genau, sodass dennoch Optimierungspotentiale durch das Simulationsmodell aufgespürt werden können.

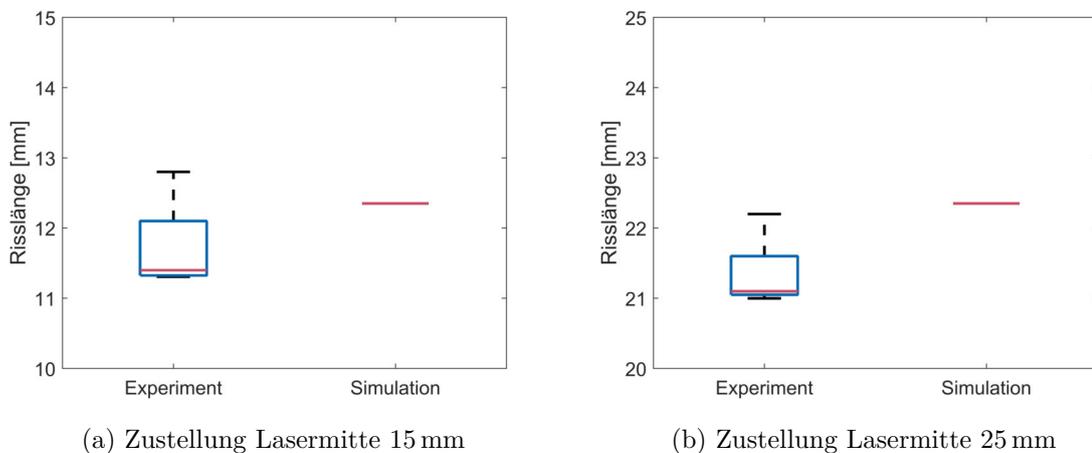


Abbildung 4.11: Vergleich zwischen der experimentell und simulativ bestimmten Risslänge.

4.2.3 Laterale Rissabweichung an der Waferkante

Anhand der aus Tabelle 4.1 bekannten Parameter und der zuvor bestimmten Scribes ist es möglich das eigentliche Trennverfahren zu untersuchen. Hierbei ist ein - für das

TLS-Verfahren - charakteristischer Nachteil erkennbar. Begutachtet man Solarzellen oder Wafer, die mittels TLS getrennt wurden, so erkennt man laterale Rissabweichungen an der Waferkante des Rissauslaufs. Diese Abweichungen sind in Abbildung 4.12 dargestellt. Auf der linken Seite ist die Draufsicht einer derartigen Abweichung ersichtlich. Der von rechts nach links ausgeführte Riss knickt plötzlich nach unten hin ab, was zu den lateralen Rissabweichungen führt. In Kapitel 2.2.5 wurde gezeigt, dass die so genannten Wallnerlinien die Richtung des Risswachstums anzeigen. Begutachtet man die Waferkante der Seitenansicht, so kann festgestellt werden, dass das Risswachstum, hervorgerufen durch den TLS-Prozess (von rechts nach links), gestoppt ist, da die Wallnerlinien ihre Ausprägung schlagartig ändern. Wäre die Abweichung während des Prozesses entstanden, so hätte sich eine stetige Änderung eingestellt. Aus diesem Grund ist erkennbar, dass der Bruch nachgelagert mittels einer Biegebeanspruchung vervollständigt wurde. Die Zugbeanspruchung hat hierbei auf der Oberseite und die Druckbeanspruchung auf der Unterseite angelegen (vgl. 2.15).

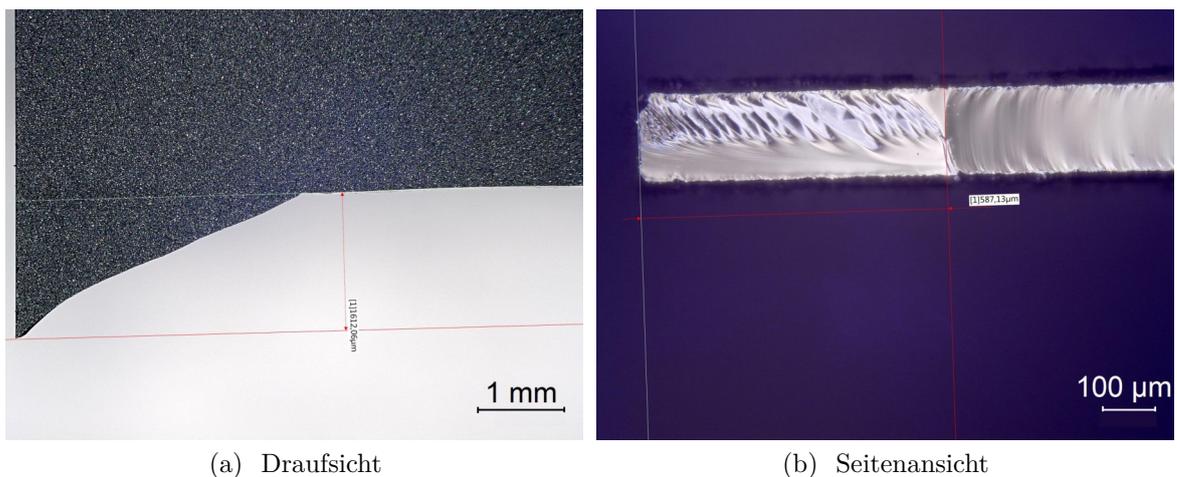


Abbildung 4.12: Laterale Rissabweichungen an der Waferkante. Draufsicht und Seitenansicht stammen - aufgrund der geeigneteren Fotografie - nicht von dem selben Wafer.

Nach der Beobachtung und der dazugehörigen Interpretation gilt es die Ursachen für das Stoppen des Risswachstums aufzuspüren. Durch die in Abbildung 4.5 aufgezeigte Simulation ist bekannt, dass es während des TLS-Prozesses zu einem Wärmestau an der Waferkante, aufgrund der reduzierten Wärmeleitung, kommt. Dieser Wärmestau führt zu einer Änderung des Temperaturfeldes und der damit verbundenen thermisch induzierten mechanischen Spannung. Simuliert man den Verlauf des minimalen Gradienten,

welcher wiederum proportional zu den thermisch induzierten Spannungen ist, so erhält man Abbildung 4.13. Hierbei entspricht der Positionswert 0 mm der Waferkante des Prozessstarts und die Position 15 mm der Kante des Prozessauslaufs des Modells. Die rechte Abbildung entspricht einer gezoomten Darstellung der linken Abbildung. Es ist zu erkennen, dass der minimale Gradient nahe der ersten Waferkante entsteht und dann mit konstanter Ausprägungsstärke verfährt. Sobald sich die Laser-Kühlordnung der zweiten Waferkante nähert, beginnt der Gradient stark anzusteigen. Dies kann damit begründet werden, dass mehr Wärme angehäuft wird, die dann wiederum aufgrund der verschiedenen ΔT -Bedingungen besser gekühlt oder abgeleitet werden kann. Allerdings erreicht dieses Minima die Waferkante nicht, sodass ein Stoppen des Risswachstum eintritt. Der vollständige Bruch des Wafers / der Solarzelle erfolgt hinterher mechanisch durch das Bewegen der Probe oder durch Spannungen, hervorgerufen durch den Unterdruckspanntisch. Im Folgenden soll versucht werden den Abstand d zwischen der maximalen Position des minimalen Temperaturgradienten und der Waferkante simulativ zu reduzieren, sodass auch das Stoppen des Risswachstums später eintritt und die lateralen Rissabweichungen reduziert werden.

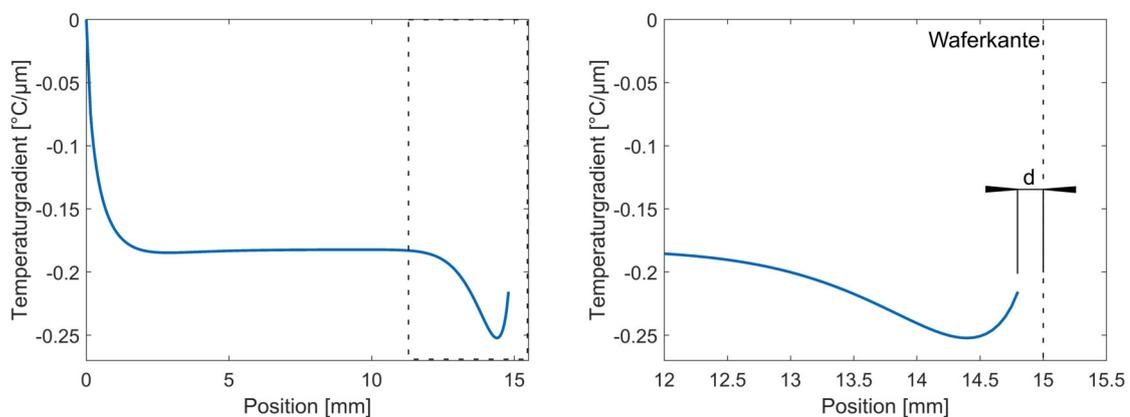


Abbildung 4.13: Position des minimalen Temperaturgradienten auf der 15 mm langen simulierten Probe. Gezoomte Ansicht rechts. Minimaler Gradient erreicht Waferkante nicht.

Hierfür wurden in einem ersten Simulationslauf die Lasergeometrie, bestehend aus Laserellipsenbreite und Laserellipsenlänge sowie die Vorschubgeschwindigkeit simuliert. In Tabelle 4.3 können die Parameter der Simulation eingesehen werden. Die Tabelle besitzt den Anschein, dass wesentlich mehr Parameter variiert wurden. So wurde die Laserleistung beispielsweise von 80 bis 140 W variiert. Diese Variation wurde nur vollzo-

gen, da die Geschwindigkeit einen starken Einfluss auf die benötigte Leistung besitzt. Vor jeder Simulation wurde daher die geringste mögliche Leistung für die jeweilige Geschwindigkeit experimentell bestimmt. Ähnlich verhält es sich mit dem Kühldüsenabstand d_{Ny} . Da die Laserellipsenlänge verändert wurde, musste auch die Kühldüse entsprechend bewegt werden, da sonst zu dem Einfluss der Ellipsenlänge der Einfluss dieses Abstandes untersucht worden wäre.

Tabelle 4.3: Parametervariation bezüglich der Simulation des Abstandes d in Abhängigkeit der Parameter des Lasersystems.

Simulation Nr.	V1	V2	V3	V4	V5	V6	V7	V8	V9
Geschwindigkeit v [mm s ⁻¹]	250	250	250	250	50	50	50	50	150
Ellipsenlänge d_{Ll} [mm]	7,3	7,3	3,9	3,9	7,3	7,3	3,9	3,9	5,6
Ellipsenbreite d_{Lw} [mm]	100	400	100	400	100	400	100	400	250
Kühldüsenabstand d_{Ny} [mm]	5,65	5,65	4	4	5,65	5,65	4	4	4,8
Laserleistung P [W]	140	140	140	140	80	80	80	80	110
Kühlung λ_k [kW m ⁻² K ⁻¹]	-22	-22	-22	-22	-22	-22	-22	-22	-22

Betrachtet man nun die Ergebnisse dieser Parametervariation (Abbildung 4.14a) so erkennt man, dass die Ellipsengeometrie, als auch die Vorschubgeschwindigkeit äußerst geringen Einfluss auf den Abstand d besitzen. Die erzielten Werte schwanken hierbei von 250 μm bis 350 μm . Dennoch führten jene Lasergeometrien, die sehr konzentriert, also eine geringe Ellipsenbreite und -länge besitzen, zu den besten Ergebnissen. Noch deutlicher wird diese Erkenntnis, wenn man diese neun Simulationen mit einer auf 5 kW m⁻² K⁻¹ reduzierten Kühlung wiederholt (4.14b). Hierbei schwanken die Werte von 400 μm bis 650 μm . Es ist wiederum erkennbar, dass die konzentrierten Laserprofile (V3 und V7) den geringsten Abstand d besitzen. Zudem kann der starke Einfluss der Kühlung aufgezeigt werden. So wurden sämtliche Abstände d , durch einen erhöhten Wärmeübergangskoeffizienten λ_k reduziert. Es sei hierbei beachtet, dass wie in 2.2.3 erwähnt, ein Wärmekapazitätsübergang von rund 22 kW m⁻² K⁻¹ ein physikalisch technisches Limit darstellt. [AKM10]. Hieran anschließend wurde die beste Einstellung, welche zugleich die höchste Geschwindigkeit besitzt (V3 mit 22 kW m⁻² K⁻¹), für weitere Simulationsläufe herangezogen.

In Abbildung 4.15a kann der Einfluss der Leistung betrachtet werden. Die Einstellung V3 zeigte bei einer Leistungserhöhung von 20 W und 40 W stets das gleiche Verhalten. Somit kann vermutet werden, dass die Laserleistung keinen Einfluss auf die

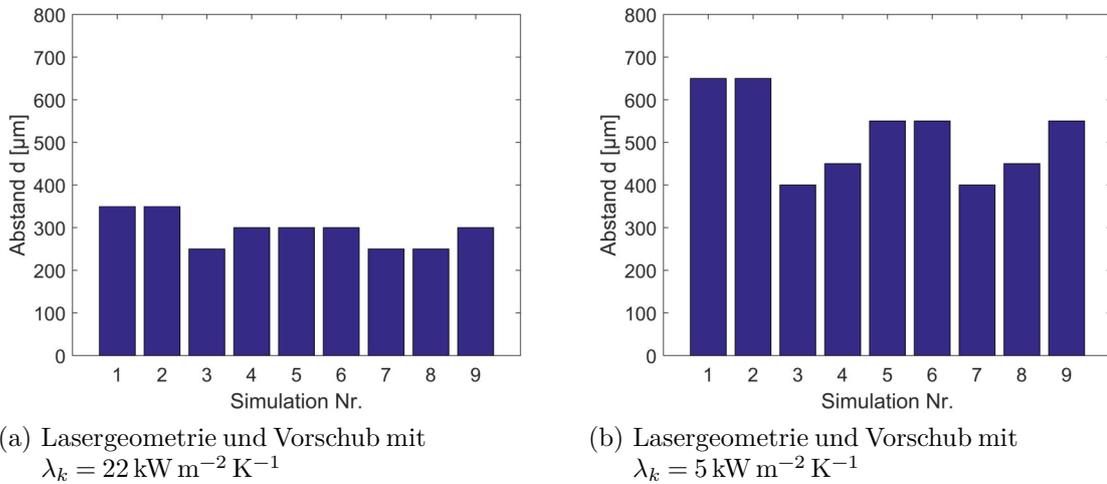


Abbildung 4.14: Simulation der verschiedenen Abstände d nach der Manipulation der Parameter des Lasersystems.

lateralen Rissabweichungen an der Waferkante besitzt. Eine konträre Situation zeigt die Simulation des Kühldüsenabstandes (vgl. Abbildung 4.15b). Eine Vergrößerung des Kühldüsenabstandes entfernt die Kühldüse weiter von der Laserquelle und reduziert somit die Kühleinwirkung. Dies führt zu einer Vergrößerung des Abstandes d und somit zu einer Erhöhung der lateralen Rissabweichungen.

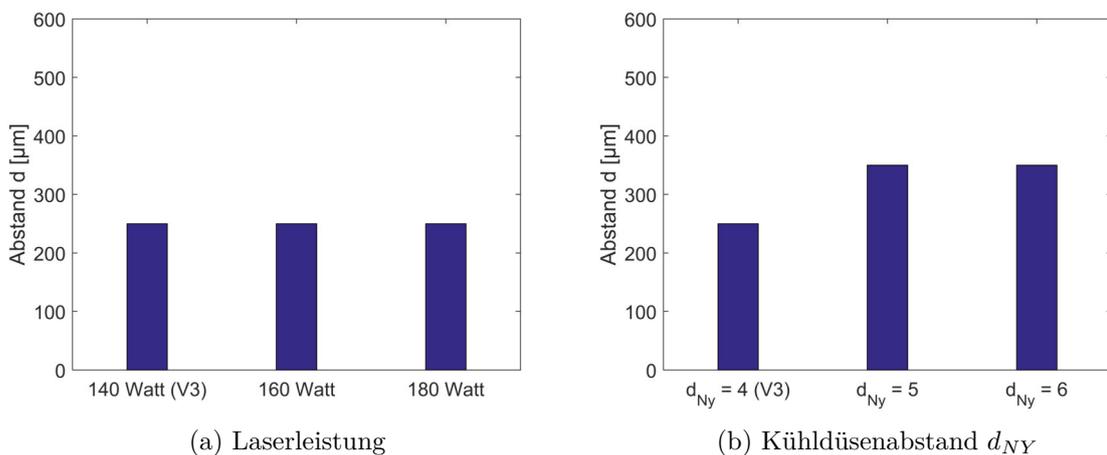


Abbildung 4.15: Simulation der verschiedenen Abstände d nach der Manipulation der Parameter des Prozesskühlungssystems.

Nachdem die verschiedenen Einflüsse simuliert wurden, wurde versucht, diese zu kombinieren. Hierfür wurde eine möglichst starke Kühlung mit einer weiteren Verrin-

gerung des Kühldüsenabstandes und somit einer Abschattung des Laserstrahls in der Nähe der Kühldüse untersucht. Diese Abschattung konnte in dem Simulationsmodell gut umgesetzt und programmiert werden. Hierfür wurden 25 % der Leistung abgeschattet und ferner die Laserleistung wieder auf den ursprünglichen Wert erhöht, sodass nur der Effekt der Abschattung eine Berücksichtigung gefunden hat. Die nachstehende Abbildung 4.16a zeigt den starken Einfluss dieser Kombination der beiden Einflüsse. Die Wahl einer starken Kühlung und Abschatten reduzierte den Abstand d der Simulation auf $50 \mu\text{m}$.

Die experimentelle Überprüfung dieser Simulationen ist in Bild 4.16b angeführt. Vergleicht man die absoluten Werte, so ist, wie auch schon in Kapitel 4.2.2, eine große Diskrepanz erkennbar. Diese kann damit begründet werden, dass die Kühlung in Wirklichkeit wenig trennscharf ist und auch der Wärmeübergang nur mit Hilfe der Thermografie abgeschätzt werden kann. Auf der Seite der Abschattung ist diese Ungenauigkeit nicht zu erwarten, da mittels eines Leistungsmesskopfes die 25%-Abschattung vergleichsweise genau vermessen wurde. Dennoch ist die starke Ähnlichkeit in Bezug auf die Tendenz zweifelsohne erkennbar, wodurch eine 5-fache Verbesserung der lateralen Rissabweichungen erreicht werden konnte.

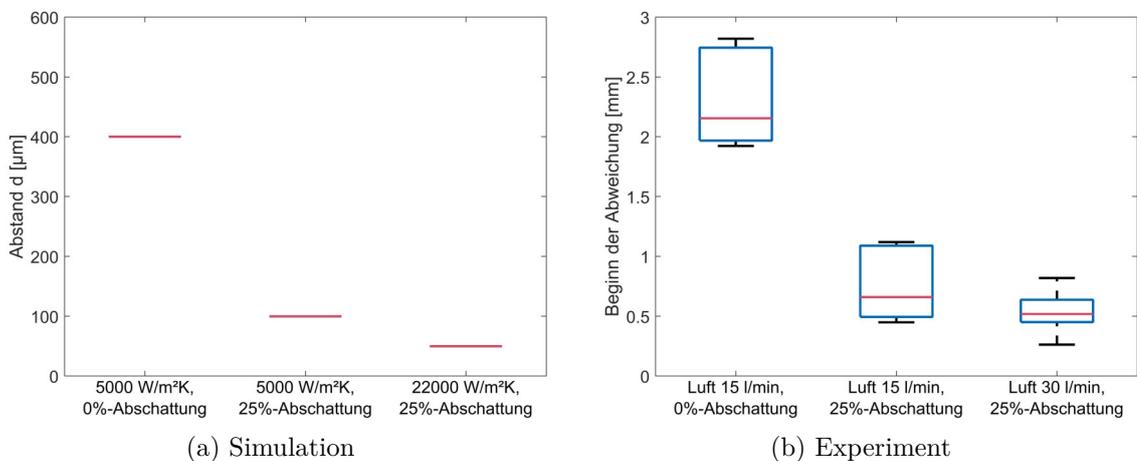


Abbildung 4.16: Simulation und experimentelle Validierung der verschiedenen Abstände d nach der Manipulation der Abschattung und Prozesskühlung.

Bevor mit weiteren detaillierten Untersuchungen fortgefahren wird, soll der experimentelle Nachweis in Bezug auf den Wärmestau und die lateralen Rissabweichungen erfolgen. Hierfür wurden dreierlei Materialien für die Unterdruckspannplatte (engl. chuck) gewählt. Mit ansteigender Wärmeleitfähigkeit wurden eine poröse Keramik (ge-

ringste Wärmeleitfähigkeit), eine Aluminiumauflage und die Aluminiumauflage inklusive einer Lage aus Silber-Wärmeleitpaste (höchste Wärmeleitfähigkeit) gewählt. Falls nun die Akkumulation der Wärme für die lateralen Rissabweichungen entsprechend der Simulation verantwortlich ist, sollten diese bei der Versuchsreihe mit der Wärmeleitpaste am geringsten ausfallen. Die Ergebnisse dieses Versuchs sind in Abbildung 4.17 dargestellt und bestätigen die Vermutung. So besitzt die dritte Probe die geringste Ausprägung der lateralen Rissabweichungen. Die Probe eins und zwei besitzen einen ähnlichen Median, was der vermuteten Abhängigkeit in Bezug auf die Wärmeleitfähigkeit widerspricht. Allerdings gilt zu beachten, dass die verwendeten Wafer sägerau, d. h. eine Rauigkeit von $15\ \mu\text{m}$ besessen haben. Zudem besitzt auch die jeweilige Chuckoberfläche eine Rauigkeit von $< 5\ \mu\text{m}$. Diese Rauigkeiten belegen, dass unter dem Wafer auch stets Luft zu finden ist, was die Wärmeleitfähigkeit negativ beeinflusst und daher keinen Unterschied zwischen der porösen Keramik und der Aluminiumunterlage offenbart. Da die Behandlung mit Wärmeleitpaste nicht praktikabel ist und auch nicht dem späteren Anwendungsfall entspricht, wurden alle weiteren Versuche auf dem weniger streuungsanfälligen Aluminiumtisch vollzogen.

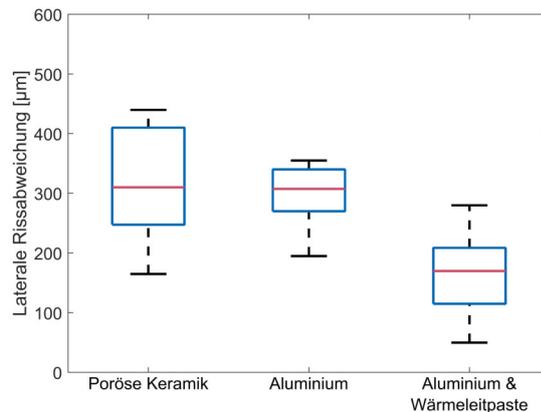


Abbildung 4.17: Einfluss der lateralen Rissabweichungen in Bezug auf die verschiedenen Chuckoberflächen.

Durch die vorausgegangene starke Verbesserung der lateralen Rissabweichungen an der Waferkante aufgrund der Simulation und deren konsequenten Übertragung, ist es nun möglich, eine detailliertere Untersuchung nach der Methodik der statistischen Versuchsplanung anzuschließen. Hierfür wurde ein zweistufig halbfactorielles Design gewählt. Zudem wurde dieses, damit auch Nichtlinearitäten aufgespürt werden können, um eine Sternanordnung ergänzt. Die nachfolgende Tabelle 4.4 zeigt die jeweiligen Stufen des Versuchsplans. Die Werte 1 und -1 entsprechen hierbei den beiden Stufen

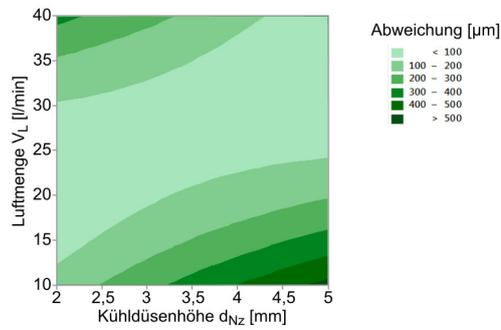
und die Werte $-\alpha$ und $+\alpha$ den Extrema bzw. 0 dem Zentrum der Sternanordnung.

Tabelle 4.4: Parametervariation bezüglich der statistischen Versuchsplanung zur Optimierung der lateralen Rissabweichungen an der Waferkante

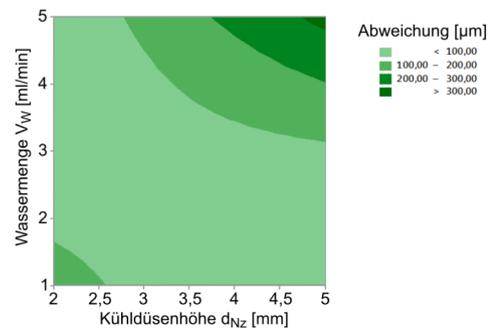
Parameter	$-\alpha$	-1	0	1	$+\alpha$
Laserleistung P [W]	160	180	200	220	240
Ellipsenlänge d_{Ll} [mm]	3,4	4,65	5,9	7,15	8,4
Kühldüsenhöhe d_{Nz} [mm]	2	3	4	5	5
Kühldüsenabstand Δd_{Ny} [mm]	-1	0	1	2	3
Wassermenge \dot{V}_W [ml min $^{-1}$]	1	2	3	4	5
Luftmenge \dot{V}_L [l min $^{-1}$]	1	10	20	30	40

Da die Anforderungen der Solarindustrie stetig steigen und 5000 Zellen pro Stunde zur neuen Zielsetzung avancierten, wurden die Versuche an einer Anlage mit einem 400 W Laser durchgeführt. Dies hatte zur Folge, dass eine Geschwindigkeit von 320 mm s^{-1} festgesetzt und nicht variiert wurde. Die Auswertung der einzelnen Proben erfolgte durch das Abrastern der Bruchkanten mittels eines Kamerasystems. Die einzelnen Aufnahmen der letzten 15 mm der Solarzelle wurden aneinandergesetzt und die Bruchkante je Pixelreihe verortet. Anschließend wurden eine lineare Regression angewendet und die Residuen berechnet. Das maximale Residuum, bzw. die maximale Abweichung von dieser Regressionsgerade stellte die abhängige Variable des Versuchsplans dar. Das erstellte Modell ist mit einem Bestimmtheitsmaß von $R^2 = 62\%$ vergleichsweise ungenau. Dennoch konnten mittels dieses Modell fünf signifikante Wechselwirkungen aufgespürt werden. Die hohe Anzahl an Wechselwirkungen verdeutlicht die Komplexität des Prozesses und diese sollen nachfolgend erläutert werden.

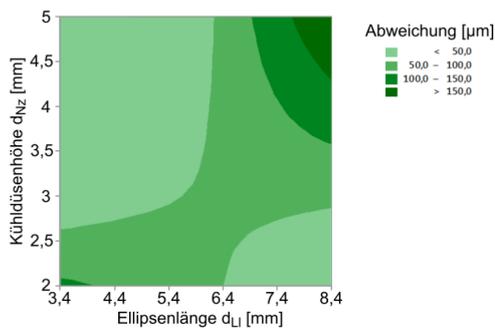
Die Abbildung 4.18 zeigt die verschiedenen Wechselwirkungen. Die erste Wechselwirkung (Abbildung 4.18a) besteht aus der Kühldüsenhöhe d_{Nz} und der Luftmenge der Prozesskühlung \dot{V}_L . Da die Kühldüse um 10° in Richtung des Laserstrahls geneigt ist, kann anhand der Kühldüsenhöhe und der Prozessluftmenge der Ort mit der höchsten Kühlleistung variiert werden. Zudem benötigt ein erhöhter Kühldüsenabstand erheblich mehr Luft, da sich die Wegstrecke die das Aerosol durchschreiten muss, vergrößert. Hierbei entsteht ein Optimum, welches bei einer höheren Kühldüseneinstellung einen größeren Volumenstrom der Prozessluft bedarf. Ähnlich verhält es sich bei der zweiten Wechselwirkung (Abbildung 4.18b). Diese besteht aus der Kühldüsenhöhe d_{Nz} und der Wassermenge der Prozesskühlung \dot{V}_W . Eine hohe Kühldüsenposition führt dazu, dass mehr Wasser in den Laserstrahl gesprüht wird, was aufgrund von (Abbildung 4.3) zu einer reduzierten Absoluttemperatur führt. Aus diesem Grund ist die Wassermenge bei



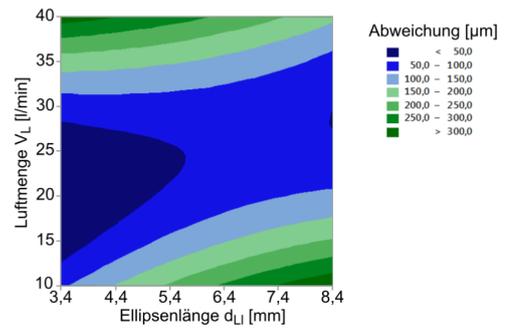
(a) Kühldüsenhöhe und Luftmenge



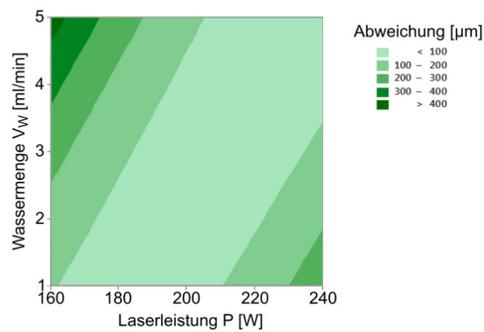
(b) Kühldüsenhöhe und Wassermenge



(c) Ellipsenlänge und Kühldüsenhöhe



(d) Ellipsenlänge und Luftmenge



(e) Laserleistung und Wassermenge

Abbildung 4.18: Signifikante Wechselwirkungen anhand der statistischen Versuchsplanung in Bezug auf die lateralen Rissabweichungen an der Waferkante.

hohen Kühldüsenpositionen gering zu halten. Zudem ist die Prozesskühlung weniger genau definiert und daher der Temperaturgradient nicht sehr trennscharf zu verorten. Eine zu geringe Kühlwassermenge in Kombination mit einer geringen Kühldüsenhöhe wirkt sich ebenfalls negativ auf die lateralen Rissabweichungen aus, da hierbei die Kühlwirkung stark reduziert ist. Die dritte Wechselwirkung beschreibt wiederum das Wechselspiel aus Kühldüsenhöhe d_{Nz} und der Ellipsenlänge d_{LL} . Eine längere Laserellipse benötigt eine zurückversetzte Kühlung. Dies kann mittels einer reduzierten Höhe erreicht werden, da dann das Wasser-Luft-Aerosol früher auf der Waferoberfläche auftrifft. Allerdings fungiert nicht nur die Kühldüsenhöhe, sondern auch die Luftmenge zu Anpassung an die jeweiligen Lasergegebenheiten. So sollten die Anpassungen an die verschiedenen Ellipsenlängen auch - wie in Wechselwirkung 4 zu sehen - anhand der Luftmenge erfolgen. Die letzte signifikante Wechselwirkung (4.18e) entspricht der Anpassung der Wassermenge \dot{V}_W an die verwendete Laserleistung P . Wie in Abbildung 4.3b zu sehen war, reduziert eine erhöhte Wassermenge das gesamte Temperaturprofil. Hierbei muss dann mit der Laserleistung entgegengesteuert werden. Zudem ist bei einer zu geringen Wassermenge die Kühlleistung nicht mehr ausreichend, sodass sich auch hierbei ein Optimum mit linearem Verlauf einstellt.

Die aus der Methode der statistischen Versuchsplanung resultierenden Optimierungen mündeten in den folgenden Ergebnissen (vgl. Abbildung 4.19). Die 14-fache Wiederholung der optimalen Parameter ergaben eine Medianabweichung von ca. 100 μm . Derartige Abweichungen können mit dem bloßen Auge nicht erkannt werden und erfüllen somit die kosmetischen Anforderungen für den Solarmodulbau.

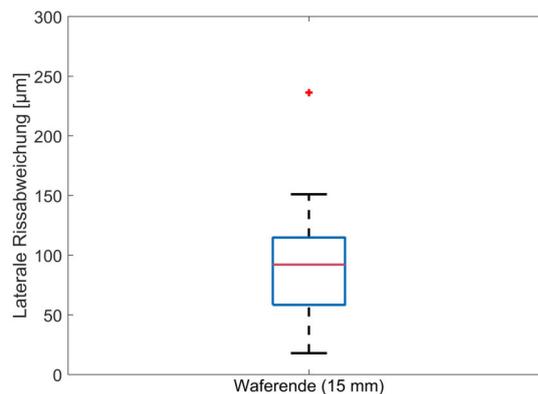


Abbildung 4.19: Laterale Rissabweichungen an der Waferkante der optimierten Parameter.

4.2.4 Rissabweichungen

Im mittleren Bereich der Solarzellen (15 mm-141 mm) wurde in gleicher Art und Weise wie in Tabelle 4.4 verfahren. Die gleichen Proben wurden wiederum mit dem Kamerasystem vermessen und die Residuen bezüglich der Regressionsgerade und der Bruchkante via Bildverarbeitung ausgewertet. Als abhängige Variable wurde wiederum die maximale Abweichung je Probe herangezogen. In dieser Auswertung konnten zwei Wechselwirkungen und ein Haupteffekt aufgespürt werden. Diese Effekte sind in Abbildung 4.20 dargestellt.

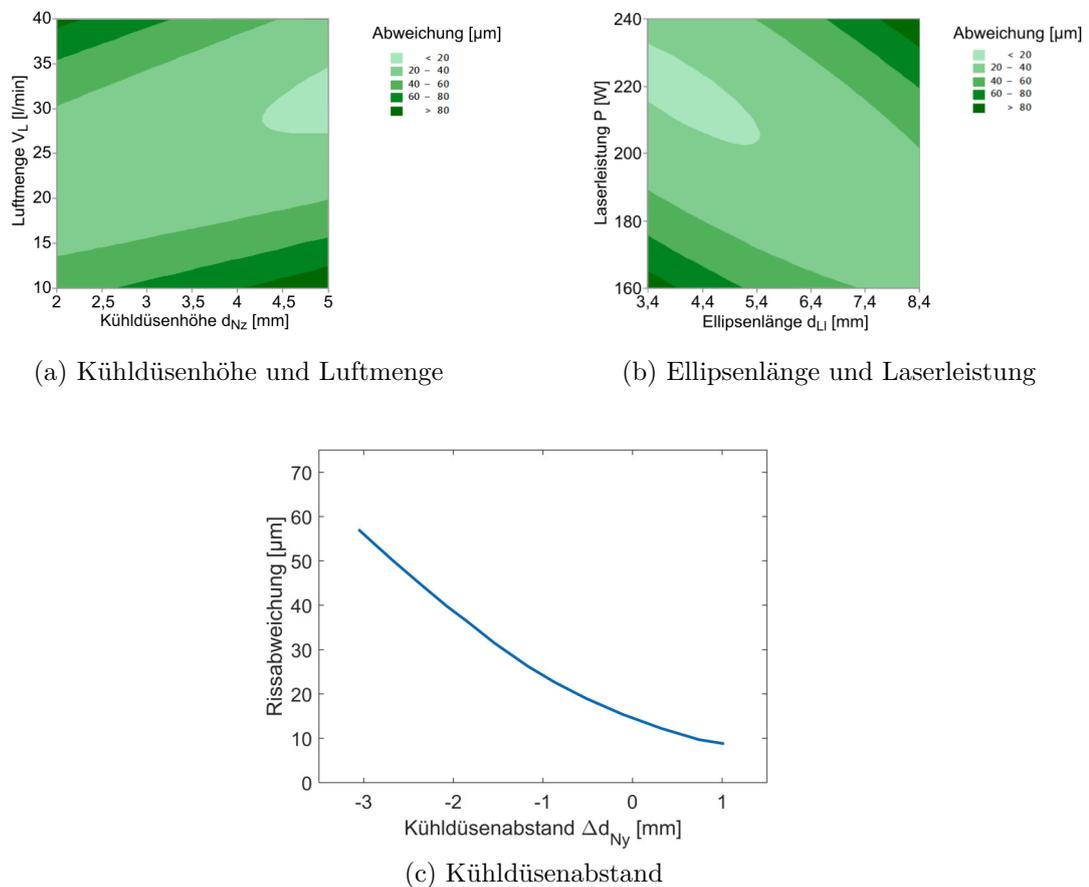


Abbildung 4.20: Signifikante Wechselwirkungen und Haupteffekt anhand der statistischen Versuchsplanung in Bezug auf die lateralen Rissabweichungen in der Wafermitte.

Die erste Wechselwirkung ist, wie auch schon bei den lateralen Rissabweichungen an der Waferkante, bestehend aus der Kühldüsenhöhe d_{Nz} und der Luftmenge der Prozesskühlung \dot{V}_L in Abbildung 4.20a, dargestellt. Wie bereits erwähnt, kann durch die Kühldüsenhöhe und die Luftmenge der Auftreffpunkt variiert und somit die Kühlung justiert werden. Die Untersuchung identifizierte ein Optimum bei einer Kühldüsenhöhe von 5 mm und einer Luftmenge von 30 l min^{-1} . Ein zu geringer Luftstrom wirkt sich aufgrund der reduzierten Kühlleistung und dem zurückversetzten Ort der Kühlung negativ aus. Eine zu hohe Luftmenge induziert eine größere mechanische Beanspruchung und eine stark nach vorne versetzte Kühlung.

Ähnlich verhält sich die zweite Wechselwirkung 4.20b. Eine möglichst geringe Abweichung wird erreicht, wenn die Ellipse möglichst kurz und eine bestimmte Laserleistung, die ein stabiles Risswachstum ermöglicht, erreicht ist. Zu hohe Leistung erhöhen wiederum den Wärmestrom aufgrund von Wärmeleitung und vergrößern somit den erwärmten Bereich und somit den Bereich der möglichen Rissentstehung. Damit dieser Bereich möglichst klein ausfällt, ist auch der Haupteffekt des Kühldüsenabstandes d_{Ny} (dargestellt in Abbildung 4.20c) von erheblicher Bedeutung. Je näher die Kühldüse, desto geringer der Bereich der möglichen Rissentstehung und somit auch die Rissabweichungen.

Die ebenfalls konsequente Anwendung dieses Modells führt zu den nachfolgend dargestellten Abweichungen. Es gilt zu beachten, dass stets die Maximalabweichung ausgewertet wurde und keiner der einigen zehntausend Messpunkte einen Wert von $60 \mu\text{m}$ überschritten hat. Der Median der maximalen Abweichungen beträgt $29,16 \mu\text{m}$. Diese Abweichungen sind erheblich kleiner, als es die Toleranz blanker Siliziumwafer ($\pm 1 \text{ mm}$) zulassen würde. [Sta16]

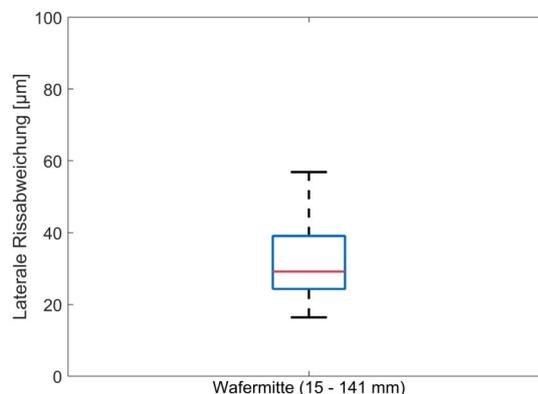


Abbildung 4.21: Laterale Rissabweichungen der optimierten Parameter.

Ein weiterer Effekt, welcher aus der Motivation heraus entstanden ist die benötigte Probenfläche zu reduzieren, soll nachfolgend beschrieben werden. In Vorversuchen zu den eigentlichen Experimenten wurden Streifen in unterschiedlichen Breiten von bereits halbierten Wafern geschnitten. Diese Wafer besitzen eine Fläche von $78\text{ mm} \times 156\text{ mm}$, sodass Streifen mit einer Länge von 78 mm entstanden sind. Es zeigte sich, dass die Rissabweichungen erheblich zunehmen, je näher man sich der Waferkante nähert. Zudem bilden sich diese Rissabweichungen stets in Richtung der Waferkante aus und verlaufen dann parallel entlang der beabsichtigten Position. Die Abbildung 4.22 zeigt die verschiedenen Abweichungen in Abhängigkeit des Abstandes von der linken Waferkante. Als Prozessparameter wurden die zuvor optimierten Parameter verwendet. Um Verfälschungen der Flächenverhältnisse bestehend aus Abstand von der rechten bzw. linken Waferkante zu vermeiden, wurde jeder Schnitt an einem neuen, halbierten Wafer vollzogen. Zur Ursachenanalyse dieser Verstärkung der lateralen Rissabweichungen

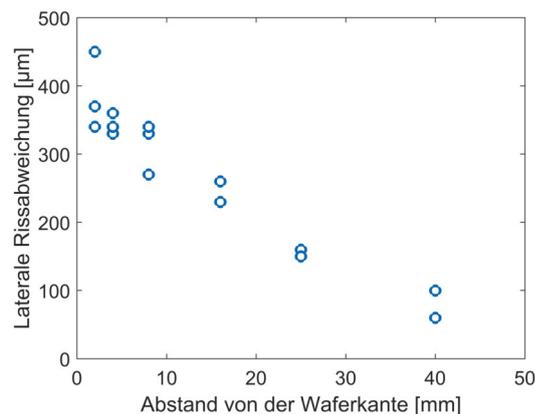


Abbildung 4.22: Einfluss asymmetrischer Schnitte auf den Rissverlauf

kann wiederum die FEM-Simulation bemüht werden. Betrachtet man die in Abbildung 4.23 aufgeführte Simulation, so ist die Auswirkung der Verringerung des Abstandes zur Waferkante erkennbar. Eine stetige Verringerung führt zu einem starken Anstieg der Temperatur und zu einer asymmetrischen Verzerrung des Temperaturfeldes. Dieser starke Temperaturanstieg führt zu einer stärkeren Expansion links des Laserprofils. Aus diesem Grunde entsteht zusätzlich zu der Rissöffnung nach dem Modus I noch eine Scherung nach dem Modus II (vgl. 2.2.4). Diese Scherspannung lässt nun den Riss in Richtung der Waferkante wachsen. Da sich der Riss aber hierbei von der bevorzugten Richtung nach dem Modus I entfernt, stellt sich in einer gewissen Entfernung

ein Gleichgewicht ein und der Riss verläuft parallel zur gewünschten Position. Dieser Abstand ist abhängig von dem Abstand zur Waferkante. [5.]

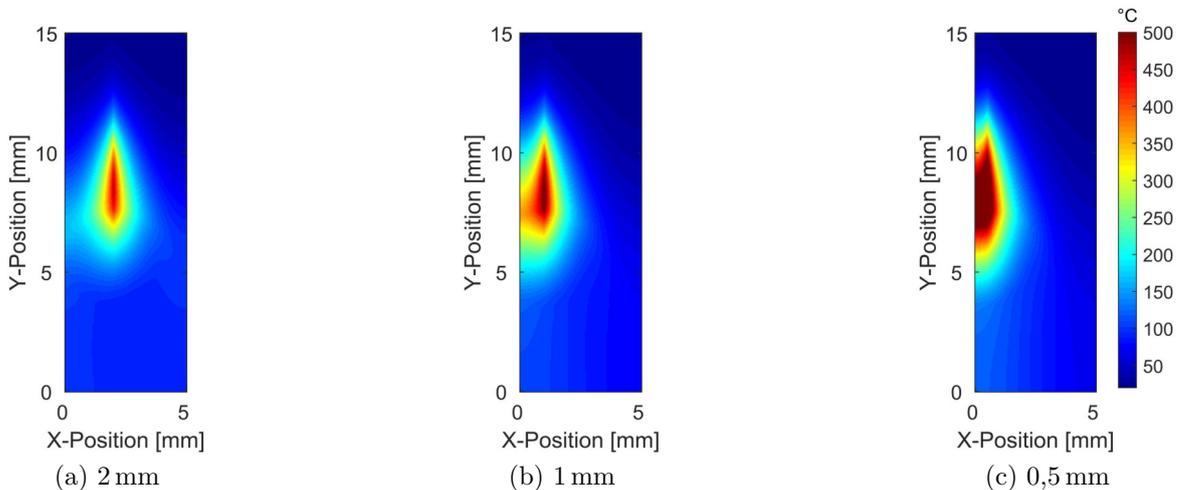


Abbildung 4.23: Simulation des Temperaturprofils bei asymmetrischer Bearbeitung.

Allerdings gibt es noch zusätzliche Effekte, die die Abweichungen hin zu der Waferkante erhöhen oder reduzieren. Die beiden wichtigsten sind in Abbildung 4.24 aufgetragen und sollen kurz erläutert werden. Anhand der FEM-Simulation wurde erkennbar, dass durch die asymmetrische Bearbeitung ein asymmetrisches Temperaturfeld entsteht. So liegt die Vermutung nahe, dass dieses durch eine Verschiebung der Kühldüse in X-Richtung kompensiert werden kann. In Abbildung 4.24a kann die Auswirkung dieser Verschiebung betrachtet werden. Die Bearbeitung erfolgte mit einem Abstand von 2 mm von der linken Waferkante. Wird die Kühldüse nach links geschoben, so trifft bereits ein Teil der Kühlfläche nach der Waferkante auf und ist nicht mehr für eine effektive Kühlung zu gebrauchen. Hieraus entsteht ein regelrechter Sprung in den Abweichungen, da die Kühlung die Akkumulation der Wärme an der linken Waferkante nun weniger effektiv reduziert. Wird die Kühldüse hingegen nach rechts verschoben so steigen die Abweichungen stetig an, da auch hierbei die effektive Kühlung des heißen Bereichs reduziert wird. Der zweite Effekt, der sich bezüglich der Rissabweichungen bei der asymmetrischen Bearbeitung darstellt und in Abbildung 4.24b aufgezeigt ist, besteht aus der Wechselwirkung zwischen der Leistung und der Geschwindigkeit. Sowohl hohe Leistungen als auch geringe Geschwindigkeiten führen zu einer erhöhten Rissabweichung. Dies kann damit begründet werden, dass hierdurch die Streckenenergie ($\text{J}\mu\text{m}^{-1}$) erhöht wird. Da die Kühlleistung stets unterhalb der Laserleistung liegt,

erhöht eine geringe Geschwindigkeit und eine erhöhte Laserleistung die zur Erwärmung verfügbare Nettostreckenenergie. Nach dieser Begründung möchte man zusammenfassen, dass eine möglichst hohe Geschwindigkeit in Kombination mit einer möglichst geringen Leistung zu den geringsten Abweichungen führt. Prinzipiell ist dieser Ansatz richtig. Es gilt allerdings die geänderten Prozessräume zu beachten. So war es beispielsweise nicht möglich einen Riss mit einer Geschwindigkeit 250 mm s^{-1} und einer Laserleistung unter 100 W zu erzeugen. Dies führt dazu, dass die geringste Abweichung im 150 mm s^{-1} -Regime gefunden wurde.

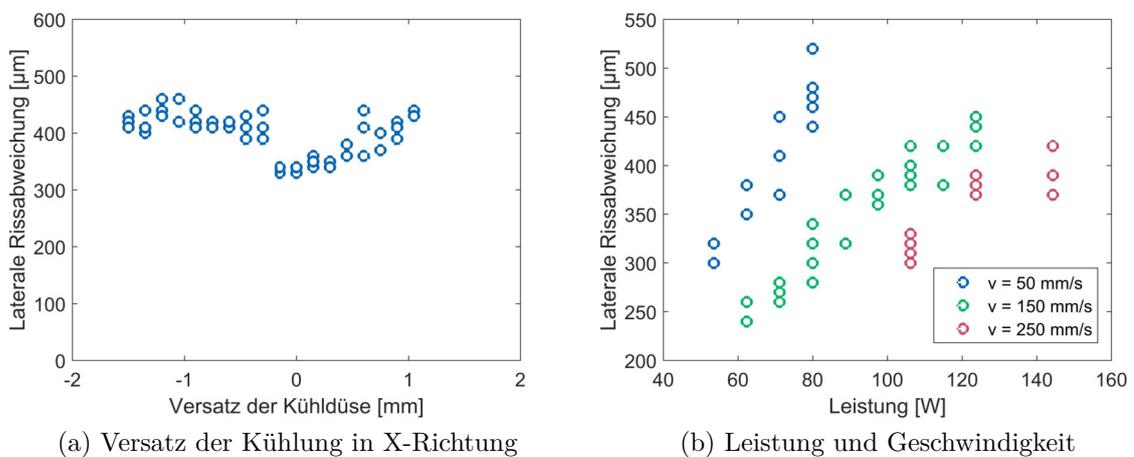


Abbildung 4.24: Verschiedene Einflüsse bezüglich der asymmetrischen Bearbeitung

4.2.5 Rissführung mittels Laserscribe

Das vorausgegangene Kapitel zeigt auf, dass Rissabweichungen optimiert, jedoch nicht vollständig eliminiert werden können. Betrachtet man das TLS-Verfahren im Kontext der Halbzellenproduktion, so sind derartige Abweichungen tolerierbar, da auch das Ausgangsmaterial weitaus größere Toleranzen besitzt. [Sta16] Im Bereich der Mikroelektronik stellt sich allerdings ein anderer Sachverhalt dar. Aufgrund der hohen Kosten und der vergleichsweise geringen Waferoberfläche ist man bestrebt diese möglichst effizient auszunutzen. Wenn es möglich ist die s. g. Sägestraße (engl. dicing street) zu verkleinern, dann können ab einer kritischen Größe mehr Bauelemente auf dem Wafer prozessiert werden. Die benötigte Größe der Sägestraße richtet sich nach dem Schnittfugenverlust (engl. kerf loss) und der Genauigkeit des Verfahrens. Da das TLS-Verfahren ohne Schnittfugenverlust arbeitet, möchte man eine möglichst schmale Sägestraße er-

warten. Die zuvor erwähnten Rissabweichungen reduzieren die Genauigkeit aber derart, sodass die derzeit genutzten Sägestraßenbreiten des Trennschleifens, welche ca. $40\ \mu\text{m}$ - $100\ \mu\text{m}$ betragen, nicht ausreichen. [Ten17] Abhilfe soll hierfür eine ablativ Vorschädigung und somit das Einbringen einer Sollbruchstelle schaffen. Hierfür wurden dreierlei Laserquellen auf deren Eignung zur Rissführung verglichen.

Der Versuchsaufbau kann anhand der Abbildung 4.25 nachvollzogen werden. Polierte Si (100) Wafer mit einer Dicke von $325\ \mu\text{m}$ wurden in zwei Hälften mittels einer Diamantnadel gebrochen. Die Politur ermöglicht hierbei die genaue Beobachtung des Rissverlaufs. Ausgehend von der geraden Bruchkante wurden dann die verschiedenen Versuche flächenhalbiert ausgeführt, sodass letztendlich Streifen im Abstand von $d_{Abs} = 6\ \text{mm}$ entstanden sind. Damit die verschiedenen Risse auch garantiert starteten, wurde eine Rissinitiierung mit einer Länge von $100\ \mu\text{m}$, einer Pulsenergie von $30\ \mu\text{J}$ und ein Pulsabstand von $0,1\ \mu\text{s}$ gewählt (vgl. Kapitel 4.2.1). Im Anschluss an diese Rissinitiierung erstreckte sich der eigentliche Lasergraben, dessen Eignung zur Rissführung untersucht werden sollte, über die gesamte Waferhälfte. Da in Kapitel 4.2.4 Rissabweichungen von ca. $60\ \mu\text{m}$ festgestellt wurden und die Sicherheit der Rissführung noch etwas erhöht werden sollte (aufgrund der Abmessungen im Submillimeterbereich), wurde der eigentliche Trennprozess in einem Abstand $d_{CL} = 100\ \mu\text{m}$ vollzogen. Diese künstlich eingebrachte, erschwerte Bedingung erlaubt eine Bewertung der Rissführung. Als Bewertungskriterium wurde die Länge der intakten Rissführung (d_{RF}) herangezogen. Eine gute Rissführung führt den Riss trotz des Versatzes des Trennprozesses, über die gesamte Waferhälfte und erreicht somit Werte von über $40\ \text{mm}$. Es sei allerdings angemerkt, dass der Wert der Rissführung nicht metrisch, sondern ordinal skaliert ist, da eine Rissführung von $d_{RF} = 20\ \text{mm}$ nicht unbedingt doppelt so gut ausgeführt ist, wie eine die $d_{RF} = 10\ \text{mm}$ erreicht. Aus diesem Grund wurden die verschiedenen Messwerte geordnet und einer Rangfolge entsprechend ausgewertet. Zudem wurde die Schädigungstiefe eines jeden Lasergrabens vermessen.

Die nachfolgende Abbildung 4.26 zeigt die Rissführungseignung d_{RF} in Abhängigkeit der verschiedenen Laserparameter. Hierbei wurden Laserpulse mit einem Fokussdurchmesser von $4,1\ \mu\text{m}$, einer Pulslänge von $3\ \text{ns}$ und einer Wellenlänge von $1064\ \text{nm}$ verwendet. Anhand der variierten durchschnittlichen Laserleistung, genauer des Leistungspegels, der Frequenz und der Geschwindigkeit, wurden 64 Einzelversuche ausgeführt. Eine rote Kennzeichnung beschreibt eine komplette Rissführung mit einer Länge $d_{RF} > 40\ \text{mm}$. Betrachtet man die jeweiligen Diagramme, so ist das große Prozessfenster im Bereich der Geschwindigkeit $v = 150\ \text{mm s}^{-1}$ erkennbar. Diese gute Rissführung,

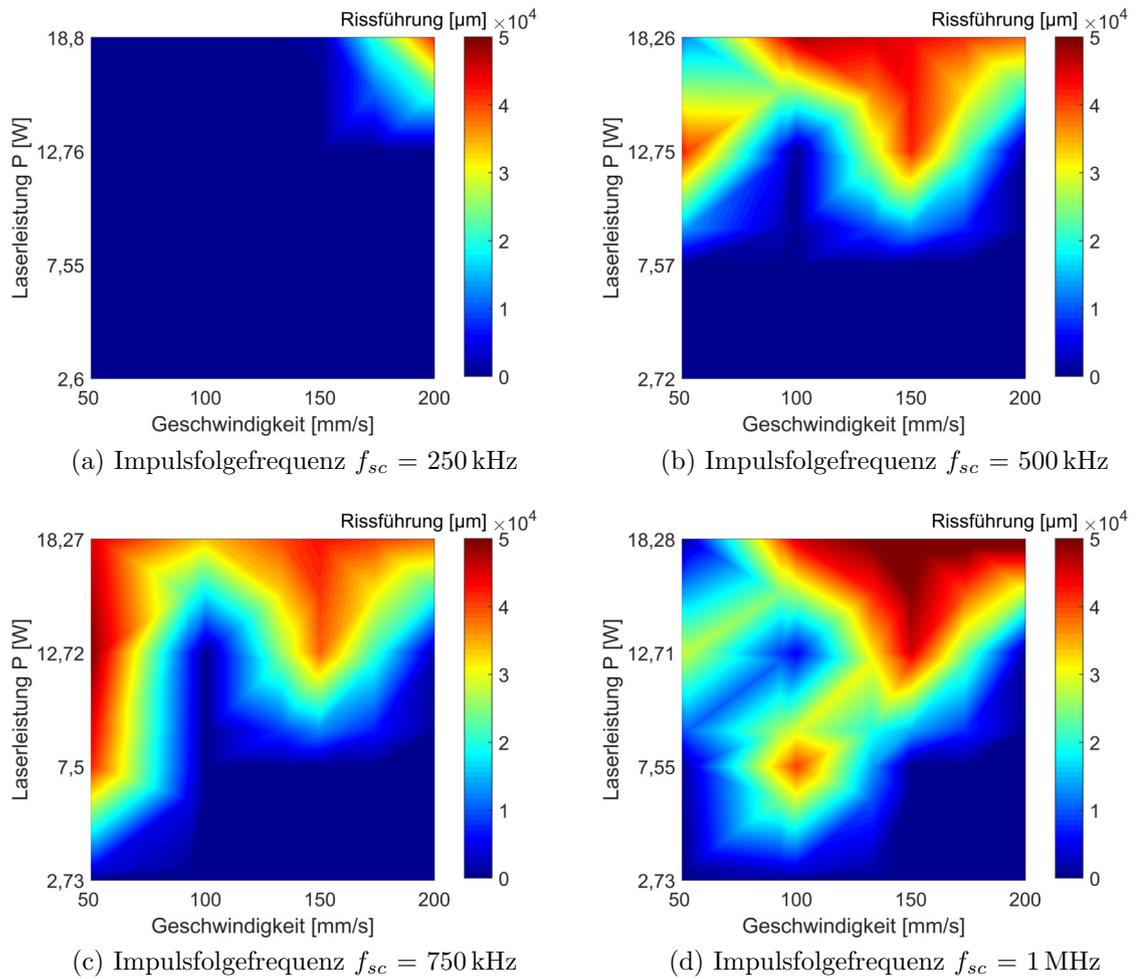


Abbildung 4.26: Rissführungseignung verschiedener Laserritzgräben mit einer Pulslänge von 3 ns und einer Welllänge von 1 064 nm.

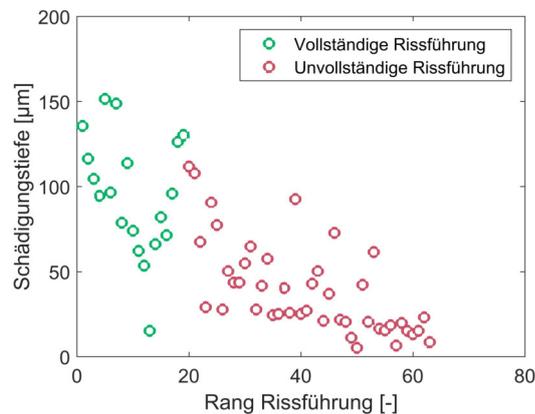


Abbildung 4.27: Rang der Rissführungseignung über die Schädigungstiefe bei einer Pulslänge von 3 ns und einer Welllänge von 1 064 nm.

Die Abbildung 4.28 zeigt die gleiche Versuchsanordnung wie zuvor. Allerdings wurde die Pulslänge von 3 ns auf 21 ns verlängert. Betrachtet man wiederum die vier Konturdiagramme, so ist ein Anstieg der roten Fläche und somit der Anzahl an Lasergräben, die eine vollständige Rissführung zeigten, zu erkennen. Dies bedeutet, dass die Verlängerung der Pulsdauer die Rissführung begünstigt. Waren es im Bereich der 3 ns Pulsdauer vor allem die sehr hohen durchschnittlichen Leistungen, die eine Rissführung begünstigten, so sind es bei den 21 ns Pulsdauer die durchschnittliche Leistungen im mittleren Bereich. Teilweise verschlechtert sich die Rissführung mit steigender Leistung sogar (vgl. 4.28b u. 4.28c). So ist es nicht weiter verwunderlich, dass die Korrelation aus Schädigungstiefe und die damit einhergehende Rissführungseignung nicht mehr vorliegt. Die Abbildung 4.29a zeigt dies in bekannter Art und Weise.

Betrachtet man hingegen die Pulsenergie so ist deren Einfluss erkennbar. Die Abbildung 4.29b zeigt die Rissführungseignung in Abhängigkeit der Pulsenergie. Es stellt sich heraus, dass insbesondere jene Lasergräben, die eine Pulsenergie von ca. 10 μJ - 30 μJ besitzen, eine gute Rissführung gewährleisten. Dies kann damit begründet werden, dass das untere Limit durch die benötigte Ablationsschwelle und Schädigungstiefe gegeben ist. Auf der anderen Seite führen verlängerte Pulse zu mehr Wärmebeeinflussung und Schmelzenbildung, was wiederum die Rissführung behindern kann. So lässt sich jedoch zu dieser Begründung die Frage stellen, weshalb auch Lasereinstellungen, die Pulsenergien innerhalb dieses Bereiches besitzen, mit einer geringen Rissführung aufwarten. Diesbezüglich lässt sich begründen, dass insbesondere sehr langsame Vorschubgeschwindigkeiten nicht funktionierten. Diese besitzen einen sehr geringen Pulsabstand und somit eine sehr hohe Überlappung zwischen den einzelnen Pulsen. Dies führt auch bei geringeren Pulsenergien zu einer hohen Wärmebeeinflussung und Schmelzenbildung.

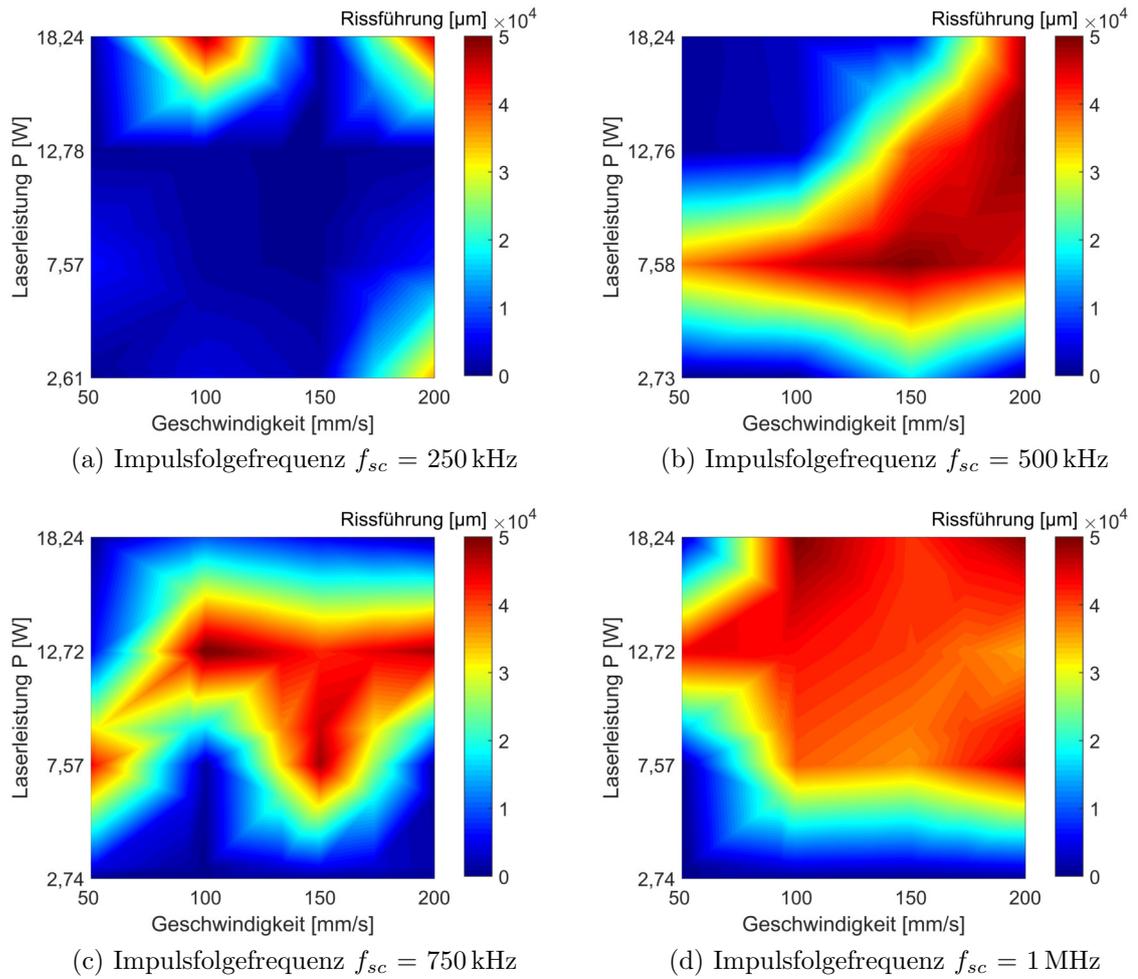


Abbildung 4.28: Rissführungseignung verschiedener Laserritzgräben mit einer Pulslänge von 21 ns und einer Welllänge von 1 064 nm.

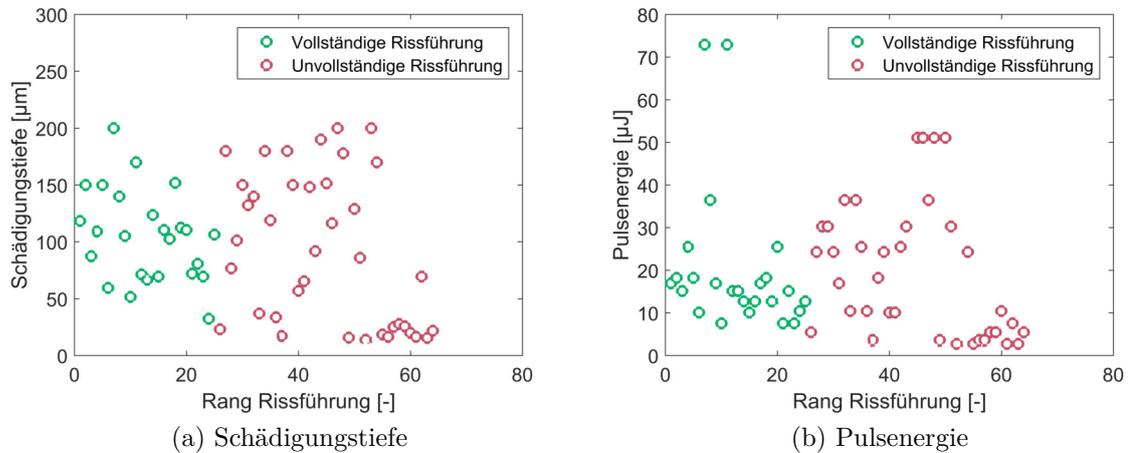


Abbildung 4.29: Rang der Rissführungseignung über die Schädigungstiefe und Pulsenergie bei einer Pulslänge von 21 ns und einer Welllänge von 1 064 nm.

Ferner wurde noch auf eine Laserquelle mit einer Pulslänge von 2,5 ns, einer Wellenlänge von 532 nm und einem Fokussdurchmesser von 2,6 μm zurückgegriffen. Eine Besonderheit dieser Laserquelle war es, dass bei absinkender Frequenz auch die durchschnittliche Laserleistung stark abgesunken ist. Zudem war die maximale Frequenz auf 625 kHz begrenzt. Somit ist es nicht weiter verwunderlich, dass nur eine Frequenz von 600 kHz in der Lage war, eine einzige vollständige Rissführung zu erzeugen. Betrachtet man wiederum die Korrelation aus Rissführungseignung und Schädigungstiefe (vgl. 4.31), so zeigt sich die - wie auch bei den kurzen ns-Pulsen bei 1 064 nm - entsprechende Abhängigkeit. Eine erhöhte Schädigungstiefe begünstigt direkt die Rissführungseignung. Die verbesserte Absorption des Laserlichtes mit einer Wellenlänge von 532 nm spielt somit, bei gegebener Laserquelle, eine nur untergeordnete Rolle in Bezug auf die Erzeugung von Laserritzgräben zur verbesserten Rissführung.

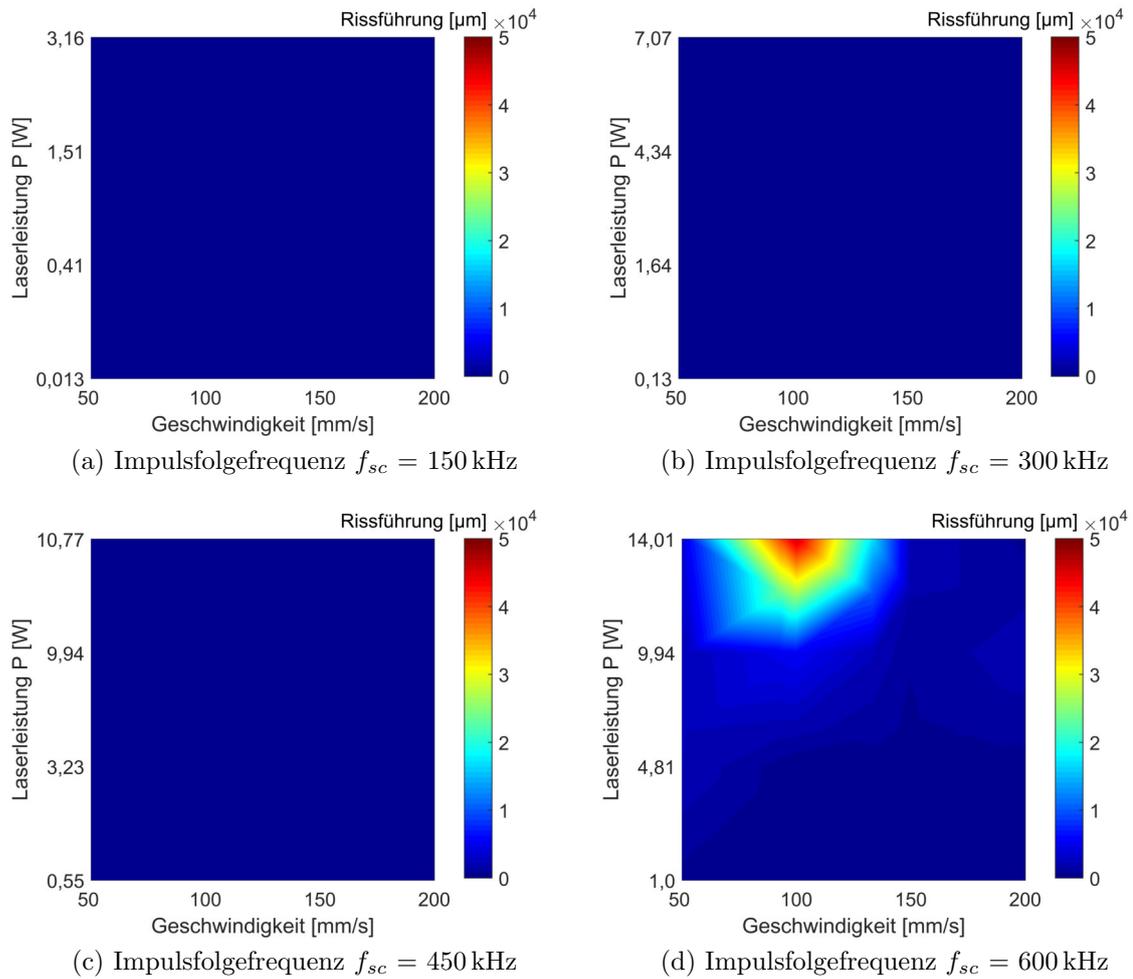


Abbildung 4.30: Rissführungseignung verschiedener Laserritzgräben mit einer Pulslänge von 2,5 ns und einer Welllänge von 532 nm.

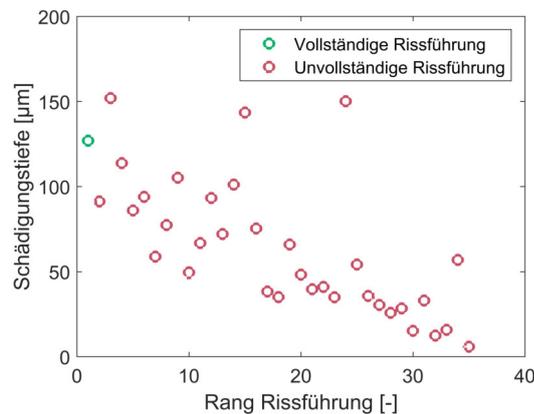


Abbildung 4.31: Rang der Rissführungseignung über die Schädigungstiefe bei einer Pulslänge von 2,5 ns und einer Welllänge von 532 nm.

Nachdem dreierlei verschiedenen Laserquellen evaluiert wurden, wurde der Anritz mittels der Diamantnadel in ähnlicher Weise charakterisiert. Hierfür wurde ein Vorschub von 100 mm s^{-1} gewählt. Die Anpresskraft wurde beginnend bei $0,25 \text{ N}$ schrittweise erhöht. Es zeigte sich, dass sämtliche Ritzgraben im Abstand $d_{CL} = 100 \mu\text{m}$ ohne Abweichung separiert werden konnten. Aus diesem Grunde wurde dieser Abstand erhöht und auch ein Abstand $d_{CL} = 150 \mu\text{m}$ bescheinigt diesem Verfahren eine hervorragende Rissführung. Erst bei einem Abstand von $200 \mu\text{m}$ ist das Verfahren an die Grenzen gestoßen und eine Rissführung bis zur Hälfte des Wafers erst bei einer Anpresskraft von 4 N zu beobachten. Die Vorschädigung mittels einer Diamantnadel zeigt das mit Abstand beste Verhalten bezüglich der Rissführung.

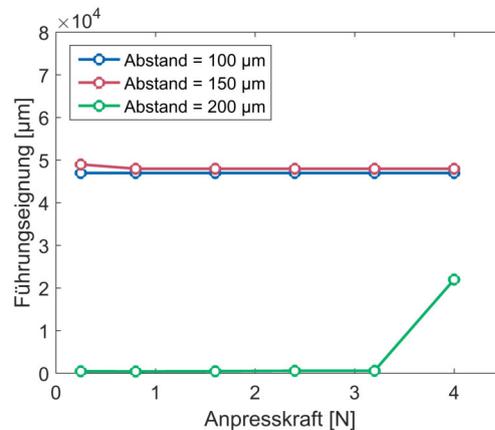


Abbildung 4.32: Rissführungseignung verschiedener Diamant-Ritzgräben mit unterschiedlicher Anpresskraft und einer Vorschubgeschwindigkeit von 100 mm s^{-1} .

4.3 Prozesscharakterisierung

Selbstverständlich bedarf jede Optimierung der anschließenden Charakterisierung. Dieses Kapitel widmet sich nun der vergleichenden Charakterisierung des TLS-Verfahrens in Bezug auf die sinnvollen Referenzverfahren. Die Prozessentwicklung erfolgte bisher mit einer starken Fokussierung auf die geometrischen Gegebenheiten, da z. B. eine geringe Rissabweichung eine geringe Oberfläche und somit eine geringere Oberflächenrekombination vermuten lässt. Damit all diese Fragestellungen jedoch umfassend geklärt werden können, erfolgt die Charakterisierung auf der Basis eines Dreiklangs, bestehend aus der Charakterisierung der Bruchflächen / Trennfugen, der Untersuchung der Festigkeit und der elektrischen Charakterisierung.

4.3.1 Kantenqualität

Innerhalb der bisherigen Prozessentwicklung wurde stets die Spannweite der maximalen Rissabweichungen beachtet. Diese sehr makroskopische Sichtweise hatte es nicht zum Ziel die Bruchflächen oder Trennfugen mikroskopisch zu beleuchten. Diese Erhebungen erfolgt nun nachgelagert und beschränkt auf die jeweiligen Extrema. Als bestes Szenario wurde der Stand der aktuellen Prozessentwicklung gewählt. Auf der negativen Seite wurde das Verfahren nach dem so genannten LIC-Prozess (engl. für laser introduced cutting) gewählt. Dieses Verfahren entspricht dem TLS-Verfahren, welches keine aktive Kühlung besitzt. Die Kühlung erfolgt aufgrund der so genannten Selbstabschreckung. Hierbei erzeugt die Wärmeleitung innerhalb des Wafers, die natürliche Konvektion auf der Waferoberfläche und die Konduktion hin zu dem Bearbeitungstisch den nötigen Temperaturgradienten. Das Trennverfahren nach dem LIC-Verfahren konnte angewendet und der Charakterisierung zugeführt werden. Aufgrund des stark vergrößerten Temperaturfeldes ist auch die Zone der Bruchentstehung vergrößert. Jeweils 25 polykristalline PERC-Solarzellen wurden nach dem TLS- und dem LIC-Verfahren separiert. Die Proben, die nach dem LIC-Verfahren separiert wurden, besaßen eine mittlere maximale Abweichung von $182\ \mu\text{m}$. Zudem waren diese makroskopischen Abweichungen - anders als bei dem TLS-Verfahren - wenig stetig und scharfkantig, sodass diese mit dem bloßen Auge leicht zu erkennen waren. Die nachfolgend dargestellte Abbildung 4.33 zeigt den beschriebenen Stapel PERC-Solarzellen. Deutlich zu erkennen

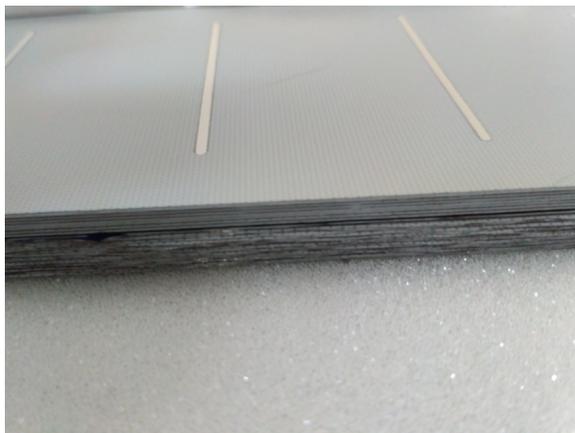


Abbildung 4.33: Fotografie eines Stapels polykristalliner PERC-Solarzellen. Die obere Hälfte wurde nach dem TLS, die untere Hälfte nach dem LIC-Verfahren bearbeitet. Die erhöhten Abweichungen bei dem LIC-Verfahren sind deutlich zu erkennen.

ist der große Unterschied bezüglich der Abweichungen. Die obere Hälfte wurde mit dem TLS-Verfahren und den entwickelten Parametern bearbeitet und die untere Hälfte nach dem LIC-Prozess. Da derartig große Abweichungen bei keinem der untersuchten TLS-Prozesse aufgefunden wurden, wurde die LIC-Bearbeitung als unteren Extrempunkt angesehen.

Die Abbildung 4.34 stellt die Bruchkanten des TLS- und des LIC-Verfahrens mikroskopisch einander gegenüber. Es ist deutlich zu erkennen, dass beide Verfahren eine besonders glatte Bruchkante aufweisen. Es kann somit festgehalten werden, dass beide Verfahren mit einer vergleichbaren Qualität bezüglich der Bruchkanten aufwarten. Dies ist auch naheliegend, da in beiden Fällen thermisch induzierte mechanische Spannungen die Separation vervollständigen und hierbei sehr glatte Bruchkanten entstehen. Die etwas deutlicher erkennbaren Wallnerlinien auf der Seite der LIC-Bearbeitung sind der jeweiligen Momentaufnahme geschuldet und auch bei der TLS-Bearbeitung zu beobachten. Durch diese Betrachtung kann geschlussfolgert werden, dass sämtliche thermisch induzierten Bruchkanten, sofern diese nicht die Oberfläche aufschmelzen, eine besonders gute Kantenqualität besitzen.

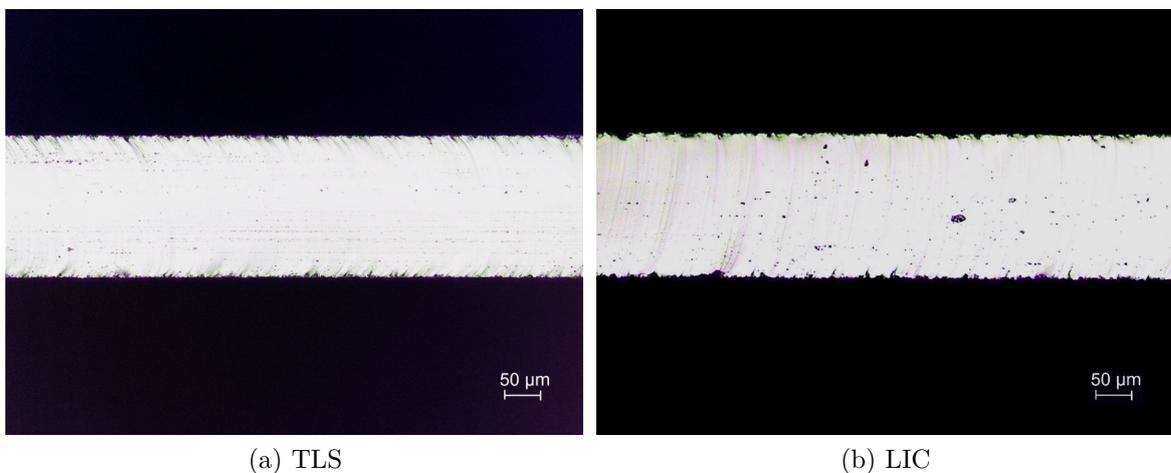
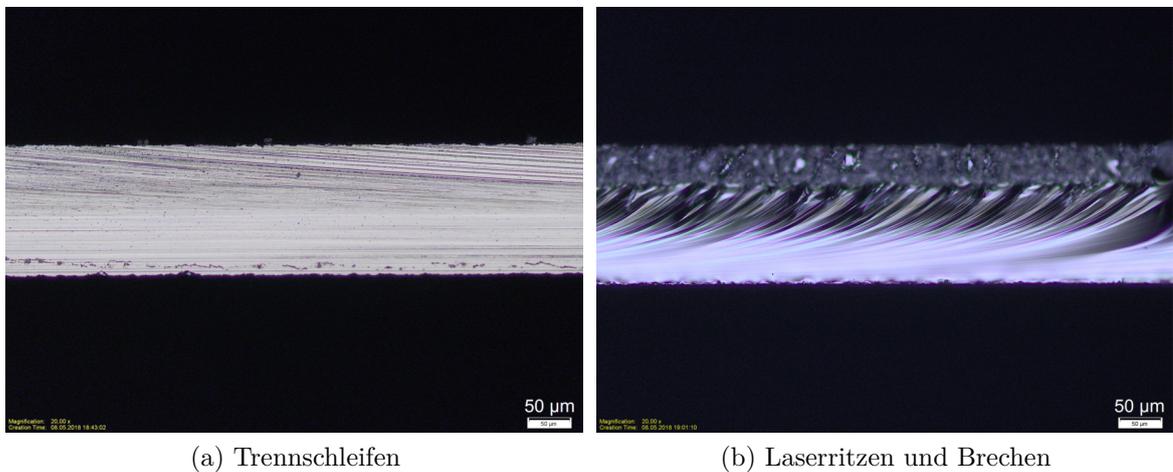


Abbildung 4.34: Mikroskopaufnahme einer nach dem TLS- und LIC-Verfahren bearbeiteten Bruchkante.

Damit diese Bruchkanten mit dem jeweiligen Referenzprozess verglichen werden können, sind Bruchkanten des Trennschleifens und des Laserritzens mit mechanischem Brechen in Abbildung 4.35 dargestellt. Auf der Seite des Trennschleifens ist eine deutliche Riefenbildung durch das Schleifmittel (Diamant) zu erkennen. Anhand der durchgängigen Fokussierung der Mikroskopaufnahme kann geschlussfolgert werden, dass auch

diese Bruchkante eine geringe Rauheit besitzt. Typischerweise besitzen derartige Kanten eine Rauheit $R_a < 1 \mu\text{m}$. [WKS⁺12]

Auf der Seite des Laserritzens mit mechanischem Brechen ist die deutlich defokussierte ca. $50 \mu\text{m}$ tiefe Laserablation zu erkennen. Diese dient der Rissführung, nachdem die Probe mit einem Drehmoment beaufschlagt wird. Es ist zu erkennen, dass die Zugbelastung nahe des Lasergrabens angelegen hat. Die Bruchkante ist wiederum als sehr glatt zu bezeichnen. Dies ist wichtig, da die so getrennten Solarzellen eine möglichst glatte Bruchkante im Bereich des PN-Übergangs zeigen sollen. Die hohe Anzahl an Wallnerlinien kann durch die Vielzahl an Störstellen, hervorgerufen durch die Laserablation, begründet werden.



(a) Trennschleifen

(b) Laserritzen und Brechen

Abbildung 4.35: Mikroskopaufnahme einer nach dem TLS- und LIC-Verfahren bearbeiteten Bruchkante.

4.3.2 Festigkeitsuntersuchung

Ein probates Mittel die verschiedenen Trennverfahren zu bewerten ist die Festigkeitsuntersuchung. “Die Kantenqualität / Rauheit spielt eine entscheidende Rolle bei der Bewertung der Festigkeit.” [SVB09] Eine erste Versuchsreihe hatte es zum Ziel die Festigkeit des TLS-Prozesses zu bewerten. Zudem wurde die Versuchsreihe um nicht separierte, d. h. vollständige Proben als so genannte Referenz und um Proben, die mit dem Laserritzen und mechanischen Brechen separiert wurden, ergänzt. Als Probenmaterial wurden sägeraue Cz (100) Photovoltaik-Wafer mit einer Dicke von $180 \mu\text{m}$ verwendet. Die Erhebung erfolgte an einer Vierpunktbiegevorrichtung. Dabei betrug

die Abstände der Werkzeuge 55 mm und 110 mm. Während des Versuchs wurde die Werkzeugverschiebung und die aufgewendete Kraft dokumentiert. Da die verschiedenen Proben nicht die gleichen Abmessungen besaßen, musste ein FEM-Modell bemüht werden, welches die Biegebelastung in die von der Geometrie unabhängige, kritische Bruchspannung überführte. In Abbildung 4.36 sind die jeweiligen Festigkeiten dargestellt. Auffallend ist hierbei, dass die Referenz (komplette Wafer), das TLS-Verfahren und das Laserritzen mit mechanischem Brechen eine nahezu gleichbleibende Festigkeit aufweisen. Das LIC-Verfahren hingegen besitzt im Vergleich zu dem TLS-Verfahren eine um 44% reduzierte Festigkeit. Die bekannte Literatur bescheinigt dem Laserritzen mit mechanischem Brechen eine um ein Drittel reduzierte Festigkeit, sofern, wie auch bei diesem Experiment, die Zugbelastung auf der Seite des Lasergrabens anliegt. [ZKK⁺15] Dieser Unterschied konnte in der angeführten Messung nicht aufgezeigt werden. Eine mögliche Ursache kann in der Verwendung von sägerauen Wafern liegen. Für das Versagen eines Bauteils ist die Existenz eines kritischen Defekts verantwortlich. [CTG05] Dieser kritische Defekt kann bereits auf der bestehenden Waferaußenkante oder der Waferoberfläche vorliegen. In solchen Fällen kann der Einfluss der Trennkante nicht aufgelöst werden. Da alle Trennverfahren mit Ausnahme des LIC die gleiche Festigkeit wie die Referenz zeigen, ist dieser Fall sehr wahrscheinlich. Die Aussage, dass das LIC-Verfahren eine um ca. 44% reduzierte Festigkeit im Vergleich zu der Referenz hat, besitzt allerdings weiterhin Gültigkeit und ist vermutlich aufgrund der Spannungsüberhöhung an den Kerben der Rissabweichungen entstanden.

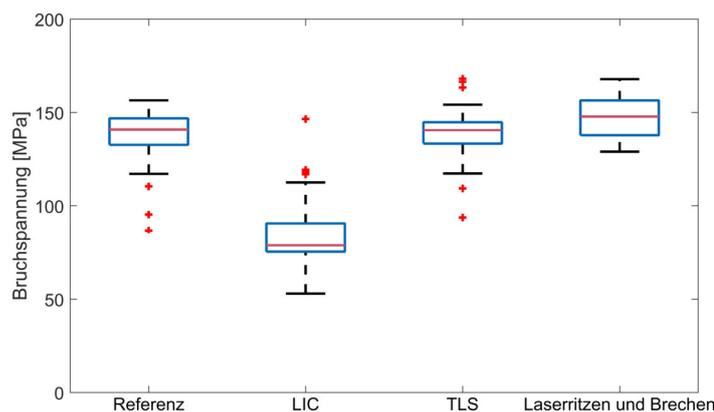


Abbildung 4.36: Bruchfestigkeiten verschiedener Trennverfahren an 180 μm sägerauen Si Cz (100) Wafern.

Um eine bessere Auflösung des jeweiligen Einflusses der Trennkante bezüglich der Festigkeit zu erreichen, wurde auf Si Cz (100) Wafer mit einer polierten Oberflächen und einer Dicke von 136 μm zurückgegriffen. Zudem wurden alle vier Kanten mit dem jeweiligen Verfahren bearbeitet. Um die Problematik der verschiedenen Geometrien zu eliminieren, wurden alle Verfahren an Proben mit den gleichen Abmessungen (30 mm \times 5 mm) getestet. Die Abbildung 4.37 zeigt die verschiedenen Festigkeiten, hervorgerufen durch die verschiedenen Trennverfahren. Am ausgeprägtesten ist die starke Verbesserung der Festigkeit bei der Verwendung der ps-Laserablation im Vergleich zur ns-Laserablation. Da die ns-Laserablation eine wesentlich erhöhte Wärmebeeinflussung besitzt, führt diese vermehrt zu Mikrorissen, die wiederum die Festigkeit negativ beeinflussen.[Mue17] Interessant ist zudem das gute Abschneiden des “stealth dicing”, da dieses Verfahren ebenfalls Laserpulse im Nanosekunden-Bereich verwendet. Hierbei sei allerdings angemerkt, dass diese in der Nähe der neutralen Faser und damit fernab der maximalen Spannung angesiedelt sind. Das Trennschleifen besitzt die zweitbeste Festigkeit aller untersuchten Trennverfahren. Dieser Sachverhalt deckt sich mit der Erwartung, da wie schon in Kapitel 4.3.1 gezeigt, die Beschädigungen durch die mechanische Riefenbildung vergleichsweise gering ausfallen. Durch diese geringe Rauheit der Trennkanten kann eine erhöhte Festigkeit erreicht werden. Ebenfalls diese Erwartung erfüllt auch das TLS-Verfahren, welches durch eine besonders gute Kantenqualität aufgefallen ist und im Zuge dieser geringen Rauheit auch die höchste Festigkeit zeigt. Da nicht alle Trennverfahren verfügbar waren, wurde die beschriebene Messung innerhalb einer umfassenden Kooperation erstellt und kann unter [6.] der Publikationsliste eingesehen werden.

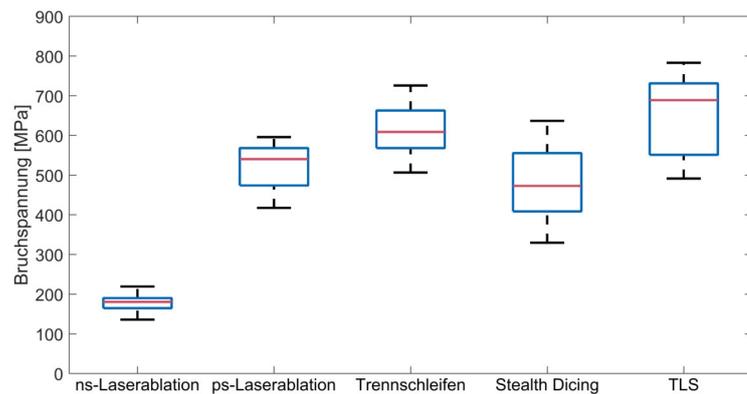


Abbildung 4.37: Bruchfestigkeiten verschiedener Trennverfahren an 136 μm polierten Si Cz (100) Wafern.

4.3.3 Elektrische Charakterisierung

Da das TLS-Verfahren u. a. zur Vereinzelung von Solarzellen eingesetzt wird, ist es sinnvoll dieses Trennverfahren anhand der elektrischen Charakteristika zu untersuchen. Hierfür wurden jene polykristallinen PERC-Solarzellen aus Abbildung 4.33 vor und nach der Separation mittels eines Sonnensimulators vermessen. Dies hat den Vorteil, dass eine Veränderung exakt der jeweiligen Zelle zugeordnet werden kann. In Abbildung 4.38 sind die Ergebnisse bezüglich des Wirkungsgrades und des Füllfaktors aufgetragen. Es wurde wiederum das LIC- und TLS-Verfahren verglichen, da so eine möglichst große Bandbreite in Bezug auf das TLS-Verfahren abgebildet werden kann. Im Bereich des Wirkungsgrades zeigt sich, dass beide Verfahren eine Reduktion bewirken. Das LIC-Verfahren reduziert den Median-Wirkungsgrad um 0,045%, was einer relativen Änderung von -0,243% entspricht. Geringer ist die Reduktion bei dem optimierten TLS-Prozess. Dieser reduzierte den Median-Wirkungsgrad um 0,035%, was einer relativen Änderung von -0,19% entspricht. Selbstverständlich wirkte sich diese Reduktion auch auf den Füllfaktor aus. Der Median-Füllfaktor reduziert sich durch das LIC-Verfahren um 0,7% und durch den TLS-Prozess um 0,465%. Zur Einordnung dieser Ergebnisse kann die Literatur bemüht werden. Vorausgegangene Studien zeigen eine relative Reduktion des Wirkungsgrades um 1,2% bei der Verwendung des Laserritzens mit mechanischem Brechen. [EKZ⁺15] Dieser einfache Vergleich bescheinigt den thermomechanischen Trennverfahren und insbesondere dem TLS-Verfahren eine gute Qualität. Eine genauere Analyse der Kennlinien zeigt, dass die geringe Verschlechterung des Wirkungsgrades hauptsächlich auf einen Anstieges des Serienwiderstands zurückzuführen ist. So stieg dieser trotz der Flächennormierung im Meidan von $0,51 \Omega \text{ cm}^2$ auf $0,575 \Omega \text{ cm}^2$ bei der Vereinzelung mittels LIC und von $0,505 \Omega \text{ cm}^2$ auf $0,63 \Omega \text{ cm}^2$ bei der Vereinzelung mittels TLS. Dieser Anstieg konnte allerdings insbesondere bei der TLS-Technologie durch einen erhöhten Parallelwiderstand kompensiert werden. Im Median ist dieser von $6\,795 \Omega \text{ cm}^2$ auf $21\,770 \Omega \text{ cm}^2$ bei der Verwendung von TLS und $8\,400 \Omega \text{ cm}^2$ bei der der Verwendung von LIC angestiegen. Der Anstieg des Parallelwiderstandes verdeutlicht wiederum die gute Kantenqualität des Trennverfahrens.

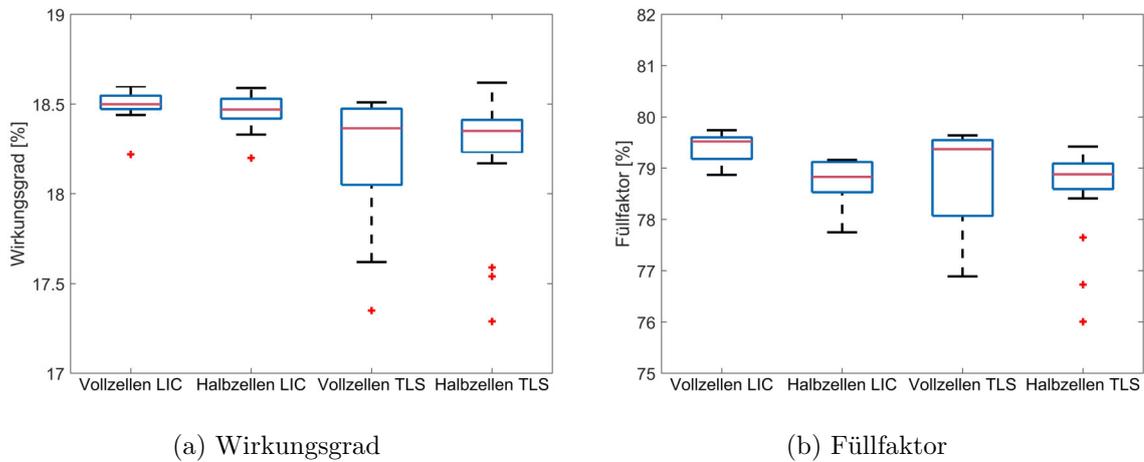


Abbildung 4.38: Wirkungsgrad und Füllfaktor vor und nach der Bearbeitung mit dem jeweiligen Verfahren.

4.4 Erreichung einer Trockenkühlung

Wie in Kapitel 4.3.1 berichtet ist es möglich eine Separation ohne aktive Kühlung (LIC) zu vollziehen. Allerdings führt die verringerte Kühlung zu einem ausschweifenden Temperaturfeld, was zu erhöhten lateralen Rissabweichungen entlang der Trennfuge (vgl. 4.3.1) und an der Waferkante (vgl. 4.2.3) führt. Auf der anderen Seite ist auch die Verwendung von Kühlwasser mit Nachteilen verbunden. Da in einer Solarzellenfertigung ein stetiges Bestreben hin zu verkürzten Taktzeiten besteht, muss auch die Trocknung nach einer erfolgten Separation sehr rasch erfolgen. Die mittels Siebdruck aufgebrachten Silber-Pasten der Front- und Rückkontakte besitzen eine poröse und dadurch hydrophile Struktur, die die Trocknung erschwert. Derartige Wasserrückstände können zu Korrosionen und somit zu bekannten Degradationsmechanismen führen. [HHW⁺13][KLE⁺15] Hierauf fußt die geplante Verbesserung des LIC-Prozesses durch eine trockene Kühlung und ohne Rückgriff auf zusätzliche Medien. Es sollte daher eine Luftkühlung mit möglichst hoher Kühlleistung entwickelt werden. Anhand der Gleichung 2.23 ist bekannt, dass dies anhand eines möglichst hohen Wärmeübergangskoeffizienten, einer großen Fläche und eines möglichst großen Temperaturunterschiedes hervorgerufen werden kann. Da das Fluid bereits festgelegt und auf den verbesserten Wärmeübergang des Wassers inkl. Phasenwechsel verzichtet wird, muss ein möglichst hoher Volumenstrom gewählt werden. Dieser führt zu einer turbulenten Strömung, die wiederum einen erhöhten Wärmeübergangskoeffizient besitzt. [MBN⁺17] Hierbei besteht zudem die Schwierigkeit, dass die Probe nicht durch den Staudruck selbst oder

durch ein Anheben beschädigt wird. Die zu kühlende Fläche kann kaum variiert werden, da diese nur von dem Laserprofil beeinflusst werden kann und dieses nicht zu weit defokussiert werden sollte, da so wiederum die Zone der möglichen Rissentstehung vergrößert wird. Der Temperaturunterschied kann durch die Verwendung eines Wirbelrohrs erhöht werden. Das Wirbelrohr führt zu einer zentrifugalen Separation der kälteren von den wärmeren Luftmolekülen und kann so das Kühlmedium um 20 K bis 40 K zusätzlich abkühlen. Diese Abkühlung entspricht einer Erhöhung der maximalen Kühlleistung um ca. 8%. Allerdings gilt es zu beachten, dass hierdurch insbesondere die Kühlung nahe der Raumtemperatur verbessert werden kann, da nach wie vor ein nennenswerter Temperaturunterschied vorliegt. Die nachfolgende Abbildung 4.39 zeigt die Wasser-Luft-Aerosolkühlung auf der linken und die Trockenkühlung auf der rechten Seite. Die Prozessrichtung ist von links nach rechts dargestellt.

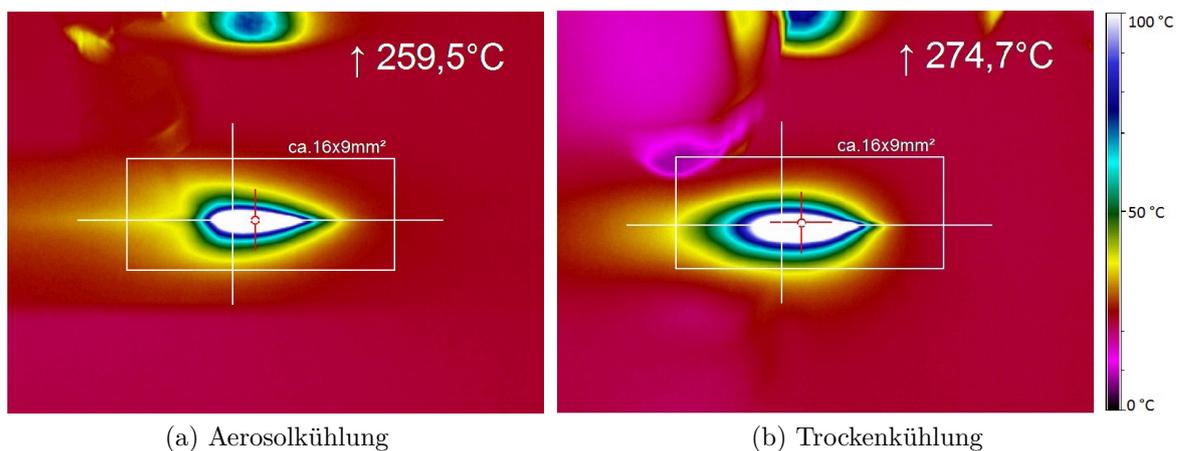


Abbildung 4.39: Thermografieaufnahme ($\epsilon = 1$) der Wasser-Luft-Aerosolkühlung des TLS-Prozesses links und der optimierten Trockenkühlung rechts. Prozessrichtung v. l. n. r.

Die vorgestellte Anordnung wurde mit einem Primärvolumenstrom von 226 l min^{-1} betrieben, wovon ca. 40% durch die Warmseite austreten und nicht die Kühldüse erreichen, was einen Sekundärvolumenstrom von ca. 136 l min^{-1} bei einem Kühldüsenumdiameter von 5 mm entspricht. Der Kühldüsenabstand in NY-Richtung wurde so nah wie möglich gewählt, sodass der Laserstrahl diese gerade nicht beschädigt. Die Kühldüsenhöhe wurde anhand der Thermografie ausgelotet, sodass in einer Höhe von ca. 5 mm die stärkste Kühlleistung beobachtet werden konnte. Der Abgleich der Thermografieaufnahmen mit den vorhandenen Simulationsdaten lässt auf einen Wärmeübergang von ca. $5 \text{ kW m}^{-2} \text{ K}$ schließen. Da das Austrittsmedium kälter als die Umgebungsluft

ist, konnte diese Abschätzung mittels eines thermischen Leistungsmesskopfes bestätigt werden. Die Kühlleistung der Trockenkühlung beträgt damit $1/4$ bis $1/3$ der Aerosolkühlung.

Nach der Fertigstellung dieser Versuchsanordnung konnte diese an polykristallinen PERC-Solarzellen getestet werden. Insgesamt wurden 5 Solarzellen halbiert, die eine maximale Medienabweichung von $120\ \mu\text{m}$ zeigten. Damit liegen diese erheblich unter denen des LIC-Prozesses. Die lateralen Rissabweichung an der Waferkante waren vergleichbar, da bei dem bestehenden Versuchsaufbau nicht mit einer Abschattung gearbeitet werden konnte. Sie betrugen, wie auch zu Beginn der Aerosolkühlung, teils mehr als $1\ \text{mm}$.

4.5 Konzentrazorzellen

Neben den klassischen kristallinen Silizium-Solarzellen wurde das TLS-Verfahren auch an Konzentrazorzellen mit einem dreifachen Übergang, so genannten Trippelzellen, evaluiert. Als Probenmaterial standen zweierlei Waferdesigns zur Verfügung. Sämtliche Solarzellen bestanden aus einem wenige μm dicken Schichtstapel, bestehend aus Galliumindiumphosphid (GaInP), gefolgt von Galliumarsenid (GaAs) auf einer Germanium-Basis (Ge). Die erste Charge Solarzellen besitzt eine Kantenlänge von $25\ \text{mm}$ und eine $1\ \text{mm}$ breite Trennfuge. Die zweite Charge besitzt eine Kantenlänge von $10\ \text{mm}$ und einen Trennfugenabstand von $0,2\ \text{mm}$. Zudem unterscheiden sich die Proben dahingehend, ob eine wenige μm tiefe Isolationsätzung vorgenommen wurde oder nicht. Da das TLS-Verfahren besonders schädigungsarm ist, bestand die Forschungshypothese darin zu überprüfen, ob das Verfahren eine derartige Ätzung obsolet werden lässt. Ausgewertet wurden die einzelnen Solarzellen mittels der Bestimmung der Strom-Spannungskennlinie. Jene Zellen, die eine Fläche von $1\ \text{cm}^2$ besitzen, mussten nicht normiert werden. Bei den größeren Zellen wurde die Stromstärke auf eine Stromdichte normiert. Nachfolgend werden die jeweiligen Kennlinien dargestellt. Sofern eine Isolationsätzung ausgeführt wurde, konnten die jeweiligen Zellen doppelt, d. h. vor und nach der Separation vermessen werden. Als Parameter wurden die optimierten Si-Parameter anhand von blanken Ge -Scheiben übertragen. Hierbei wurde insbesondere die Laserleistung aufgrund der gesteigerten Absorption reduziert, sodass auch auf Germanium gute Trennergebnisse erzielt werden konnten. Abbildung 4.40 zeigt jene Zellen, mit einer Kantenlänge von $25\ \text{mm}$ und einem Trennfugenabstand von $1\ \text{mm}$, vor und nach der Vereinzelung. Als Bearbeitungsverfahren wurde ein $200\ \mu\text{m}$ lange Rissinitiierung mit

anschließendem TLS gewählt. Abbildung 4.41 zeigt die gleichen Zellen und die gleiche Bearbeitung. Allerdings wurde hierbei die Rissinitiierung, zur besseren Rissführung, über die gesamte Trennfugenlänge ausgeführt.

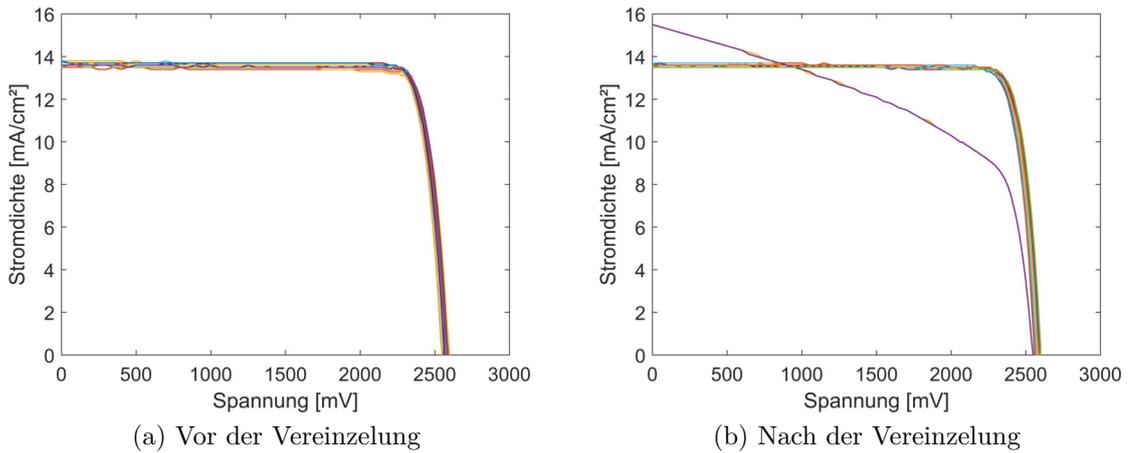


Abbildung 4.40: Konzentratortrippelzellen inkl. Mesaätzung vor und nach der Vereinzelung via TLS mit initialen Anritz und 1 mm Trennfugenbreite.

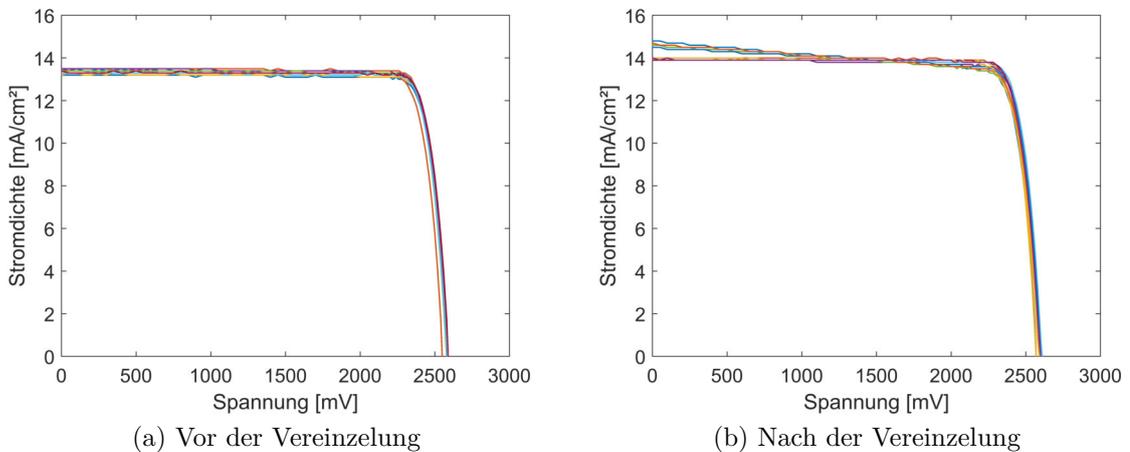


Abbildung 4.41: Konzentratortrippelzellen inkl. Mesaätzung vor und nach der Vereinzelung via TLS mit kontinuierlichen Anritz und 1 mm Trennfugenbreite.

Die vier Diagramme zeigen, dass die Vereinzelung mittels TLS funktioniert. Betrachtet man die Abbildung 4.40 genauer, so ist die überwältigende Mehrzahl der Kennlinien unverändert, was dem gewünschten Ergebnis entspricht. Es zeigte sich somit kein messbarer Unterschied, mit der Ausnahme, dass eine Solarzelle gänzlich zerstört wurde. Betrachtet man hingegen Abbildung 4.41 so zeigt sich ein anderes Bild. Bei einer Vielzahl von Solarzellen ist der Kurzschlussstrom erhöht und die Stromstärke in der Nähe des MPP erheblich reduziert. Ein derartiger Kennlinienverlauf deutet auf einen reduzierten Parallelwiderstand hin. Vier der 13 untersuchten Proben zeigten ein derartiges Verhalten. Da diese Proben mittels eines kontinuierlichem Anritz bearbeitet wurden, liegt der Schluss nahe, dass dieser die Solarzellen beschädigt. Aus diesem Grunde wurden nachfolgend Zellen mit einem geringeren Trennfugenabstand untersucht. Zudem wurde das Trennschleifen als Referenzprozess in die Untersuchung aufgenommen.

In einem ersten Schritt wurden drei Wafer mit den unterschiedlichen Verfahren (Trennschleifen, TLS mit Rissinitiierung und TLS mit kontinuierlichen Anritz) getrennt. Dabei kamen jene Wafer zum Einsatz, auf denen Solarzellen mit einer Kantenlänge von 10 mm prozessiert waren. Zudem betrug die Trennfuge 0,2 mm, welche zuvor einer Isolationsätzung unterzogen wurde. Die nachfolgenden Abbildungen (4.42 bis 4.44) zeigen jeweils die Ergebnisse vor der Trennung links und nach der Trennung rechts. Die Reihenfolge der Verfahren entspricht hierbei der vorausgegangenen Aufzählung.

Betrachtet man die Ergebnisse des Trennschleifens in Abbildung 4.42 so erkennt man, dass das Verfahren eine geringe Beeinträchtigung besitzt. Lediglich zwei der 24 getesteten Zellen wichen von den zuvor bestimmten Kennlinien ab. Dies bescheinigt dem Status quo, bestehend aus Isolationsätzung und anschließendem Trennschleifen, eine hohe Qualität.

Betrachtet man hingegen das TLS-Verfahren inkl. initialen Anritz (Abbildung 4.43), so wird eine erhöhte Ausfallquote deutlich. Acht der 20 untersuchten Proben zeigen eine starke Abweichungen von der zuvor gemessenen Kennlinie. Klammert man diese 8 Zellen aus, so sind aber dennoch Zellen mit gleichbleibend guter Qualität auffindbar. Ein anderes Bild ergibt sich bei der Verwendung eines kontinuierlichem Anritz über die gesamte Trennfuge (Abbildung 4.44). Hierbei werden die Zellen derartig geschädigt, dass keine der 19 getesteten Zellen ein brauchbares Verhalten zeigte. Ein verlängerter Anritz trägt somit dazu bei die Zellen zu schädigen.

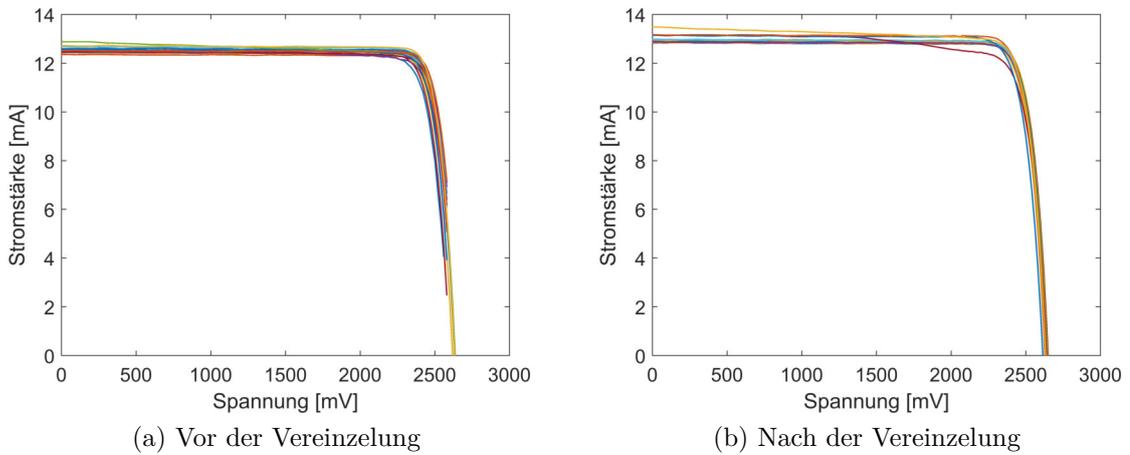


Abbildung 4.42: Konzentratortrippelzellen inkl. Mesaätzung vor und nach der Vereinzelung via Wafersäge.

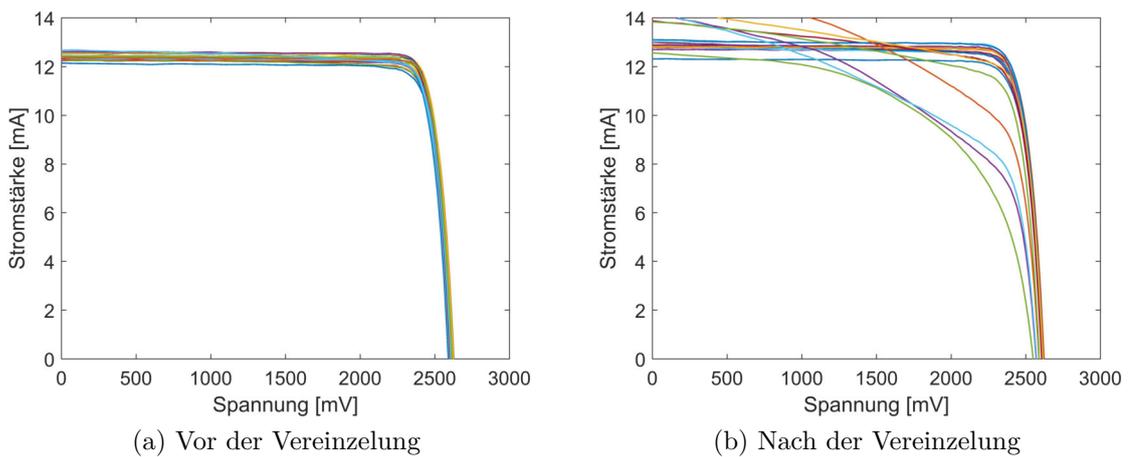


Abbildung 4.43: Konzentratortrippelzellen inkl. Mesaätzung vor und nach der Vereinzelung via TLS mit initialen Anritz.

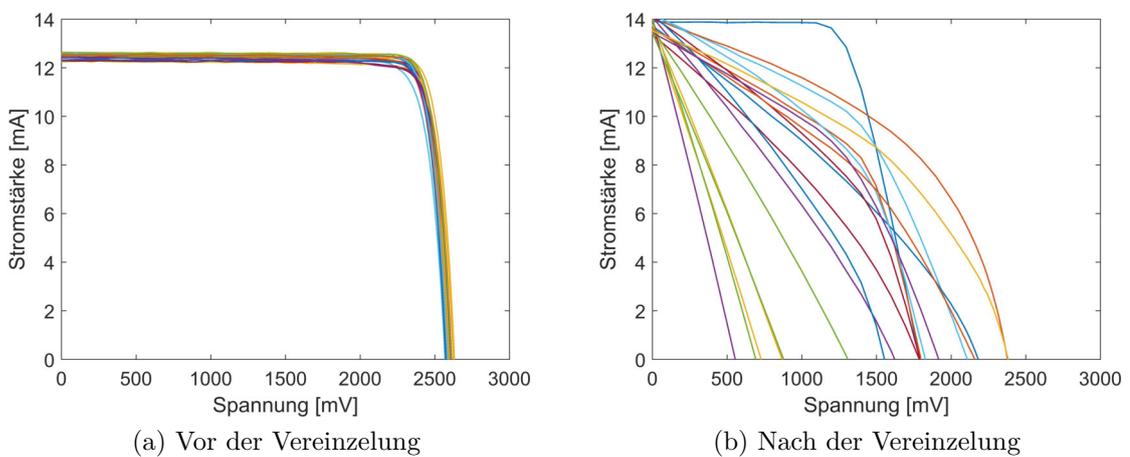


Abbildung 4.44: Konzentratortrippelzellen inkl. Mesaätzung vor und nach der Vereinzelung via TLS mit kontinuierlichen Anritz.

Als letztes wurden die gleichen Wafer nochmals und mit den gleichen Verfahren bearbeitet. Hierbei wurde allerdings auf die Isolationsätzung verzichtet, da so die geplante Ersetzung dieses Prozessschrittes überprüft werden kann. Abbildung 4.45 zeigt gebündelt die vermessenen Solarzellen nach der Separation. Eine vorhergehende Messung war aufgrund der fehlenden Ätzung nicht möglich. Sehr überraschend ist das Ergebnis des Trennschleifens, da dessen negativer Einfluss vergleichsweise gering ausgefallen ist. Das TLS-Verfahren inkl des initialen Anritz zerstörte, mit der Ausnahme einer Zelle, sämtliche Solarzellen. Dennoch beweist dieses eine Solarzelle die prinzipielle Möglichkeit der Isolation. Bei der Verwendung eines kontinuierlichen Anritz ist die Zerstörung derartig groß, sodass sogar die Leerlaufspannung stark abgesunken ist. Es kann festgehalten werden, dass sich geringe Trennfugenbreiten und eine erhöhte Laserablation negativ auf das Ergebnis auswirken. Zudem kann eine Isolation mittels TLS funktionieren, falls auf eine Laserablation verzichtet werden kann.

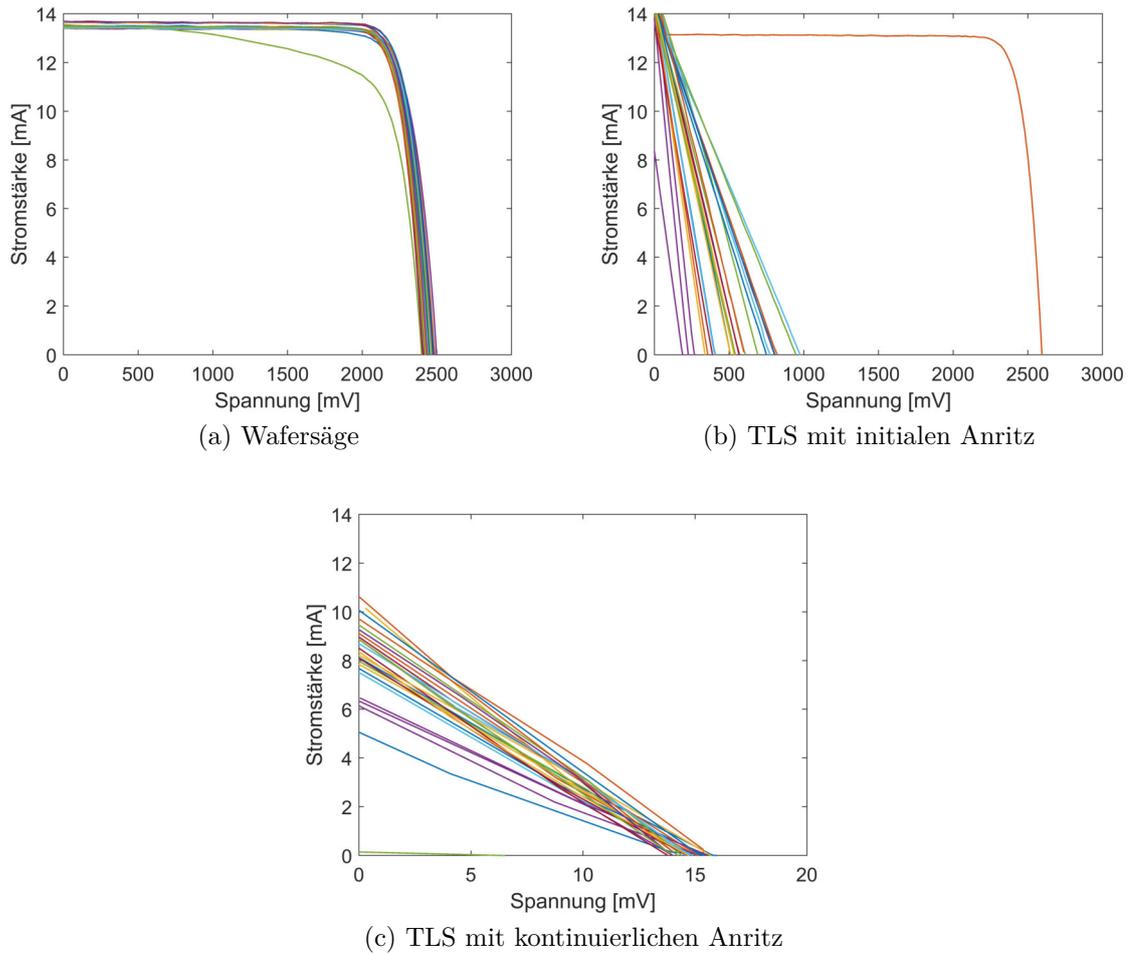


Abbildung 4.45: Konzentratortrippelzellen ohne Mesaätzung nach der Vereinzelung mittels der verschiedenen Trennverfahren.

4.6 Minimale Bauteilgröße und optimale Solarzellengröße

Wie in Abbildung 4.4 bereits zu erkennen war, besitzt das TLS-Verfahren ein Limit bezüglich schmaler Abmessungen. Experimente zeigten, dass unterhalb einer Kantenlänge von 2 mm eine Separierung nicht mehr zuverlässig möglich ist. Dies gilt allerdings nur, wenn die gesamte Probe eine Breite von 2 mm besitzt. Wenn es das Ziel ist kleinere “Dies” aus einem erheblich größeren Wafer zu trennen, so ist die Wärmeleitung aufgrund des „Nullspalts“ nicht gänzlich gestört und eine Separation bis zu 500 μm möglich. Die geschilderten Versuche entstanden mit Hilfe von polierten SI 200 μm Cz (100) Wafer. Ausgangspunkt waren die optimierten Silizium-Parameter, welche insbesondere durch ein Abändern der Leistung auf kleinere Geometrien angepasst wurden. Die beschriebenen Ergebnisse lassen ein Limit, insbesondere bei sehr kleinen elektronischen Bauelementen erkennen. Es stellte sich aber zudem die Frage, ob diese Art der Dimensionen eine Relevanz für die Solarindustrie besitzt. Gefühlsmäßig wäre dies sofort zu verneinen. Es ist aber zudem von großem Interesse, in welchen Dimensionen die technisch optimale Solarzellengröße liegt. Aus diesem Grund wurden verschiedene Moduldesigns mit Hilfe der Schaltkreissimulationssoftware LTSpice simuliert. Hierfür wurden Einzelzellenmodule sukzessive virtuell separiert, in Serie geschaltet und simuliert, sodass ein Verlauf des Modulwirkungsgrades von 1×1 Zellen bis $16 \times 1/16$ Zellen aufgetragen werden konnte. Die Ergebnisse dieser Simulation sind in Abbildung 4.46 dargestellt. Damit die verschiedenen Zellwirkungsgrade repräsentiert sind, wurden zweierlei Photostromdichten gewählt. Die übrigen Parameter können Tabelle 4.5 entnommen werden und wurden an eine vorausgegangene Arbeit [GSP⁺13] angelehnt. Die in diesem Abschnitt gezeigten Ergebnisse wurden zudem veröffentlicht.[RFB17] Bezüglich der Tabelle 4.5 ist zu beachten, dass der Serienwiderstand der Summe aus dem Zellwiderstand R_C und dem Tabdrahtwiderstand R_R entspricht, welche sich je nach Zelldimension und Tabdrahtlänge ändern.

Tabelle 4.5: Parameter der Modulschaltkreissimulation

$A_{\text{teilstelle}}$ cm^2	J_{PH} mA cm^{-2}	J_0 pA cm^{-2}	R_{SH} $\text{k}\Omega \text{cm}^2$	R_C Ωcm^2	R_R $\text{m}\Omega \text{m}^{-1}$	n_{ideal} -
243.36	35 42	2	10	0.6	12.79	1.02

Betrachtet man nun den Verlauf des Wirkungsgrades in Abbildung 4.46 genauer, so erkennt man einen starken Anstieg des Wirkungsgrades, insbesondere von Voll- auf Halbzellen. Dieser Anstieg klingt jedoch rasch ab, sodass bei $J_{PH} = 35 \text{ mA cm}^{-2}$ der Übergang von 1/5-Zellen auf 1/6-Zellen nur eine Verbesserung von unter 0,01% bewirkt. Bei etwas leistungsfähigeren Zellen ist dieser geringe Zugewinn ab 1/6-Zellen erreicht. Es gilt allerdings zu beachten, dass diese Daten nur auf einer Schaltkreissimulation bezüglich der in Tabelle 4.5 angenommenen Daten beruhen. Hierbei wurden die Abstandflächen zwischen den Zellen sowie die Rückreflexion der Zellunterlage (engl. Backsheet) noch nicht berücksichtigt. Diese Effekte sollen nun sukzessive dem Modell hinzugefügt werden.

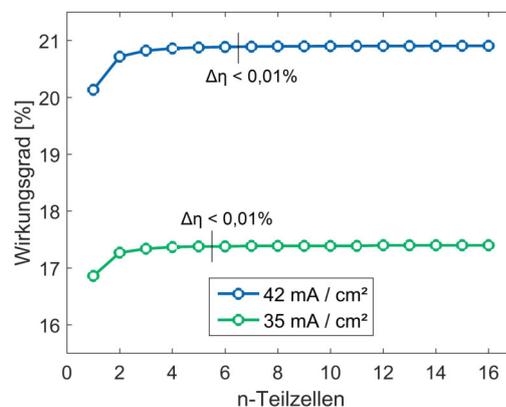


Abbildung 4.46: Wirkungsgrad bei der Erhöhung der Anzahl an n-Teilzellen für zwei verschiedene Photostromdichten.

Wie bereits erwähnt, bedarf es einer bestimmten Abstandsfläche zwischen den (Teil-) Zellen innerhalb des Moduls. Da diese Abstandsflächen jedoch nicht photoaktiv sind, müssen die errechneten Wirkungsgrade um diese Flächen „bereinigt“ werden, um den Modulwirkungsgrad zu erhalten. In Abbildung 4.47 kann der Wirkungsgradverlauf unter der Berücksichtigung der Abstandsflächen eingesehen werden. Die Simulation berücksichtigt hierbei wiederum die beiden Photostromdichten und verschiedene Abstandsflächen. Es ist bemerkenswert, dass sämtliche Anordnungen nun ein Optimum im Bereich der Halbzellen besitzen und das, obwohl hierbei ökonomische Gegebenheiten nicht berücksichtigt wurden. Die Wirkungsgradreduktion durch die Abstandsflächen stellt hierbei allerdings eine Übertreibung dar, da eine Reflexion an der Unterlage und eine anschließende Rückreflexion an dem Deckglas vernachlässigt wird.

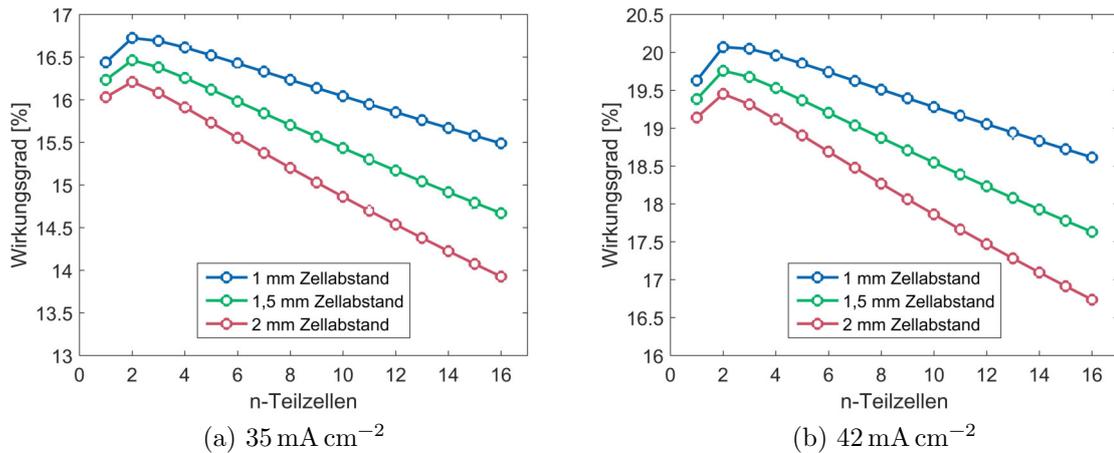


Abbildung 4.47: Wirkungsgrad bei der Erhöhung der Anzahl an n-Teilzellen für zwei verschiedene Photostromdichten inkl. der Berücksichtigung des Zellabstandes.

Um diesen Effekt zusätzlich in das Modell aufzunehmen, muss eine dritte Anpassung erfolgen. Hierfür sind einige Vereinfachungen notwendig. Diese lauten wie folgt: 1) die Unterlage und die Zellen befinden sich auf der selben Ebene. 2) Die Verkapselung und das Glas besitzen den gleichen Brechungsindex. 3) Die Unterlage ist ein idealer Lambert'scher-Reflektor mit einer Reflektivität von 80% und das am Deckglas reflektiertes Licht trifft stets auf die aktive Zellfläche. Mittels dieser Annahmen kann jene Intensität, die die Zellunterlage trifft, als Lambert'scher-Reflektor zu 80% fortgepflanzt und mittels der Fresnel'schen-Formeln winkelabhängig am Deckglas im Abstand von 4 mm, zurück reflektiert werden. Die Annahme der 80% stammt hierbei aus: [PAVS14]. Diese reflektierte Intensität kann dann mit dem Zellwirkungsgrad verrechnet und die zusätzliche Ausbeute zu jener in Abbildung 4.47 addiert werden. Abbildung 4.48 zeigt die Ergebnisse dieser Erhebung. Es ist zu erkennen, dass sämtliche Einstellungen der Grafik 4.47a ein Optimum im Bereich der Halbzellen besitzen. Lediglich die Verwendung von 1/3-Zellen unter einem sehr geringen Zellabstand ermöglicht eine gleichbleibende Effizienz, was den Mehraufwand selbstverständlich nicht rechtfertigen würde. Ähnliches zeigt sich auch in Abbildung 4.47b. Effizientere Zellen können im größeren Maße von der Verkleinerung der Zellen und der Serienschaltung profitieren. Dennoch erreichen die 1/3-Zellen inkl. eines sehr geringen Zellabstandes nur eine Verbesserung von 0,02% im Vergleich zu den Halbzellen. Zudem ist ein Abstand von 1 mm sehr ungewöhnlich, da hierdurch die Kanten der Solarzellen aufgrund

der Tabdrähte stark beansprucht werden. Es kann somit festgehalten werden, dass das Optimum im Bereich der Halbzellen liegt. Ein anderes Bild ergibt sich bei der Verwendung von gestapelten Solarmodulen (engl. shingle modules). Hierbei werden die Teilzellen wie Dachziegel übereinander geschichtet, sodass keine Abstandsflächen zwischen den Teilzellen entstehen. In solch einer Situation ist wiederum die Abbildung 4.46 gültig und eine sinnvolle Zellgröße im Bereich der 1/5 bis 1/6-Zellen zu finden.

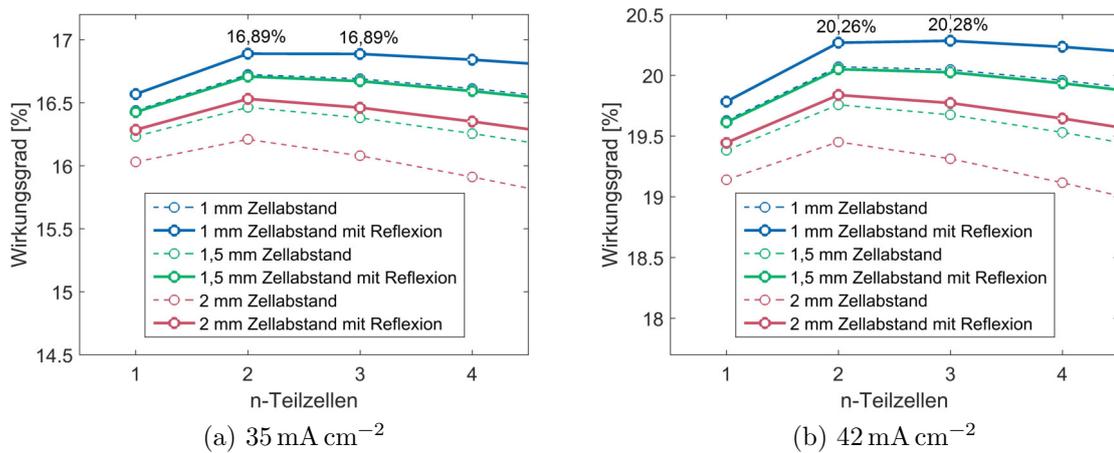


Abbildung 4.48: Wirkungsgrad bei der Erhöhung der Anzahl an n-Teilzellen für zwei verschiedene Photostromdichten inkl. der Berücksichtigung des Zellabstandes und der Reflexion an der Unterlage.

5 Diskussion

5.1 Limits des TLS Prozesses

Da sich Vor- und Nachteile häufig durch die Wahl eines anderen Optimierungskriteriums gegenseitig ersetzen, ist es das Ziel dieses Kapitels die Limitierungen des TLS-Prozesses auszuarbeiten. Ein besonderes Augenmerk liegt hierbei auf den beschriebenen Ergebnissen. Die Abwägung und intensive Diskussion dieser Limits resultiert in einer Empfehlung bezüglich der optimalen Anwendung des Prozesses.

5.1.1 Rissstart

Ein optimierter TLS-Prozess besitzt einen sehr geringen Nutzen, wenn der Rissstart nicht robust und wiederholgenau ist. Als Rissstart wird eine künstlich erzeugte Kristallschädigung verstanden, die Mikrorisse enthält. Die Laser-Kühlanordnung ist ferner in der Lage diese Mikrorisse fortzuführen. Die in Kapitel 4.2.1 beschriebene Methode, dies mittels der Absenkung einer Diamantnadel zu vollziehen, funktioniert vergleichsweise gut. Auf der anderen Seite besitzt diese Technik zahlreiche Nachteile. Im Vergleich zu einer Laserquelle arbeitet eine Diamantnadel nicht verschleißfrei, sodass das Werkzeug ausgewechselt werden muss. Zudem kann es zu Ausbrüchen und Abplatzungen des Wafermaterials kommen. Diese Defekte sind auch der Grund, weshalb das Diamantritzen mit anschließendem Brechen nur noch in Sonderfällen eingesetzt wird und durch das Trennschleifen ersetzt ist. [Ten17] Der wohl gewichtigste Grund, dieses Verfahren nicht für den Rissstart zu verwenden, ist die verlängerte Prozesszeit. So sind für jeden Anritz Beschleunigungs- und Verzögerungsvorgänge nötig, die verglichen mit einem Laserprozess erheblich langsamer ablaufen.

Diesbezüglich soll nun die genaue Gestaltung diskutiert werden. In Kapitel 4.2.1 wurde gezeigt, dass der NIR-Laser mit einer Wellenlänge von 1064 nm und einem Fokussdurchmesser von 4,1 µm bei einer Pulslänge von 3 ns - 21 ns ab einer Pulsenergie von 10 µJ einen Rissstart zuverlässig vollzieht. Während der Massenproduktion ist es allerdings zu

erwarten, dass Waferstärken schwanken oder sich auch einzelne Maschinenkomponenten thermisch ausdehnen. Eine derartige Unsicherheit kommt einer Defokussierung gleich. Wie in Abbildung 4.9a zu sehen war, steigert eine erhöhte Pulsenergie die Prozesssicherheit erheblich. Eine elegantere Möglichkeit ist es allerdings, die Kaustik zu ändern und die Tiefenschärfe zu erhöhen. Da die bestehende Laserkaustik für das Einbringen einer Sollbruchstelle über die gesamte Waferlänge konzipiert war, wurde der Strahl aufgeweitet, damit ein möglichst kleiner Fokusbereich erzielt werden konnte. Dieser hatte es zum Ziel, die aktiven Bauelemente bei der Vereinzelung von Halbleiterchips nicht zu beschädigen. Möchte man nun nur den benötigten Rissstart für die Vereinzelung von Solarzellen einbringen, dann kann auf einen solch geringen Fokusbereich verzichtet und ein Durchmesser von ca. $30\ \mu\text{m}$ (ohne Aufweitung) akzeptiert werden. Dieser wäre mit einer Rayleighlänge von ca. $0,7\ \text{mm}$ (bei $60\ \text{mm}$ Brennweite) erheblich weniger sensitiv bezüglich etwaiger Höhenschwankungen.

Ist es allerdings das Ziel, anstelle von Solarzellen mehrere aktive Bauelemente zu separieren, so muss auch ohne konkrete Rissführung, zumindest an jeden Kreuzungspunkt der Trennfugen ein Anritz gesetzt werden. Da dieser jedoch möglichst schmal ausfallen soll, muss auch der Fokusbereich entsprechend gering gewählt werden, sodass wiederum die Tiefenschärfe reduziert ist. In solch einem Fall kann diese Sensitivität nur mittels einer fortwährenden Höhenmessung oder mittels einer gesteigerten Leistung kompensiert werden. Von der Methode, die Leistung stark zu steigern um dann auch im Falle der Defokussierung einen verlässlichen Rissstart zu erhalten, ist allerdings abzuraten. Hierbei würde im fokussierten Fall das Ausmaß der Schädigung überproportional stark ansteigen.

Nachdem nun die Gestaltung des Strahlengangs für einen wiederholgenauen Rissstart diskutiert ist, stellt sich die Frage nach der geeigneten Laserquelle. Der verwendete Faserlaser mit Pulsdauern im Nanosekundenbereich und einer Wellenlänge von $1064\ \text{nm}$ ist im Vergleich mit anderen Laserquellen verhältnismäßig günstig. Es stellt sich allerdings die Frage, wo die Limits bei der Verwendung dieser Laserquelle liegen. Der Lehrmeinung entsprechend möchte man anmerken, dass der NIR-Laser keine lineare Absorption bei Materialien mit einer größeren Bandlücke als $1,16\ \text{eV}$ erzeugen kann. Experimente zeigten aber, dass diese Laserquelle auch Anritze in GaN ($3,44\ \text{eV}$) und SiC 4H ($3,2\ \text{eV}$) erzeugen konnte. [WB08] Begründet werden kann dies mit der freien Ladungsträgerabsorption, die dann wiederum wärmeinduziert neue Ladungsträger generiert und eine Art Lawineneffekt erzeugt. [AH16] Diese Absorption ist stark von der Ladungsträgerkonzentration und somit von der Dotierung und der Temperatur abhän-

gig. Bei ladungsträgerarmen Materialien müsste dennoch, je nach Bandlücke, auf einen kurzwelligeren Laser zurückgegriffen werden. Es zeigte sich aber, dass der NIR-Laser weitreichender funktioniert, als dies zu Beginn angedacht war. Die Ausnutzung einer nichtlinearen Absorption, wie z.B. die Multi-Photonen-Absorption (MPA), ist nicht möglich, da die hierfür benötigten Leistungsdichten üblicherweise erst bei ultrakurzen Pulsen und somit im ps- oder fs-Bereich anzutreffen sind. [Bre09] Derartige Laserquellen sind für die Rissinitiierung zu kostspielig, wenngleich es den Vorteil brächte verschiedene Materialien einfacher zu bearbeiten und die Laserquelle universell einzusetzen. Die eigentliche Ausführung des Rissstarts ist schnell diskutiert, so sollte dieser so gering wie möglich und so stark und lange wie nötig ausgeführt werden. Diesbezüglich wurden die beiden Limits 50 μm Länge und eine Pulsenergie von 10 μJ bereits erwähnt. Nanosekundenpulse sind bekannt für Materialaus- und -aufwürfe, so genanntes Debris. Diese Ablagerungen können, auch wenn der Anritz nur wenige 10 μm beträgt, die verschiedenen Bauelemente beschädigen. Exemplarisch stehen hierfür die Ergebnisse in Kapitel 4.5. Hierbei haben Proben trotz einer minimalinvasiven Rissinitiierung eine Reduktion des Füllfaktors gezeigt. Vermutlich ist es bei den nicht isolierten Proben - aufgrund der Schmelzeinbildung entlang der Ritzflanken - zu einer Reduktion des Parallelwiderstandes gekommen. Jene Proben, die bereits isoliert waren konnten davon nicht beeinträchtigt worden sein, doch auch sie zeigten eine Verschlechterung. Hierfür ist das beschriebene Debris verantwortlich, welches sich an den Flanken des geätzten Grabens ablagert und hierbei wiederum zu einer Reduktion des Parallelwiderstandes führt. Untermauert werden kann dies mit den Ergebnissen der breiteren Trennfugen, die diese negativen Effekte nicht zeigten. Sinnvoll wäre es die Rissinitiierung ähnlich dem Stealth dicing mittels einer Volumenmodifikation zu vollziehen, da hierbei keinerlei Debris entstehen würde.

5.1.2 Rissverlauf

Rissabweichungen stellen einen grundlegenden Nachteil des TLS-Verfahrens dar und spielen eine besondere Rolle in dieser Arbeit. Wie ersichtlich wurde, empfiehlt es sich den Rissverlauf in jenen der Wafermitte und der Waferkante zu unterteilen. Zudem ist es ebenfalls von großem Interesse eine Rissführung künstlich d. h. mittels einer Schwächung des Materials zu erzeugen. Entsprechend dieser Aufzählung, sollen die einzelnen Phänomene und Zielsetzungen diskutiert werden.

Betrachtet man nochmals die Ergebnisse in Kapitel 4.2.4 so erkennt man, dass ins-

besondere ein kürzeres (konzentriertes) Laserprofil (4 mm Länge), mit einem Mindestmaß an Leistung (220 W), in Kombination mit einer vergleichsweise großen Luftmenge (301 min^{-1}) und Kühldüsenhöhe (5 mm), bei geringem Kühldüsenabstand (1 mm näher als die Grenzflächen) die geringsten Abweichungen aufweist. Das kurze Laserprofil mit einem geringen Kühldüsenabstand sorgt dafür, dass das Wärmefeld vergleichsweise klein bleibt und damit die mögliche Rissentstehungszone reduziert ist. So stellt sich allerdings die Frage, weshalb es nicht sinnvoll ist, die Laserspotgeometrie noch viel weiter zu verringern? Silizium verliert sein sprödebrüchiges Verhalten bei etwa 1 000 K. [Hau09] Für die kritische Spannung ist aber ein Mindestmaß an Expansion notwendig. Nimmt man nun eine lineare Expansion an, so muss die kleinere Erwärmungszone auf eine erheblich höhere Temperatur erwärmt werden, um die gleiche Expansion zu erhalten. Hierdurch kann es passieren, dass der Sprödebruch ausbleibt. Evaluiert werden kann dieser Gedanke durch die Tatsache, dass auch andere Publikationen, die sich mit dem thermisch induzierten Trennen von Silizium befassen, stets eine Defokussierung ihres Lasers wählen. [WGE⁺14] Zudem ist die Gefahr des Aufschmelzens deutlich erhöht. Auch experimentell war es nicht möglich den Fokusedurchmesser stark zu verkleinern, da hierdurch ein Bruch ausgeblieben oder eine Aufschmelzung hervorgegangen ist. Die erhöhte Kühldüsenhöhe und Luftmenge ist hingegen für eine verbesserte Kühlung verantwortlich, da es bei geringeren Höhen zu einem Rückstau kommt und hierdurch der Volumenstrom reduziert ist. Dies konnte insbesondere bei der Evaluierung der Trockenkühlung festgestellt werden. Die besondere Rolle der Kühlung kann auch mit Hilfe der asymmetrischen Schnitte untermauert werden. Verfährt die Kühlung in X-Richtung hinter dem Laserspot, so wird der Abstand erhöht und die Kühlleistung verringert. Dies hat eine direkte Auswirkung auf die Rissabweichungen (siehe 4.24a) zur Folge. Ähnliches offenbart auch die Abbildung 4.24b, je höher die Leistung und je geringer die Geschwindigkeit, desto höher ist die Temperaturentwicklung, damit die Ausbreitung des Temperaturfeldes und die mögliche Rissentstehungszone. Zusammenfassend lässt sich festhalten, dass die Kühlung maximal und die Laserleistung so gering und konzentriert wie möglich gestaltet werden sollte, um die Rissabweichungen gering zu halten. Aus diesem Grund sollte man bei dem TLS-Prozess nicht von einem laserinduzierten, sondern von einem abschreckungsinduzierten Separieren sprechen. Die Abschreckung ist jener Prozess, der zu den kritischen Spannung führt. Hierbei ist es egal, ob die Abschreckung ohne Kühlung d. h. durch Selbstabschreckung und somit beruhend auf der Wärmeleitung des Materials oder aktiv d. h. mittels erzwungener Konvektion erfolgt. Die Qualität der Separation ist allerdings maßgeblich durch die punktuell abgeführte

Wärmemenge beeinflusst, weshalb eine möglichst starke aktive Kühlung die geringsten Abweichungen zeigt. Wie in Abbildung 4.6 bereits zu erkennen war, nimmt dieser Zusammenhang mit steigender Waferdicke ab. Steigt die Waferdicke, so steigt auch die Wärmekapazität und die Wärmeleitung linear an. Die Kühlung ist allerdings nur von der Oberfläche, dem Wärmeübergangskoeffizient und dem Temperaturunterschied abhängig. Dies bedeutet, dass die Kühlleistung nahezu unverändert (nur etwas über dem Temperaturunterschied aufgrund der gesteigerten Wärmekapazität) bleibt. Es ist daher nicht verwunderlich, dass sehr dünne Wafer z.B. mit 100 μm Stärke erheblich von der Kühlung profitieren und bei vergleichsweise dicken Wafern von z.B. 700 μm ein derartiger Unterschied nicht festgestellt werden kann.

Zum Abschluss der mittleren Rissabweichungen stellt sich noch die Frage, welche Konsequenzen für den Einsatz des TLS-Verfahren hieraus entstehen. Zuerst sei festgehalten, dass stets flächenhalbierend gearbeitet werden sollte, da nur so die abweichungsfördernde asymmetrische Bearbeitung (vgl. Abbildung 4.22) ausbleiben kann. Außerdem bedürfen die zu bearbeitenden Bauelemente eine vergleichsweise große Trennfuge von mindestens 120 μm , welche sich aus der 60 μm maximalen Abweichung zu jeder Seite ergeben. Im Bereich der Solarzellenproduktion sind derartige Abweichungen leicht zu tolerieren, da selbst die Toleranzen der Rohwafer erheblich höher (1 mm) sind.[Sta16] Zudem konnte keine Verschlechterung im Bereich der Strom-Spannungskennlinie durch die Bestrahlung der aktiven Zellfläche berichtet werden. In der Halbleiterindustrie bedarf es hingegen einer entsprechenden Trennfuge oder einer zusätzlichen Rissführung, wie sie im übernächsten Absatz diskutiert wird.

Als Parameter empfiehlt es sich die Kühlung in Bezug auf die Kühlleistung zu maximieren. Hierbei ist es zu beachten die richtige Kühldüsenhöhe zu finden, sodass es nicht zu einem Rückstau auf der einen und zu einer zu großflächigen Kühlung auf der anderen Seite kommt. Die Luftmenge ist so zu gestalten, dass eine mechanische Beschädigung der Wafer gerade nicht erfolgt, da der Wärmeübergang mit dem Volumenstrom ansteigt. Die Wassermenge führt rasch zu einer Sättigung, wonach diese nicht weiter erhöht werden muss (vgl. 4.3). Hierdurch kann eine leichtere Trocknung erfolgen. Diese Kühlanordnung sollte dann nahe an den Laser herangeführt werden. Hierbei ist es sogar förderlich bis zu 25% der Laserleistung abzuschatten, da es die Abweichungen an der Waferkante reduziert (vgl. nächster Absatz). Der Strahl selbst sollte in der Breite mindestens auf 100 μm defokussiert sein und in der Länge ca. 4 mm betragen. Bezüglich der Laserleistung empfiehlt es sich diese schrittweise zu erhöhen, bis keine Verbesserung bezüglich der Abweichungen und Wiederholgenauigkeit mehr erkennbar ist.

Umfangreich widmete sich diese Arbeit den lateralen Rissabweichungen an der Waferkante. Bevor auf die eigentliche Diskussion übergeleitet wird, sei wiederum die Relevanz erwähnt. Im Bereich der Solarindustrie sind diese Abweichungen kritischer, da sie mit dem bloßen Auge innerhalb des Moduls erkannt werden können. Zudem können bei großer Ausprägungsstärke Leiterbahnen, die so genannten Finger, zerstört werden. Im Bereich der Halbleiterindustrie, sprich die Separation mehrerer Bauelemente aus einem Wafer, sind diese Fehler weniger stark von Bedeutung, da sie an der Waferkante auftreten und hierbei ohnehin die Mehrzahl der Elemente nicht funktioniert und diese durch die so genannte “edge exclusion” systematisch ausgeschlossen werden. Dieser Fehler konnte allerdings auch an Kreuzungspunkten beobachtet werden, wenn die senkrecht zur Schnittrichtung verlaufende Trennfuge bereits separiert war.

Das Kapitel 4.2.3 hatte es zum Ziel die Ursachen der lateralen Rissabweichungen an der Waferkante aufzuspüren und geeignete Lösungsansätze zu identifizieren. Die Abbildung 4.12b offenbarte hierbei, dass es bei der Bearbeitung nahe der Waferkante zu einem Stoppen des Risswachstums kommt und die eigentliche Separation mechanisch entlang der kristallographischen Vorzugsrichtung erfolgt. Mit Hilfe einer FEM Simulation wurde festgestellt, dass ein Wärmestau an der Waferkante entsteht und dieser, den für die kritische Spannung verantwortlichen Temperaturgradienten noch vor der Waferkante, im Abstand d zum Erliegen bringt (vgl. Abbildung 4.13 und 4.5). Durch weitere Simulationsläufe wurde dieser Abstand mit den verschiedenen Parametern simuliert und ferner experimentell überprüft (vgl. Abbildung 4.14 ff.)

Anhand der Ergebnisse können die folgenden Schlüsse gezogen werden.

1. Eine starke Kühlleistung reduziert die Abweichung. Dieser Sachverhalt ist leicht zu verstehen, da wie bereits erwähnt, der Wärmestau an der Waferkante für das Ausbleiben des Risswachstums verantwortlich ist. In Abbildung 4.14 ist die gleiche Parametervariation mit einem Wärmeübergangskoeffizienten von $22 \text{ kW m}^{-2} \text{ K}^{-1}$ links und mit $5 \text{ kW m}^{-2} \text{ K}^{-1}$ rechts aufgetragen. Es zeigt sich, dass jede einzelne Einstellung von der stärkeren Kühlung profitiert und der Abstand d reduziert ist.
2. Ein konzentriertes Laserprofil reduziert Abweichungen. Betrachtet man wiederum die Abbildung 4.14 so fällt auf, dass sowohl bei der starken als auch bei der reduzierten Kühlung die Simulationen 3 und 7 den geringsten Abstand zeigen. Aus Tabelle 4.3 kann eingesehen werden, dass diese beiden Simulationen die geringste Ellipsenlänge und -breite besitzen. Wie auch bei den Abweichungen in der Wafermitte bereits diskutiert, können die Abmessungen nicht beliebig weit reduziert werden.

3. Ein geringer Kühldüsenabstand d_{Ny} reduziert die lateralen Rissabweichungen. Dieser Effekt wurde ebenfalls bereits zuvor diskutiert. Ein geringer Kühldüsenabstand sorgt für ein kleineres Temperaturprofil und so für eine kleinere Rissentstehungszone. Im Bereich der Abweichungen an der Waferkante kommt hinzu, dass bei einem größeren Kühldüsenabstand eine geringere Wärmemenge abgeführt wird und diese dann an der Waferkante akkumuliert wird. Zudem ist die Zone der Rissentstehung etwas nach hinten versetzt und somit auch die Risspitze während des Stoppens des Risswachstums.

4. Eine Abschattung des Laserprofils in der Nähe der Kühldüse reduziert die Abweichungen erheblich. Die Abschattung führt dazu, dass das Laserprofil schlagartig abfällt. Dies hat zur Folge, dass der Temperaturgradient erheblich gesteigert ist, da das langsame Abklingen des Laserprofils ausbleibt und den Kühlungsprozess nicht beeinträchtigt. Hierdurch ist der Wärmestau an der Waferkante reduziert und die Kühlung kann diesen zudem besser verdrängen. Allerdings zeigt sich auch, dass der negative Randeffect nicht gänzlich ausgeschlossen werden kann. Da das wirkliche Experiment weniger trennscharf im Vergleich zu der Simulation ist, ergibt sich zudem eine vergleichsweise große Diskrepanz zwischen der Simulation und dem Experiment. Betrachtet man jedoch die Tendenz, so ist diese stimmig.

Die Leistung einer Laserquelle bestimmt maßgeblich deren Preis. Es ist somit nicht erstrebenswert ca. 25% dieser Leistung durch Abschattung zu vergeuden. Abhilfe könnte die Verwendung einer Top-Hat-Strahlformung schaffen. Ein Strahlprofil nach dem Top-Hat-Design kann anhand der Supergaußfunktion mathematisch beschrieben werden. Hierbei wird der 2D-Gaußverteilung ein Exponent hinzugefügt. Mit steigendem Exponent nähert sich diese Verteilung einem Zylinder an. Um zu erkunden ob sich eine derartige Strahlformung positiv auf den Prozess auswirkt und wenn ja, welche Qualität hierfür nötig ist, wurde der Exponent schrittweise erhöht und auf das bekannte Simulationsprogramm angewendet. Ferner wurde dann der Abstand d ausgewertet. Der Kühldüsenabstand wurde dem $1/e^2$ -Durchmesser entsprechend verschoben, sodass keine effektive Änderung eintritt. Alle übrigen Parameter blieben unverändert und entsprachen Versuch 3 aus Tabelle 4.3. Die nachfolgende Abbildung 5.1 zeigt die Ergebnisse dieser Simulation. Auf der linken Seite sind die jeweiligen Laserprofile in Abhängigkeit des Exponenten n_{SG} aufgetragen. Die rechte Seite zeigt die Entwicklung des jeweiligen Abstandes d . Es gilt zu beachten, dass die minimale Auflösung der Simulation $50\ \mu\text{m}$ beträgt, weshalb mehrere Werte den selben Abstand d zeigen. Dennoch ist der Trend unbestritten zu erkennen und es scheint, dass eine Strahlformung dieser Art funktioniert, um die lateralen Rissabweichungen zu reduzieren. Dies ist nicht wei-

ter verwunderlich, da die bereits experimentell überprüfte Abschattung ebenfalls einer Strahlformung entspricht. Betrachtet man die Möglichkeiten asphärischer Optiken, so scheint ein Profil, welches einem $n_{SG} = 10$ entspricht, durchaus denkbar. Aufbauend auf diesen Erkenntnissen sollten zukünftige Arbeiten diese experimentell überprüfen. Es sollte außerdem überprüft werden, ob der steile Anstieg an der Laservorderseite den Prozess negativ beeinflusst. Diese schlagartige Erwärmung führt ebenfalls thermische Spannungen herbei, sodass die Gefahr besteht, dass das Risswachstum bereits vor der Laserquelle, während der Erwärmung, ausgelöst wird.

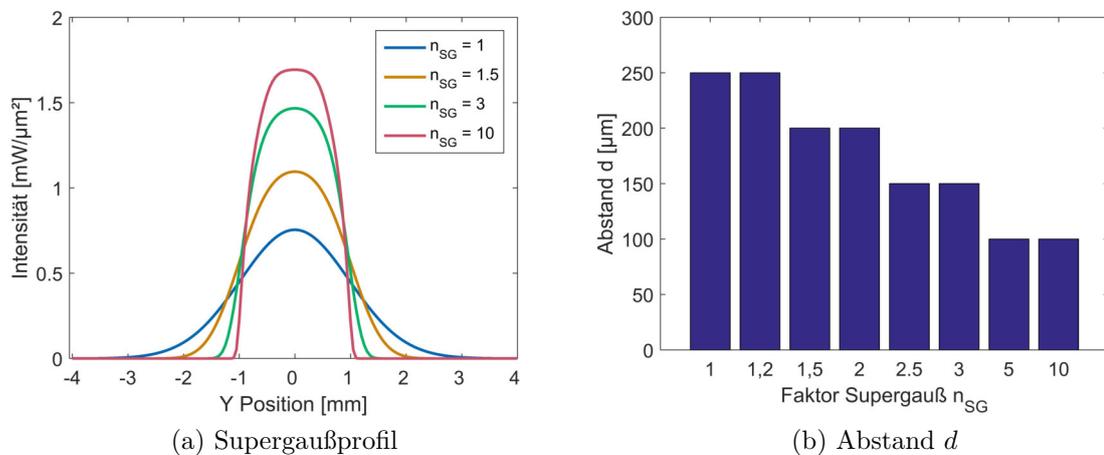


Abbildung 5.1: Simulation der verschiedenen Abstände d nach Verwendung eines Supergauß-Laserprofils.

Wie durch die vorausgegangene Diskussion zu erkennen war, können Rissabweichungen nicht gänzlich vermieden werden. Aus diesem Grunde liegt der Entschluss nahe den Prozess durch eine künstliche Rissführung zu verbessern. Hierbei sind insbesondere Sollbruchstellen gemeint, die mit Hilfe des durch das TLS-Verfahren anliegende Spannungsfeld ausgelöst werden. Diese Idee mag das Vermögen besitzen den Prozess entschieden zu verbessern, was aber mit einem starken Nachteil verbunden ist. Hierfür sei nochmals auf die Festigkeitsmessungen in Abbildung 4.37 verwiesen. Das TLS-Verfahren verfügt aufgrund des spannungsinduzierten Bruchs über eine sehr gute Kantenqualität, die in einer hohen Bruchfestigkeit der separierten Bauelemente / Solarzellen resultiert. Ist der Separation nun eine ablativ Schädigung zur Rissführung vorgelagert, so ist mit einer abnehmenden Festigkeit zu rechnen, da insbesondere die günstigere ns-Ablation die Festigkeit stark mindert. Dies kann damit begründet werden, dass hierbei Mikrorisse entstehen, die zu einem frühen Versagen des Bauteils führen. Das ist insbesondere

der Fall, wenn die Zugbelastung der Biegebeanspruchung an der geschädigten Oberfläche anliegt. Die verschiedenen Experimente zur ablativen Rissführung in Kapitel 4.2.5 zeigten, dass zumindest eine Schädigungstiefe von $1/6$ ($50\ \mu\text{m}$) der Waferdicke notwendig war, um eine verlässliche Rissführung herbeizuführen. Aus diesem Blickwinkel ist eine Verbesserung bezüglich der üblich $1/3$ -Schädigungstiefe bei der Verwendung des Laserritzens mit mechanischem Brechen zu verzeichnen.[ZKK⁺15] Da die Schädigung jedoch in der Nähe der maximalen Beanspruchung (Oberfläche) liegt, ist eine Festigkeitsverbesserung aufgrund der reduzierten Tiefe fraglich. Es bleibt somit zu klären, ob es überhaupt einen Unterschied macht, ob die Trennung mittels thermisch induzierter mechanischer Spannung oder direkt durch mechanische Spannungen (Laserritzen und mechanisches Brechen) erfolgt. Es ist nicht unwahrscheinlich, dass das Einbringen eines Lasergrabens sämtliche Festigkeitsvorteile des TLS-Verfahrens kompensiert. Damit nicht genug, wie in den Experimenten mit den Konzentrazorzellen in Kapitel 4.5 zu sehen war, beeinflusst der Materialauswurf (Debris) die verschiedenen Bauelemente negativ. Dies ist insbesondere kritisch, wenn sich metallische PCM-Strukturen (engl. process control monitoring) in der Trennfuge befinden, da durch den leitfähigen Auswurf Kurzschlüsse entstehen können. Derartige Einflüsse müssen bei der Prozessgestaltung berücksichtigt werden, so wäre es beispielsweise möglich die Sollbruchstelle auf der Rückseite zu vollziehen, da so die verschiedenen Elemente geschützt sind. Ebenfalls wäre es denkbar, wie in den Experimenten gezeigt, eine größere Trennfuge zu verwenden. Hierbei könnte aber im Umkehrschluss gänzlich auf eine Rissführung verzichtet und der große Vorteil des TLS-Prozesses voll ausgenutzt werden. Da die Oberfläche eines Wafers aber sehr kostbar ist und es nur schwer möglich sein wird eine Vergrößerung der Trennfuge durchzusetzen, sollte ein eleganterer Kompromiss angestrebt werden. So ist es die vielversprechendste Lösung die Rissführung durch das Einbringen einer in die Tiefe fokussierten Volumenmodifikation zu vollziehen. Dieses Verfahren würde einer Kombination aus stealth dicing und TLS entsprechen und besäße den Vorteil, dass keinerlei Debris auf der Oberfläche entsteht. Ja, auch bei diesem Verfahren muss die Rissführung mittels einer Festigkeitsreduktion erkaufte werden. Diese ist aber deutlich geringer als bei der oberflächlichen Laserablation (vgl. Abbildung 4.37). Zudem ist es bei dem stealth dicing üblich mehrere so genannte Layer, d. h. Schichten einzubringen, sodass die vergleichsweise ungünstige (inhomogene Spannungsverteilung) mechanische Trennung mittels der Expansion der Sägefolie (engl. Dicing tape) funktioniert. Das Einbringen dieser Schichten bedarf mehrerer Überfahrten und somit einer längeren Prozesszeit. Zudem können nicht alle Schichten in der Nähe der neutralen

Faser eingebracht werden. Das die durch das TLS-Verfahren induzierte mechanische Spannung vergleichsweise punktgenau anliegt, zeigten erste Tests. Hierbei war eine Rissführung mittels nur einer Schicht gegeben. Weiterführende Arbeiten sollten sich daher dieser Methode annehmen und derartige Rissführungen optimieren. Es sei allerdings erwähnt, dass dieses Verfahren nicht gänzlich einsetzbar ist, da es hierfür eine Transmission im Bereich der Trennfuge bedarf. Dies ist häufig aufgrund der metallischen PCM-Strukturen nicht möglich, da diese das Laserlicht oberflächennah absorbieren und somit wiederum einen Lasergraben entstehen lassen. Aus diesem Grund sollten auch ablative Rissführungen im Bereich der ultrakurzen Pulse (ps und fs) weiter untersucht werden, da diese ebenfalls eine weniger starke Festigkeitsreduktion erwarten lassen.

5.1.3 Bearbeitungsgeschwindigkeit

Wie bei nahezu jedem Fertigungsprozess stellt die maximal erreichbare Prozessgeschwindigkeit ein Limit dar, welches es ebenfalls zu diskutieren gilt. Hierfür muss der Prozess bezüglich seiner physikalischen und technischen Limitierungen betrachtet werden. Physikalisch betrachtet ist die Ausbreitungsgeschwindigkeit eines Risses nach dem Modus I durch die Ausbreitungsgeschwindigkeit der Rayleighwellen C_R limitiert. [AG00] Die Rayleighgeschwindigkeit C_R in Silizium beträgt, je nach Kristallorientierung und daher aufgrund der verschiedenen Querkontraktionszahlen, zwischen 87% und 90% der Transversalwellengeschwindigkeit und liegt damit im Bereich von $C_R = 2400 \text{ m s}^{-1}$. [GS11] [KiDCM01] Betrachtet man die Vorgänge innerhalb des Prozesses genauer, so wird durch die Abschreckung hinter der Laserquelle die kritische Spannung erreicht und ein Risswachstum ausgelöst. Der Riss beschleunigt rasch und maximal bis zur angesprochenen Geschwindigkeit. Da die Laser-Kühlordnung jedoch um Größenordnungen langsamer verfährt, verlässt die Risspitze den Bereich der maximalen Spannung. Dieser als Brandung fungierende Bereich verlangsamt das Risswachstum, bis es unterhalb der kritischen Spannungskonzentration endgültig zum Erliegen kommt. Nach weiterem Prozessfortschritt erreicht die Rissentstehungszone erneut die Risspitze und ein neues Rissinkrement samt Rastlinie entsteht. Die physikalische Betrachtung des Prozesses offenbart, dass derartige Geschwindigkeiten technisch nur schwer erreicht werden können und die Limitierungen somit technischer Natur sind. Beginnt man damit den Prozess technisch zu betrachten, so ist zu beachten, dass die Kühlung dem Laser nachgeführt werden muss. Dies bedeutet, dass eine Scanneroptik

keine Verwendung finden kann und auf ein Achssystem ausgewichen werden muss. Selbst modernste Hochgeschwindigkeitsachssysteme überschreiten eine Geschwindigkeit von 1 m s^{-1} kaum. [RWW05] Dies bedeutet, dass eine Limitierung in diesem Bereich anzutreffen ist. Abseits des Achssystems gibt es aber noch weitere Limitierungen. Die Laserleistung ist hierbei weniger kritisch, da Lasersysteme mit mehreren kW erhältlich sind und dies eher eine wirtschaftliche Fragestellung darstellt. Kritischer ist die Kühlung, da deren Kühlleistung nur spärlich gesteigert werden kann. An dieser Stelle sei jedoch angemerkt, dass der Prozess bis zu einer Geschwindigkeit von 500 mm s^{-1} ausgeführt werden konnte, was bereits erheblich oberhalb anderer Dicingverfahren liegt. Übertragen auf die PV-Industrie würde der Durchsatz, je nach Abstand zwischen den Zellen, $2,5\text{-}3 \text{ s}^{-1}$ betragen. Bei derartigen Durchsätzen wird ersichtlich, dass das Handling und die Organisation der verschiedenen Wafer tendenziell vor dem Prozess an ein kritisches Limit stößt. Somit ist es fraglich, ob der Verzicht einer aktiven Kühlung und somit die Verwendung eines Scanners, wodurch Geschwindigkeiten von bis zu 14 m s^{-1} berichtet werden und noch höhere Geschwindigkeiten denkbar sind, einen sinnvollen Vorteil darstellt, zumal das Entfernen der Kühlung stärkere Rissabweichungen verursacht. [WGE⁺14]

5.1.4 Minimale Abmessungen und Trennfugenbreiten

Die minimalen Abmessungen, welche durch das TLS-Verfahren prozessiert werden können, können im Bereich der PV vernachlässigt werden. Wie in Abbildung 4.46 zu sehen war, beläuft sich die kleinste sinnvolle Abmessung auf $1/6 \times 156 \text{ mm} = 26 \text{ mm}$, bei der Verwendung von geschindelten Solarmodulen. Im konventionellen Modulbau (Abbildung 4.48), wobei die Halbzelle das Optimum darstellt, ist die Abmessung mit 78 mm nochmals erheblich größer und somit unkritisch. Vergleicht man diese Abmessungen mit jenen aus der Simulation in Abbildung 4.4 so erkennt man, dass hierbei der Prozess stabil und keine Beeinträchtigung zu erwarten ist. Abseits der Halbzelle sollte dennoch auf eine flächenhalbierende Bearbeitung geachtet werden, da wie in Abbildung 4.22 zu sehen war, auch Asymmetrien von einigen 10 mm die Abweichungen vergrößern.

Eine komplett unterschiedliche Situation ergibt sich im Bereich der Mikroelektronik. Der TLS-Prozess stößt bei etwa 2 mm Kantenlänge an ein technisches Limit, da hierdurch die Wärmeleitung gestört ist, sich die Prozesswärme ansammelt und der benötigte Temperaturgradient nicht mehr entsteht (vgl. Abbildung 4.4). So wird der gesamte Chip nahezu homogen erwärmt und ferner abgekühlt ohne die Entstehung einer kri-

tischen Spannung. In Experimenten konnten einzelne Streifen (nur eindimensional) bis hinunter zu 500 μm verwirklicht werden, da die benachbarten Streifen trotz der Trennung Wärme abführten und ein Wärmestau in Längsrichtung ausgeblieben ist. Ist auch eine Quertrennung von Bedeutung, so stellen Chipgrößen unterhalb von 2 mm ein erhebliches Problem dar und gelten derzeit als technisches Limit des TLS-Prozesses. Zukünftige Arbeiten sollten daher das Miniaturisieren weiter forcieren und nach Lösungsansätzen suchen. Es wäre beispielsweise denkbar den Wafer mit einer radialen Kraft zu beaufschlagen, sodass die Chips weiterhin thermisch kontaktiert bleiben und der Prozess auch bei kleineren Chips als statisch zu betrachten ist.

Bezüglich der minimalen Trennfugenbreiten ergibt sich, wie in der Rubrik Rissverlauf schon diskutiert, folgender Sachverhalt. Wird eine Trennfuge von ca. 120 μm akzeptiert, so kann das TLS-Verfahren mit den vollen Festigkeitsvorteilen angewendet werden. Ist eine künstliche Rissführung nötig so verkleinert sich die Trennfuge auf ca. 20-30 μm inkl. der entsprechenden Festigkeitsreduktion. Eine Rissführung nach der in die Tiefe fokussierten Volumenmodifikation lässt den besten Kompromiss erwarten.

5.1.5 Andere Halbleitermaterialien

Die möglichst universelle Einsetzbarkeit des TLS-Verfahrens stellt eine weitere Anforderung an das Verfahren dar. Damit thermisch induzierte mechanische Spannung innerhalb des Materials induziert und ein Rissfortschritt gelingen kann, bedarf es einer ausreichenden Absorption und einem sprödebrüchigen Werkstoffverhalten. Letztere Eigenschaft ist bei allen wichtigen Halbleitern gegeben, „so zeigen Halbleiter und Keramiken allenfalls bei hohen Temperaturen eine Plastizität.“ [Sch13] Die Frage nach der ausreichenden Absorption ist etwas differenzierter zu betrachten. Da die Photonenenergie der Laserquelle mit 1,17 eV über der Bandlücke von Germanium (Ge) und Silizium (Si) liegt, kommt es zu einer Interbandabsorption und der benötigte Wärmeeintrag ist problemlos möglich. Eine derartige Absorption ist bei Halbleitern mit einer höherenergetischen Bandlücke nicht mehr möglich und es muss auf die freie Ladungsträgerabsorption zurückgegriffen werden, da für eine nichtlineare Absorption die Leistungsdichte des CW-Lasers abermals zu niedrig ist.[Bre09] Für Halbleiter mit großer Bandlücke wie z.B. Galliumnitrid (GaN) und Siliziumkarbid (SiC 4H) ist die freie Ladungsträgerabsorption ausreichend und es konnten Separationen mittels der TLS-Technologie vollzogen werden. Genaue Angaben zur Dotierung waren hierbei leider unbekannt. Problematischer ist der Sachverhalt bei der Separation von Galliumarsenid (GaAs). GaAs besitzt

als direkter Halbleiter eine stark ausgeprägte Absorptionskante im Bereich von 855 nm. [ST08] Die Lage dieser Absorptionskante ist stark von der Dotierung und der Temperatur abhängig. [SW59] Eine Erhöhung dieser Komponenten führt zu einer Verschiebung hin zu niedrigeren Photonenenergien. Bei der Anwendung des TLS-Verfahrens wird das GaAs nun aufgrund der freien Ladungsträgerabsorption so lange erwärmt, bis die Absorptionskante die Photonenenergie der Laserquelle erreicht und der Absorptionskoeffizient schlagartig um mehrere Faktoren ansteigt. [SW59] Hierbei zeigt sich, dass der Prozess - aufgrund der schlagartigen Absorption - nicht mehr kontrollierbar ist. Ein Änderung des Laserleistungspegels um ein Prozent bewirkte hierbei den Unterschied bezüglich einer zu geringen Wärmemenge innerhalb des Materials und einer vollständigen Aufschmelzung der Oberfläche. Aus diesem Grunde empfiehlt es sich, bei der Separation von GaAs, direkt auf eine Laserquelle mit Photonenenergien oberhalb der Absorptionskante zurückzugreifen. Eine möglichst kostengünstige Lösung wäre hierbei die Verwendung einer Frequenzverdopplung oder eines Laserdiodensystem bestehend aus GaAs-Dioden. Im Bereich der SIC 4H und GaN-Vereinzellung wäre dies nicht notwendig, da der Sprung, wie er beispielsweise bei GaN (direkter Halbleiter) vorliegt, nicht erreicht wird. Es sei allerdings festgehalten, dass dies nicht die leistungsoptimale Lösung darstellt, da ein großer Teil des NIR Laserlichts transmittiert wird. Je nach Preisentwicklung der verschiedenen Laserquellen kann die Wahl einer kurzwelligeren Laserquelle sinnvoll sein und sollte in zukünftigen Erhebungen berücksichtigt werden.

5.2 Optimale Anwendung des TLS Prozesses

Anhand der Diskussion der verschiedenen Limitierungen des TLS-Prozesses, kann nun die optimale Anwendung ausgearbeitet werden. Charakteristisch für den ungeführten TLS-Prozess sind ein mäanderförmiger Rissverlauf (vgl. Kapitel 4.2) mit einer Schwankungsbreite von 120 μm . Eine laterale Abweichung des Risses in der Nähe der Waferkante ist bekannt und in dieser Arbeit deutlich reduziert worden. Mit TLS ausgeführte Separationen sind allerdings durch eine besonders hohe Festigkeit charakterisiert. (vgl. Abbildung 4.37) Zudem ist das Verfahren als besonders schnell und somit durchsatzstark zu bezeichnen (vgl. 5.1.3). All diese Eigenschaften prädestinieren das Verfahren für eine Anwendung in der Photovoltaik. Hierbei können Abweichungen vergleichsweise gut toleriert werden. Ebenfalls bedingt eine PV-Zelle eine besonders hohe Festigkeit, damit ein unproblematischer Betrieb über mehrere Jahrzehnte gewährleistet ist. Insbesondere bezüglich des guten Parallelwiderstandes und der hohen Festigkeit ist das

Verfahren konkurrenzlos. Die vergleichsweise große Abmessungen der verschiedenen Solarzellen sind dem Prozess dienlich und gut zu bewältigen.

Im Bereich der Halbleiterchipvereinzelung gibt es Nischen, die eine sinnvolle Anwendung des Prozesses erwarten lassen. Hierbei wären zuerst sehr große Chips (> 5 mm) zu benennen, die aufgrund der geometrischen Gegebenheiten leichter separiert werden können. Außerdem ist die Ersparnis einer schmaleren Trennfuge marginal, insbesondere wenn keine zusätzliche Chipreihe auf dem Wafer platziert werden kann. Wodurch eine breitere Trennfuge toleriert werden kann. Häufig ist es aufgrund der Rundung des Wafers sinnvoll die einzelnen Chips asymmetrisch zu platzieren, sodass der so genannte T-Cut angewendet wird. Dieses Vermögen besitzt das TLS-Verfahren.

In anderen Anwendungsfällen der Chipvereinzelung bedarf TLS einer Rissführung. Hierbei sollte wiederum in die oberflächliche Rissführung mittels Lasergraben und in jene der Volumenmodifikation unterschieden werden. Letztere verursacht die geringste Festigkeitsreduktion, besitzt allerdings den Nachteil, dass die Trennfuge frei von Hindernissen, wie z. B. metallischen Strukturen sein sollte, sodass das Laserlicht gut eingekoppelt und in dem Volumen des Halbleiters fokussiert werden kann. Derartige Restriktionen sind bei der oberflächlichen Rissführung nicht vorhanden. Allerdings wird bei dieser Methode die Seite, die die Laserablation erfahren hat, geschädigt, sodass diese einer anliegenden Zugbelastung weniger gut standhält. Das TLS-Verfahren ist somit im Bereich der Chipvereinzelung optimal angewendet, wo die beschriebenen Nachteile einerseits toleriert werden können und die bestehenden Verfahren andererseits bezüglich des Durchsatzes, des Verschleiß oder der Kosten an ihre Grenzen stoßen. Ein derartiger Anwendungsfall ist beispielsweise die Separation von SiC.

6 Zusammenfassung und Ausblick

Ziel dieser Arbeit ist es die verschiedenen Nachteile (Limitierungen) des TLS-Verfahrens auszuarbeiten und wenn möglich zu reduzieren bzw. zu optimieren. Die verschiedenen Nachteile wurden stets aus dem Blickwinkel der Photovoltaik erarbeitet. Da dies nicht permanent möglich ist, wurde auch die Blickrichtung der Halbleiterchipvereinzelnung bemüht, um den einen oder anderen Vor- bzw. Nachteil zu verdeutlichen. Die besondere Fokussierung - auf die Nachteile des Verfahrens - ist der Tatsache geschuldet, dass diese den größten Handlungsbedarf besitzen. Nach einer kurzen Erläuterung der bestehenden Dicingverfahren wurde auf die physikalisch- technischen Grundlagen übergeleitet. Zeitgleich mit diesen Grundlagen wird der Aufbau der FEM-Simulation beschrieben, welche einen wesentlichen Teil dieser Arbeit darstellt. Dabei wurde in chronologisch richtiger Prozessreihenfolge vorgegangen. Hieran angeschlossen wurden die verschiedenen Gerätschaften, Methoden und Proben, die zu der Erhebung der Ergebnisse benötigt wurden, vorgestellt. Zudem wurde die Validität des Simulationsmodells mittels der Thermografie überprüft.

Der eigentliche Ergebnisteil zeigt in erster Instanz die verschiedenen Parameter und deren Auswirkung auf das Temperaturfeld während des Prozesses. Ferner werden dann die Einflüsse der verschiedenen Wafergeometrien simulativ aufgezeigt. Diese Voruntersuchung fußte in ersten Parametern, die in der Lage waren eine Separation zu erzeugen. Diese Parameter wurden dann benutzt, um den Rissstart genauer zu evaluieren. Hierfür wurden verschiedene Laser- und mittels Diamantnadel erzeugte Anritze in monokristallinen PV-Wafern erzeugt und deren Eignung zur Rissinitiierung untersucht. Zusammenfassend zeigt sich, dass bei gegebener Pulslänge, -abstand und Fokussierung die Ritzlänge mindestens $50\ \mu\text{m}$ und die Pulsenergie über $10\ \mu\text{J}$ betragen sollte.

Da die Risse nun verlässlich starteten, konnte die Ausprägung der Risse genauer untersucht werden. Auffallend waren hierbei insbesondere Rissabweichungen an der Waferkante, weshalb diese gezielt behandelt wurden. Anhand der Fraktografie wurde identifiziert, dass das Risswachstum nahe der Waferkante stoppt und der Riss mechanisch vervollständigt wird. Aus diesem Grunde wurde eine FEM-Simulationsmodell entwickelt,

welches den Temperaturverlauf simuliert. Anhand des Gradienten, welcher proportional zu den thermisch induzierten mechanischen Spannungen ist, konnte der Verlauf der maximalen Spannung nachgezeichnet werden. Es zeigte sich, dass dieses Spannungsmaxima die Waferkante nicht erreicht und damit auch das Risswachstum vor dieser stoppt. Hieran angeschlossen wurden verschiedene Simulationsläufe gestartet, die jene Einstellung identifizieren sollte, die das Stoppen möglichst weit hinauszögert, sodass die Abweichungen auch bei einem diagonal verlaufenden Bruch (kristallographische Vorzugsrichtung) möglichst gering ausfallen. Ein möglichst konzentriertes Laserprofil, ein geringer Kühldüsenabstand, eine möglichst starke Kühlung und eine Abschattung im Bereich der Kühlung, sodass die Temperatur möglichst steil abfällt, erbrachten die besten Ergebnisse. Die konsequente Umsetzung dieser Ergebnisse und die Ergänzung nach der Methode der statistischen Versuchsplanung reduzierte die lateralen Rissabweichungen an der Waferkante von anfangs 2,5 mm auf unter 150 μm . Zusätzlich wurde diese statistische Versuchsplanung auch auf die Rissverläufe in der Wafermitte angewendet, sodass die maximalen Abweichungen auf unter 60 μm begrenzt werden konnten. Da diese Abweichungen modernen Anforderungen der Chipvereinzelnung nicht genügen, wurde die Rissführung mittels einer ablativen Vorschädigung genauer beleuchtet. Damit die Rissführungseignung genauer bewertet werden kann, wurde ein spezielles Forschungsdesign entwickelt. Es zeigte sich eine benötigte Schädigungstiefe von etwa $1/6$ der Waferdicke. Da das Einbringen einer ablativen Schädigung eine verminderte Festigkeit erwarten ließ, wurde eine Festigkeitsuntersuchung bezüglich der verschiedenen Trennverfahren angestellt. Es zeigte sich, dass alle Verfahren, die die Rissführung verbessern könnten, mit einer Festigkeitsreduktion erkauft werden müssen.

Anschließend wurde das optimierte TLS-Verfahren an Konzentrazorzellen auf Ge-Basis angewendet. Hierbei wurden negative Einflüsse der Rissinitiierung auf den Kennlinienverlauf der Konzentrazorzellen festgestellt. Extremere fällt dieses Ergebnis bei einer kontinuierlichen Rissführung aus. Da andere Proben, welche eine breitere Trennfuge besaßen, dieses Verhalten nicht zeigt, kann davon ausgegangen werden, dass der Auswurf des Laserprozesses für einen reduzierten Parallelwiderstand der Solarzelle sorgt. Eine Abhilfe kann das Fokussieren der Laserquelle in das Wafervolumen (andere Laserquelle da Ge) oder eine Vorschädigung auf der Rückseite schaffen.

Abgeschlossen wurde der Ergebnisteil durch eine Simulation der optimalen Solarzellengröße in Bezug auf die Silizium-PV. Diese Fragestellung ist interessant, da allzu kleine Bauelemente nicht verlässlich durch das TLS-Verfahren repariert werden können. Als Limit können ca. 2 mm Kantenlänge benannt werden. Es ergibt sich ein Optimum im

Bereich der Halbzellen.

Der Diskussionsteil beschäftigt sich insbesondere mit der Prozessgestaltung, sodass die lateralen Rissabweichungen einerseits reduziert, nicht zu viel Leistung abgeschattet und eine rasche Prozessausführung gewährleistet bleibt. Es zeigt sich, dass eine Strahlformung nach dem Top-Hat-Design diese Anforderung erfüllen kann. Zudem wurden die bestehenden Limits und deren Auswirkungen z. B. bezüglich der maximalen Bearbeitungsgeschwindigkeit und der Rissführung umfänglich diskutiert und eine optimale Handlungsanweisung abgeleitet, welche zweifelsohne im Bereich der kristallinen Silizium-Photovoltaik und der Vereinzelung von SiC liegt.

Als Ausblick sei angemerkt, dass insbesondere im Bereich der Rissführung noch weiterer Forschungsbedarf besteht. Betrachtet man die Festigkeitsuntersuchung in Abbildung 4.37 so ist zu erkennen, dass Trennverfahren mit ultrakurzen Pulsen (ps, fs) und auch die Volumenmodifikation nach dem Prinzip des stealth dicing die geringsten Festigkeitsreduktionen aufweisen. Das derzeitige Hemmnis diese Verfahren zu verwenden ist die geringe Bearbeitungsgeschwindigkeit und der hohe Preis. Da es zu erwarten ist, dass die Laserquellen immer günstiger werden, sollten Vorschädigungen im ps- und fs-Bereich untersucht werden, da sie in Kombination mit dem TLS-Verfahren einen großen Geschwindigkeitsvorteil heben könnten. Zudem sollte auch die Erforschung der Kombination aus Volumenmodifikation und TLS weiter vorangetrieben werden.

Anhang

Matlab Code FEM Simulation

Nachstehend ist der Quellcode der Simulation dargestellt. Aufgrund der großen Länge des Programms wurde dieser auf die Einfahrt der Laser-Kühl-Anordnung, sprich von Waferkante zu Wafermitte, reduziert.

```
1  clc ;
2  clear ;
3
4  lens=-5; %Abstand Zylinderlinsen in mm
5  dfokus=0.002; %Defokussierung in m nur von -10 mm bis 10 mm in 500
    um Schritten
6  power=140; %Leistung in Watt
7  roh=0.0025; %Radius Rohstrahl in m
8  cooluebergang1=-22000; %Kuehluebergang1 = Waermeuebergangskoeffizient
    erzwungene Konvektion
9  cooluebergang2=-500; %Kuehluebergang1 = Waermeuebergangskoeffizient
    Wasserfilm
10 cooldis=0.002; %Abstand Kuehlung y (Mittelpunkt zu Mittelpunkt)
11 radius=0.002; %Radius Kuehlung
12 disabschattung=0.00; %Abstand Abschattung vom Lasermittelpunkt
13 abschattung =0; %Abschattung 1=ja
14 abkuehlzeit=0; %Abkuehlzeit in s
15 velocity=0.15; %Geschwindigkeit in m/s
16 fx= 0.1; %Brennweite in x-Richtung in m
17 wavel=0.000001070; %Wellenlaenge in m
18 m2=1.1; %Beugungsmasszahl M^2
19 timestep=1*10e-7; %Zeit je Zeitschritt
20 ausfahrt = 1; %Ausfahrt (zweite Prozesshaelfte ab Mitte) 1=ja
21 waferthickness=0.0002; %Waferdicke
22
23 ux=-0.0025; %Untere Grenze x des Wafers in m
24 ox=0.0025; %Obere Abmessung x des Wafers in m
25 uy=-0.0075; %Untere Abmessung y des Wafers in m
26 oy=0.00750; %Obere grenze y des Wafers in m
27 sx=0.00005; %Elementgroesse und Schrittweite x in m
28 sy=0.00005; %Elementgroesse und Schrittweite y in m
29 x=ux:sx:ox; %x-Achse
30 y=uy:sy:oy; %y-Achse
31
32 %***** Init *****
33 abkuehlschritte=1/timestep; %Anzahl Zeitschritte
```

```

34  anzahlshrittex=ceil(((ox-ux)/sx)+1);           %Anzahl Schritte x
35  anzahlshrittey=ceil(((oy-uy)/sy)+1);           %Anzahl Schritte y
36
37  disx=sx*((0-ux)/(ox-ux))*anzahlshrittex;       %Abstand Kuehlung in x-Richtung vom
      Ursprung links oben
38  disy=sy*0.5*anzahlshrittey;                   %Abstand Kuehlung in y-Richtung vom
      Ursprung links oben
39  kx=ceil((disx/sx)+1);                          %Koordinaten Kuehlung x-Richtung (
      Index in Matirx)
40  ky=ceil(((disy+cooldis)/sy)+1);               %Koordinaten Kuehlung y-Richtung (
      Index in Matirx)
41  Frame = 0;                                     %Zaehler je Raumschritt
42  GradIndex=zeros(2*anzahlshrittey,12);         %Speichervariable fuer die
      Ergebnisse
43  kabschattung=ceil(((disy+disabschattung)/sy)+1); %Koordinaten Abschattung y-Richtung
44  %*****Ende Init*****
45
46  %*****OPTIK*****
47
48  intensi=zeros(anzahlshrittey,anzahlshrittex); %Array aufspannen
49  rfokx =(wavel*m2)/(pi*atan(roh/fx));           %Strahlenradius im Fokus in m
50  rayx = (pi*rfokx^2)/(wavel*m2);               %Rayleighlaenge
51  rdfx=rfokx*sqrt(1+(dfokus/rayx)^2);           %Strahlenradius defokussiert x
52  rdfy=(0.5*(8.950152+0.33549*lens))/1000;     %Strahlenradius defokussiert y
53
54
55  for countx=1:1:(anzahlshrittex);               %Berechnung Laserintensitaet je
      Element
56      for county=1:1:(anzahlshrittey);
57          x=(countx*sx)+(ux-sx);
58          y=(county*sy)+(uy-sy);
59
60          fun=@(x,y)((power)*(1/(2*pi*0.5*rdfx*0.5*rdfy))*exp(-0.5*((x.^2)/((0.5*rdfx)
              ^2))+((y.^2)/((0.5*rdfy)^2))));
61          intensi(county,countx)=integral2(fun,x-(0.5*sx), x+(0.5*sx),y-(0.5*sy),y+(0.5*
              sy)); %Intensitaet
62      end;
63  end;
64
65  aufgetroffeneLeistung=sum(intensi(:));         %Berechnung Gesamtleistung zur
      Kontrolle
66
67  %*****OPTIK*ENDE*****
68
69  %*****RANDBEDINGUNGEN T0*****                %Deklaration
      Variablen
70  wafertemp=zeros(anzahlshrittey,anzahlshrittex); %Wafertemperatur
      in C
71  cp=zeros(anzahlshrittey,anzahlshrittex);      %Waermekapazitaet
72  anzahltimesteps=ceil((sy/velocity)/timestep); %Anzahl Timesteps
      je Wuerfel
73  overallabs=zeros(anzahlshrittey,anzahlshrittex); %Absorption (
      Reflek+4xRueck siehe Grundlagen)

```

```

74 intensnachverlust=zeros(anzahlschrittey ,anzahlschrittex);           %overallabs mit
    Intens multipliziert (W/m2)
75 deltat=zeros(anzahlschrittey ,anzahlschrittex);                       %Waermeunterschied
    durch Laser
76 waermel=zeros(anzahlschrittey ,anzahlschrittex);                       %
    Waermeleitungskoeffizient
77 deltatwaerme=zeros(anzahlschrittey ,anzahlschrittex);                 %Waermeunterschied
    durch Waermeleitung
78 coolkoeffizient=zeros(anzahlschrittey ,anzahlschrittex);             %Array der
    Kuehlgeometrie
79 coolinWprom2=zeros(anzahlschrittey ,anzahlschrittex);                 %Kuehlleistung (W/
    m2)
80
81
82 for countx=1:1:anzahlschrittex;                                         %Ausgangswerte
    einiger Kennwerte
83     for county=1:1:anzahlschrittey;
84         wafertemp(county ,countx)=20;
85         cp(county ,countx)=672;
86         waermel(county ,countx)=150;
87         overallabs(county ,countx)=0.3797;
88     end;
89 end;
90
91                                                                           %Berechnung
                                                                           Kuehlung je
                                                                           Element
92 for countx=1:1:anzahlschrittex;
93     for county=1:1:anzahlschrittey;
94
95         if (countx >= kx-(radius/sx)) && (countx <= kx+(radius/sx)) && (county>=ky);
96             coolkoeffizient(county ,countx)=cooluebergang2;
97         end;
98
99         if sqrt(((county-ky)^2)+((countx-kx)^2))<(radius/sx);
100             coolkoeffizient(county ,countx)=cooluebergang1;
101         end;
102
103     end;
104 end;
105
106
107 if abschattung == 1                                                     %Berechnung
    Abschattung
108
109     %Berechnung Abschattung in extra Array
110     for countx=1:1:anzahlschrittex;
111         for county=kabschattung:1:anzahlschrittey;
112
113             intensi(county ,countx)=0;
114
115         end;
116     end;

```

```

117 end;
118
119
120
121 %*****ENDE RANDBEDINGUNGEN TO*****
122
123 %*****EINFAHRT*****
124 posmaxy=1; %1 setzen Zaehler
    Ende Y-Schritte
125 county=1; %1 setzen Zaehler
    Y-Position
126 counttime=1; %1 setzen Zaehler
    Zeit
127 %Definiert welcher
    Anteil der
    Intensitaet
    bereits auf
    der Probe ist.

128 for posmaxy=1:1:anzahlschrittey; %Start Vstep
129     fortschritt=(0.5*(posmaxy-1)/(anzahlschrittey-1)); %Gibt Fortschritt
    in Konsole aus
130     disp(fortschritt);
131
132     for counttime=1:1:anzahltimesteps; %Zaehler
    Zeitschritte
133
134         for county=1:1:posmaxy; %Zaehler Y
135             for countx=1:1:anzahlschrittex; %Zaehler X
136
137
138             %Berechnung Kuehlleistung je Element
139             coolinWprom2(((anzahlschrittey-posmaxy)+county),countx)=coolkoeffizient(
                county ,countx)*sx*sy*(wafertemp(((anzahlschrittey-posmaxy)+county),countx)
                )-20);
140
141
142             %Berechnung Absorption
143             if wafertemp((anzahlschrittey-posmaxy)+county ,countx)<300;
144                 overallabs(((anzahlschrittey-posmaxy)+county),countx) = 0.0011*(wafertemp((
                    anzahlshrittey-posmaxy)+county ,countx)+273.15)+0.0572;
145             else overallabs(((anzahlschrittey-posmaxy)+county),countx) = 0.6613;
146             end; %Absorption mit 4-fach Rueckreflexion
147             %Berechnung Cp
148             cp((anzahlschrittey-posmaxy)+county ,countx)= 76.238*log(wafertemp((
                anzahlshrittey-posmaxy)+county ,countx))+443.81 ;
149             %Berechnung absorbierte Intensitaet
150             intensnachverlust(anzahlschrittey-posmaxy+county ,countx)=intensi(county ,
                countx)*overallabs(anzahlschrittey-posmaxy+county ,countx)+coolinWprom2(
                anzahlshrittey-posmaxy+county ,countx);
151             %Berechnung Temperaturaenderung
152             delta(((anzahlschrittey-posmaxy)+county),countx)=((intensnachverlust(((
                anzahlshrittey-posmaxy)+county),countx)*timestep)/(cp(((anzahlschrittey-

```

```

    posmaxy)+county) , countx) *2336*sx*sy*wafertickness));
153 %Berechnung Absoluttemperatur Wafer
154 wafertemp(((anzahlschrittey-posmaxy)+county) , countx)= wafertemp((
    anzahlsschrittey-posmaxy)+county , countx)+deltat(((anzahlschrittey-posmaxy)
    +county) , countx);

155
156
157     end;
158
159 end;
160
161
162
163
164 %*****WAERMELEITUNG*****
165     for county=1:1:anzahlschrittey;
166         for countx=1:1:anzahlschrittex;
167
168             waermel(county , countx)=(1460.3*(wafertemp(county , countx)+273.15)^(-1.207))
                *100; %Waermeleitfaehigkeit je Zeitschritt berechnen
169             cp(county , countx)= 76.238*log(wafertemp(county , countx))+443.81 ;
                %Cp je Zeitschritt berechnen.

170
171         end;
172     end;
173 %
174
175     %Randbedingung Ecken fuer Waermeleitung
176     deltatwaerme(1,1)=(((waermel(1,1+1)+waermel(1,1))/2)*wafertickness*sy*((
        wafertemp(1,1+1)-wafertemp(1,1))/sx)*timestep)/(((cp(1,1+1)+cp(1,1))/2)*2336*
        wafertickness*sy*sx)...
177     +(((waermel(1+1,1)+waermel(1,1))/2)*wafertickness*sx*((wafertemp(1+1,1)-
        wafertemp(1,1))/sy)*timestep)/(((cp(1+1,1)+cp(1,1))/2)*2336*wafertickness*
        sy*sx);

178
179     deltatwaerme(anzahlschrittey,1)=(((waermel(anzahlschrittey-1,1)+waermel(
        anzahlsschrittey,1))/2)*wafertickness*sx*((wafertemp(anzahlschrittey-1,1)-
        wafertemp(anzahlschrittey,1))/sy)*timestep)/(((cp(anzahlschrittey-1,1)+cp(
        anzahlsschrittey,1))/2)*2336*wafertickness*sy*sx)...
180     +(((waermel(anzahlschrittey,1+1)+waermel(anzahlschrittey,1))/2)*wafertickness*
        sy*((wafertemp(anzahlschrittey,1+1)-wafertemp(anzahlschrittey,1))/sx)*
        timestep)/(((cp(anzahlschrittey,1+1)+cp(anzahlschrittey,1))/2)*2336*
        wafertickness*sy*sx);

181
182
183     deltatwaerme(1,anzahlschrittex)=(((waermel(1,(anzahlschrittex-1))+waermel(1,
        anzahlsschrittex))/2)*wafertickness*sy*((wafertemp(1,(anzahlschrittex-1))-
        wafertemp(1,anzahlschrittex))/sx)*timestep)/(((cp(1,(anzahlschrittex-1))+cp
        (1,anzahlschrittex))/2)*2336*wafertickness*sy*sx)...
184     +(((waermel(1+1,anzahlschrittex)+waermel(1,anzahlschrittex))/2)*wafertickness*
        sx*((wafertemp(1+1,anzahlschrittex)-wafertemp(1,anzahlschrittex))/sy)*
        timestep)/(((cp(1+1,anzahlschrittex)+cp(1,anzahlschrittex))/2)*2336*
        wafertickness*sy*sx);

```

```

185
186 deltatwaerme(anzahlschrittey ,anzahlschrittex)=(((waermel(anzahlschrittey ,(
    anzahlschrittex -1))+waermel(anzahlschrittey ,anzahlschrittex))/2)*
    wafertickness*sy*((wafertemp(anzahlschrittey ,anzahlschrittex -1)-wafertemp(
    anzahlschrittey ,anzahlschrittex))/sx)*timestep)/(((cp(anzahlschrittey ,(
    anzahlschrittex -1))+cp(anzahlschrittey ,anzahlschrittex))/2)*2336*
    wafertickness*sy*sx) ...
187 +(((waermel((anzahlschrittey -1),anzahlschrittex)+waermel(anzahlschrittey ,
    anzahlschrittex))/2)*wafertickness*sx*((wafertemp((anzahlschrittey -1),
    anzahlschrittex)-wafertemp(anzahlschrittey ,anzahlschrittex))/sy)*timestep)
    /(((cp((anzahlschrittey -1),anzahlschrittex)+cp(anzahlschrittey ,
    anzahlschrittex))/2)*2336*wafertickness*sy*sx);

188
189
190
191 %Ende Ecken
192
193 %Randbedingungen fuer Waermeleitung hier Oberkante
194 for countx=2:1:(anzahlschrittex -1);
195 deltatwaerme(1 ,countx)=(((waermel(1 ,countx -1)+waermel(1 ,countx))/2)*
    wafertickness*sy*((wafertemp(1 ,countx -1)-wafertemp(1 ,countx))/sx)*timestep
    )/(((cp(1 ,countx -1)+cp(1 ,countx))/2)*2336*wafertickness*sy*sx) ...
196 +(((waermel(1 ,countx+1)+waermel(1 ,countx))/2)*wafertickness*sy*((wafertemp(1 ,
    countx+1)-wafertemp(1 ,countx))/sx)*timestep)/(((cp(1 ,countx+1)+cp(1 ,countx
    ))/2)*2336*wafertickness*sy*sx) ...
197 +(((waermel(1+1 ,countx)+waermel(1 ,countx))/2)*wafertickness*sx*((wafertemp
    (1+1 ,countx)-wafertemp(1 ,countx))/sy)*timestep)/(((cp(1+1 ,countx)+cp(1 ,
    countx))/2)*2336*wafertickness*sy*sx);

198 end;
199 %Ende Oberkante
200
201 %Kante links
202 for county=2:1:anzahlschrittey -1;
203 deltatwaerme(county ,1)=(((waermel(county -1,1)+waermel(county ,1))/2)*
    wafertickness*sx*((wafertemp(county -1,1)-wafertemp(county ,1))/sy)*timestep
    )/(((cp(county -1,1)+cp(county ,1))/2)*2336*wafertickness*sy*sx) ...
204 +(((waermel(county ,1+1)+waermel(county ,1))/2)*wafertickness*sy*((wafertemp(
    county ,1+1)-wafertemp(county ,1))/sx)*timestep)/(((cp(county ,1+1)+cp(county
    ,1))/2)*2336*wafertickness*sy*sx) ...
205 +(((waermel(county +1,1)+waermel(county ,1))/2)*wafertickness*sx*((wafertemp(
    county +1,1)-wafertemp(county ,1))/sy)*timestep)/(((cp(county +1,1)+cp(county
    ,1))/2)*2336*wafertickness*sy*sx);

206 end;
207 %Ende Kante links
208
209 %Kante unten
210 for countx=2:1:(anzahlschrittex -1);
211 deltatwaerme(anzahlschrittey ,countx)=(((waermel(anzahlschrittey ,countx -1)+
    waermel(anzahlschrittey ,countx))/2)*wafertickness*sy*((wafertemp(
    anzahlschrittey ,countx -1)-wafertemp(anzahlschrittey ,countx))/sx)*timestep)
    /(((cp(anzahlschrittey ,countx -1)+cp(anzahlschrittey ,countx))/2)*2336*
    wafertickness*sy*sx) ...

```

```

212 +(((waermel(anzahlschrittey -1,countx)+waermel(anzahlschrittey ,countx))/2)*
      wafertickness*sx*((wafertemp(anzahlschrittey -1,countx)-wafertemp(
anzahlschrittey ,countx))/sy)*timestep)/(((cp(anzahlschrittey -1,countx)+cp(
anzahlschrittey ,countx))/2)*2336*wafertickness*sy*sx)...
213 +(((waermel(anzahlschrittey ,countx+1)+waermel(anzahlschrittey ,countx))/2)*
      wafertickness*sy*((wafertemp(anzahlschrittey ,countx+1)-wafertemp(
anzahlschrittey ,countx))/sx)*timestep)/(((cp(anzahlschrittey ,countx+1)+cp(
anzahlschrittey ,countx))/2)*2336*wafertickness*sy*sx);
214 end;
215 %Ende Kante unten
216
217 %Kante rechts
218 for county=2:1:(anzahlschrittey -1);
219 deltatwaerme(county ,anzahlschrittex)=(((waermel(county ,(anzahlschrittex -1))+
      waermel(county ,anzahlschrittex))/2)*wafertickness*sy*((wafertemp(county ,(
anzahlschrittex -1)-wafertemp(county ,anzahlschrittex))/sx)*timestep)/(((cp(
county ,(anzahlschrittex -1))+cp(county ,anzahlschrittex))/2)*2336*
      wafertickness*sy*sx)...
220 +(((waermel((county -1),anzahlschrittex)+waermel(county ,anzahlschrittex))/2)*
      wafertickness*sx*((wafertemp((county -1),anzahlschrittex)-wafertemp(county
anzahlschrittex))/sy)*timestep)/(((cp((county -1),anzahlschrittex)+cp(
county ,anzahlschrittex))/2)*2336*wafertickness*sy*sx)...
221 +(((waermel((county +1),anzahlschrittex)+waermel(county ,anzahlschrittex))/2)*
      wafertickness*sx*((wafertemp((county +1),anzahlschrittex)-wafertemp(county
anzahlschrittex))/sy)*timestep)/(((cp((county +1),anzahlschrittex)+cp(
county ,anzahlschrittex))/2)*2336*wafertickness*sy*sx);
222 end;
223 %Ende Kante rechts
224
225
226 %Balg in der Mitte
227 for county=2:1:(anzahlschrittey -1);
228 for countx=2:1:(anzahlschrittex -1);
                                                                    %
                                                                    %
229 deltatwaerme(county ,countx)=(((waermel(county ,countx -1)+waermel(county ,countx))
      /2)*wafertickness*sy*((wafertemp(county ,countx -1)-wafertemp(county ,countx)
      )/sx)*timestep)/(((cp(county ,countx -1)+cp(county ,countx))/2)*2336*
      wafertickness*sy*sx)...
230 +(((waermel(county -1,countx)+waermel(county ,countx))/2)*wafertickness*sx*((
      wafertemp(county -1,countx)-wafertemp(county ,countx))/sy)*timestep)/(((cp(
county -1,countx)+cp(county ,countx))/2)*2336*wafertickness*sy*sx)...
231 +(((waermel(county ,countx+1)+waermel(county ,countx))/2)*wafertickness*sy*((
      wafertemp(county ,countx+1)-wafertemp(county ,countx))/sx)*timestep)/(((cp(
county ,countx+1)+cp(county ,countx))/2)*2336*wafertickness*sy*sx)...
232 +(((waermel(county +1,countx)+waermel(county ,countx))/2)*wafertickness*sx*((
      wafertemp(county +1,countx)-wafertemp(county ,countx))/sy)*timestep)/(((cp(
county +1,countx)+cp(county ,countx))/2)*2336*wafertickness*sy*sx);
233
234
235 end;
236 end;

```

```

237     %Ende Mitte
238
239     wafertemp=wafertemp+deltatwaerme;           %Aufsummieren der
           Waermeleitung
240
241 end;     %Ende Zeitschritt
242     %*****ENDE WAERMELEITUNG*****
243
244
245                                           %Dokumentation
246     Frame=Frame+1;
247     span=diff(wafertemp);
248     [M,I] = min(span(:));                       %Koordinaten min Gradient
249     [I_row, I_col] = ind2sub(size(span),I);
250     GradIndex(Frame,1)=I_row;
251     GradIndex(Frame,2)=I_col;
252     GradIndex(Frame,3)=M;
253     [Ma,Ia] = max(span(:));
254     [Ima_row, Ima_col] = ind2sub(size(span),Ia); %Koordinaten max Gradient
255     GradIndex(Frame,4)=Ima_row;
256     GradIndex(Frame,5)=Ima_col;
257     GradIndex(Frame,6)=Ma;
258     [Maxt,Iaxt] = max(wafertemp(:));
259     [Iaxt_row, Iaxt_col] = ind2sub(size(span),Iaxt); %Koordinaten max Temp
260     GradIndex(Frame,7)=Iaxt_row;
261     GradIndex(Frame,8)=Iaxt_col;
262     GradIndex(Frame,9)=Maxt;
263
264     str=['\\emw-netapp-cifs\Home\Eigene Dateien\MATLAB\Breite10 Frame',num2str(
           Frame),'.mat'];
265     %save(str);
266
267
268
269 end;     %Ende Raumschritt

```

Literaturverzeichnis

- [Ack11] Matthew S. Acker, *The back-end process: Step 11 - scribe and break*, Advanced Packaging (2011).
- [AG00] Farid F. Abraham and Huajian Gao, *How fast can cracks propagate?*, Physical Review Letters (2000).
- [AH16] B. Adelman and R. Hellmann, *Sic absorption of near-infrared laser radiation at high temperatures*, Applied Physics A: Materials Science & Processing (2016).
- [AKM10] Bahman Abbasi, Jungho Kim, and Andre Marshall, *Dynamic pressure based prediction of spray cooling heat transfer coefficients*, International Journal of Multiphase Flow (2010).
- [ANAH00] M. A. Al-Nimr and Naser S. Al-Huniti, *Transient thermal stress in a thin elastic plate due to rapid dual-phase-lag heating*, Journal of Thermal Stresses (2000).
- [Bü16] S. Büttgenbach, *Mikrosystemtechnik vom transistor zu biochip: Reaktives ionentiefätzen*, Springer, Berlin, Heidelberg, 2016.
- [Bar17] Richard Barnett, *Plasma dicing 300mm framed wafers - analysis of improvement in die strength and cost benefits for thin die singulation*, Electronic Components and Technology Conference (2017).
- [BMB13] Jens Bliedtner, Hartmut Müller, and Andrea Barz, *Lasermaterialbearbeitung*, Hanser, 2013.
- [BP10] James M. Bovatsek and Rajesh S. Patel, *Highest-speed dicing of thin silicon wafers with nanosecond-pulse 355nm q-switched laser source using line-focus fluence optimization technique*, Laser-based Micro- and Nanopackaging and Assembly IV (2010).

-
- [Bra11] Richard C. Bradt, *The fractography and crack patterns of broken glass*, ASM International (2011).
- [Bre09] D. Breitling, *Laser in der materialbearbeitung*, Institut für Strahlwerkzeuge (IFSW) Universität Stuttgart (2009).
- [BW15] Peter Boeckh and Thomas Wetzels, *Wärmeübertragung Grundlagen und Praxis*, Vierweg Verlag (2015).
- [Cor14] Disco Corp, *Advanced hub blade for improved process stability and consistency*, Tech. report, Disco Corp, 2014.
- [CTG05] G. Coletti, C. Tool, and L. Geerligs, *Mechanical strength of silicon wafers and its modelling*, ECN Energy research Centre of the Netherlands (2005).
- [DWK⁺13] Andreas Danilewsky, Jochen Wittge, Konstantin Kiefl, David Allen, Patrick McNally, Jorge Garagorri, M. Reyes Elizalde, Tilo Baumbach, and Brian K. Tannere, *Crack propagation and fracture in silicon wafers under thermal stress*, Journal of Applied Crystallography (2013).
- [EFS03] Rie Endo, Y Fujihara, and M Susa, *Calculation of the density and heat capacity of silicon by molecular dynamics simulation*, Department of Metallurgy and Ceramics Science, Tokyo Institute of Technology, (2003).
- [EKZ⁺15] Stefan Eiternick, Felix Kaule, Hans-Ulrich Zühlke, Thomas Kießling, Michael Grimm, Stephan Schoenfelder, and Marko Turek, *High quality half-cell processing using thermal laser separation*, 5th International Conference on Silicon Photovoltaics (2015).
- [FCA07] Fischer-Cripps and C. Anthony, *Introduction to contact mechanics*, Springer Berlin (2007).
- [FLM06] Bradley J. Frey, Douglas B. Leviton, and Timothy J. Madison, *Temperature-dependent refractive index of silicon and germanium*, NASA Goddard Space Flight Center (2006).
- [Gan02] Michael Gandyra, *Entwicklung eines 3d-sensors zur formerfassung spiegelnder freiformflächen auf basis gemessener oberflächennormalen für die cad-flächenrekonstruktion*, Universität Kaiserslautern (2002).

- [GP01] V. M. Glazov and A. S. Pashinkin, *The thermophysical properties (heat capacity and thermal expansion) of single-crystal silicon*, High Temperature (2001).
- [GRSC16] S. B. Goncalves, J. F. Ribeiro, A. F. Silva, and J. H. Correia, *High aspect-ratio neural probes using conventional blade dicing*, Journal of Physics: Conference Series 757 (2016).
- [GS64] C. J. Glassbrenner and Glen A. Slack, *Thermal conductivity of silicon and germanium from 3k to the melting point*, Physical Review Vol. 134, (1964).
- [GS11] D. Gross and Th. Seelig, *Bruchmechanik: Mit einer einföhrung in die mikromechanik*, Springer Berlin (2011).
- [GSP⁺13] S. Guo, J. P. Singh, I. M. Peters, A. G. Aberle, and T. M. Walsh, *A quantitative analysis of photovoltaic modules using halved cells*, Hindawi Publishing Corporation International Journal of Photoenergy (2013).
- [GSV⁺93] G.Vuye, S.Fisson, V.Nguyen Van, Y.Wang, J.Rivory, and F.Abelès, *Temperature dependence of the dielectric function of silicon using in situ spectroscopic ellipsometry*, Thin Solid Films (1993).
- [Hag90] Bernd Hager, *Fraktographische untersuchungen*, Springer Berlin (1990).
- [Hau09] Oliver Haupt, *Abtragsfreies trennen von kristallinem silizium mit kontinuierlicher laserstrahlung*, Laser Zentrum Hannover (2009).
- [HHW⁺13] Lars Hamann, Michael Haas, Wolfgang Wille, Julian Mattheis, and Renate Zapf-Gottwick, *30% silver reduction in rear bus bar metal paste*, Energy Procedia **43** (2013), 72–79.
- [Hie99] Wolfgang Hiese, *Göltigkeitskriterien zur bestimmung von scherbruchzähigkeiten*, Dissertation Uni Bochum (1999).
- [HSS⁺08] Oliver Haupt, Frank Siegel, Aart Schoonderbeek, Lars Richter, Rainer Kling, and Andreas Ostendorf, *Laser dicing of silicon: Comparison of ablation mechanisms with a novel technology of thermally induced stress*, JLMN-Journal of Laser Micro/Nanoengineering Vol. 3 (2008).
- [Hul99] Derek Hull, *Fractography*, Cambridge University Press (1999).

- [ITR17] ITRPV, *International technology roadmap for photovoltaic (itrpv) 8th edition*, ITRPV VDMA (2017).
- [KB80] Frank Kreith and William Z. Black, *Basic heat transfer*, Harper & Row (1980).
- [KiDCM01] Jongpal Kim, Dong il (Dan) Cho, and Richard S. Muller, *Why is (111) silicon a better mechanical material for mems?*, Transducers '01 Eurosensors XV. Springer, Berlin, Heidelberg (2001).
- [Kle11] Wilhelm Kleppmann, *Versuchsplanung produkte und prozesse optimieren*, Hanser Verlag (2011).
- [Kle14] Bernd Klein, *Fem grundlagen und anwendungen der finite-element-methode im maschinen- und fahrzeugbau*, Springer Vierweg (2014).
- [KLE⁺15] Achim Kraft, Lutz Labusch, Tobias Ensslen, Ines Durr, Jonas Bartsch, Markus Glatthaar, Stefan Glunz, and Holger Reinecke, *Investigation of acetic acid corrosion impact on printed solar cell contacts*, IEEE Journal of Photovoltaics (2015).
- [Koi13] Matthias Luis Koitzsch, *Thermisches laserstrahlseparieren spröder werkstoe optimierung von rissinitiiierung und rissausbreitung am beispiel von silicium*, Der Technischen Fakultät der Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg (2013).
- [KSO07] Masayoshi Kumagai, Takeshi Sakamoto, and Etsuji Ohmura, *Laser processing of doped silicon wafer by the stealth dicing*, International Symposium on Semiconductor Manufacturing (2007).
- [Li80] H. H. Li, *Refractive index of silicon and germanium and its wavelength and temperature derivatives*, Journal of Physical and Chemical (1980).
- [LM12] Martin Löffler-Mang, *Optische sensorik*, Vierweg (2012).
- [LS94] K. Lit and P. Sheng, *Plane stress model for fracture of ceramics during laser cutting*, International Journal of Machine Tools and Manufacture (1994).

-
- [LU03] F. Laermer and A. Urban, *Developments and applications of silicon deep reactive ion etching*, Microelectronic Engineering (2003).
- [MBN⁺17] G. Melina, P. J. K. Bruce, J. Nedic, S. Tavoularis, and J. C. Vassilicos, *Heat transfer from a flat plate in inhomogeneous regions of grid-generated turbulence*, International Journal of Heat and Mass Transfer (2017).
- [Mes08] Dieter Meschede, *Optik, licht und laser*, Vierweg (2008).
- [Mue17] Dirk Mueller, *For glass and silicon wafer cutting, shorter pulse widths yield superior results*, Industrial Photonics (2017).
- [Neu14] Volker Neumann, *Zusammenstellung wellenoptischer berechnungsgleichungen für den realen laserstrahl*, Laserinstitut Hochschule Mittweida (2014).
- [PAVS14] S. Ponce-Alcántara, A. Vivas, , and G. Sánchez, “*optical characterization of backsheets to improve the power of photovoltaic modules,*”, International Photovoltaic Power Generation Conference (SNEC) (2014).
- [PPBS08] F. Pedrotti, L. Pedrotti, W. Bausch, and H. Schmidt, *Optik für ingenieure*, Springer Berlin (2008).
- [PS17] David W. Price and Douglas G. Sutherland, *Process watch: Increasing process steps and the tyranny of numbers*, YMS Magazine (2017).
- [Qui16] George D. Quinn, *Fractography of ceramics and glasses*, National Institute of Standards and Technology (2016).
- [Rad10] Wolfgang Radloff, *Laser in wissenschaft und technik*, Spektrum Akademischer Verlag (2010).
- [RBG⁺01] N. M. Ravindra, B. Sopori, O. H. Gokce, S. X. Cheng, A. Shenoy, L. Jin, S. Abedrabbo, W. Chen, and Y. Zhang, *Emissivity measurements and modeling of silicon-related materials: An overview*, International Journal of Thermophysics (2001).
- [RFB17] Julius Röth, Arrigo Facchini, and Norbert Bernhard, *Optimized size and tab width in partial solar cell modules including shingled designs*, Hindawi Publishing Corporation International Journal of Photoenergy (2017).

- [RWW05] Mustafizur Rahman, Zhi-Gang Wang, and Yoke-San Wong, *An overview of high-speed machining of titanium alloys*, The Japan Society of Mechanical Engineers (2005).
- [Sch13] Hanno Schaumburg, *Werkstoffe*, Springer Berlin (2013).
- [SEL⁺07] Stephan Schoenfelder, Matthias Ebert, Christof Landesberger, Karlheinz Bock, and Joerg Bagdahn, *Investigations of the influence of dicing techniques on the strength properties of thin silicon*, Microelectronics Reliability (2007).
- [She09] Dov Sherman, *Fractography of dynamic crack propagation in silicon crystal*, Key Engineering Materials vol. 409 (2009).
- [SIS98] A. Saimoto, Y. Imai, and H. Sawada, *Thermal stress cleaving of a thin strip using a point heat source*, Department of Mechanical Systems Engineering Nagasaki University (1998).
- [SPS⁺15] Carsten Schinke, P. Christian Peest, Jan Schmidt, Rolf Brendel, Karsten Bothe, Malte R. Vogt, Ingo Kroeger, Stefan Winter, Alfred Schirmacher, Siew Lim, Hieu T. Nguyen, and MacDonald, *Uncertainty analysis for the coefficient of band-to-band absorption of crystalline silicon*, AIP Advances (2015).
- [SR92] Harry Shah and Satish Ram, *Characterization of the wafer dicing process using taguchi methodology*, SEMI Advanced Semiconductor Manufacturing Conference (1992).
- [ST08] Bahaa E. A. Saleh and Malvin Carl Teich, *Grundlagen der photonik*, John Wiley & Sons (2008).
- [Sta16] SEMI International Standards, *Specification for silicon wafers for use as photovoltaic solar cells*, SEMI M6-1108 (2016).
- [SVB09] Nitin Sudani, Krishnan Venkatakrishnan, and BoTan, *Laser singulation of thin wafer: Die strength and surface roughness analysis of 80 um silicon dice*, Optics and Lasers in Engineering (2009).
- [SW59] W. G. Spitzer and J. M. Whelan, *Infrared absorption and electron effective mass in n-type gallium arsenide*, American Physical Society (1959).

- [Teh15] Weng Hong Teh, *Stealth dicing characterization, optimization, integration, and operations management for ultra-thin stacked memory dies*, Master Thesis at Massachusetts Institute of Technology (2015).
- [Ten17] Annette Teng, *Comparison of singulation techniques*, IEEE Electronic Packaging Society (2017).
- [TFY⁺16] S. Takyu, Y. Fumita, D. Yamamoto, S. Yamashita, K. Furuta, Y. Yamashita, K. Tanaka, N. Uchiyama, T. Ogiwara, and Y. Kondo, *A novel dicing technologies for wlcsp using stealth dicing through dicing tape and back side protection-film*, IEEE 66th Electronic Components and Technology Conference (ECTC) (2016).
- [VDI94] Richtlinie VDI, 2247, VDI (1994).
- [VST08] Krishnan Venkatakrisnan, Nitin Sudani, and Bo Tan, *A high-repetition-rate femtosecond laser for thin silicon wafer dicing*, Journal of Micromechanics and Microengineering (2008).
- [Wal39] Helmut Wallner, *Linienstrukturen an bruchflächen*, Zeitschrift für Physik (1939).
- [WB08] Chris J. H. Wort and Richard S. Balmer, *Diamond as an electronic material*, Materials today (2008).
- [WGE⁺14] S. Weinhold, A. Gruner, R. Ebert, J. Schille, and H. Exner, *Study of fast laser induced cutting of silicon materials*, Laser Applications in Microelectronic and Optoelectronic Manufacturing (2014).
- [Wir14] Harry Wirth, *Aktuelle fakten zur photovoltaik in deutschland*, Fraunhofer ISE Presse und Public Relations (2014).
- [WKS⁺12] Michael Wieczorek, Ruben Khachatryan, Yuri Shvyd'ko, Robert H. Smith, Kenichi Iwasaki, Suzanne Miller, Jun Qian, Xianrong Huang, and Lahsen Assoufid, *Achieving optimal flatness and surface roughness properties for novel x-ray optic structures formed by dicing saws*, SPIE Optical Engineering + Applications (2012).

- [WWY08] David Wong, Chee Way, and Lee Chai Ying, *High speed wafer dicing with ablation laser cut*, International Electronics Manufacturing Technology Conference 2008 (2008).
- [Zü16] Hans Ulrich Zühlke, *Tls-dicingTM: A novel laser-based dicing approach for silicon carbide power devices*, 3D-Micromac (2016).
- [ZEM08] H.-U. Zuehlke, G. Eberhardt, and P. Mende, *Tls-dicing – the way to higher yield and throughput*, International Symposium on Semiconductor Manufacturing (ISSM) (2008).
- [ZEU09] H.-U. Zuehlke, G. Eberhardt, and R. Ullmann, *Tls-dicing – an innovative alternative to known technologies*, Advanced Semiconductor Manufacturing Conference (2009).
- [ZKK⁺15] Hans-Ulrich Zühlke, Thomas Kießling, Kay Kaufmann, Norbert Bernhard, Marko Turek, Stephan Schönfelder, Jörg Bagdahn, and Dirk Lewke, *Pv cell separation by thermal laser separation*, International Photovoltaic Power Generation and Smart Energy Conference & Exhibition (2015).
- [ZZ13] Wolfgang Zinth and Ursula Zinth, *Optik: Lichtstrahlen - wellen - photonen*, Oldenbourg Verlag (2013).

Publikationen

1. J. Roeth, A. Facchini, N. Bernhard; “Optimized Size and Tab Width in Partial Solar Cell Modules including Shingled Designs”; International Journal of Photoenergy; 2017
2. J. Röth, C. Belgardt, M. Grimm, N. Bernhard ; “Simulation of the Thermal Laser Separation Process (TLS) in Relation to the Crack Propagation at the Wafer Edge”; 33rd European Photovoltaic Solar Energy Conference and Exhibition; Amsterdam; 2017
3. J. Röth, K. Kaufmann, S. Eiternick, C. Belgardt, M. Grimm, N. Bernhard; “A Comparison of Different Laser Separation Methods for Half Cell Production”; 32nd European Photovoltaic Solar Energy Conference and Exhibition; Munich; 2016
4. J. Röth, N. Bernhard, C. Belgardt, M. Grimm, F. Kaule; “Thermal Laser Separation (TLS) Dicing Process Study – a New Technology for Cutting Silicon Solar Cells for High-Efficiency Half-Cell Modules”; 31st European Photovoltaic Solar Energy Conference and Exhibition; Hamburg; 2015
5. K. Kaufmann, J. Roeth, F. Kaule, S. Schoenfelder; “Crack Path Deviations in Thermal Laser Separation - Experiment and Simulation”; 10. Mittweidaer Lasertagung; Mittweida; 2017
6. H. S. Radhakrishnan, V. Depauw, J. Cho, M. Xu, J. Röth, T. Bearda, K. Van Nieuwenhuysen, I. Gordon, J. Szlufcik, J. Poortmans; “Cell and Module Fabrication Options for Kerfless thin ($< 50 \mu\text{m}$) Epitaxial Si Foils: Progress and Challenges”; World Conference on Photovoltaic Energy Conversion; Hawaii; 2018;

Lebenslauf

Julius Röth:	Geboren am 23.03.1991 in Ulm
Schulbildung:	
September 2007 – Juni 2009	Staatl. Fachoberschule Neu-Ulm, Fachrichtung Technik
September 2001 – Juni 2007	Städt. Realschule Weißenhorn
September 1997 – Juli 2001	Grundschule Wullenstetten
Studium:	
Dezember 2014 - heute	Promotionsstudent an der Martin-Luther-Universität in Halle
April 2013 – November 2014	Masterstudium: Systems Engineering, Schwerpunkt Fabrikbetrieb / Logistik an der TU Chemnitz. Abschluss: Master of Science M. Sc. (Note: 1,6) Masterarbeit: „Anforderungsgerechte Datenstandardisierung von Standortkennzahlen in einem Produktionsnetzwerk“ (Note: 1,3)
September 2009 – April 2013	Bachelorstudium: Produktionstechnik und Organisation, Schwerpunkt Technologie und Management an der Hochschule Ulm. Abschluss: Bachelor of Engineering B. ENG. (Note 1,5) Bachelorarbeit: „Layoutnivellierung nach Hallenanbau mit dem Ziel der Warenstrom- und Flächenoptimierung“ (Note: 1,3)
Fachspezifische Arbeiten:	
Dezember 2014 - Mai 2018	Wissenschaftlicher Mitarbeiter an der Hochschule Anhalt

Danksagung

Da ich nun am Ende der Ausfertigung meiner Dissertation angekommen bin, möchte ich zahlreichen Menschen danken. Mein besonderer Dank gilt Prof. Dr. Ralf B. Wehrspohn, welcher mich mehrere Jahre als Promotionsstudent betreut hat und somit ursächlich für die Ausarbeitung dieser Arbeit ist. Zudem möchte ich Prof. Dr.-Ing Norbert Bernhard danken, welcher stets ein offenes Ohr für jegliche physikalische Fragestellung hatte und ein vorbildliches Vorgesetzten-Angestellten-Verhältnis pflegt. Zudem ist die starke Kooperation zwischen der Martin-Luther-Universität und der Hochschule Anhalt in großen Teilen seiner Einsatzbereitschaft zu verdanken.

Des Weiteren danke ich meinen Kollegen, die mich auf diesem Weg begleitet haben und sich stets um die verschiedenen Gerätschaften kümmerten. Hierbei möchte ich insbesondere Arrigo Facchini, Torsten Büchner und René Sturm meinen Dank aussprechen.

Natürlich darf ich an dieser Stelle auch meine Mitpromovenden nicht vergessen, so ist der donnerstagliche Jour-Fixe mit Marcus Gläser und Jens Hirsch unvergessen. Außerdem bedanke ich mich bei Maria Gaudig, Hamed Hanifi, Felix Kaule und Prof. Dr.-Ing. Stephan Schönfelder für die gelungene Zusammenarbeit.

Zum Schluss bedanke ich mich bei der 3D Micromac AG aus Chemnitz und dem Bundesministerium für Bildung und Forschung BMBF, die dieses Projekt ermöglichten. Aus den Reihen der 3D Micromac AG möchte ich mich insbesondere bei Dr.-Ing. Michael Grimm, Dr.-Ing. Dirk Lewke, Reinhard Kosuch und Christian Belgardt bedanken.

Ehrenwörtliche Erklärung

Es wird ehrenwörtlich erklärt, dass die vorliegende Arbeit selbstständig und ohne fremde Hilfe verfasst wurde. Es wurden keine anderen Hilfsmittel als die von mir gekennzeichneten Quellen benutzt. Alle inhaltlich oder wörtlich benutzten Quellen wurden als solche deutlich gekennzeichnet.

Zuvor wurde kein vergeblicher Promotionsversuch unternommen und auch diese Arbeit hat in gegenwärtiger oder anderer Fassung noch keiner anderen Fakultät vorgelegen.

Neu-Ulm den 08.08.2018

Julius Röth