

Thermo-mechanisches Schädigungsmodell für das (Zahnflanken-) Profilschleifen

Dissertation

zur Erlangung des akademischen Grades

Doktoringenieur

(Dr.-Ing.)

von Dipl.-Ing. Sergiy Grinko

geb. am 22.03.72 in Charkow, Ukraine

genehmigt durch die Fakultät für Maschinenbau

der Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg

Gutachter:

Prof. Dr.-Ing. habil. Dr. h. c. mult. Friedhelm Lierath
Prof. Dr.-Ing. habil. Anatolij Grabtschenko

Promotionskolloquium am 3.04.06

Danksagung

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit am Institut für Fertigungstechnik und Qualitätssicherung (IFQ) der Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg.

Zum besonderen Dank bin ich Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. Dr. h. c. mult. Lierath, dem ehemaligen Leiter des Institutes, für das mir entgegen gebrachte Vertrauen und seine wertvollen Anregungen und Hinweise bei der fachlichen Betreuung der Arbeit sowie für jederzeit gewährleistete Unterstützung verpflichtet.

An dieser Stelle möchte ich meinen Dank auch Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. Karpuschewski, dem Leiter des Lehrstuhls für Zerspan- und Abtragtechnik, Herrn Dr.-Ing. Emmer, Herrn Dr.-Ing. Schmidt, Herrn Dr.-Ing. Knoche, Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. Grabtschenko, dem geschäftsführenden Leiter des Institutes für Zerspannung und Zerspanwerkzeuge der Polytechnischen Staatsuniversität Charkow, Herrn Dr.-Ing. Pieper, Herrn Dr.-Ing. Schätzing, Herrn Dipl.-Ing. Petzel für ihre kritischen Hinweise, die sich aus zahlreichen Diskussionen bzw. der Durchsicht der Arbeit ergaben, aussprechen. Ferner bedanke ich mich herzlich bei allen anderen Kollegen und Mitarbeitern des Institutes, die mir durch ihr persönliches Engagement und ihre tatkräftige Hilfe einen großen Beistand geleistet haben.

Nicht vergessen will ich schließlich die Geduld und das Verständnis meiner Frau Olena in dieser Zeit. Mein aufrichtiger Dank gilt ebenso meinen Eltern für ihre Unterstützung.

Inhaltsverzeichnis

Abbildungsverzeichnis

Begriffe und Abkürzungen

1. Einleitung.....	1
2. Stand der Erkenntnisse	3
2.1. Entwicklungstendenzen in der Schleiftechnik – Technologien, Werkzeuge, Abrichten.....	3
2.1.1. Technologien.....	3
2.1.2. Werkzeuge und Abrichten	7
2.2. Prüfmethoden zum Nachweis von Schleifbrand.....	8
2.3. Modellansätze beim Schleifen	10
3. Aufgabenstellung und Zielsetzung.....	16
4. Diskontinuierliches Profilschleifen	19
4.1. Prozessbeschreibung.....	19
4.2. Prozesskenngößen.....	20
5. Werkstofftechnische Untersuchung der möglichen thermo-mechanischen Schädigungen.....	24
5.1. Problemstellung	24
5.2. Optische Beobachtung der Oberflächenschädigung	27
5.3. Metallographische Untersuchungsergebnisse	28
5.4. Härtemessungen.....	31
5.5. Eigenspannungen	33
6. Kinematisch-geometrische Verhältnisse beim Profilschleifen.....	35
6.1. Einschränkende Annahmen bei der Festlegung des Modellierungsumfangs.	35
6.2. Schematisierung des Schleifscheibenprofiles	36
6.3. Schematisierung des Schleifprozesses in der Lokalzone	40
6.4. Ermittlung der kinematischen und geometrischen Kenngößen.....	43
7. Zerspankraftmodellierung.....	50
7.1. Strategie der Untersuchungen	50
7.2. Erfassung der Einflussgrößen.....	51
7.3. Analytische Bestimmung der Zerspankraftkomponenten	52

7.4. Experimentelle Untersuchungen der Zerspankraftkomponenten	55
7.5. Abbildungsgenauigkeit der experimentellen und analytischen Ergebnisse	61
7.6. Kraftermittlung für das Schleifen mit veränderlichem Arbeitseingriff	64
7.7. Kraftermittlung für das Profilschleifen einer Zahnücke	67
8. Verschleißmodellierung	70
8.1. Vorgehensweise zur analytischen Bestimmung des Verschleißes	70
8.2. Experimentelle Untersuchungen des Werkzeugverschleißes	71
8.3. Ergebnisse der Verschleißmodellierung.....	73
9. Entwicklung eines thermo-mechanischen Schädigungsmodells.....	77
9.1. Allgemeiner Lösungsansatz	77
9.2. Energiebilanz und Wärmestrom	79
9.3. Bestimmung des Wärmeübergangskoeffizienten	82
9.4. Wärmeaustauschvorgänge und Temperaturmodellierung	87
9.4.1. Wärmeaustausch beim Planschleif-Analogieversuch	87
9.4.2. Wärmeaustausch beim Schleifen kreisförmiger Profile	93
9.4.3. Wärmeaustausch beim Zahnflanken-Profilschleifen.....	97
9.5. Ermittlung der kritischen Grenztemperatur.....	101
9.6. Thermo-mechanisches Schädigungsmodell für das Profilschleifen	110
9.7. Nutzervorschrift für die Ermittlung eines thermo-mechanischen Schädigungsmodells für das Profilschleifen.....	117
10. Zusammenfassung	121

Literatur

Abbildungsverzeichnis

- 2.1. Geometrisch-kinematische Eingriffsverhältnisse beim Profilschleifen – exemplarisch für das Zahnflanken-Profilschleifen
- 2.2. Zahnflanken-Profilschleifen in der Kleinserienfertigung – Schnittwerte – Randzonenbeanspruchung - Produktivität
- 2.3. Prozessablauf bei der Nitalätzung und Beispiele thermischer Oberflächenschädigungen – Schleifbrand
- 2.4. Entwicklung der Wärmeenergie in der Kontaktzone und ihre Verteilung
- 2.5. Schleiftechnologisches Informationssystem SISY
- 3.1. Thermo-mechanische Schädigungsgrenze
- 4.1. Kinematisches Prinzip des diskontinuierlichen Profilschleifvorganges
- 4.2. Form der Werkzeugverschleißmarke
- 4.3. Kraftverhältnisse beim Zahnflankenprofilschleifen
- 4.4. Konvektionsvorgänge beim diskontinuierlichen Profilschleifen
- 5.1. Eisen-Kohlenstoff-Schaubild
- 5.2. Versuchsproben mit verschiedenen Stufen des Schleifbrandes in Abhängigkeit vom Arbeitseingriff ($v_f = 2000 \text{ mm/min}$, $v_c = 30 \text{ m/s}$)
- 5.3. REM-Gefügaufnahmen des Einsatzstahls 17CrNiMo6
- 5.4. Gefügebau mit thermischen Schädigungen
- 5.5. Reibmartensit-Gefüge (FIB-Aufnahme)
- 5.6. Rissausbildung in der Neuhärtungsschicht
- 5.7. Einfluss der thermischen Schädigungen auf die Oberflächenhärte
- 5.8. Härtemessung unterschiedlicher Gefüge
- 5.9. Eigenspannungen als Funktion der Schleifleistung durch Superposition mechanischer und thermischer Wirkungen
- 5.10. Eigenspannungen in unterschiedlichen Zuständen
- 6.1. Schema zur Berechnung der Kornanzahl in der Schleifscheibe
- 6.2. Schema zur Berechnung der am Schleifprozess beteiligten aktiven Abrasivkörner
- 6.3. Schema des Profilschleifens mit konstantem Aufmaß in Zustellrichtung (links) und senkrecht zur Zahnflanke (rechts)
- 6.4. Diskretisierung der Wirkprofilkante
- 6.5. Geometrische Beschreibung des tatsächlichen Zustellbetrages

- 6.6. Ermittlung des Profilwinkels
- 6.7. Berechnungsergebnisse der tatsächlichen Arbeitseingriffe
- 6.8. Ermittlung der Ersatzeingriffsgröße
- 7.1. Prinzipieller Aufbau des Modellansatzes für die schneidenbezogene Normalkraft
- 7.2. Versuchsplan vom Typ 3^2 zur Modellierung der Zerspankraftkomponenten
- 7.3. Bezogene Normalkraft in Abhängigkeit von der Kontaktlänge und dem mittleren Spanungsquerschnitt
- 7.4. Bezogene Schnittkraft in Abhängigkeit von der Kontaktlänge und dem mittleren Spanungsquerschnitt
- 7.5. Einfluss der Vorschubgeschwindigkeit und des Arbeitseingriffes auf die bezogenen Zerspankraftkomponenten
- 7.6. Einfluss der Schnittgeschwindigkeit auf die bezogenen Zerspankraftkomponenten
- 7.7. Zeitlicher Einfluss des Verschleißes auf die Zerspankraftkomponenten
- 7.8. Abbildungsgenauigkeit des Zerspankraftmodells - Vergleich der experimentellen und der analytischen Werte der bezogenen Normalkräfte
- 7.9. Abbildungsgenauigkeit des Zerspankraftmodells - Vergleich der experimentellen und der analytischen Werte der bezogenen Schnittkräfte
- 7.10. Vergleich der Kraftverläufe beim Planschleifen mit denen des Schleifens kreisförmiger Profile
- 7.11. Vergleich der bezogenen Eingriffsquerschnitte beim Schleifen kreisförmiger Profile mit denen des Planschleifens
- 7.12. Vergleich der experimentell ermittelten und analytisch berechneten Schnittkräfte beim Schleifen mit dem kreisförmigen Profil
- 7.13. Arbeitseingriffe und bezogene Schnittkräfte beim Profilschleifen einer evolventischen Zahnflanke
- 7.14. Vergleich der experimentell ermittelten und analytisch berechneten Schnittkräfte beim Zahnflanken-Profilschleifen
- 8.1. Einfluss der Schnittgeschwindigkeit auf den Verschleiß
- 8.2. Einfluss der Vorschubgeschwindigkeit auf den Verschleiß
- 8.3. Einfluss des bezogenen Zeitspannungsvolumens und der Schnittgeschwindigkeit auf den Schleifscheibenverschleiß
- 8.4. Zusammenhang zwischen den experimentell ermittelten Verschleißwerten und

- den primären Einflussgrößen
- 8.5. Abbildungsgenauigkeit des Verschleißmodells im Vergleich der experimentellen und der analytischen Werte des Profilkantenverschleißes
 - 9.1. Schema zur Entwicklung eines thermo-mechanischen Schädigungsmodells
 - 9.2. Schematisches Prozessmodell zur Temperatursimulation
 - 9.3. Experimentell-numerische Vorgehensweise zur Bestimmung des Wärmeübergangskoeffizienten
 - 9.4. Modellierungsvorgang bei der Abkühlung des Werkstückes
 - 9.5. Abkühlkurvenabgleich und realer Wärmeübergangskoeffizient
 - 9.6. Wärmestromdichte als Funktion des Arbeitseingriffs und der Schnittgeschwindigkeit beim Planschleifen
 - 9.7. Wärmestromdichte als Funktion der Einwirkungszeit und der Vorschubgeschwindigkeit beim Planschleifen
 - 9.8. Modellierungsvorgang beim Planschleif-Analogieversuch
 - 9.9. Modellierte Oberflächentemperaturen in Abhängigkeit vom Arbeitseingriff und von der Vorschubgeschwindigkeit
 - 9.10. Modellierte Oberflächentemperatur in Abhängigkeit vom Arbeitseingriff und von der Schnittgeschwindigkeit
 - 9.11. Modellierungsvorgang beim Schleifen eines kreisförmigen Profils
 - 9.12. Temperaturverlauf beim Schleifen eines kreisförmigen Profils
 - 9.13. Modellierungsvorgang beim Zahnflanken-Profilschleifen
 - 9.14. Temperaturverlauf entlang der Zahnflanke beim Zahnflanken-Profilschleifen
 - 9.15. Abgleich der FE-simulierten Oberflächentemperaturen mit den Nitalätzstufen zur Ermittlung der kritischen Grenztemperatur beim Planschleif-Analogieversuch
 - 9.16. Abgleich der FE-simulierten Oberflächentemperaturen mit den Nitalätzstufen zur Ermittlung der kritischen Grenztemperatur beim Profilschleifen eines kreisförmigen Profils
 - 9.17. Abgleich der FE-simulierten Oberflächentemperaturen mit den Nitalätzstufen zur Ermittlung der kritischen Grenztemperatur beim Zahnflanken-Profilschleifen
 - 9.18. Bezogene Wärmeströme und Einwirkungszeiten im Vergleich der Profilschleif-Verfahrensvarianten
 - 9.19. Kritische Grenztemperatur in Abhängigkeit der sie verursachenden bezogenen

Wärmeströme und Einwirkungszeiten im Vergleich der Profilschleif-
Verfahrensvarianten

- 9.20. Modellierter maximale Oberflächentemperatur
- 9.21. Thermo-mechanische Schädigungsgrenze für das Planschleifen mit dem
Parameter Schnittgeschwindigkeit
- 9.22. Grenzfläche der Schnittparameter für das Zahnflanken-Profilschleifen
- 9.23. Maximal zulässige Grenzvorschubgeschwindigkeit als Funktion des Aufmaßes
und der Schnittgeschwindigkeit für das Zahnflanken-Profilschleifen
- 9.24. Allgemeiner Ablaufplan für die Entwicklung eines Schädigungsmodells für das
Profilschleifen
- 9.25. Potenzial des entwickelten thermo-mechanischen Schädigungsmodells

Begriffe und Abkürzungen

Formelzeichen	Einheit	Größe
A_C		Schnittfläche
A_{ce}		Schnittfläche
A_{C_1}	°C	Temperatur des Austenitbereiches
a_e	mm	Arbeitseingriff
a_{ee}	mm	Ersatzarbeitseingriff
a_p	mm	Eingriffsbreite
A_{rs}		Modellkonstante
\bar{A}_s	mm ²	mittlerer Spanungsquerschnitt
$A_{T\ pl}$		Modellkonstante
$A_{T\ pr}$		Modellkonstante
A_W	mm ²	Eingriffsquerschnitt
A'_W	mm ²	bezogener Eingriffsquerschnitt
$A'_{W\ pl}$	mm ²	bezogener Eingriffsquerschnitt beim Planschleifen
$A'_{W\ pr}$	mm ²	bezogener Eingriffsquerschnitt beim Profilschleifen
$A_{0,fc}$		Modellkonstante
$A_{1,fc}$		Modellkonstante
$A_{2,fc}$		Modellkonstante
$A_{0,fn}$		Modellkonstante
$A_{1,fn}$		Modellkonstante
$A_{2,fn}$		Modellkonstante
$B_{T1\ pl}$		Modellkonstante
$B_{T2\ pl}$		Modellkonstante
$B_{T3\ pl}$		Modellkonstante
$B_{T4\ pl}$		Modellkonstante

B_{T1pr}		Modellkonstante
B_{T2pr}		Modellkonstante
B_{T3pr}		Modellkonstante
$B_{1,fc}$		Modellkonstante
$B_{2,fc}$		Modellkonstante
$B_{3,fc}$		Modellkonstante
$B_{1,fn}$		Modellkonstante
$B_{2,fn}$		Modellkonstante
$B_{3,fn}$		Modellkonstante
$B_{1,rs}$		Modellkonstante
$B_{2,rs}$		Modellkonstante
$B_{3,rs}$		Modellkonstante
c_p	J/(Kg K)	spezifische Wärmekapazität
D	mm	Durchmesser des Schleifkörpers
D_a	mm	Kopfkreisdurchmesser
da_e	mm	bezogener Arbeitseingriff
D_{ff}	mm	Fuß-Formkreisdurchmesser
dl_k	mm	bezogene Kontaktlänge
ds	mm ²	Einzelfläche
D_{se}	mm	Durchmesser des Ersatzschleifkörpers
E_{ht}	mm	Einsatzhärtungstiefe
F_c	N	Schnittkraft
F'_c	N	bezogene Schnittkraft
F'_{cvar}	N	bezogener variabler Anteil der Schnittkraft
F_e	N	äquivalente Zerspankraft
F_f	N	Vorschubkraft
F'_f	N	bezogene Vorschubkraft
F_n	N	Normalkraft

F'_n	N	bezogene Normalkraft
$F'_{n \text{ var}}$	N	bezogener variabler Anteil der Normalkraft
\bar{h}_{max}	mm	mittlere Spannungsdicke
i_s		Anzahl der im Eingriff befindlichen Schneiden
i_{st}		Anzahl der Schneideneingriffe einer Schneide
K_k		Koeffizient der Konzentration
K_p		Koeffizient der Porosität
K_1		Umwandlungsfaktor
K_2		Wärmeübergangsfaktor WST-WZ
K_3		Wärmeübergangsfaktor WST-Span
l_e	mm	Eingriffslänge
L	mm	Länge des momentanen Schnittes
l_k	mm	Einbettungstiefe des Kornes beim Kornausfall
m	mm	Zahnradmodul
m_i		wahrscheinliche Kornzahl im Arbeitsbereich des Schleifkörpers
$M_0 - M_5$		Punktbezeichnung
N		statistische Schneidenzahl
N_{Kin}		im Eingriff befindliche aktive Schneiden
Nu		Nußelt-Zahl
n_ω		Kornzahl in einer Volumeneinheit des Schleifkörpers
P		Bindungsoberfläche
P'_C	W	bezogene Schnittleistung
P_f		angenommene Arbeitsebene
P_{fe}		Arbeitsebene
Pr		Prandtl-Zahl
P_r		Werkzeug-Bezugsebene
P_{re}		Wirk-Bezugsebene
P_s		Werkzeug-Schneidenebene

XII

P_{se}		Wirk-Schneidenebene
P_0		Werkzeug-Orthogonalebene
$P_1 - P_9$		Versuchspunktbezeichnung
q	W	Wärmestrom
q_d		Geschwindigkeitsverhältniss
q_{Ges}	J	gesamte Wärmemenge
q_{KSS}	J	Wärmemenge im Kühlschmierstoff
q_{SK}	J	Wärmemenge im Schleifkörper
q_W	W/mm ³	Wärmestromdichte
Q_W	mm ³ /s	Zeitspanungsvolumen
Q'_W	mm ³ /(mm s)	bezogenes Zeitspanungsvolumen
q_{WST}	J	Wärmemenge im Werkstück
r		Korrelationsfaktor
Re		Reinolds-Zahl
r_{scr}	mm	Profilkantenverschleiß
$r_{scr \max}$	mm	maximaler Profilkantenverschleiß
t	s	Zeit
t_c	s	Schnittzeit
T_{Grenz}	°C	Grenztemperatur
T_{KSS}	°C	Temperatur des Kühlschmierstoffes
T_{mod}	°C	Modelltemperatur
t_W	s	Einwirkungszeit des Wärmestromes
T_{WST}	°C	Temperatur des Werkstückes
v_C	m/s	Schnittgeschwindigkeit
v_f	mm/min	Vorschubgeschwindigkeit
V_W	mm ³ /s	Zerspanungsvolumen
V'_W	mm ³ /s	bezogenes Zerspanungsvolumen
x_e	mm	Ellipsoidachse
\bar{x}		Gruppierungszentrum

XIII

$x_{\min, \max}$	mm	kleinste und größte Abmessungen des Kornes
x		Profilverschiebungsfaktor
z		Zähnezahl
α	W/(m ² K)	Wärmeübergangskoeffizient
α_i		Koeffizient der Isometrie
α_{KSS}	W/(m ² K)	Wärmeübergangskoeffizient des Kühlschmierstoffes
α_{ti}	grad	Stirneingriffswinkel
α_{WST}	W/(m ² K)	Wärmeübergangskoeffizient des Werkstückes
α_{xi}	grad	Profilwinkel
β	grad	mittlerer Öffnungswinkel
ε	mm	Grenzeinbettungstiefe des Kornes
η_i	grad	Zahnlücken-Halbwinkel
λ	W/(m K)	Wärmeleitfähigkeit
ϱ		dimensionsloses Kriterium
ρ	kg/m ³	Dichte
$\sigma_{H\lim}$	N/mm ²	Grübchen-Dauerfestigkeit
$\sigma_{F\lim}$	N/mm ²	Zahnfuß-Dauerfestigkeit
σ	N/mm ²	normale Eigenspannung
σ_q		Quadratabweichung
ω_1		Anteil der Kornvolumina in einer Volumeneinheit des Schleifkörpers
Δ_{\max}	mm	Arbeitsbereich des Schleifkörpers
Δr_s	mm	Radialscheibenverschleiß
Δs	mm	Aufmaß
AC		Adaptive Control
CAD		Computer Aided Design
CNC		Computerized Numerical Control
FEM		Finite-Elemente-Methode
FIB		Focused Ion Beam

HRC	Härte nach Rockwell
HV	Härte nach Vickers
KSS	Kühlschmierstoff
REM	Raster-Elektronen-Mikroskop
SG	Sol-Gel
WST	Werkstück
WZ	Werkzeug
IGES	Initial Graphics Exchange Specification

1. Einleitung

Die heutige und zukünftige Produktionstechnik steht unter dem zunehmenden Druck vielfältiger neuer Herausforderungen,

- die immer stärker werdende Konkurrenz durch andere, bereits für atemberaubende gesellschaftliche Veränderungen sorgende Schlüsseltechniken, wie die Informations- und Kommunikations-, die Opto-, Mikro- und Nano- sowie die Bio- und Gentechniken, aus denen sich ein gesicherter Trend zur Produktminiaturisierung ableitet;
- die sich verändernden Nutzer- und Käuferbedürfnisse in der Richtung zur immer stärkeren Produktindividualisierung mit immer kürzeren Produktlebenszyklen;

schließlich

- der auf die Sicherung der globalen Wettbewerbsfähigkeit ausgerichtete Trend zur immer produktiveren, ökologisch nachhaltigeren, kostengünstigeren und vor allem auch qualitätsverbesserten Produkterzeugung, durch die sich insbesondere die Fertigungstechnik als dominante Säule der Produktionstechnik angesprochen fühlt.

Wenn auf eine Erhöhung der Produktqualität abgezielt wird, dann sind es die spanenden Endbearbeitungsverfahren, darunter auch die Schleifverfahren, auf die nicht verzichtet werden kann und für die es nachweislich immer noch einen beachtlichen Forschungs- und Entwicklungsbedarf gibt.

Das Schleifen im Allgemeinen und das Profilschleifen insbesondere sind dadurch gekennzeichnet, dass sie im Vergleich zu den spanenden Verfahren mit geometrisch bestimmter Werkzeugschneide eine um ein Vielfaches größere Wärmemenge erzeugen, von der ein beträchtlicher Anteil in die Werkstückoberfläche eindringt und dort Randzonenschädigungen in der Form von Gefügewandlungs-, Anlass- und Neuhärtungszonen und damit einhergehenden Härte- und Eigenspannungsänderungen sowie Rissbildungen, auch als Schleifbrand bezeichnet, verursacht, durch die die Funktionseigenschaften beanspruchter Bauteile nicht tolerierbar beeinträchtigt werden können.

Die zerspantechnische und werkstoffkundliche Forschung war zurückliegend erfolgreich damit befasst, dieses komplizierte Phänomen der thermo-mechanischen Schädigungsmechanismen aufzuklären und durch geeignete Mess- und Auswertemethoden quantifiziert erfassbar zu machen, um bei sensierten Schädigungen korrigierend in den technologischen Prozess eingreifen zu können. Dem weitergehenden Anspruch, thermo-mechanische Oberflächenschädigungen prophylaktisch im Rahmen einer objektiven Verfahrensgestaltung sicher zu vermeiden, konnte bisher dagegen nicht zufrieden stellend entsprochen werden und bleibt deshalb aktueller Gegenstand der Forschung, zu dem die vorliegende Arbeit mit der Entwicklung eines thermo-mechanischen Schädigungsmodells für das Profilschleifen, basierend auf der FE-Analyse der in der Schleifwirkzone entstehenden Temperaturen, Temperaturfelder und -gradienten sowie begleitender technologischer und werkstoffkundlicher Untersuchungen einen Beitrag leistet.

2. Stand der Erkenntnisse

Das Profilschleifen ist durch zahlreiche Verfahrensvarianten und –modifikationen charakterisiert. Das Zahnflanken-Profilschleifen zählt dazu und verkörpert die Variante des Profilschleifens, auf die in den nachfolgenden Ausführungen exemplarisch vielfach Bezug genommen wird.

Die Zahnflanken-Schleifbearbeitung größerer gerad- und schrägverzahnter Stirnräder (aus einsatzgehärteten Stählen) wird im industriellen Getriebebau beispielsweise unter den Bedingungen der Klein- und Mittelserienfertigung fast ausschließlich auf modernen Profilschleifmaschinen durchgeführt. Diese sind den Teilwälzschleifmaschinen vor allem in der Produktivität überlegen. Die Berührung der Profilscheibe mit dem Werkstück auf der ganzen Flankenprofilinie ermöglicht dem Profilschleifen große Zeitspannungsvolumina, wodurch sich die Hauptzeit verkürzt. Die Kinematik des Profilschleifens ist einfacher als die des Teilwälzschleifens, was eine höhere Genauigkeit und verbesserte Prozesssicherheit erzielen lässt. Zur Flexibilität der Profilschleifmaschinen tragen vor allem CNC-Abrichttechnik mit Unterstützung des Neuprofilierens der Schleifscheiben durch Sensorüberwachung, problemloses Wechseln der Schleifscheiben z.B. durch Dehnspannflansche und automatische Systeme für das Einlücken und Anschleifen bei.

2.1. Entwicklungstendenzen in der Schleiftechnik – Technologien, Werkzeuge, Abrichten

2.1.1. Technologien

In der modernen Zahnradfertigung existiert eine ganze Reihe von Methoden zur Finishbearbeitung von Verzahnungen, die sich durch die erzielte Oberflächenqualität, Produktivität und Prozesssicherheit unterscheiden. Das Ziel der Finishbearbeitung ist vor allem, die gewünschte Oberflächenrauheit der Zahnflanken, die Genauigkeit der Zahnpaarungen und die Qualität der Oberflächenschichten zu sichern, wobei die maximale Bearbeitungsproduktivität und der minimale Kostenaufwand für den gesamten technologischen Prozess als bedeutende Zielkriterien dienen.

Als Fertigungsverfahren zur Vorbereitung von Zahnrädern werden das Wälzfräsen, Wälzstoßen, Kaltwalzen, Weichschaben, Schälwälzfräsen, Hartschälen usw. angewendet. Durch die hohe Produktivität und die relativ hohe erreichbare Oberflächenqualität besitzt das Wälzfräsen in der industriellen Praxis die dominante Position. Beim Wälzfräsen ist die Stirnradqualität bis zur Klasse 6 nach DIN 3962 [7] zu erreichen.

Eine Finishbearbeitung der Verzahnungen wird hauptsächlich durch das Verzahnungsschleifen realisiert, in einzelnen Fällen kann das Verzahnungshonen (Schabschleifen) angewendet werden [38]. Das Verzahnungsschleifen seinerseits charakterisiert sich durch zwei Grundverfahren – Teilwälzschleifen und Profilschleifen. Nach dem Verzahnungsschleifen kann die Qualität bis zur 1. Klasse nach DIN 3962 realisiert werden. Um die Vor- und Nachteile beider Verzahnungsschleifverfahren vollständig einzuschätzen, sind die wichtigsten Parameter in der Tabelle 1 vergleichsweise gegenübergestellt:

Parameter	Teilwälzschleifen	Profilschleifen
Technologische Charakterisierung		
Maßgenauigkeit	+	+
Oberflächenqualität	+	+
Randzoneneigenschaften	+	-
Produktivität	-	+
Physikalische Charakterisierung		
Schleiftemperatur	+	+
Zerspankraft	+	-
Konstruktive und allgemeine Charakterisierung		
Prozesssicherheit	-	+
Komplexität der Werkzeuggeometrie	+	-
Abrichten	+	-
Prozessflexibilität	+	+
Kinematik	-	+
Bearbeitungszeit	-	+
Prozesskostenaufwand	+	+

Tab. 1. Vergleich des Teilwälz- und Profilschleifens als Zusammenstellung der wichtigsten Prozesscharakteristiken.

Die geometrisch-kinematischen Eingriffsverhältnisse beim Profilschleifen sind in Abb. 2.1 dargestellt. Ähnlich wie beim Teilwälzschleifen ist die Länge des Eingriffes zwischen dem Werkzeug und Werkstück (Eingriffslänge l_e) sehr groß, oft sogar mit einem Tiefschleifprozess vergleichbar, da die Eingriffsgröße a_e nicht senkrecht zur Werkstückoberfläche, sondern praktisch in der Werkzeug-Arbeitsebene gemessen wird. Dies wirkt ungünstig auf die Intensität der thermischen Werkstückbeanspruchung, denn eine große Eingriffslänge erschwert die Zuführung des Kühlschmiermittels an die Zerspanstelle erheblich und begünstigt den Wärmeübergang in die Werkstückoberfläche.

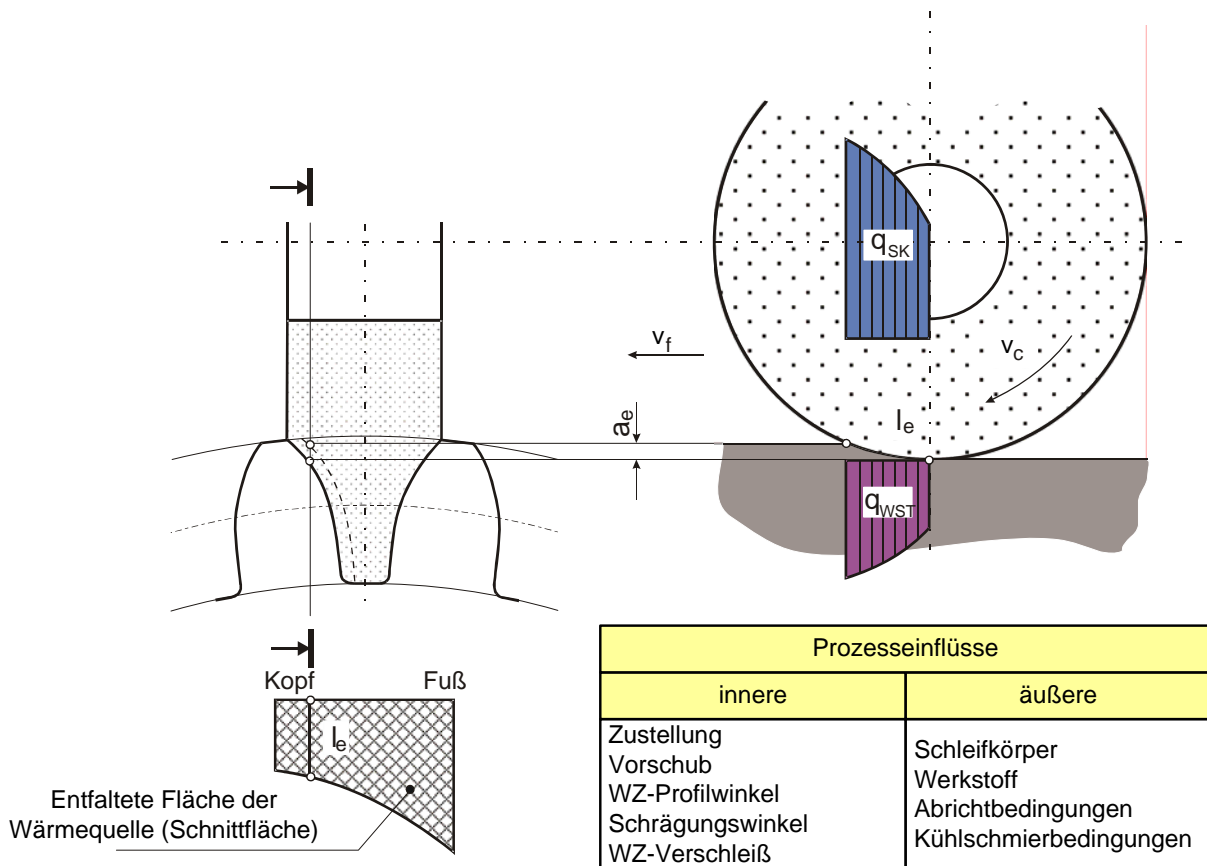


Abb. 2.1. Geometrisch-kinematische Eingriffsverhältnisse beim Profilschleifen – exemplarisch für das Zahnflanken-Profilschleifen

Eine Überhitzung der Werkstückrandzone führt zur Schädigung der Zahnflanken in Form von Anlasserscheinungen, Schleifbrand und Schleifrisen. Um die Produktqualität zu sichern, muss diesem negativen Sachverhalt bei der Auslegung des Schleifprozesses ausreichende Aufmerksamkeit gewidmet werden.

Gegenwärtig wird in der betrieblichen Praxis bei der Wahl der Schnitt- und Maschineneinstellwerte mehr oder weniger auf die Empirie zurückgegriffen, die sich vor allem auf Erfahrungen des technischen Personals und der Maschinenbediener stützt (Abb. 2.2, links oben). Dies hat bei der bestehenden Komplexität der Problematik zur Folge, dass oft sehr entfernt von optimalen Einstellwerten geschliffen wird (Abb. 2.2, links unten), aber auch entstehender Schleifbrand nicht ausgeschlossen werden kann. Dabei ist ein effektiver Abgleich der Maschineneinstellwerte anhand von Schleifergebnissen zwischen einzelnen Schnitten oder erst nach der Fertigstellung des Zahnrades kaum möglich. Der maschinennahe Regelkreis arbeitet angesichts des Charakters der Fertigung wenig effizient.

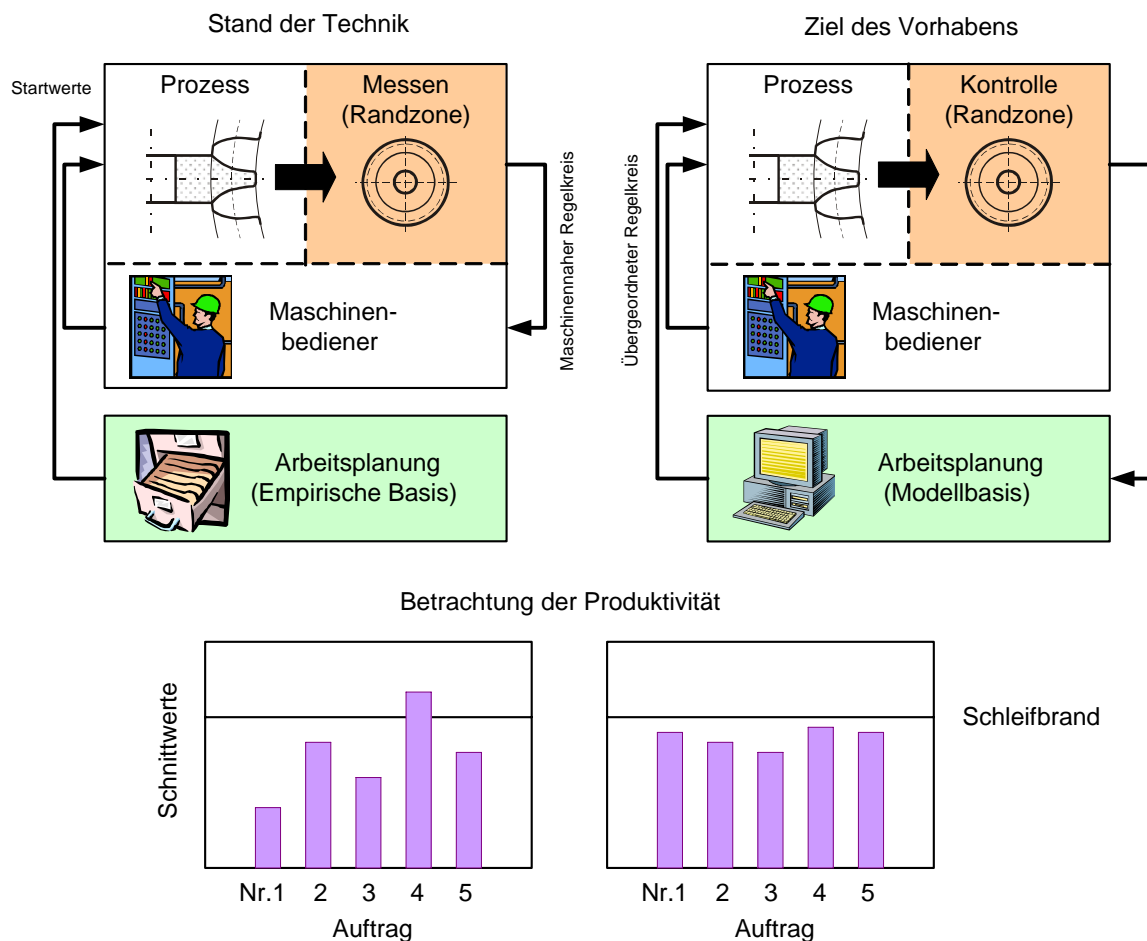


Abb. 2.2. Zahnflanken-Profilschleifen in der Kleinserienfertigung -
Schnittwerte – Randzonenbeanspruchung – Produktivität

Einen Weg zur effizienten technologischen Beherrschung der thermo-mechanischen Schädigungsmechanismen stellt die wissenschaftliche Durchdringung der in der Werkstückrandzone ablaufenden Wärmefließvorgänge dar. Experimentelle Untersuchungen haben ergeben, dass für jeden Werkstoff bzw. für jede Werkstoffgruppe

eine Randzonentemperatur existiert, die während der Schleifbearbeitung nicht überschritten werden darf. Wird diese Tatsache bei der Wahl der Schnittwerte beachtet, können auch die thermo-mechanischen Schleiffehler ohne Produktivitätsverluste wirksam und effektiv vermieden werden (Abb. 2.2, rechts).

Eine dementsprechende Lösung wurde am IFQ Magdeburg erfolgreich bereits für das Teilwälz-Schleifverfahren entwickelt und erprobt. Es wurde ein Simulations-Programmsystem entwickelt, dessen Programmmodule u.a. Berechnungen der Werkstückrandzonentemperaturen in ihrer Abhängigkeit von der Werkstückgeometrie, den Maschineneinstellwerten und der Werkzeugmakrogeometrie für jeden beliebigen Zeitpunkt des Prozesses erlauben [1]. Die Ergebnisse werden sowohl bei der externen Schnittwertoptimierung als auch für die Auslegung von Regimen zur Steuerung des Prozesses innerhalb einer Flanke genutzt.

2.1.2. Werkzeuge und Abrichten

In der Praxis des diskontinuierlichen Profilschleifens von Zahnrädern werden hauptsächlich die Schleifscheiben aus kubischem Bornitrid, die durch eine hohe Zerspanfähigkeit, hohe Verschleißfestigkeit und hohe Wärmeleitfähigkeit gekennzeichnet sind, eingesetzt. Andererseits sind diese Werkzeuge sehr teuer und erfordern ein kostenintensives Abrichten.

In den letzten Jahren haben sich Schleifscheiben aus SG-Korund als aussichtsreiche Schleifwerkzeuge zur Bearbeitung von Werkstücken erwiesen [3, 16, 21, 34, 25, 33, 39, 40, 41]. Dieser Abrasivwerkstoff verfügt über die mit CBN vergleichbaren Zerspanfähigkeitseigenschaften, besitzt den Effekt der Selbstschärfung und ist wesentlich billiger im Vergleich mit CBN. Dies ermöglicht, eine hohe Prozessproduktivität, sehr gute Oberflächenqualität und stabile Prozesssicherheit zu erreichen. Ein weiterer Vorteil der SG-Korundschleifscheiben besteht in der Möglichkeit, praktisch beliebige Scheibenprofile bei relativ niedrigen Kosten für die Herstellung und Formung zu erzeugen. SG-Korund wird durch die Polymerisation von Al_2O_3 -Pulver unter hohen Drücken hergestellt. Das scharfe Arbeitsprofil wird durch den stetigen Ausbruch von Partikeln aus der Kornoberfläche auf wesentlich

höherem Niveau gesichert. Dabei bilden sich scharfe Mikroschneiden, und die Wahrscheinlichkeit des Kornausfalles ist sehr gering [42].

Die Schleifscheiben werden im Wesentlichen entweder durch Diamantstifte oder durch Diamantrollen abgerichtet. Die Flexibilität des ersten Verfahrens lässt den Abrichtprozess praktisch jedes Schleifscheibenprofils durch das serielle Abrichtwerkzeug herstellen. Die Abmessungen des Abrichtstiftes sind klein, und er ist relativ kostengünstig. Die Abrichtrollen werden wegen ihrer speziellen Profilform und ihres hohen Preises hauptsächlich in der Massenfertigung angewendet, jedoch ist die Zeit für die Operationsprogrammierung und für den Abrichtprozess unvergleichbar gering.

2.2. Prüfmethoden zum Nachweis von Schleifbrand

Der Schleifbrand in der geschliffenen Werkstückoberfläche zählt zu den Phänomenen bei der Finishbearbeitung von Zahnrädern, deren Auftreten schwierig zu prognostizieren, zu identifizieren und zu vermeiden ist. Als Schleifbrand wird die Oberflächenschädigung durch hohe thermo-mechanische Belastungen infolge ungünstiger Bearbeitungsparameter bezeichnet. Die Oberfläche wird beschädigt und verliert ihre funktionellen Eigenschaften, was zur Entstehung von Rissen und häufig auch zum Zahnbruch führt.

Die modernen Technologien zum Nachweis und zur Einschätzung von Schleifbrand verfügen über eine ganze Reihe der Verfahren unterschiedlicher Ausführungen und Wirkungsgrade, die sich bezüglich ihres Einflusses auf die geprüfte Oberfläche in zerstörende und zerstörungsfreie unterscheiden. Zu den zerstörenden Verfahren werden die klassischen Methoden wie die Mikrohärtemessung, metallografische Untersuchung, die Eigenspannungsmessung usw. gezählt. Alle diese Verfahren wirken negativ auf die Oberfläche, deswegen ist ihre Anwendung nur für Forschungs- und Untersuchungsaufgaben zweckmäßig.

Zerstörungsfreie Verfahren zum Schleifbranderkennung sind folgende:

- Nitalätzung;
- magnetische Methoden wie Barkhausen- und Wirbelstromverfahren;
- optische Diagnose-Verfahren zur Beurteilung der Makro- und Mikrogeometrie;

- In-prozess Messdatenerfassungs- und Regelungssysteme.

Die in der Praxis dominierende zerstörungsfreie Methode zur Schleifbranderkennung ist die Nitalätzung, die sowohl für Forschungszwecke als auch in der Produktion eingesetzt wird. Die Nitalätzung gilt als sichere Methode, um Schleifbrandschäden sichtbar zu machen. Durch die Nitalätzung nehmen die vom Schleifbrand betroffenen Bereiche durch die Oxidation und nachfolgende Bearbeitung in Säuremedien eine dunkle Färbung an. Das Ablaufschema der Nitalätzung ist in Abb. 2.3 dargestellt.

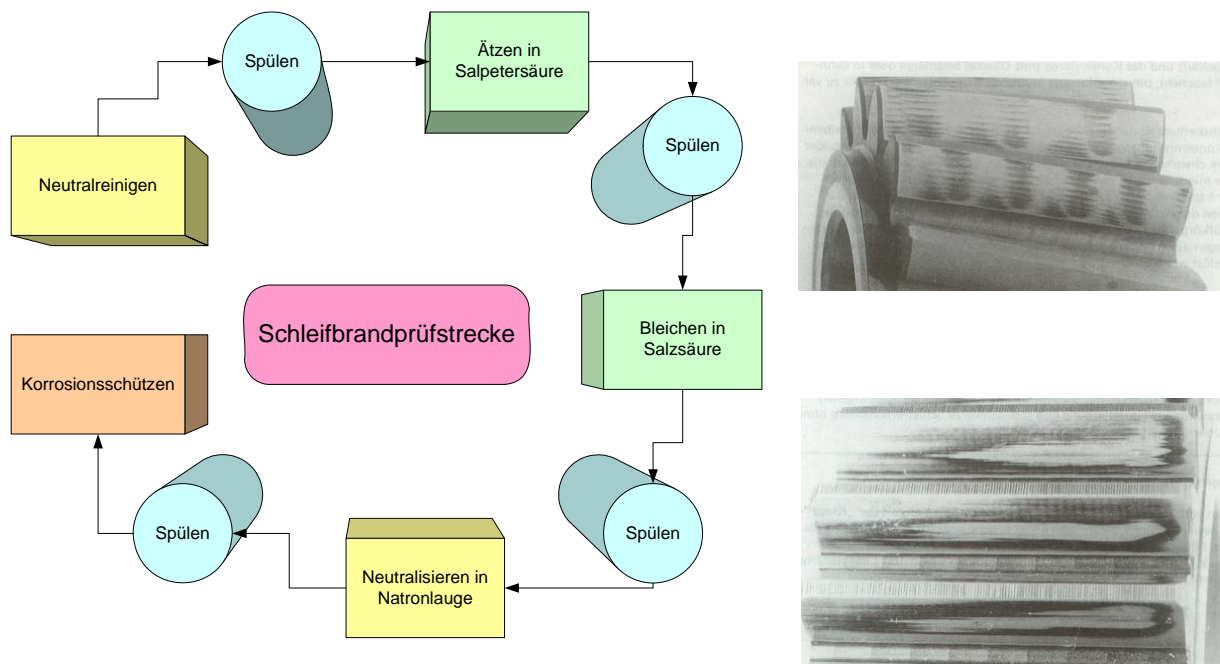


Abb. 2.3. Prozessablauf bei der Nitalätzung und Beispiele thermischer Oberflächenschädigungen – Schleifbrand (rechts) [37]

Nach der Neutralisation und Reinigung wird das zu prüfende Zahnrad in 3-5% Salpetersäurelösung angeätzt, wobei sich die Oberfläche des Zahnrades braunschwarz verfärbt. Als nächster Schritt folgen eine Zwischenspülung und das Trocknen. Danach wird das Zahnrad in eine 4-6% Salzsäurelösung getaucht. Dabei geht die dunkle Färbung von unbeschädigten Oberflächenbereichen zurück, so dass die Brandflecken optisch sichtbar werden. Anschließend sind die Neutralisation in 0,5% Natronlauge und die Aufbringung des Korrosionsschutzöles auf die Oberfläche durchzuführen. Die Nitalätzung hinterlässt keine Oberflächenschädigungen auf den Zahnflanken und erlaubt, die geprüften Zahnräder weiter anzuwenden.

2.3. Modellansätze beim Schleifen

Wesentliche Entwicklungen auf dem Gebiet der Sicherung der Qualität geschliffener Werkstücke (Maßhaltigkeit, Oberflächengüte und schadensfreie Randzone) gehen derzeit in die Richtung der

- komplexen prozessintegrierten Qualitätsprüfung beim Schleifen [5, 6, 11, 14, 15, 17, 19, 20, 22, 31, 32];
- Sensierung einzelner Qualitätsparameter, wie Schleifbrand [23, 27, 43] und Schleifrisse [27, 44] oder Prozesskenngößen (Schleiftemperatur [8]), mit geeigneter Gerätetechnik;
- Analyse bzw. Modellierung des Schleifprozesses unter besonderer Beachtung seiner Kinematik [29, 45, 81] und seiner thermischen Vorgänge mittels FEM [12, 13, 18, 28, 35, 46, 47] bzw. künstlicher neuronaler Netze [24] oder analytischer Methoden [26, 48].

In Bezug auf die Wahl der optimalen Schnittwerte wurden in der Vergangenheit zahlreiche Versuche unternommen, um die beim Schleifen entstehenden Werkstücktemperaturen und ihre Verteilung in Abhängigkeit von den Schleifparametern zu beschreiben. Etliche Autoren [49, 50, 51] verwenden zur Berechnung der Randzonentemperatur analytische Ansätze, die sich auf ein Randwertproblem zurückführen lassen, das erstmals von Carslav und Jäger [52] formuliert und durch Takazawa [53] weiter vereinfacht wurde. Genauso wie eine ganze Reihe anderer Lösungen [54, 55, 56, 57] sind jedoch diese Ansätze entweder auf die Berechnung eines zweidimensionalen Temperaturfeldes eingeschränkt oder können nur mit einer rechteckigen Form der Wärmequelle konstanter Ergiebigkeit arbeiten. Derartige Vereinfachungen sind nur beim Rund- und Planeinsteichschleifen bzw. ähnlichen orthogonalen Schleifverfahren statthaft.

Wesentlich flexibler sind in dieser Hinsicht numerische Verfahren zur Temperaturberechnung, vor allem die Finite-Elemente-Methode. Die Genauigkeit dieser Methode wurde z.B. von Tönshoff [58] an einem einfachen Berechnungsbeispiel untersucht. Für einen konkreten Schleifprozess konnte dabei eine sehr gute Übereinstimmung der Ergebnisse mit analytisch ermittelten Werten nachgewiesen

werden. Vorteilhaft ist, dass fast jede Form und jede Verteilung der Wärmequelle beinahe exakt berücksichtigt werden können. Daher finden dreidimensionale Finite-Elemente-Werkstückmodelle häufig ihre Anwendung, z.B. bei der Analyse der Entstehung von Schleifbrand und thermisch bedingten Fertigungsabweichungen [18]. Einige Verfasser [59] setzen sich auf dieser Grundlage aber auch mit induzierten Eigenspannungen thermischen und mechanischen Ursprungs auseinander.

Eine große Rolle spielen bei Temperaturberechnungen wärmeenergetische Annahmen. Es handelt sich in erster Linie um die Bestimmung der an der Kontaktstelle generierten Wärmemenge und ihre Verteilung [18]. Bekannterweise ist die an der Zerspanstelle pro Zeiteinheit umgewandelte Energiemenge direkt proportional der wirkenden Schnittkraft und somit auch der Schnittleistung. Nach Maris [60] und Lee [61] schlägt sich diese bis auf einen vernachlässigbaren Differenzbetrag in der generierten Wärme nieder. In die Werkstückrichtung strömt nur ein Teil dieser Wärmemenge, die zuerst partiell für die Erwärmung der abzutragenden Materialschicht verbraucht und anschließend mit den Spänen abgeführt wird. Praktisch interessant ist die Restwärme, die tatsächlich unter die neu entstehende Werkstückkontur gelangt (Abb. 2.4). Eine Lösung zur rechnerischen Ermittlung der Wärmeflussbilanz auf der Basis iterativer Berechnungen des thermodynamischen Systemgleichgewichtes wurde von Steffens [62] aufgestellt. Sehr problematisch erscheint in diesem Zusammenhang jedoch die richtige Annahme der Stoff- und Prozesskennwerte. Experimentelle Untersuchungen sind demzufolge in Bezug auf reale Prozessbedingungen auch heute noch unerlässlich.

Ohne Einsatz eines Kühlschmierstoffs ist hier die kalorimetrische Methode anwendbar [60]. Andererseits besteht die Möglichkeit, die Werkstücktemperaturen zu messen, um rückwärts durch Berechnungen die eingebrachte Wärmeenergie pro Zeiteinheit zu bestimmen. Die Problematik der Anwendung von Thermoelementen wird ausführlich von Lowin [63] diskutiert.

Auf die aufgetretenen Randzonentemperaturen lässt sich aber auch dann schließen, wenn die Werkstückoberfläche thermo-mechanische Schäden aufweist. Bewährt haben sich hier z.B. die Mikrohärtemessung und metallografische Untersuchungen [64, 65]. Die Rückschlüsse auf die extrem kurzzeitig wirkenden Schleiftemperaturen

wurden bisher nur auf der Grundlage von vergleichbaren Werkstoffzuständen nach einem länger dauernden Erwärmungsprozess, wie z.B. in [63], gezogen. Änderungsmechanismen des gehärteten Gefüges basieren jedoch zum großen Teil auch auf der atomaren Diffusion, wobei die Werkstoffeigenschaften erheblich von der Zeitdauer der Temperatureinwirkung abhängig sind. Daher ist bei Umrechnungen grundsätzlich von Härtewerten für kurze Anlasszeiten auszugehen. Diese sind jedoch nicht tabellarisiert und müssen bei Bedarf experimentell ermittelt werden. Eine praktikable Methode wurde in [1] erprobt.

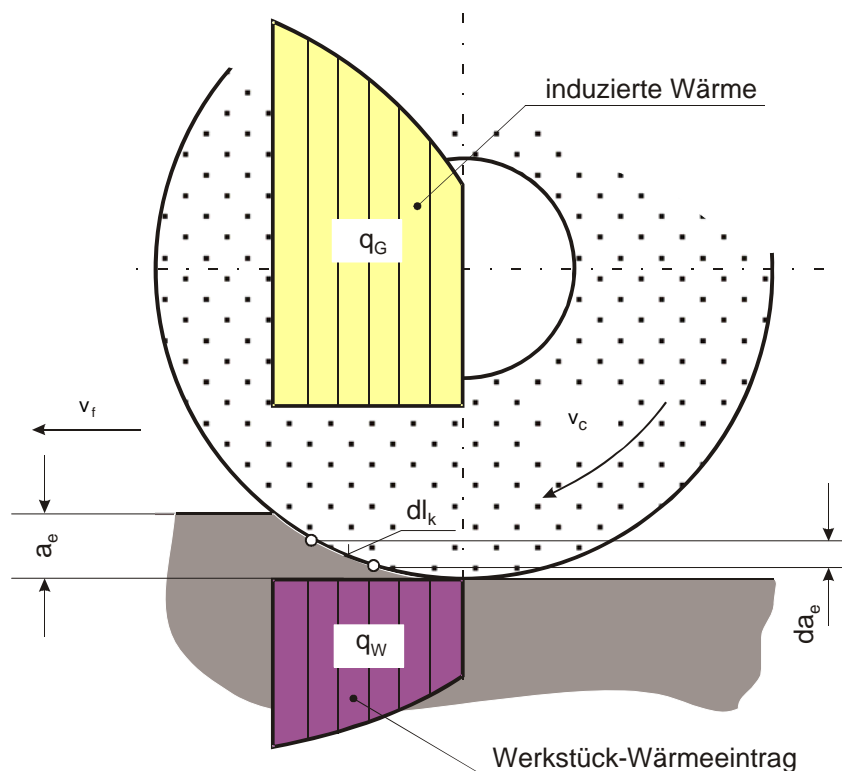


Abb. 2.4. Entwicklung der Wärmeenergie in der Kontaktzone und ihre Verteilung

Es muss noch einmal erwähnt werden, dass die Wärmefließvorgänge im Werkstück in der Vergangenheit konsequent nur bei orthogonalen Schleifverfahren untersucht werden konnten. Hier ließ sich bei der Beschreibung des thermodynamischen Problems mit wesentlichen Vereinfachungen arbeiten. Lösungen zur Vorausberechnung der thermischen Randzonenbeanspruchung bei komplizierten Schleifprozessen, wie sie z.B. für das Teilwälschleifen in der Form von [66] und [67] bekannt sind, berücksichtigen diese Prozessgegebenheiten nur teilweise. Dem entspricht auch die eingeschränkte Aussagefähigkeit der Ergebnisse.

Als erste Hilfsmittel für die Wahl der Schnittwerte kamen Tabellen und Nomogramme zum Einsatz, die später zur Bildung umfangreicher Schnittwertsammlungen und technologischer Datenbanken wie SWS Magdeburg, INFOS-Richtwerttabellen [68] und der CRIF-Grinding Charts [69] führten. Die wachsende Leistungsfähigkeit der Computertechnik spaltet die weitere Entwicklung zunächst in zwei Richtungen. Die erste repräsentierten Adaptive Control-Systeme, bekannt auch als Grenz- und Optimierregelungen (ACC/ACO). Zur zweiten Richtung gehören Systeme der externen Prozessoptimierung.

Obwohl in den 70er und 80er Jahren eine große Anzahl von AC-Systemen entstand, gingen auf das Phänomen der thermo-mechanischen Randzonenschädigung nur wenigen Lösungen ein. Eine Methode der Einschätzung von Wärmefließvorgängen im Werkstück basiert auf dem Prinzip der Konstanthaltung der Schleifspindel-antriebsleistung. Die Leistung wird hier als Kenngröße mit Korrelation zu entstehenden Schleiftemperaturen verwendet. Eine andere, in [70] beschriebene Regelungsstrategie für das Außenrundscheifens, baut auf einer komplexeren Modellstruktur auf, welche auch für die externe Prozessoptimierung genutzt werden kann [71]. Die Basis bilden Modellgleichungen für die Schleifkraft und die Werkstückrauheit. Als Optimierkriterium wurde dabei ein möglichst hohes Zeitspannungsvolumen unter Vermeidung thermischer Werkstückschädigungen gewählt. Dieses Ziel soll durch Nichtüberschreiten einer kritischen Kraft und Einhaltung einer vorgegebenen Werkstückrauheit erreicht werden.

Bereits Werner [54] arbeitete ein Konzept zur adaptiven Regelung des Außenrundeinstechschleifens aus, dessen Kennzeichen eine Prozessidentifikation in Form sich selbst einstellender Prozessmodelle bildet. Der Prozessablauf wird primär mit Hilfe von Schnittkraft-, Werkzeugverschleiß- und Werkstücktemperaturmodellen ausgelegt, wobei eventuelle Abweichungen der berechneten Werte vom aktuellen Prozess zur Anpassung der Modellkonstanten dienen. Auf die Möglichkeit, das Konzept in Verbindung mit einer Datenbank für die externe Optimierung zu nutzen, weist Werner hin. Eine derartige Lösung stellt das System „Grindomatic“ [69] dar. Der integrierte Lernalgorithmus passt dabei die aus den „Grinding-Charts“ abgeleiteten Koeffizienten der Modellgleichungen an, so dass die Bedingungen des Prozesses

real etwa nach der zweiten oder dritten Anwendung der „Grindomatic“ abgebildet werden.

Ein alternatives System „Compas“ wurde auch an der RWTH Aachen entwickelt [71]. Als Basis für die rechnerintegrierte Prozessauslegung sowie die angegliederte Werkzeugempfehlung dienen Prozessmodelle für die Zerspankräfte, den Werkzeugverschleiß und die Werkstückrauheit. Besondere Beachtung wird ebenso der Modellierung der Randzonenerwärmung und des Abrichteinflusses gewidmet. Im Gegensatz zu anderen Lösungen finden hier „stetige“ Modelle Anwendung, womit von einer während des Prozesses veränderlichen Menge der an der Zerspanstelle induzierten Wärme ausgegangen werden kann.

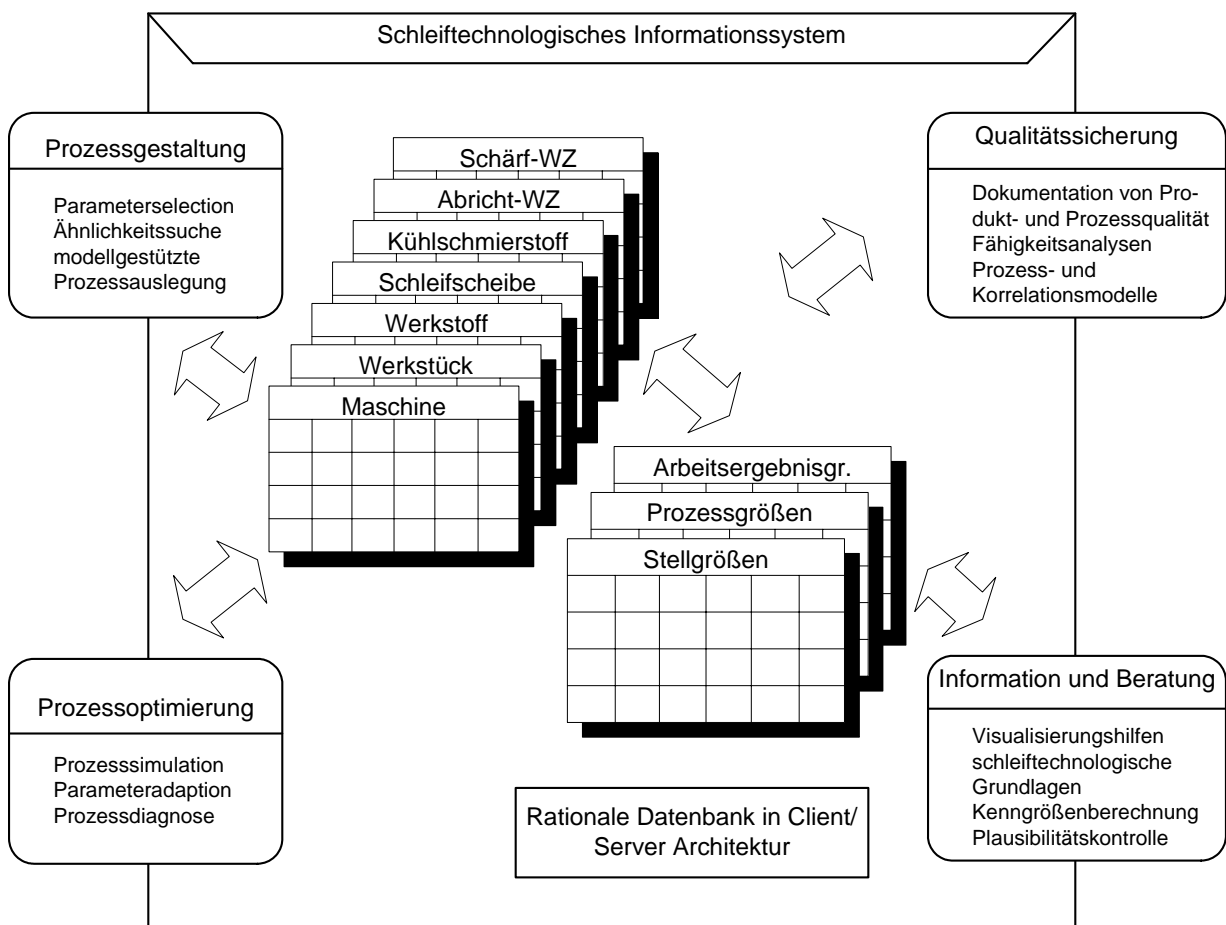


Abb. 2.5. Schleiftechnologisches Informationssystem SISY [72]

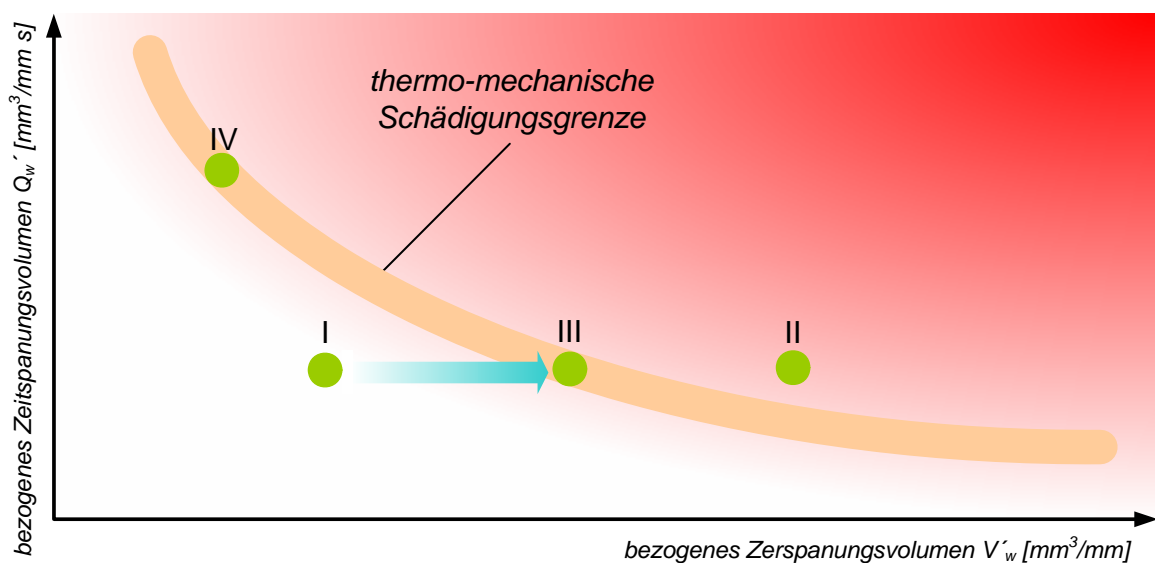
Ein neues Konzept zur Hilfestellung bei der Gestaltung, Optimierung und Qualitätssicherung von Schleifprozessen stellt das schleiftechnologische Informa-

tionssystem des IFW Hannover [72] dar (Abb. 2.5). Auch hier sind zur Aktualisierung des technologischen Datenpools Rückinformationen über das Bearbeitungsergebnis erforderlich. Eine große Bedeutung wird daher den schnell arbeitenden und flexibel einsetzbaren In- und Post-Prozess-Messtechniken beigemessen. Etabliert hat sich z. B. die mikromagnetische Analyse der Randzoneneigenschaften auf Basis des Barkhausenrauschens [27, 30, 32, 73]. Die ebenso moderne Methode auf der Basis der Körperschallanalyse (Acoustic Emission) hat sich mehr für die Prozessüberwachung einer Fertigung von mehreren gleichen Teilen [2, 36, 43] als geeignet erwiesen.

Auch für das Verzahnungsschleifen wurden in der Vergangenheit zwei größere Optimierungsprogramme zusammengestellt, die in der Industrie erprobt und eingesetzt wurden. Das werkstatororientierte Programmsystem (WOPS) zur Vorgabe von technologischen Werten für das Teilwälzschleifen wurde von dem Schleifmaschinenhersteller NILES, Berlin [74] entwickelt. Parallel dazu ist in dem ehemaligen Kombinat Getriebe und Kupplungen Magdeburg der CAM-Baustein TWS zur rechnergestützten Verfahrensoptimierung [75] entstanden. Beide Systeme basieren auf zahlreichen technologischen Untersuchungen und Einsatzoptimierungen an ZSTZ-Maschinen [67], deren Ergebnisse in Form von empirischen Prozessmodellen komprimiert sind. Der integrierte Optimierungsalgorithmus berechnet entsprechend der Zielfunktion „Minimale Fertigungszeit“ den Schrupp- und Schlichtvorgang. Als dominierender Einflussfaktor der thermo-mechanischen Randzonenschädigung der Zahnflanken wird die flächenbezogene Schnittleistung betrachtet.

3. Aufgabenstellung und Zielsetzung

Das Auftreten von thermo-mechanischen Schädigungen beim Schleifen von tragenden, hoch beanspruchten Bauteilen ist als eine wichtige Restriktion der Bearbeitung anzusehen. In der betrieblichen Praxis der Einzel- und Kleinserienfertigung wird deshalb oft im Sinne höherer Sicherheit mit allzu unproduktiven Schnittregimen gearbeitet, womit letztendlich erhebliche Mehrkosten entstehen. Das Grundanliegen des Vorhabens kann an Abb. 3.1 verdeutlicht werden.



Ergebnis der empirisch/erfahrungsbasierten Verfahrensgestaltung:

- Produktivität wird verschenkt (I) (Sicherheitsdenken)
- Schleifbrand entsteht unkontrolliert (II)
- Schädigungsgrenze wird nach umfangreichen experimentellen Untersuchungen getroffen (III) (umfanglich für die Einzel- und Kleinserienfertigung)

Ziel der modellbasierten Verfahrensgestaltung:

- Präventive Schleifbrandvermeidung auf der Basis eines thermo-mechanischen Schädigungsmodells (IV)

Abb. 3.1. Thermo-mechanische Schädigungsgrenze

Das bezogene Zeitspannungsvolumen wird über das bezogene Abschleifvolumen (also mit zunehmender Schnittzeit zwischen zwei Abrichtvorgängen) zu geringeren bezogenen Zeitspannungsvolumina verschoben. Bei der praxisüblichen empirisch-erfahrungsbasierten Arbeitsweise muss ausgehend von einem zu wählenden bezogenen Zeitspannungsvolumen der bezogene Abschleifbetrag zugeordnet werden. Das lässt zu, dass durch Sicherheitsdenken Produktivität verschenkt wird (Fall I), erst

nach umfangreichen experimentellen Untersuchungen die Schädigungsgrenze getroffen wird (Fall III) oder sogar durch Überschreitung der Schädigungsgrenze Schleifbrand (Fall II) entsteht.

Das Ziel der modellbasierten Verfahrensgestaltung besteht dagegen in der präventiven Schleifbrandvermeidung auf der Basis eines thermo-mechanischen Schädigungsmodells (Fall IV). Hier wird die Schädigungsgrenze ermittelt und getroffen. Bei Bedarf kann wahlweise und bewusst mit definierten Sicherheitsfaktoren gearbeitet werden, wenn es die Produktionssicherheit erfordert.

Das Ziel des Forschungsvorhabens besteht daher in der Schaffung technologischer Grundlagen zur Entwicklung eines rechnergestützten Systems zur objektiven Auslegung des Profilschleifprozesses. Die Basis dazu stellt die wissenschaftliche Durchdringung und Modellierung der Wärmefließvorgänge in der oberflächennahen Werkstückrandschicht dar. Zunächst wird für den einfachen Fall des Planschleifens, einem Sonderfall des Profilschleifens ein methodischer Ansatz zur rechnerischen Ermittlung der Randzonentemperaturen unter Nutzung der Finite-Elemente-Methode aufgestellt. Die dabei erhaltenen Simulationsergebnisse dienen weiter der Bildung eines thermo-mechanischen Randzonenschädigungsmodells, das in die bereits vorhandenen Konzepte zur Wahl der Schnittwerte in einzelnen Unternehmen integriert werden kann. Die sich daran anschließende Forschungsetappe besteht in der Übertragung der Lösung auf den praxisüblichen Fall des Profilschleifens, dem Zahnflankenschleifen.

Als variable Parameter werden in die Betrachtung vor allem die Werkstückgeometrie, die Maschineneinstellwerte und die Werkzeugmakrogeometrie einbezogen. Die äußeren Bedingungen des Zerspanvorgangs (Schleifkörperspezifikation, Abricht- und Kühlschmierbedingungen) sind dagegen unter der Annahme ihrer optimalen Kombination konstant zu halten, da ihr Einfluss durch eine ohnehin notwendige betriebliche Anpassung der Simulationsergebnisse relativ einfach mitberücksichtigt werden kann.

Die Erfüllung der Zielstellung setzt die Lösung folgender Schwerpunktaufgaben voraus:

- Experimentelle Ermittlung der primären und sekundären Einflussgrößen-Komplexe (Randzonentemperatur, Schleifkräfte, Werkzeugverschleiß, Schnittwerte, Werkzeuggeometrie etc.) und ihre Auswirkung auf das thermo-mechanische Schädigungsverhalten.
- Entwicklung eines leichter erfaßbaren Analogieprozesses der Wärme einbringung beim Schleifen mit der Analyse der thermo-mechanischen Wirkung des Schleifens.
- Werkstoffphysikalisch-technische Erfassung der Strukturveränderungen in oberflächennahen Randschichtzonen als Funktion der thermo-mechanischen Belastung unterschiedlich geschliffener Bereiche der Zahnflanke und entsprechender Ersatzkörper durch geeignete werkstofftechnische Untersuchungen am Versuchswerkstoff 17CrNiMo6.
- Mathematisch-physikalische Durchdringung der geometrisch-kinematischen Prozessgegebenheiten und Bereitstellung von Inputgrößen für die Berechnung der entstehenden Wärme (u. a. Schleifkraftmodell,...).
- Schaffung eines optimierten räumlichen und zeitlichen Finite-Elemente-Ersatzsystems zur Bestimmung dreidimensionaler Werkstücktemperaturfelder unter Berücksichtigung der globalen Wärmebilanz in der Kontaktzone.
- Entwicklung eines thermo-mechanischen Schädigungsmodells unter Einbeziehung der mittels FEM simulierten und der nicht zu überschreitenden zulässigen thermo-mechanischen Randzonenbelastung sowie Ableitung von Restriktionen zur Ermittlung von darauf basierenden Grenzmaschineneinstellwerten (Grenzvorschubgeschwindigkeit oder Grenzzustellung).

4. Diskontinuierliches Profilschleifen

4.1. Prozessbeschreibung

Das diskontinuierliche Profilschleifen gehört zu den weit verbreiteten Methoden der Zahnradfeinbearbeitung. Bei diesem Verfahren werden die Zahnflanken in einer Operation in Zahnbreitenrichtung geschliffen, die so oft wiederholt wird, wie es die Zähnezahl und die technologisch bestimmte Anzahl von Schleifumläufen erfordert [38]. Die Wiederholung dieser Grundoperation wird durch die maschinentechnisch ausgeführte Teilbewegung um den Teilungswinkel $2\pi/z$ ausgeführt. Die Anwendungsmerkmale des Verfahrens, wie erreichbare Verzahnungsendqualitäten von 3 bis 5 nach DIN 3960 [4], geringe Bearbeitungszeiten sowie geringer Umrüst- und Einstellaufwand, bestimmen schwerpunktmäßig den Einsatz als letzte Bearbeitungsoperation in der Einzel-, Kleinserien- und Mittelserienfertigung von gerad- und schrägverzahnten Zylinderstirnrädern in einer großen Breite der Abmessungen.

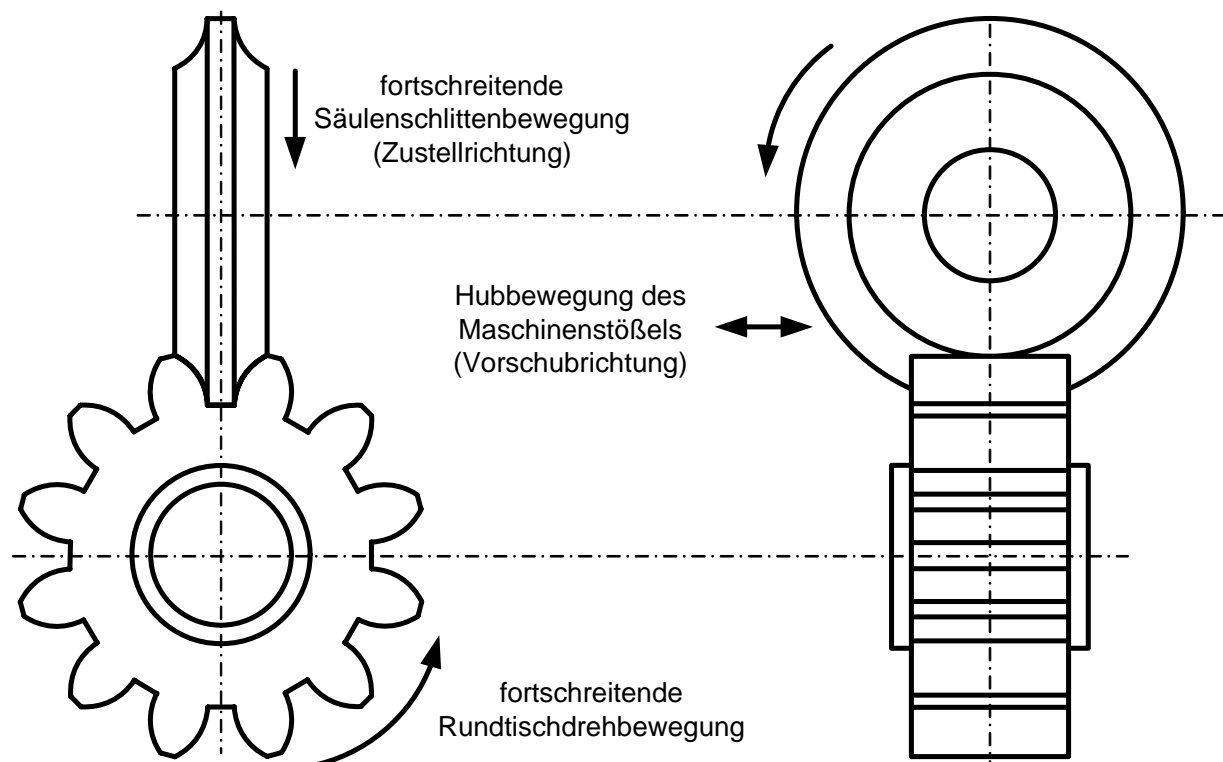


Abb. 4.1. Kinematisches Prinzip des diskontinuierlichen Profilschleifvorganges

Das diskontinuierliche Zahnflanken-Profilschleifen ist als ein abbildendes Schleifverfahren zu beschreiben, bei welchem das Zahnprofil durch die axiale Hubbewegung der Schleifscheibe erzeugt wird und somit die fertige Zahnflanken-geometrie in der geforderten Qualität entsteht (Abb. 4.1). Dabei ist der Kontakt zwischen der Schleifscheibe und dem Werkstück als Evolventenberührung zu betrachten. Das Einsatzgebiet dieses Endbearbeitungsverfahrens erstreckt sich auf die Bearbeitung von Außen- und Innenverzahnungen von Zahnrädern mit Modulen im Bereich von 1mm bis 25mm und mit Durchmessern von 40 bis 4000 mm.

Die Differenz der Schleifscheibenradien führt über der Zahnhöhe zu unterschiedlichen Schnittgeschwindigkeiten, wodurch sich die Zerspanbedingungen innerhalb der Schleifbearbeitung über die Zahnhöhe ändern. Um sicherzustellen, dass trotz der hohen thermisch bedingten Abweichungen nach der Wärmebehandlung alle Zahnflanken am fertigen Zahnrad vollständig geschliffen werden können, muss ein ausreichendes Zahnflankenaufmaß vorgesehen werden. Infolgedessen ist das Aufmaß beim Schleifen in mehreren Schnitten in der Zahnflanke aufzuteilen, wodurch sich für das diskontinuierliche Zahnflankenprofilschleifen unterschiedliche Kontaktbedingungen zwischen der Schleifscheibe und der Zahnflanke ergeben.

In der betrieblichen Praxis wird das Zahnflankenaufmaß im Zweiflankenschliff in mehreren Schnitten von der Zahnflanke abgetragen. Das Scheibenprofil muss in derartiger Form hergestellt werden, dass es beim Schleifen im letzten Bearbeitungsschritt die erforderliche Verzahnungsgeometrie auf das Zahnrad überträgt.

4.2. Prozesskenngrößen

Da das Schleifergebnis durch die Zerspankräfte, den Werkzeugverschleiß und das Temperaturniveau bestimmt wird, soll in folgendem kurz auf einige technologische Zusammenhänge eingegangen werden.

Aufgrund des mehrstufigen Prozessablaufs beim Zweiflankenschliff bildet sich auf der Schleifkörperoberfläche ein ungleichmäßiger Verschleißzustand (Abb. 4.2) aus, was am zu bearbeitenden Zahnrad zu Teil- und Grundkreisfehlern sowie zu

ungünstigen Kraft- und Temperaturverhältnissen führen kann. Die Verschleißausbildung beginnt am Schleifscheibenrand, hier sind die Schleifkörner bei jedem Arbeitsgang in Eingriff. Sie entwickelt sich bis zum letzten Eingriff gleichmäßig über den ganzen kontaktierenden Schleifbelag.

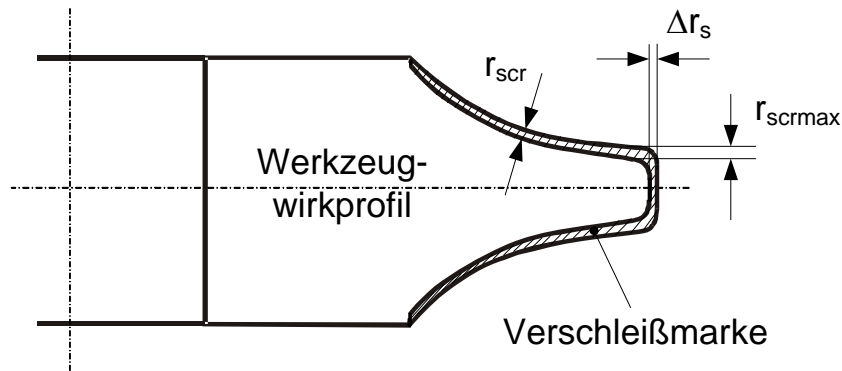


Abb. 4.2. Form der Werkzeugverschleißmarke

Der Verschleiß des Schleifkörpers ist durch den Radialscheibenverschleiß Δr_s als Ursache der Grundkreisfehler und durch den Profilkantenverschleiß r_{scr} als Ursache der Teilkreisfehler bzw. der Fehler der ganzen Zahnflankengeometrie zu definieren. Das Grundkriterium des Verschleißes beim Schleifen ist das Volumenschleifverhältnis G , das beim Korundsleifen von Werkstoffen der Schleifbarkeitsklasse 1 nach Norton >40 beträgt [76]. Falls der Zahnfuß entsprechend des technologischen Prozesses nicht mitbearbeitet werden soll, ist der Profilkantenverschleiß r_{scr} als einzige Größe der Verschleißauswertung zu betrachten.

Aufgrund des geringen Kontaktwinkels zwischen Werkzeug und Werkstück und der daraus folgenden praktisch identischen Schnitt- und Wirkrichtungen in jeder Kontaktstelle lässt sich beim Profilschleifen das Wirkbezugssystem mit dem Werkzeugbezugssystem zusammenfügen. Für die Bestimmung der Kräftesituation wird die Zerspankraft auf jeder Flanke in jeder Kontaktstelle in drei Komponenten zerlegt (Abb. 4.3). Die Spezifik der Prozessführung erzeugt eine verhältnismäßig geringe Vorschubkraft F_f . Somit sind die Normalkraft F_n und die Schnittkraft F_c von praktischer Bedeutung. Die Komponente F_n ist für die Auffederung des Systems Werkzeug-Werkstück-Werkzeugmaschine maßgeblich verantwortlich und führt zu einer Änderung der Zahnweite bzw. des Flankenprofils. Die Schnittkraftkomponente

korreliert mit der Menge der eingebrachten Energie in die Zerspanstelle, woraus z.B. die abgegebene Leistung des Schleifspindelantriebes und auch die thermo-mechanische Beanspruchung der Werkstückrandzone abgeleitet werden können.

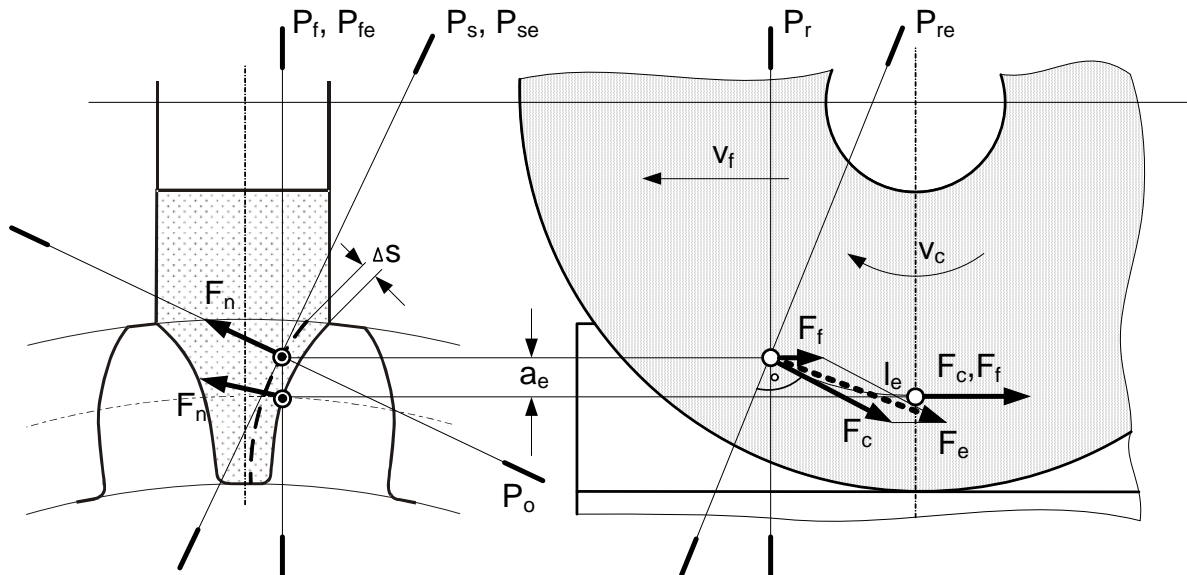


Abb. 4.3. Kraftverhältnisse beim Zahnflankenprofilschleifen

Das Schema der Wärmeverteilung (Abb. 4.4) beinhaltet die drei Wärmeaustauschrichtungen, und zwar die durch die Wärmemengen q_{WST} und q_{SK} charakterisierten Konvektionen der Wärme aus der Zerspanzone entsprechend in das Werkstück und in den Schleifkörper sowie die Wärmestrahlung q_{KSM} aus der Zerspanzone in die Umgebung, welche ihrerseits durch die Kühlschmiermedien absorbiert wird. Ihre funktionelle Beschreibung ist abhängig von bestimmten Prozesskenngrößen und -charakteristiken. Als primäre Einflussgrößen sind die technologischen Arbeitsstufen und die Werkstoffeigenschaften zu benennen, die die resultierenden Schnittkräfte provozieren.

Aufgrund der äußerst geringen Wärmeleitfähigkeit von SG-Korund lässt sich der von der Schleifscheibe absorbierte Wärmeanteil q_{SK} vernachlässigen. Somit rücken die Wärmeanteile q_{WST} und q_{KSM} ins Blickfeld der Betrachtungen. Die Größe des Anteils q_{WST} hängt vor allem von den wärmephysikalischen und werkstoffkundlichen Eigenschaften des Werkstoffes ab. Dieser Anteil bestimmt die Wahrscheinlichkeit der Entstehung von thermo-mechanischen Fehlern in der Flankenoberfläche. Der aus

der Zerspanzone mit dem Kühlschmierstoff abgeführte Wärmeanteil q_{KSM} resultiert aus dem technologischen Komplex von konstruktiven und geometrischen Charakteristiken des KSS-Zufuhrsystems, des Wärmeaufnahmevermögens der Kühlschmiermedien sowie der Menge und des Druckes des zugeführten KSS.

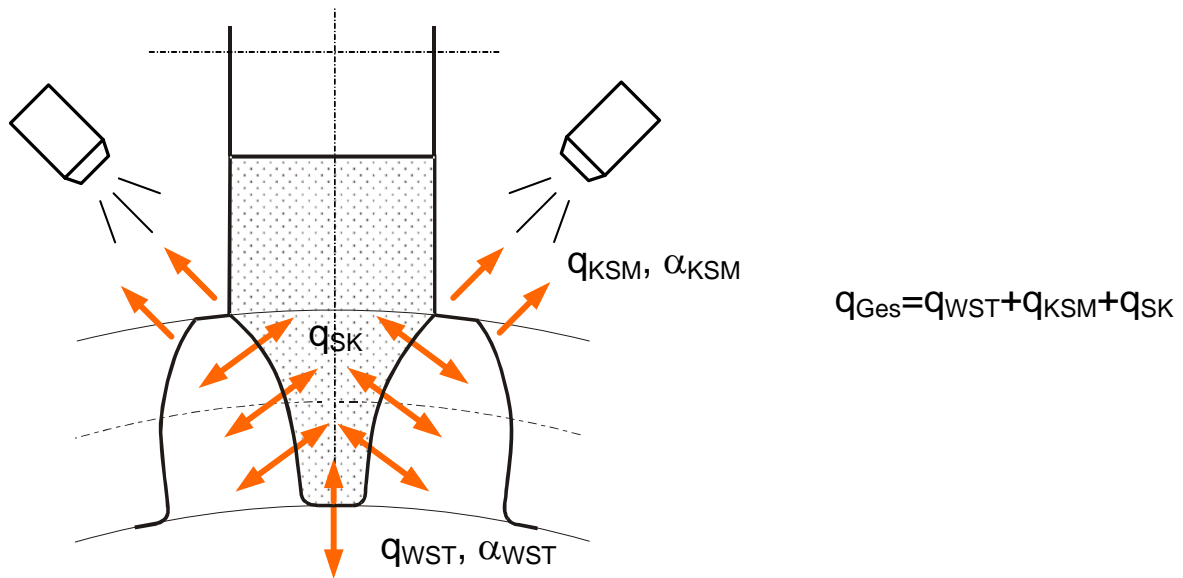


Abb. 4.4. Konvektionsvorgänge beim diskontinuierlichen Profilschleifen

5. Werkstofftechnische Untersuchung der möglichen thermo-mechanischen Schädigungen

5.1. Problemstellung

Beim Schleifen von gehärteten Maschinenbauteilen kommt es beim Überschreiten der nicht bekannten optimalen Maschinenparameter wiederholt zu Werkstoffschädigungen in der oberflächennahen Randschicht. Generell ist festzustellen, dass z. B. bei einem einsatzgehärteten Zahnradwerkstoff die Randschicht durch die Wärmebehandlungsoperationen Aufkohlen, Härten und Anlassen in einem thermodynamisch instabilen Gefügestand vorliegt. Dieser ist insbesondere durch die zuletzt erfolgte Anlassbehandlung (zumeist bei Temperaturen von 200°C bei ca. 4 Stunden Anlassedauer) charakterisiert. Gelangt durch das Schleifen soviel Wärmeenergie in den oberflächennahen Randschichtbereich, dass dadurch weitergehende Anlasseffekte eintreten, ist eine Schädigung dieser Bereiche mit der Folge

- eines messbar nachweisbaren Härteabfalls,
- des Abbaus vorhandener bzw. des Aufbaus neuer innerer Spannungsfelder,
- des daraus resultierenden Entstehens von Schleifrissen,
- einer durch Oxidation eintretenden Schleifbrandbildung und
- einer unter Umständen eintretenden dünnen Neuhärtungsschicht

unausweichlich.

Diese Randschichtwertminderung bedingt aber eine Absenkung der für die Wärmebehandlung in DIN 3990 [10] zu gewährleistenden Kennwerte für die Grübchen-Dauerfestigkeit σ_{Hlim} und die Zahnfuß-Dauerfestigkeit σ_{Flim} und senkt damit die Qualität und Zuverlässigkeit des Bauteils.

Zur Erklärung des Schleifbrandes aus metallographischer Sicht ist das Eisen-Kohlenstoff-Schaubild (Abb. 5.1) zu betrachten [37]. Beim Einsatzhärten wird der

Werkstoff von einer Temperatur oberhalb der GSE-Linie schnell abgekühlt, so kann der Kohlenstoff nicht aus dem γ -Eisen diffundieren, was zur Übersättigung des Kristallgitters mit Kohlenstoff führt. Wegen der starken Temperaturabnahme klappt das γ -Eisen erst bei einer Temperatur ca. 200-300°C in α -Eisen um. Da bei dieser Temperatur keine Kohlenstoffdiffusion mehr stattfindet, ist das α -Eisen stark mit Kohlenstoff übersättigt und verspannt, was die Martensitbildung bzw. eine Gefügehärtung bedeutet. Durch diesen Zustand charakterisieren sich die gehärteten Werkstückrandschichten nach der schädigungsfreien Bearbeitung.

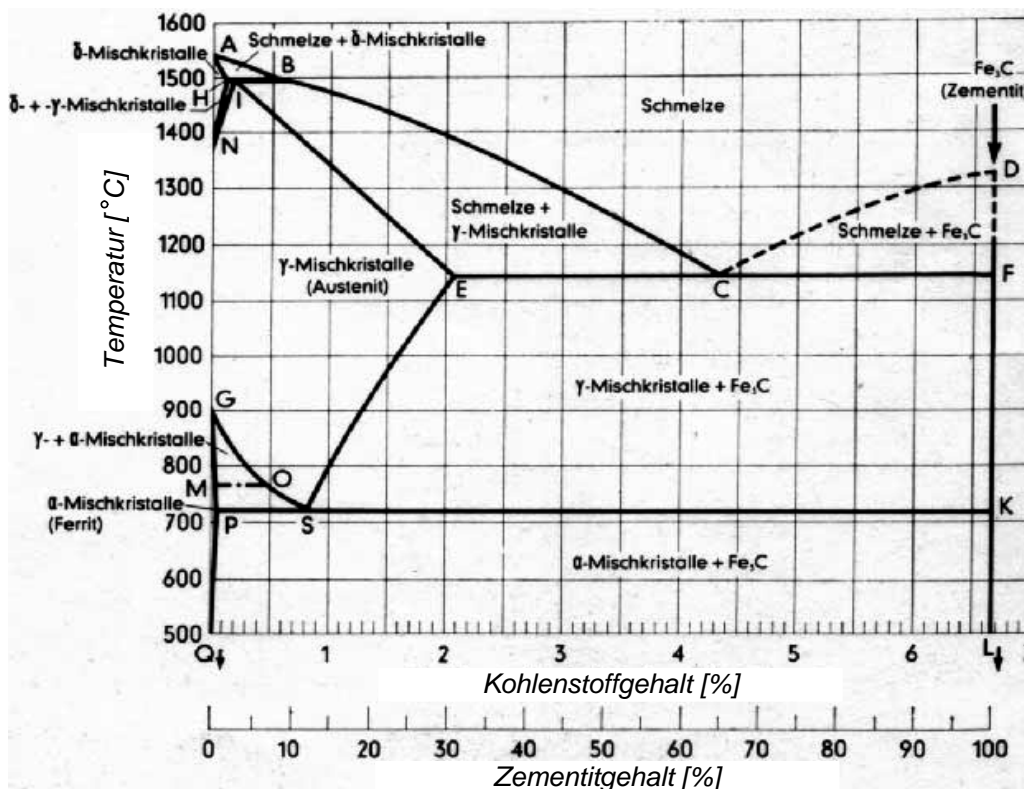


Abb. 5.1. Eisen-Kohlenstoff-Schaubild [92]

Bei wiederholter Erwärmung des Gefüges auf eine Temperatur oberhalb 300°C setzt eine Kohlenstoffdiffusion aus dem übersättigten Martensit ein. Der diffundierte Kohlenstoff verbindet sich mit Eisen wiederum zu Zementit, wodurch sich das Kristallgitter entspannt und die Randzone eine geringere Härte erwirbt. Infolge der Ausdehnung bei der Martensitbildung entstehen Druckeigenspannungen, die durch den Martensitzerfall teilweise abgebaut werden. Außerdem bewirken die hohen Temperaturen eine erhebliche Ausdehnung der Randzone. Dabei entstehen wiederum Druckeigenspannungen, die teilweise abgebaut werden und nach dem

Abkühlen Zugeigenspannungen freigegeben. Auf diese vereinfachte Weise kann die Entstehung des Schleifbrandes erklärt werden.

Beim Schleifen kommt es unter Produktionsbedingungen leider häufig und zwangsläufig zu einer thermischen Randschichtbeeinflussung in der Kontaktzone Werkzeug-Werkstück durch die Umwandlung der zugeführten mechanischen in Wärmeenergie. Um Schädigungen zu vermeiden, müsste die in die Randschicht eingebrachte Energiemenge im Prinzip so niedrig gehalten werden, dass der durch das vorangehende Anlassen thermodynamisch eingestellte Gefügestand keine Veränderungen erfährt. Damit würden Härteabfall, Änderungen des inneren Spannungszustandes, Gefahr der Entstehung von Schleifbrand sowie der Schleiffrissbildung vermieden bzw. in Grenzen gehalten. Übersteigen die thermischen Einwirkungen und die damit bedingten nicht nur elastischen sondern auch plastischen Formänderungen jedoch einen kritischen Wert, sind Gefügeänderungen, zu Rissen führende Zugeigenspannungen und bei extremem Energieeintrag unvermeidlicher Schleifbrand sowie Neuhärtungszonen nicht zu umgehen.

Die zur Aufklärung dieser Zusammenhänge notwendigen werkstoffwissenschaftlichen Untersuchungen des angenommenen Werkstoffes sollen deshalb sehr sorgfältig und in enger Verzahnung mit den Arbeitsschwerpunkten erfolgen.

Für die Erfüllung oben genannter Ziele sind folgende Prämissen hinsichtlich Werkstoff und Untersuchungsvorhaben gesetzt:

- verwendeter Werkstoff (bei der Zahnradfertigung häufig anwendbar): Einsatzstahl 17CrNiMo6 = 1.6587, einsatzgehärtet, 60-61 HRC, $E_{ht}=4,6\text{mm}$;
- Nitalätzung zum optischen Nachweis des Schleifbrandes;
- licht- und elektronenmikroskopische Methoden zur Gefügeidentifizierung und zum Nachweis der Rissentstehung;
- Makro- und Mikrohärtmessungen zur Erfassung der beeinflussten Randschichttiefe bei unsachgemäßem Schleifen;
- punktuelle Messungen der Eigenspannungen 1. Art.

5.2. Optische Beobachtung der Oberflächenschädigung

Zum optischen Nachweis des Schleifbrandes wurde die Nitalätzung eingesetzt, die sich als eine betriebstaugliche und schnelle Schleifbrandprüfmethode bewährt. Bei sehr starken Schädigungen sind die beschädigten Bereiche in Form von dunkel bzw. schwarz eingefärbten Gebieten auf der Oberfläche sogar ohne Verwendung der Nitalätzung sichtbar. Durch Ätzung der geschliffenen Oberflächen schauen unsichtbare Brandgebiete hervor. Die Ergebnisse der Brandprüfung wurden mit den Normen nach ISO 14104:1995 und mit den Kriterien und Bildbeispielen für die Beurteilung des Schleifbrandes aus [37] verglichen und zusammengestellt. Beispiele von unterschiedlichen Oberflächenzuständen sind in Abb. 5.2 dargestellt.

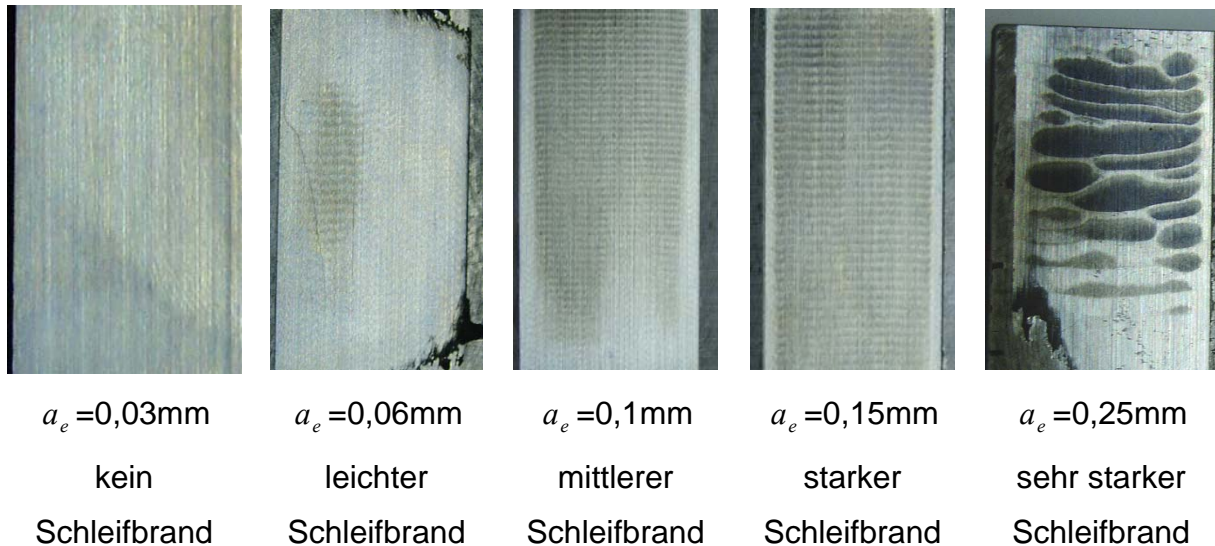


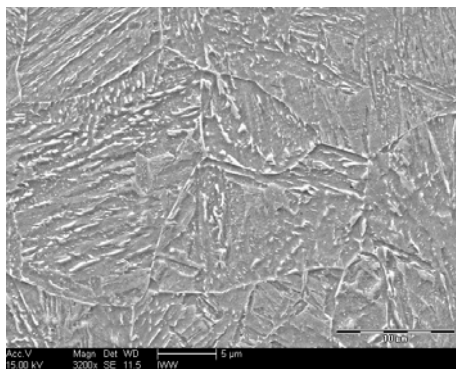
Abb. 5.2. Versuchsproben mit verschiedenen Stufen des Schleifbrandes in Abhängigkeit vom Arbeitseingriff ($v_f = 2000\text{mm/min}$, $v_c = 30\text{m/s}$)

Die dargestellten Aufnahmen der unterschiedlichen Flächenzustände nach dem Schleifen verdeutlichen die Änderung des Schliffbildes in Richtung der strukturellen Schädigungen mit zunehmender Zustellung. Mit der Erhöhung der Zustellung wird der Einfluss der ins Werkstück eingehenden Wärmemenge immer größer, was sich durch die optischen Veränderungen in der Form einer Verdunkelung der bearbeiteten Oberfläche ausprägt. Diese Flächenverfärbung wird durch die Oxidation der oberflächennahen Schichten unter den hohen Temperaturen verursacht. Die Folgen

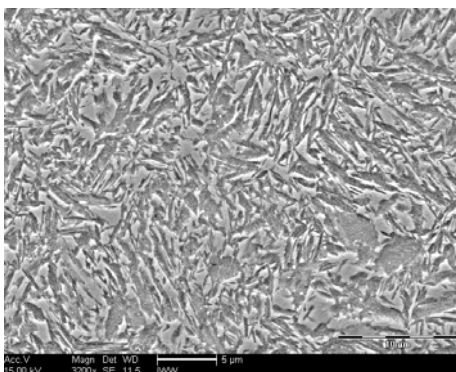
sind ein Abfall der Härte und die Versprödung des Werkstoffes, die zum Verlust der funktionellen Eigenschaften und sogar zum Bruch des Bauteiles führen können.

5.3. Metallographische Untersuchungsergebnisse

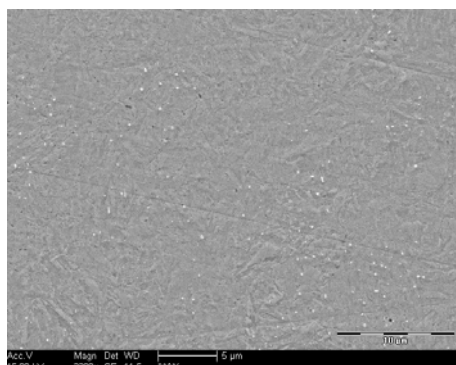
Da die Schädigungstiefe in der Regel nur wenige Mikrometer beträgt, ist eine Gefügeidentifikation in diesem Bereich mit einem hohen Arbeitsaufwand verbunden. Ist der Wärmeeintrag nur gering und kommt es kaum zu weitergehenden Anlasseffekten des durch die Einsatzhärtung erreichten Gefügestandes in der Randschicht des Bauteils, so lassen die metallographischen Untersuchungen diese Gefügeänderungen nur schwer erkennen. In diesem Fall sind differenzierte Härte- und Eigenspannungsmessungen unerlässlich.



Grundgefüge,
ungeschädigt, Austenit



Gehärteter Werkstoff,
ungeschädigt, Martensit



Schleifbrand, geschädigt,
Zementit+Reibmartensit

Abb. 5.3. REM-Gefügeaufnahmen des Einsatzstahls 17CrNiMo6

Erst wenn trotz eines nur kurzzeitigen Kontaktes zwischen Werkzeug und Werkstück der Wärmeeintrag beim Schleifen in das Werkstück so groß ist, dass eine schmale Randzone Temperaturen annimmt, die entschieden höher als die Anlasstemperatur liegen und mitunter bis in den Austenitbereich ($> A_{C1} = 723^\circ$) reichen, treten Gefügeänderungen ein, die sich auch in metallographischen Schlifflinien deutlich abbilden (Abb. 5.3, 5.4). Darüber hinaus ist ein eindeutig nachweisbarer Härteabfall durch die Anlasswirkung feststellbar bzw. eine Neuhärtungsschicht mit der darunter angeordneten unvermeidbaren weichen Anlasssschicht.

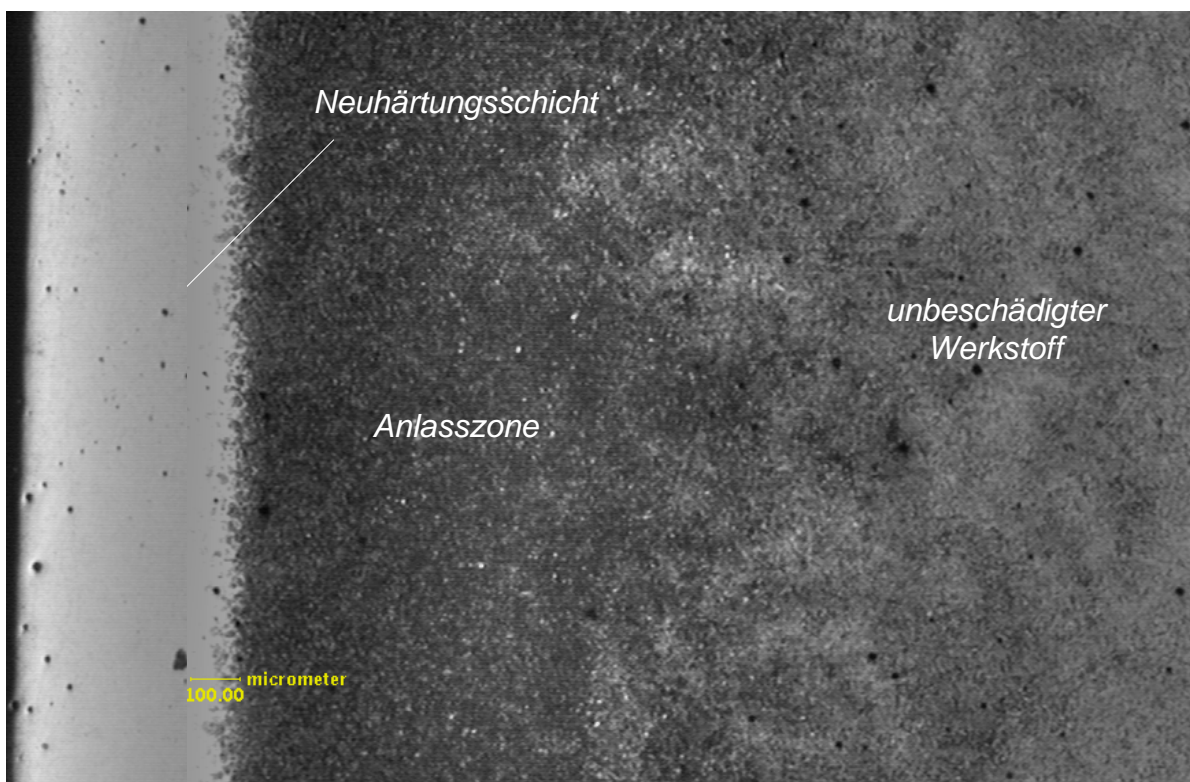


Abb. 5.4. Gefügebau mit thermischen Schädigungen

Nach Untersuchungen von [58] überwiegt in der weißen Zone der Austenit. Die Austenitbildung wird hier als Folge einer schnellen Aufheizung der Werkstückrandzone durch große plastische Verformungen und nachfolgendem Umklappvorgang ohne Diffusionserscheinung sowie auf Kornfeinung zurückgeführt. Auch die hohe Mikrohärtigkeit von über 1000HV_{0,025} dieses Gefüges wird als Resultat der Überschreitung kritischer Bearbeitungsparameter und damit starker plastischer Verformung angesehen.

In [77, 78] wird die Entstehung von Martensit auf eine Neuhärtung zurückgeführt. Wie aus der Tribologie schon seit längerem bekannt, wird die sich unmittelbar an der Oberfläche bildende weiße Zone als „Reibmartensit“ bezeichnet (Abb. 5.5). Durch hohen Druck und dadurch bedingte starke Reibung wurde das Material örtlich stark verfestigt und erhitzt, so dass sich Reibmartensit ausbilden konnte. Durch Bildung des Reibmartensits kann es zu einer deutlichen Verschlechterung der oberflächennahen Schicht kommen. In einigen Fällen wurden Risse in der weißen Schicht infolge hoher Zugspannungen nachgewiesen (Abb. 5.6).

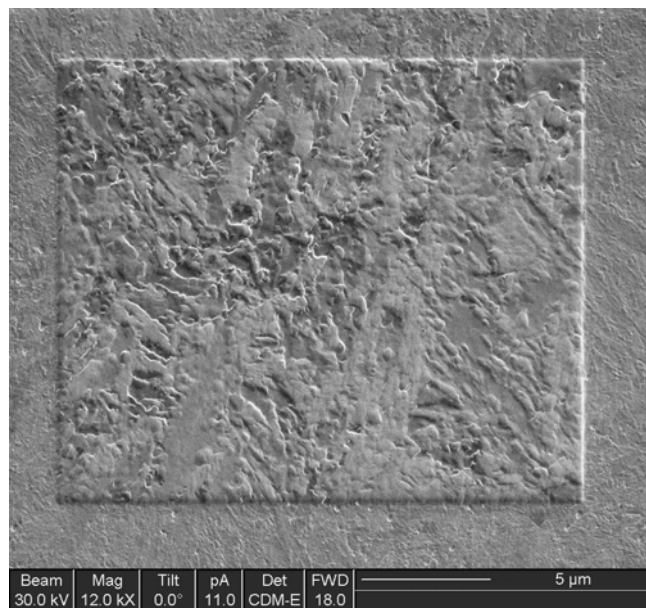


Abb. 5.5. Reibmartensit-Gefüge (FIB-Aufnahme)

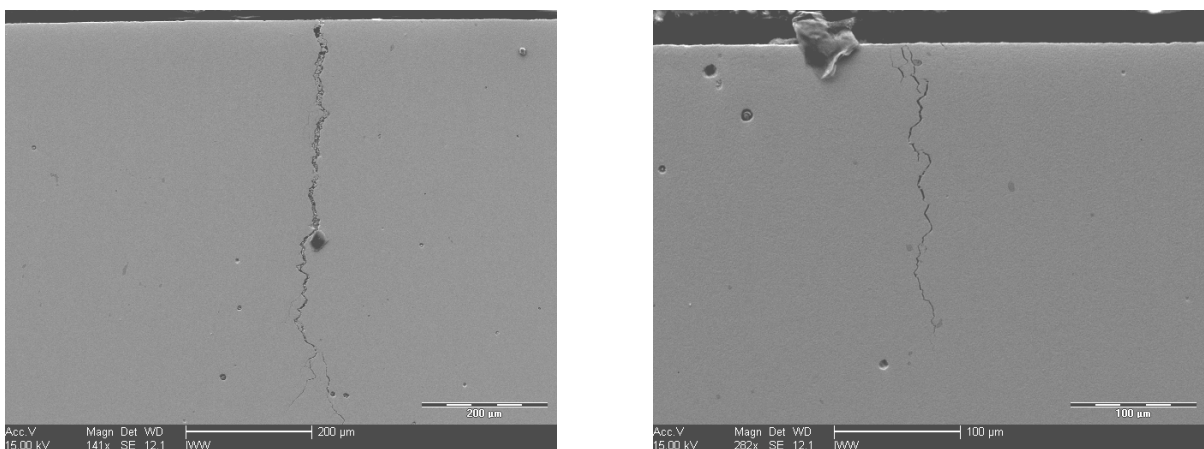


Abb. 5.6. Rissausbildung in der Neuhärtungsschicht

5.4. Härtemessungen

Mit der Zielstellung, die durch die spanende Bearbeitung verursachten Gefügeänderungen zu interpretieren, ist die Härtemessung eine wichtige Messmethode. In der Regel wird entsprechend den Untersuchungsobjekten mit unterschiedlichen Prüfkräften gearbeitet, der Makrohärteprüfung zur Bestimmung der Oberflächenhärte sowie der Mikrohärtmessung zur Ermittlung der Tiefenausdehnung thermischer Randschichtbeeinflussung [97]. Bei letzterer kann es sich als Folge der Kurzzeiterwärmung an der Kontaktstelle Werkstück-Schleifkörper um aufgetretene Anlassseffekte handeln, die sich in Härteverlusten bemerkbar machen oder bei unzulässig hoher Energieeinbringung um eine sehr dünne Neuhärtungsschicht unmittelbar an der Werkstückoberfläche mit darunter liegender breiter Anlasssschicht.

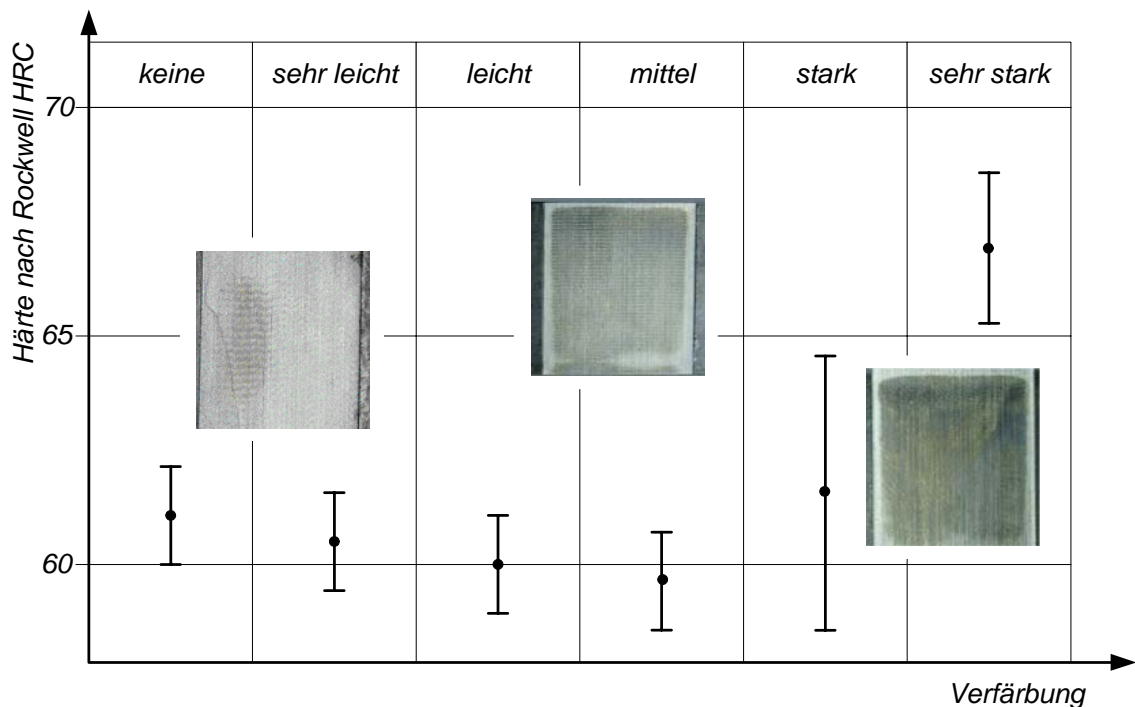


Abb. 5.7. Einfluss der thermischen Schädigungen auf die Oberflächenhärte

Die Ergebnisse der Oberflächenhärtemessungen (Abb. 5.7) zeigen einen deutlichen Härteabfall auf der beschädigten Werkstückoberfläche bei leichten und mittleren thermischen Schädigungen. Wiederum steigt die Härte mit Beginn der Entstehung von Neuhärtungsschichten bzw. bei starken Schädigungen, die als Umwandlung der

oberen Schichten der Anlasszone mit martensitischer Struktur in Weißschichten mit Reibmartensit erklärt werden können, dramatisch an.

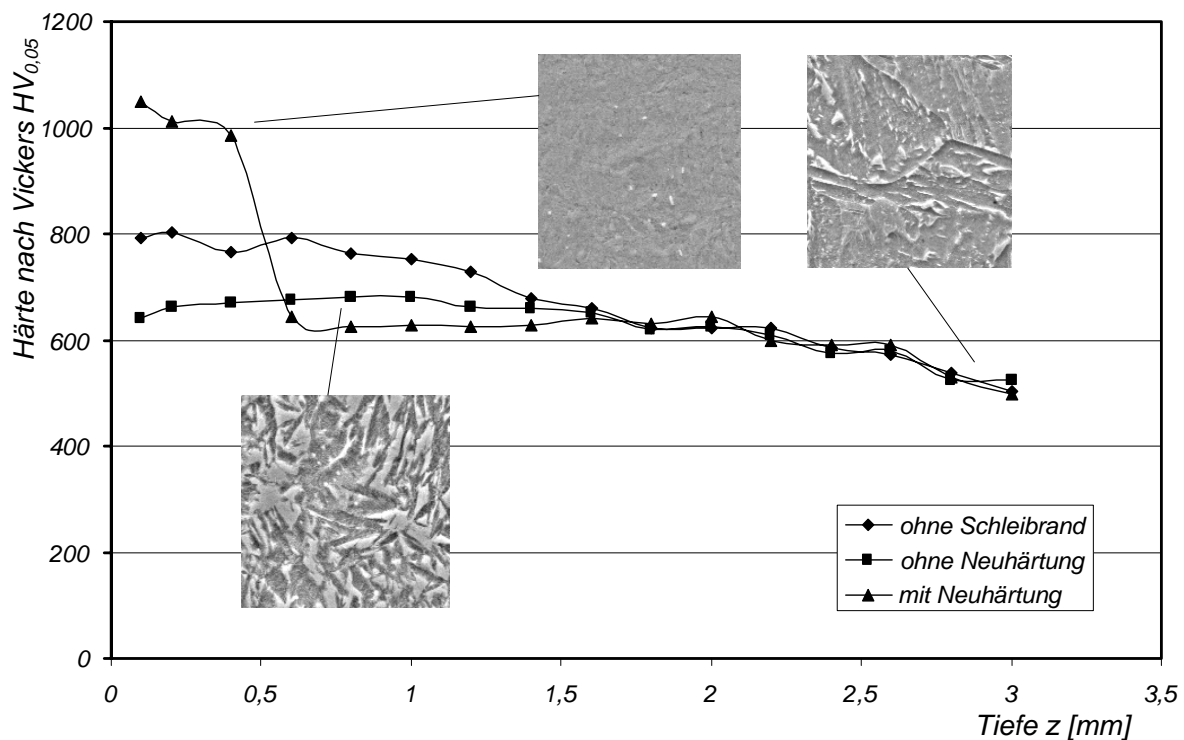


Abb. 5.8. Härtemessung unterschiedlicher Gefüge

Die Untersuchungen der Mikrohärtigkeit widerspiegeln den strukturellen Zustand von ganzen oberflächennahen Schichten des Werkstückes und stellen die inneren Veränderungen des Gefüges bei thermischen Schädigungen dar. Wie schon bei den metallographischen Untersuchungen nachgewiesen wurde, ändert sich die innere Struktur des Werkstoffes unter dem Einfluss des hohen Wärmeeintrags. In Abb. 5.8 sind diese Gefügeveränderungen zusammen mit den sie charakterisierenden Härtewerten zusammengefasst dargestellt. Die Ergebnisse weisen einen deutlichen Härteabfall bei einer Probe mit vorhandenen thermischen Schädigungen (HV 630...670) im Vergleich mit einer schädigungsfreien Struktur (HV 730...800) auf. Die Messwerte der Neuhärtungszone zeigen eine sehr hohe Härte in einer dünnen oberflächennahen Schicht (HV 980...1050) und einen wesentlichen Härteabfall der darunter liegenden Anlasszone (HV 620...640). Dieses Phänomen kann sogar in einigen Grenzfällen zur Abblätterung des Werkstoffes führen.

5.5. Eigenspannungen

Die lichtmikroskopischen Untersuchungen und Härtemessungen sind optimal geeignet, um sich einen schnellen Überblick über eine schädigende Randschichtbeeinflussung bei der spanenden Bearbeitung zu verschaffen.

Die durch ein unsachgemäßes Schleifen eintretenden thermodynamischen Zustandsänderungen wirken sich dagegen deutlich auf die Eigenspannungen aus, deren Größe, Vorzeichen und Tiefenverlauf sehr sensibel durch thermische und mechanische Einwirkungen beeinflusst werden. Allgemein wird ausgesagt, dass die thermischen Beeinflussungen die Eigenspannungen in Richtung Zug und die mechanischen in Richtung Druck verschieben. Somit ist die resultierende Eigenspannung eine Überlagerung der mechanischen und thermischen Effekte (Abb. 5.9).

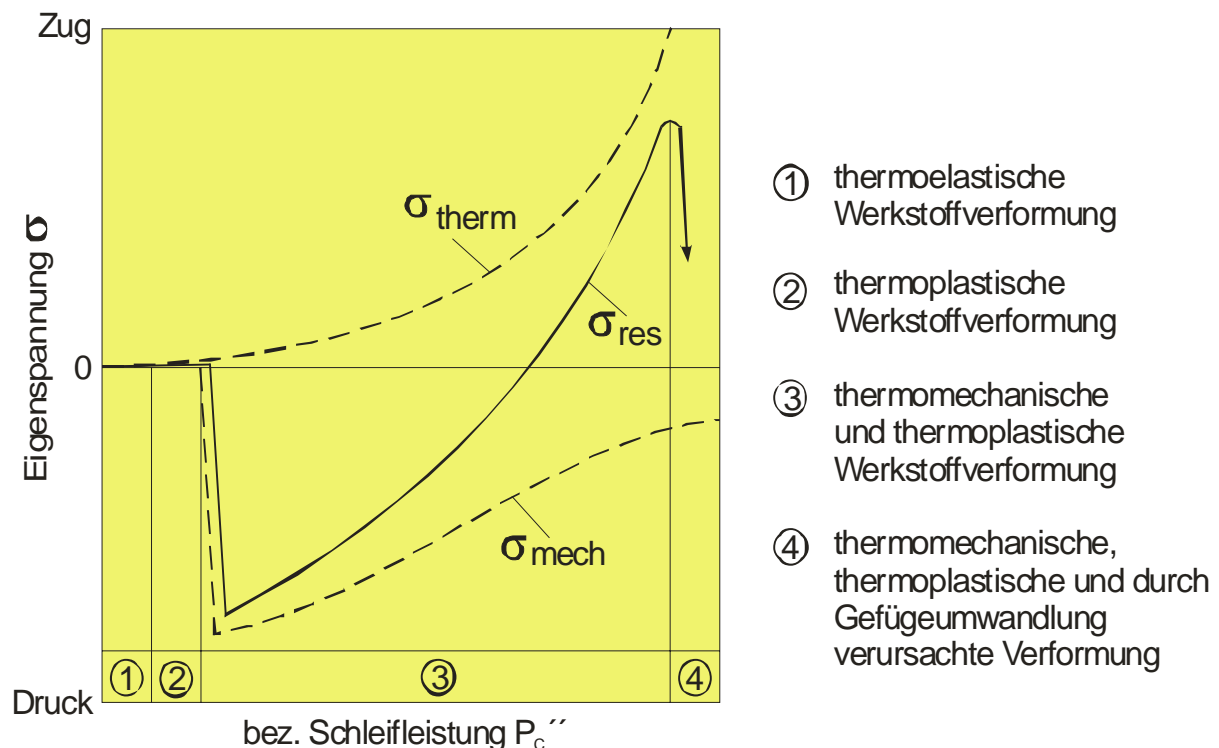


Abb. 5.9. Eigenspannungen als Funktion der Schleifleistung durch Superposition mechanischer und thermischer Wirkungen [79]

Jede Art eines unsachgemäßen Schleifens mit hohem Energieeintrag in die Oberfläche und damit weitergehendem Anlassen über den Endwärmebehandlungszustand des Einsatzhärtens mit einem gut ausgeprägten Druckeigenstresszustand hinaus führt also zu dessen Abbau bzw. Umänderung in einen Zugeigenstresszustand. Im Fall einer Neuhärtung wird allerdings unmittelbar in der weißen Schicht eine Verringerung der Zugeigenstressungen festgestellt, während sich darunter durch die thermische Belastung mit dem eindeutig nachweisbaren Härteabfall durch die Anlasswirkung auch ein hohes Zugeigenstressmaximum einstellt.

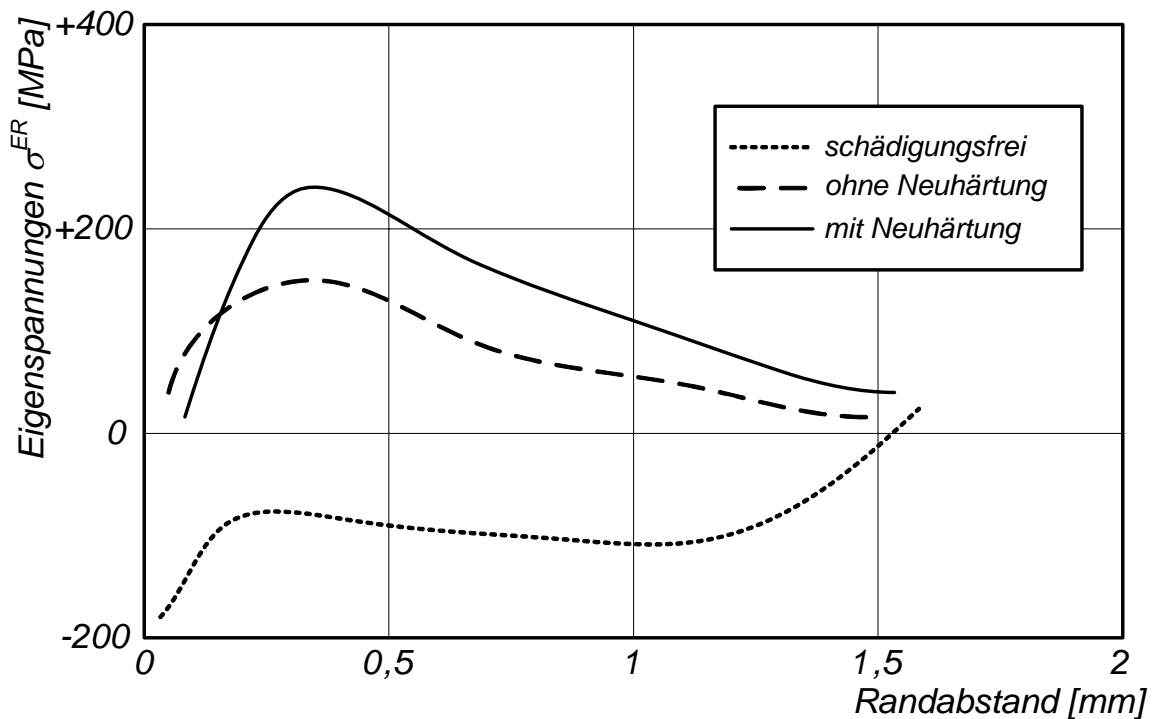


Abb. 5.10. Eigenspannungen in unterschiedlichen Zuständen

6. Kinematisch-geometrische Verhältnisse beim Profilschleifen

6.1. Einschränkende Annahmen bei der Festlegung des Modellierungsumfangs

Aus der großen Zahl der zu berücksichtigenden Prozessparameter und –bedingungen resultiert ein umfangreicher experimenteller Versuchsaufwand zur Ermittlung der Modellkenngrößen. Aus dieser Sicht ist ein umfassendes, alle variablen Einflussgrößen berücksichtigendes Schleifmodell nicht realisierbar. Die Anzahl der modellinternen Einflussgrößen kann jedoch steigen, je einfacher und kürzer ein Versuchspunkt gestaltet werden kann. Dies trifft z.B. beim Innenrundsleifen mit Schleifscheiben kleiner Durchmesser zu.

Untersuchungen bei solchen Verfahren wie dem Profilschleifen sind im Vergleich dazu sehr zeitaufwändig. Positiv wirken sich in diesem Zusammenhang die ohnehin existierenden Tendenzen einer betriebsinternen Einschränkung des verwendeten Werkzeugsortiments aus. Eine Analyse zeigte, dass für die meisten Schleifaufgaben an gehärteten Zahnrädern eine bevorzugte Standardschleifkörperspezifikation eingesetzt wird. Wenn es die Maschinenausführung erlaubt, werden für die Schrupp- und Schlichtvorgänge des Profilschleifens unterschiedliche Abrichtbedingungen gewählt, da mehr als zwei Kombinationen der Abrichteinstellwerte keinen praktischen Effekt bringen.

Aus dieser Sicht wird bei den zu entwickelnden Modellen von einer konstanten Schleifkörperspezifikation und von konstanten Abrichtbedingungen ausgegangen. Unverändert bleiben ebenso der Werkstoff des Werkstückes, das verwendete Kühlschmiersystem und weitere äußere Prozessbedingungen. Der Modellgültigkeitsbereich kann später durch ein System von Korrekturfaktoren erweitert werden, das entweder auf Erfahrungswerten oder auf zusätzlichen experimentellen Untersuchungen basiert.

6.2. Schematisierung des Schleifscheibenprofiles

Während der Betrachtung der Wärmeausbreitung beim Schleifen treten bestimmte Schwierigkeiten auf, von denen die größte die fehlende Erfahrung bei der Annahme der in der Arbeitszone eines jeden Schleifkornes ablaufenden Prozesse darstellt. Häufig wird bei der thermo-physikalischen Analyse des Schleifprozesses ein Schema angenommen, in welchem die Kontaktfläche zwischen dem Werkzeug und Werkstück als eine stetige Wärmequelle betrachtet wird. Solche Ansatzmethoden beschreiben einige Seiten des Wärmeaustausches beim Schleifen sowie die damit verbundenen Vorgänge. Jedoch, um die mathematische Beschreibung der realen Prozessphysik anzunähern, muss berücksichtigt werden, dass der Materialabtrag nicht durch die Schleifscheibe, sondern durch die aktiven Körner gewährleistet wird. Die Verteilung der Körner auf der Arbeitsfläche des Werkzeuges wird durch die Wahrscheinlichkeitsgesetze bestimmt [80], somit kann der Zerspanprozess als ein stochastischer benannt werden.

Die makrogeometrische Form des Schleifkornes kann mit einer ausreichenden Genauigkeit durch ein Ellipsoid mit dem Achsenverhältnis $\alpha_i < 1$ beschrieben werden. Der Koeffizient der Isometrie α_i ist für die Korundschleifkörner mit $\alpha_i \approx 0,7$ [42] anzunähern.

Die Korngrößenverteilung im Werkzeug kann als normal oder normal-logarithmisch angenommen werden. Entsprechend dem normalen Verteilungsgesetz sind die größten Ellipsoidachsen x durch das Gruppierungszentrum \bar{x} mit der mittleren Quadratabweichung σ_q auszuwerten.

Die mittlere wahrscheinliche Zahl der Körner in einer Volumeneinheit des Schleifkörpers n_ω kann durch die Gegenüberstellung von zwei Formeln für die Bestimmung des Anteils der Kornvolumina ω_1 in der Volumeneinheit der Schleifscheibe berechnet werden. Einerseits hängt die Größe ω_1 von der Konzentration des Abrasivmaterials und von der Porosität der Schleifscheibe ab, was durch die entsprechenden Koeffizienten K_k und K_p berücksichtigt wird:

$$\omega_1 = K_k \cdot K_p \quad (6.1)$$

Andererseits ist der Kornanteil ω_1 durch den wahrscheinlichen Mittelwert des Kornvolumens bei der Verteilungsdichte der Abmessungen von der kleinsten x_{\min} bis zur größten x_{\max} nach dem Verteilungsgesetz $\varphi(x)$ zu bestimmen [80]:

$$\omega_1 = N_\omega \int_{x_{\min}}^{x_{\max}} \omega(x) \varphi(x) dx \quad (6.2)$$

Die Gegenüberstellung der beiden Gleichungen für das Volumen ω_1 unter der Berücksichtigung dessen, dass die Korngrößenverteilung dem normalen Verteilungsgesetz quantitativ entspricht und dass die Körner als Ellipsoide betrachtet werden, führt zu der folgenden Abhängigkeit:

$$N_\omega \approx \frac{3}{0,5\pi} \frac{K_k \cdot K_p}{\alpha_i^2 \bar{x} (\bar{x}^2 + 3\sigma_q^2)} \approx \frac{3}{0,5\pi} \frac{K_k \cdot K_p}{\alpha_i^2 \bar{x}^3} \quad (6.3)$$

Die Körner in der Schleifscheibe und in der Schleifscheibenoberfläche sind willkürlich angeordnet. Während der Bearbeitung bzw. nach der Ausbildung des Verschleißes erscheinen immer neue Körner auf der Oberfläche, deren Orientierung nach wie vor zufälligen Charakter besitzt.

Wenn die Lage des Kornes im Raum durch die „Breite“ ρ und die „Länge“ ψ (Abb. 6.1) definiert wird, dann muss die Verteilungsfunktion $f(\rho, \psi)$ proportional der Einzelfläche ds auf der Sphärenoberfläche mit dem Einzelradius sein [80]:

$$f(\rho, \psi) d\rho d\psi = c ds = c \cos\psi d\rho d\psi \quad (6.4)$$

Entsprechend der Normierungsbedingung:

$$\int_{-\pi/2}^{\pi/2} \int_{-\pi}^{\pi} f(\rho, \psi) d\rho d\psi = 1 \quad (6.5)$$

ergibt sich der Proportionalitätskoeffizient $c = 1/4\pi$, hiermit:

$$f(\rho, \psi) = \cos \psi / 4\pi \quad \text{bei } |\rho| \leq \pi \quad \text{und} \quad |\psi| \leq \pi/2 \quad (6.6)$$

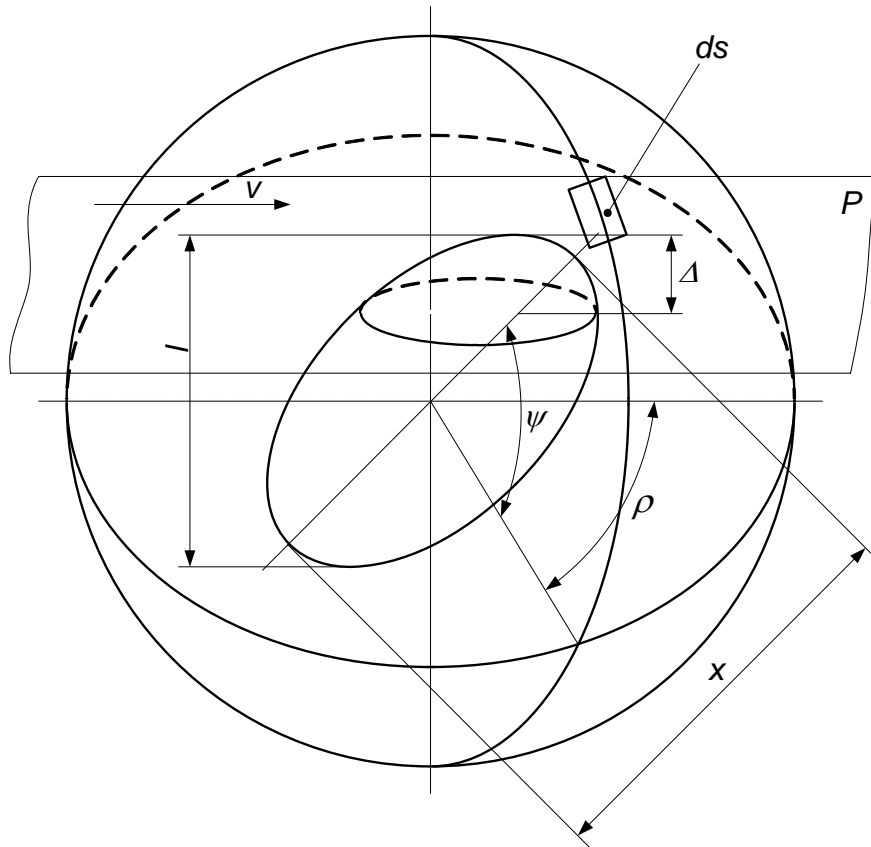


Abb. 6.1. Schema zur Berechnung der Kornanzahl in der Schleifscheibe [80]

Das Einzelkorn mit der Länge x und mit der Orientierung (ρ, ψ) hat den Wert

$$l = x \cos \psi \times \sqrt{\alpha_i^2 + \tan^2 \psi} \quad (6.7)$$

senkrecht zur Bindungsoberfläche P . Dabei wird als Bindungsfläche eine geometrisch ideale Fläche angenommen, die einen Schnittgeschwindigkeitsvektor v beinhaltet und die reale Bindungsfläche im Raum zwischen den Körnern mit einer guten Annäherung ersetzt.

Unter diesen Begründungen ist außerdem die spezifische Grenzeinbettungstiefe des Kornes ε [80] als eine weitere wichtige Größe zu berücksichtigen - ein Verhältnis

l_k/l , wobei l_k die Einbettungstiefe des Kornes beim Kornausfall aus der Bindung ist. Dies wird durch die Zerstörung der Bindung am Korn, des Kornes selbst bzw. der beiden Ursachen verursacht. Somit ist die Kornauskrägung mit $0 \leq \Delta \leq (1-\varepsilon)l$ begrenzt. Die Zentren der hinauskrägenden und in der Bindung sich haltenden Körner ordnen sich bezüglich der Bindungsoberfläche zwischen $0,5l$ (keine Kornauskrägung) und $0,5l - (1-\varepsilon)l$ (Kornausfall) in der Schicht mit einer Tiefe $(1-\varepsilon)l$ an.

Wenn im Einzelvolumen der Schleifscheibe die Kornanzahl den Wert von N_ω annimmt, dann ergibt sich die Anzahl der aus der Bindung auskrägenden Körner mit der Länge x und Orientierung (ρ, ψ) auf der Einzelfläche durch $N_\omega(1-\varepsilon)l\varphi(x)f(\rho, \psi) \times dx d\rho d\psi$, wo $\varphi(x)$ die Dichte der Verteilung der Kornabmessungen ist. Durch die Verwendung des Wertes N_ω aus der Gleichung (6.3) sowie mit Hilfe der Integration nach allen Korngrößen und -orientierungen lässt sich eine Formel zur Bestimmung der mittleren wahrscheinlichen Kornzahl auf der Einzeloberfläche des Schleifkörpers herausarbeiten:

$$N = \frac{K_k \cdot K_p (1-\varepsilon)}{0,5\pi \alpha_i^2 \bar{x}^3} \int_{-\pi/2}^{\pi/2} \int_{-\pi}^{\pi} \int_{-\infty}^{+\infty} l\varphi(x)f(\rho, \psi) dx d\rho d\psi \quad (6.8)$$

Die Integration, die die Normalverteilung berücksichtigt, führt zur folgenden Gleichung:

$$N = \frac{3K_k \cdot K_p (1-\varepsilon)M(\alpha)}{0,5\pi \bar{x}^2} \approx \frac{3K_k \cdot K_p}{0,5\pi} \frac{1-\varepsilon}{\alpha_i^{3/2} \bar{x}^2} \quad (6.9)$$

Die Funktion $M(\alpha_i)$ resultiert aus der Integration [80]:

$$M(\alpha_i) = \left[\frac{1}{2\alpha_i^2} + \frac{1}{4\sqrt{1-\alpha_i^2}} \ln \frac{1+\sqrt{1-\alpha_i^2}}{1-\sqrt{1-\alpha_i^2}} \right]_{0,4 \leq \alpha \leq 1} \approx \frac{1}{\alpha_i^{3/2}} \quad (6.10)$$

6.3. Schematisierung des Schleifprozesses in der Lokalzone

Wie oben bereit dargestellt, wurde die Schleifscheibe als ein geometrischer Körper, in welchem die Schleifkörner nach bestimmten Wahrscheinlichkeitsgesetzen angeordnet sind, angenommen. Bei der Schematisierung des Schleifprozesses sind zwei Aspekte zu berücksichtigen. Erstens entfernen die an der Zerspanung beteiligten Abrasivschleifkörner das zu bearbeitende Material nicht mit der ganzen Oberfläche, sondern mit einigen oder häufiger nur mit einer Schneide. Aus dieser Sicht ist nicht die als Ellipsoid beschriebene Kornmakrogeometrie wichtig, sondern die Mikrogeometrie der Arbeitsschneiden.

Die Untersuchung der Rissprofile bei den Ritzversuchen [80] hat gezeigt, dass die Rissprofile meistens symmetrisch sind und eine dreieckige Form mit einem Spitzenwinkel von ca. 90° aufweisen. Infolgedessen lässt sich ein Korn in der Form eines Ellipsoids mit den auf der Kornoberfläche liegenden Mikroschneiden und mit einem mittleren Öffnungswinkel β darstellen. Die am nächsten zur Kontakt-oberfläche liegende Spitze kann sich am Abtragprozess beteiligen.

Ein zweiter zu berücksichtigender Aspekt bei der Schematisierung des Schleifprozesses besteht darin, dass nicht alle Körner, die auf der Schleifscheibenperipherie liegen, spanend arbeiten und Wärmeimpulse hervorrufen. Um die Zahl der aktiven Schneiden auszurechnen, ist ein momentaner Schnitt durch das Werkstück (Abb. 6.2) zu betrachten. Die Körner arbeiten nur für den Fall $\zeta - \eta > 0$, wo ζ und η die zufälligen Koordinaten der Unebenheiten des zu bearbeitenden Werkstoffs auf der Kontakt-oberfläche und der Kornspitzen im Schleifbelag sind. Der Ursprung von beiden Koordinaten ist an der äußeren Schleifscheibenoberfläche AA angenommen. Die Wahrscheinlichkeit $P(\zeta - \eta > 0)$ beschreibt den Körneranteil, der am spanenden Prozess aktiv beteiligt ist.

Die wahrscheinliche Kornzahl m_i im Arbeitsbereich der Schleifscheibe Δ_{\max} in jeder y_i -Schicht wird in Gleichung (6.11) bestimmt [101].

$$m_i = \frac{v_C}{\omega_s} NLp(y_i)\delta \quad (6.11)$$

$$\omega_s = \frac{v_f a_e}{B} \quad (6.12)$$

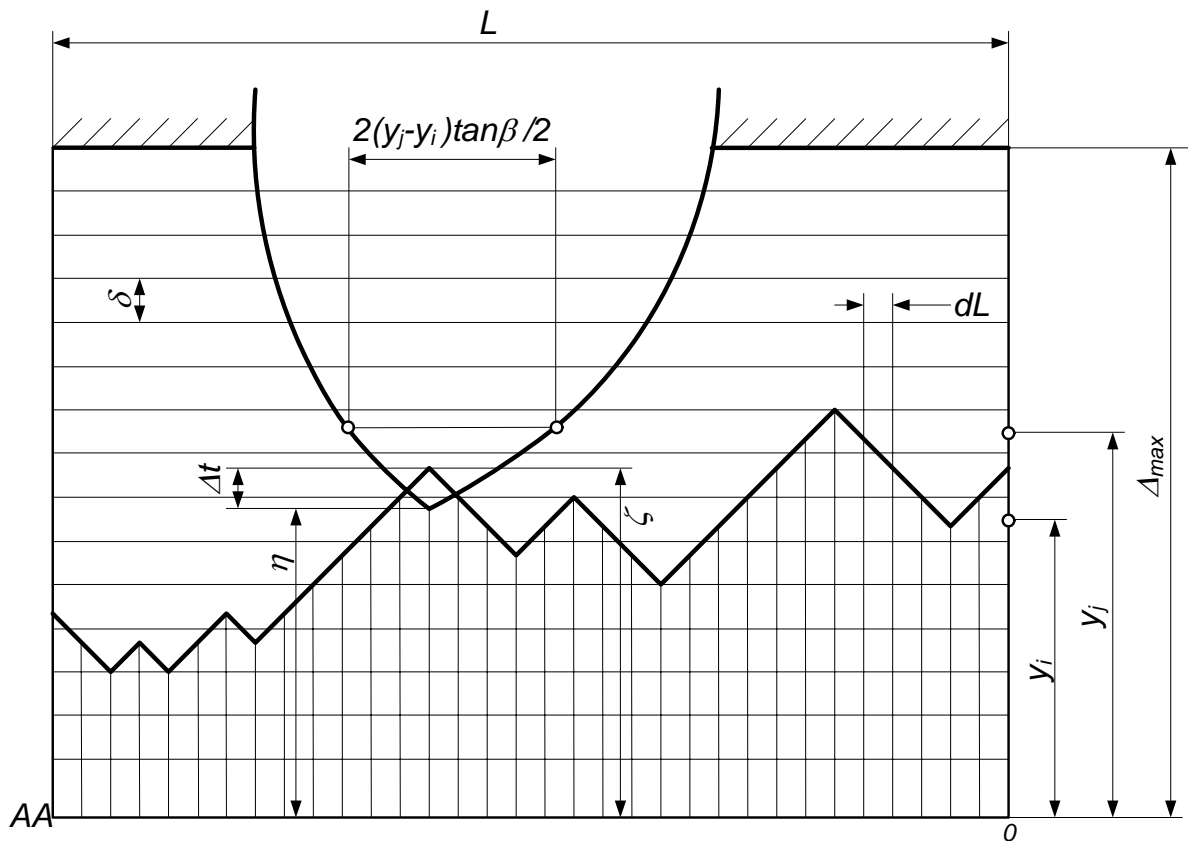


Abb. 6.2. Schema zur Berechnung der am Schleifprozess beteiligten aktiven Abrasivkörner [80]

Mit der Annahme, dass die Spitzengrößenverteilung dem normalen Verteilungsgesetz entspricht, werden die Funktionen der Spitzengrößenverteilung im Schleifscheibenbelag und der Verteilung der Unebenheiten auf der Werkstückoberfläche ausgeprägt [80]:

$$p(y) = \frac{1}{\sigma_0 \sqrt{2\pi}} \int_{-\infty}^y \exp\left[-\frac{(y - 0,5\Delta_{\max})}{2\sigma_0^2}\right] dy \quad (6.13)$$

$$q(y) = 1 - \exp\left[\frac{2Nv_c \tan \beta}{\omega_s} \frac{\beta}{2} \int_{-\infty}^y p(y)(\zeta - \eta) dy\right] \quad (6.14)$$

Mittels (6.13) und (6.14) ist es möglich, die Verteilung der Koordianten ζ und η zu definieren, wobei bemerkt werden muss, dass die Differenz der normal verteilten Größen auch dem Gesetz der normalen Verteilung untergeordnet wird. Durch die Integration der Verteilungsdichte $\zeta - \eta$ im Bereich von 0 bis ∞ ergibt sich die Wahrscheinlichkeit der Beteiligung eines Schleifkornes im Zerspanprozess:

$$P(\zeta - \eta > 0) \approx 0,55 / \sqrt{\nu} \quad (6.15)$$

$$\nu = \frac{v_C}{\omega_s} N \sigma_0^2 \operatorname{tg} \frac{\beta}{2} \quad (6.16)$$

Durch (6.9) ergibt sich:

$$\nu = 0,132 \frac{v_C}{\omega_s} \frac{K_k K_p (1 + 3\sigma/\bar{x})^2 \operatorname{tg} \frac{\beta}{2}}{\alpha^{3/2}} (1 - \varepsilon)^2 \quad (6.17)$$

Angenommen $\sigma \approx 0,12\bar{x}$, $\frac{\beta}{2} = 45^\circ$ und $\alpha \approx 0,7$, dann bestimmt sich:

$$\nu \approx 0,51 \frac{v_C}{\omega_s} K_k K_p (1 - \varepsilon)^3 \quad (6.18)$$

Wie die letzten Gleichungen zeigen, besteht das dimensionslose Kriterium ν aus einer Gruppe von Faktoren, die den Einfluss der Bearbeitungseigenschaften (v_C, ω_s), der Kornkonzentration, -masse und -geometrie ($K_k, K_p, \bar{x}, \sigma_q, \alpha_i, \beta$) sowie der Bindungscharakteristiken (ε) widerspiegeln. Mit Hilfe von diesem Kriterium kann letztendlich die mittlere wahrscheinliche wirkflächenbezogene Zahl der aktiven Schleifkörner auf der Kontaktoberfläche ausgerechnet werden:

$$N_{Kin} = NP(\zeta - \eta > 0) \approx 5,67 \cdot 10^{-3} \frac{K_k K_p (1 - \varepsilon)}{\bar{x}^2 \sqrt{\nu}} \quad (6.19)$$

6.4. Ermittlung der kinematischen und geometrischen Kenngrößen

Wegen des nicht linearen Kontaktes zwischen dem zu bearbeitenden Zahnrad und der Profilschleifscheibe stößt die Betrachtung der Geometrie beim Profilschleifen auf einige Schwierigkeiten. Das Evolventenprofil des Zahnrades lässt sich zwar durch komplizierte mathematische Abhängigkeiten beschreiben, doch entsteht ein kaum realisierbarer Arbeitsumfang bei der Gegenüberstellung von praktisch ermittelten und analytisch modellierten Untersuchungsergebnissen. In diesem Zusammenhang ist es zweckmäßig, die Kontaktgeometrie unter Berücksichtigung der kinematischen und prozessbedingten Aspekte zu definieren. Hierfür muss der Zerspanvorgang beim Profilschleifen bei relativ geklärten äußeren Prozessbedingungen untersucht werden. Dazu sind am besten leicht reproduzierbare Verfahren, wie z.B das Außenrund- oder Plan-Umfang-Querschleifen, geeignet.

Um die kinematischen und geometrischen Verhältnisse umfangreich darzustellen, sind vor allem solche Kenngrößen wie die Kontaktlänge l_e und der Arbeitseingriff a_e entlang der gesamten Zahnflanke zu definieren. In DIN 3972 [9] sind die verschiedenen Bezugsprofile bei der Vorbearbeitung der Zahnräder entsprechend der ausgewählten Fertigungsverfahren dargestellt. Für das Schleifen als ein Finishverfahren ist eine Bearbeitungszugabe prädestiniert, so dass daraus ein Flankenmaß Δ_s entlang der Zahnflanke vorbestimmt wird.

Beim Profilschleifen von Zahnrädern mit kleineren Moduln lässt sich die Bearbeitung bis zum Endmaß mit einem Schlichtvorgang ausführen. Bei den Zahnrädern mit größeren Moduln sind aufgrund des größeren Flankenmaßes sowie wegen der großen Verzüge nach dem Härten meistens mehrere Schleifdurchgänge erforderlich. Dies hat unterschiedliche geometrische und kinematische Zusammenhänge an jedem Ort der Zahnflanke zur Folge, die bei der Herstellung von Zahnrädern diskret untersucht werden müssen.

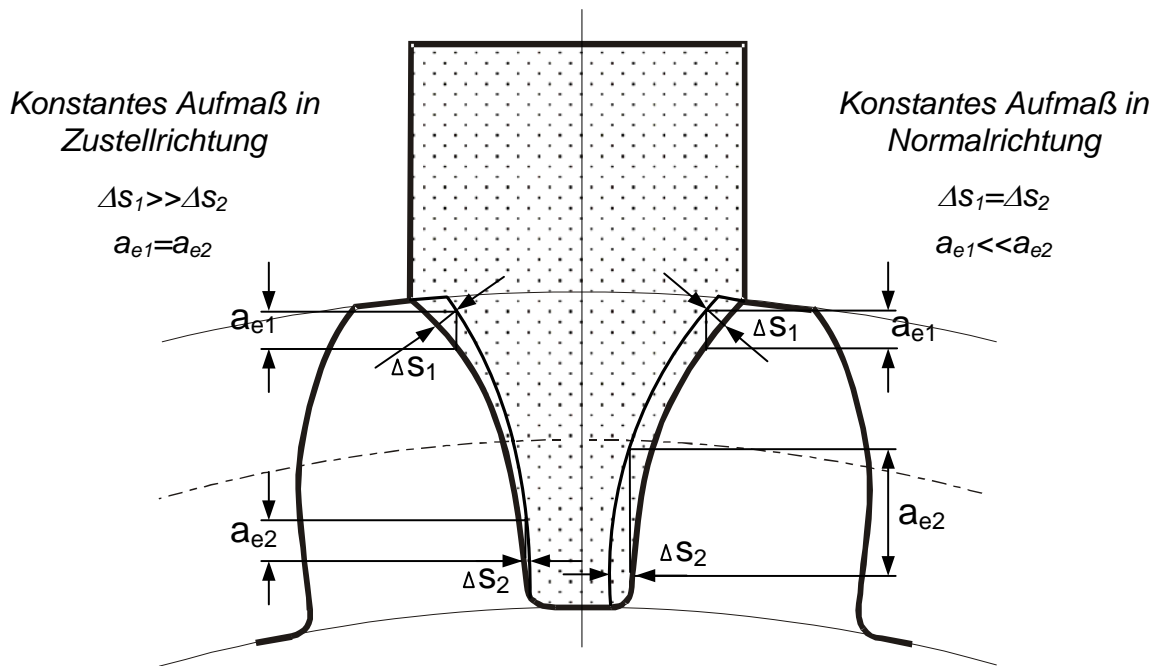


Abb. 6.3. Schema des Profilschleifens mit konstantem Aufmaß in Zustellrichtung (links) und senkrecht zur Zahnflanke (rechts)

In Abb. 6.3 sind die beiden Fälle schematisch dargestellt. Die Bearbeitung mit dem konstanten Aufmaß in Zustellrichtung (links) ist durch ein ständig wachsendes tatsächliches Werkstoffaufmaß Δ_s in Richtung vom Zahnfuß zum Zahnkopf charakterisiert, wodurch das größere spezifische Abtragvolumen am Zahnkopf zu erwarten ist. Im Gegensatz dazu bleibt das Werkstoffaufmaß Δ_s auf der rechten Seite des Bildes normal zur Evolventenrichtung immer konstant, aber der tatsächliche Arbeitseingriff a_e wird in Richtung vom Zahnkopf zum Zahnfuß immer größer. Daraus folgt, dass die größeren Abtragvolumina im Bereich des Zahnfußes abzuschleifen sind und dass die ungünstigen thermischen Verhältnisse und als Ergebnis derer die größte Wahrscheinlichkeit einer Schleifbrandentstehung in diesem Bereich existieren. Aus diesem Grund ist die Untersuchung des Profilschleifens mit einem konstanten Aufmaß senkrecht zur Zahnflankenoberfläche von prioritärer Bedeutung.

Analog zum Teilwälzschleifen ist die Länge des Eingriffs zwischen Werkzeug und Werkstück (Eingriffslänge) sehr groß, oft sogar mit einem Tiefschleifprozess vergleichbar. Aus diesem Grund ist es zweckmäßig, die Schleifkörperwirkprofilkante (WPK) zu diskretisieren. Die Diskretisierung erlaubt die Betrachtung geometrisch

beliebig geformter Profile und somit eine Verallgemeinerung des Profilschleifprozesses. Die werkzeugwirkflächenbezogene Verarbeitung der simulierten Interaktionen zwischen der Schleifscheibe und der Zahnflanke setzt die Diskretisierung der Schleifscheibenwirkprofilkante in ausreichend enge Bereiche (Abb. 6.4) voraus, innerhalb derer die Prozesskenngrößen als konstant angenommen und alle Berechnungen auf die Mittelwerte $r_1 \dots r_n$ bezogen werden. Gute Ergebnisse konnten nach [1] mit der Anzahl von 300-400 Breitenabschnitten pro aktive Kantenlänge erreicht werden:

$$\text{diff}L_s = \frac{m_n}{120} \quad (6.20)$$

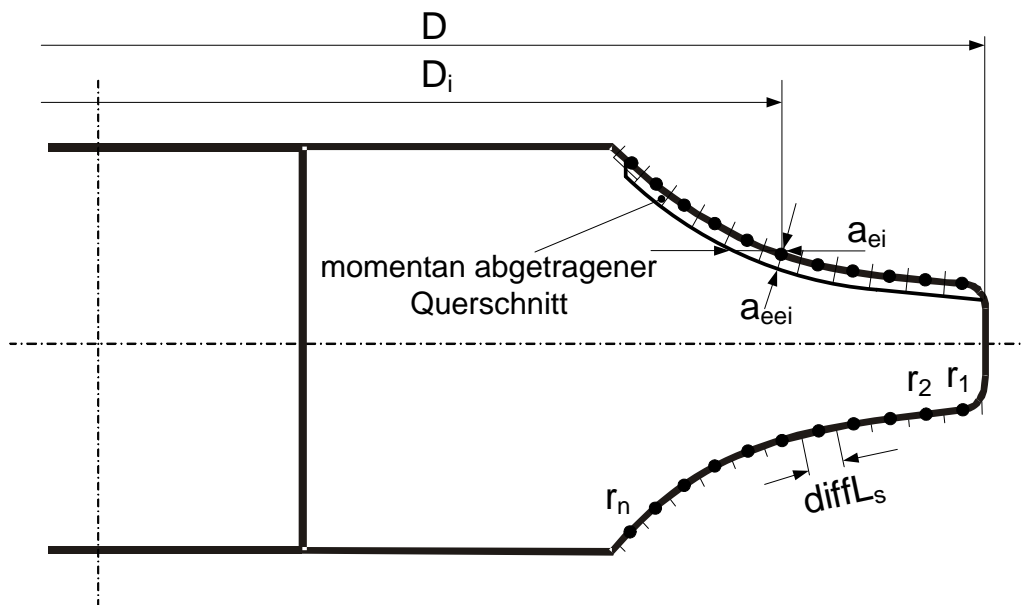


Abb. 6.4. Diskretisierung der Wirkprofilkante

Die Eingriffsgröße a_e stellt einen wichtigen Schnittparameter dar, da sie als einzige Größe seitens der Geometrie des Werkzeugeingriffs in die Berechnung der primären Einflussgrößen l_e und \bar{A}_s eingeht. Der tatsächliche Wert des Zustellbetrages a_e ergibt sich aus dem in der Abb. 6.5 dargestellten Schema. Auf jeder Kontaktstelle variiert der Zustellbetrag in Abhängigkeit des Profilwinkels α_{xi} , der als die Summe von Stirneingriffswinkel α_{ii} und Zahnlücken-Halbwinkel η_i zu berechnen ist nach DIN3960:

$$a_{ei} = \frac{\Delta s}{\sin \alpha_{xi}} = \frac{\Delta s}{\sin(\alpha_{ti} + \eta_i)} \quad (6.21)$$

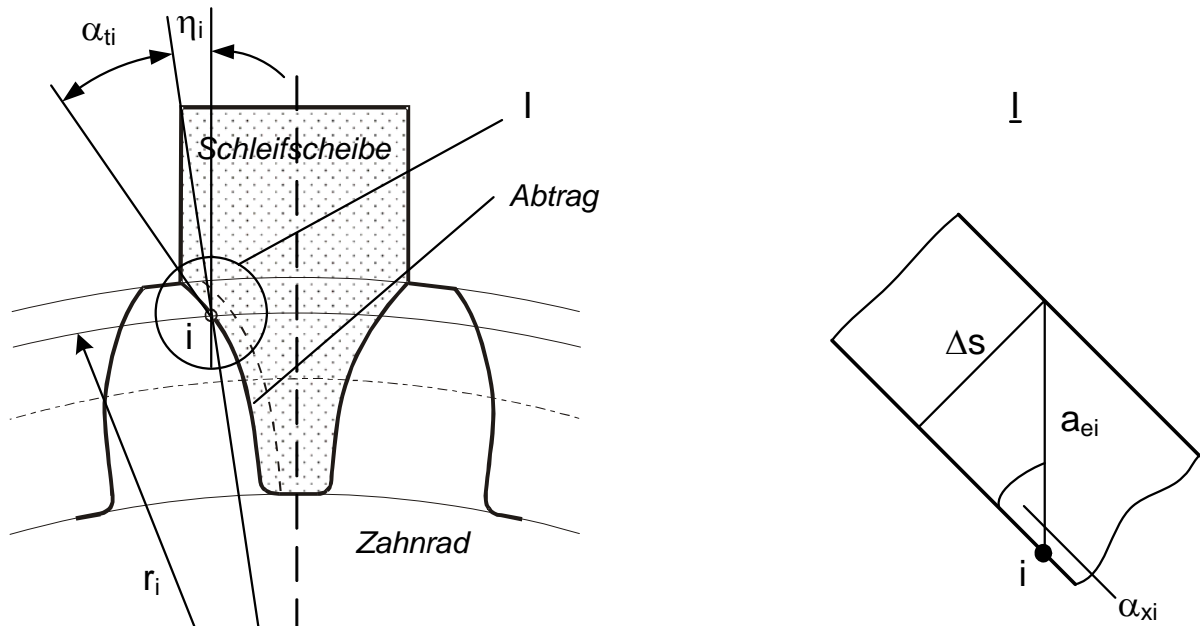


Abb. 6.5. Geometrische Beschreibung des tatsächlichen Zustellbetrages

Die Problematik der analytischen Ermittlung des Profilwinkels α_{xi} für jede Kontaktstelle entlang der gesamten Zahnflanke besteht in der Bestimmung des Stirneingriffswinkels α_{ti} und Zahnlücken-Halbwinkels η_i . Entsprechend DIN 3960 [4]:

$$\eta = \frac{\pi - 4x \cdot \tan \alpha_n}{2 \cdot |z|} \quad (6.22)$$

gilt für die i -te Kontaktstelle:

$$\eta_i = \eta - (\text{inv} \alpha_t - \text{inv} \alpha_{ti}) \quad (6.23)$$

$$\alpha_{xi} = \arccos \left(\frac{d}{d_i} \cdot \cos \alpha_t \right) + \eta - (\text{inv} \alpha_t - \text{inv} \alpha_{ti}) \quad (6.24)$$

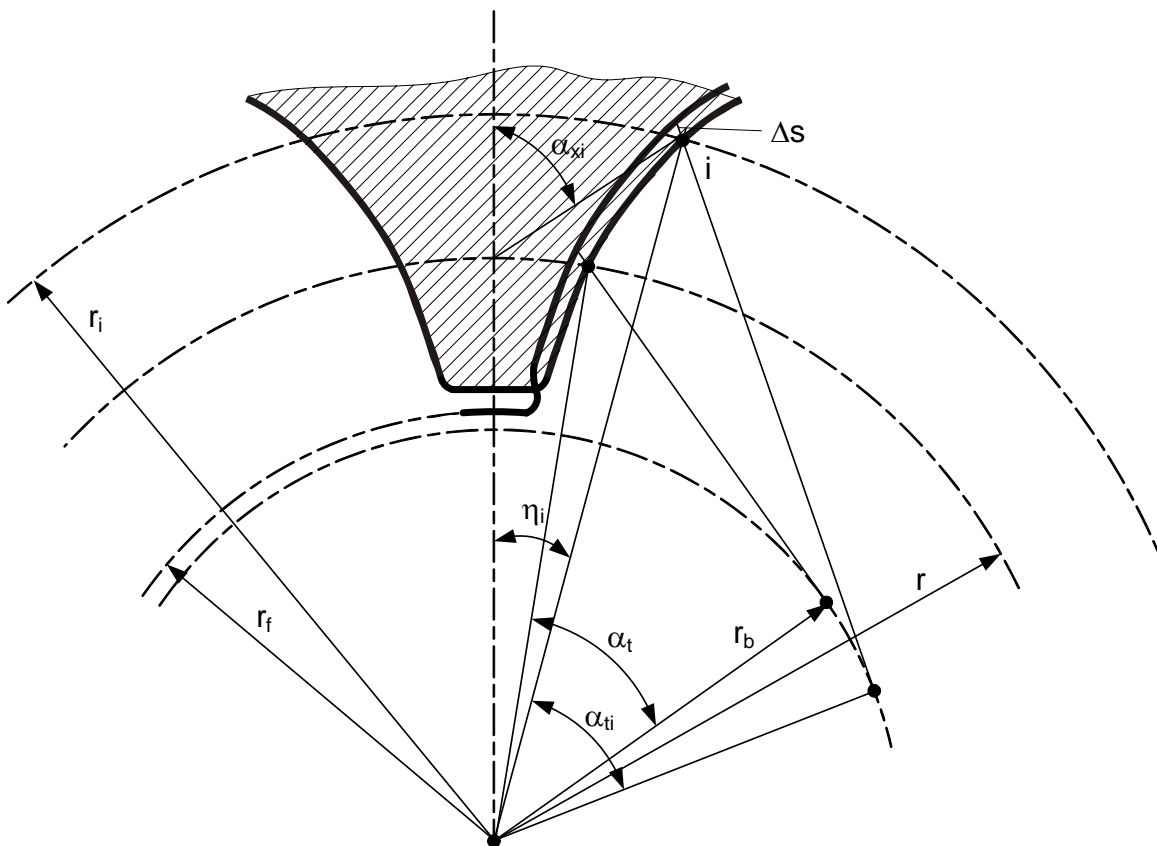


Abb. 6.6. Ermittlung des Profilwinkels

Die Ergebnisse der Berechnung (Abb. 6.7) stellen die deutlichen Unterschiede der Größe a_e bezüglich der Wirkstelle auf der Evolvente dar. Wenn am Zahnkopf der Wert a_e praktisch identisch mit dem Aufmaß Δs ist, sind die Werte im Zahnfußbereich wesentlich größer. Daraus folgt, dass die Spanvolumina ihrerseits im Zahnfuß auch erheblich größer sind – mit der Folge, dass die Gefahr einer thermischen Schädigung gerade im Zahnfuß-Bereich am größten ist.

Die aus der Gleichung (6.24) resultierende tatsächliche Größe darf jedoch nur für einen orthogonalen Schleifprozess eingesetzt werden. Dieser Forderung entspricht die sich an der Ersatzschleifscheibe ergebende Eingriffsgröße a_{ee} (Abb. 6.8).

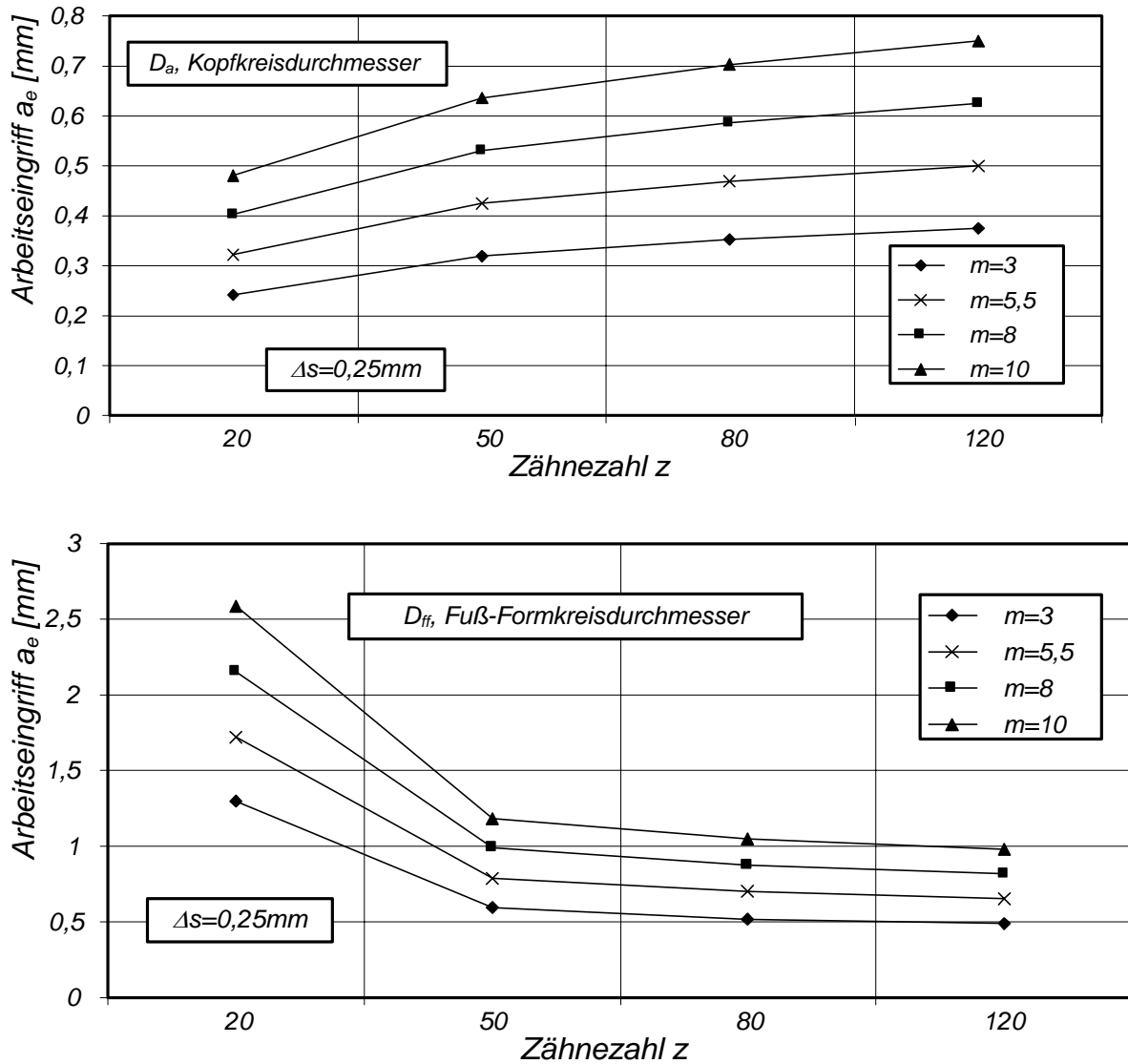


Abb. 6.7. Berechnungsergebnisse der tatsächlichen Arbeitseingriffe

In [1] ist dargestellt, dass die Ersatzeingriffsgröße geeignet ist, in allen erwähnten Ansätzen angewandt zu werden. Der Durchmesser des Ersatzschleifkörpers D_{se} für eine endlich kleine Breite $db_e = \text{diff}L_s$ beschreibt die Krümmung der Kontaktfläche in einem aktuellen Bereich der a_{ee} -Werte sehr genau. Am Beispiel $D=350\text{mm}$, $\alpha_n=20^\circ$, $a_{ee}=0,1\text{mm}$ wurde ausgerechnet, dass die Differenz zwischen der i -ten Koordinate der Mantelfläche der tatsächlichen Schleifscheibe und der Ersatzschleifscheibe nur $3,9\mu\text{m}$ beträgt, was etwa $0,04\%$ der absoluten Größe ausmacht. Aus dieser Annahme resultiert, dass die Kontaktlängen l_e und l_{ee} dieselbe Größe haben, das heißt aber auch, dass die Schnittflächen A_c beim tatsächlichen Werkzeugeingriff mit

den Schnittflächen A_{ce} beim Umfangs-Planschleifen mit der Ersatzschleifscheibe identisch sind. Da die Größe der Schnittfläche mit der Anzahl der gleichzeitig in Kontakt gelangenden Schneiden korreliert, stimmen auch die Werte für die mittleren Spannungsquerschnitte pro Schneide \bar{A}_s überein, was die Richtigkeit der Vorgehensweise hinsichtlich der Anwendung der Ersatzeingriffsgröße beweist.

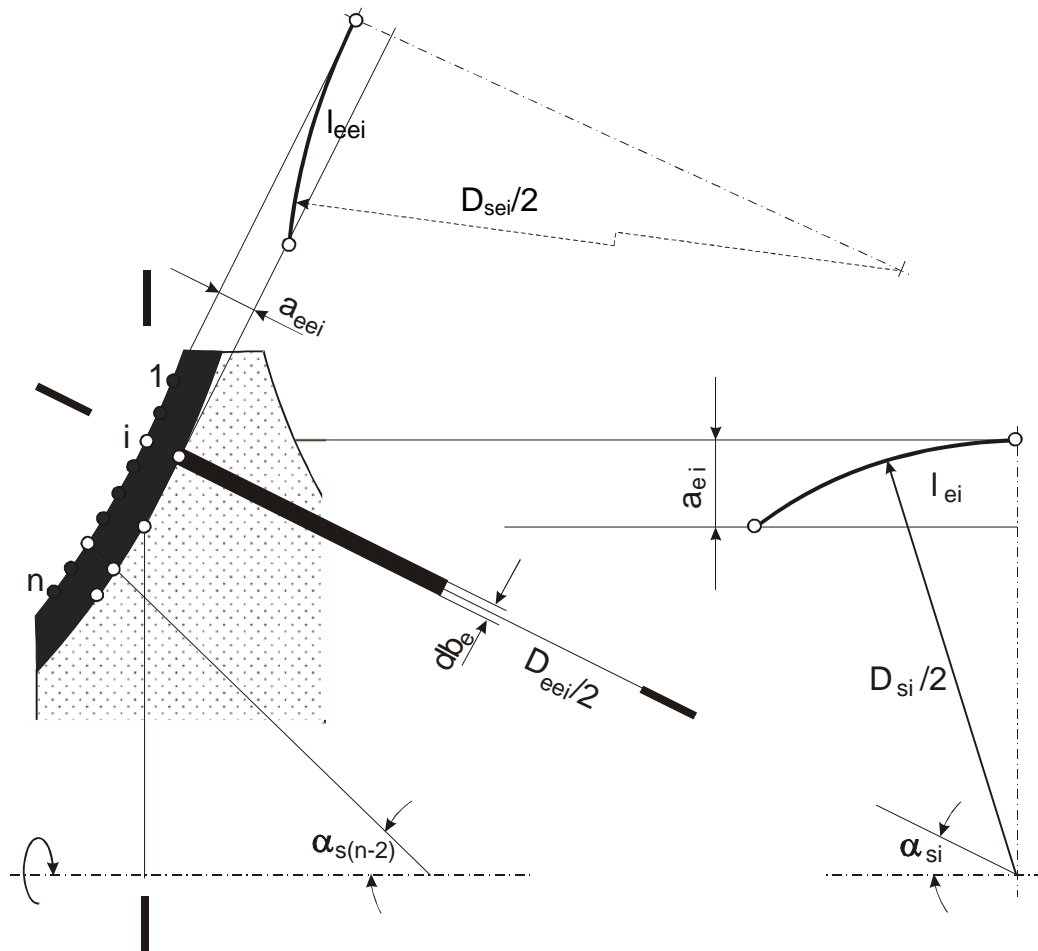


Abb. 6.8. Ermittlung der Ersatzeingriffsgröße

7. Zerspankraftmodellierung

7.1. Strategie der Untersuchungen

Bekanntlich werden die thermo-dynamischen Prozesse, die beim Schleifen in der Kontaktoberfläche des Zahnrades ablaufen, vor allem durch die Bearbeitungsbedingungen, auch durch den Werkzeugverschleiß und die Kühlschmierbedingungen bestimmt. Die Temperaturgrößen in der Zerspanzone resultieren aus den Werten der Zerspankräfte und der durch sie initiierten Wärmeenergie, wie sie sich aus den oben genannten Prozesscharakteristiken ergeben. Durch eine Steuerung dieser Charakteristiken und durch die Ermittlung der optimalen Größe der Zerspankräfte ist es möglich, die Wahrscheinlichkeit des Entstehens thermo-mechanischer Schädigungen mit einer ausreichenden Genauigkeit zu prognostizieren.

Beim diskontinuierlichen Profilschleifen ist die Auswertung der Schleifkräfte wegen der ungleichmäßigen Verteilung der Beanspruchung entlang der gesamten Zahnflanke wesentlich erschwert. Das Evolventenprofil der Kontaktzone zwischen Werkzeug und Werkstück, wie es schon im Kapitel 6 dargestellt wurde, ist durch eine große Streuung der realen Schnitttiefen charakterisiert. Im Vergleich der Fuß- und Kopfbearbeitung erreicht die Differenz der Zustellungen so große Werte, durch die sich die Schleifbearbeitung im Zahnfuß als ein Tiefschleifprozess betrachten lässt.

Aufgrund der oben genannten Bedingungen ist eine Diskretisierung des Kontaktbereiches sinnvoll. Dies ermöglicht die Modellierung der Zerspankräfte separat an jeder Kontaktstelle. Die Ergebnisse einer solchen Modellierung erlauben es, die beim Profilschleifen ablaufenden Prozesse objektiv einzuschätzen. Als Anfangsschritt der komplexen Modellierung der Schnittkräfte dient die Untersuchung und nachfolgende analytische Modellierung der bezogenen Schnittkräfte bei einem Profilschleifprozess mit konstanten Arbeitseingriffen – beim Planschleifen. Die gewonnenen Kraftwerte sind die Eingangsparameter für die nächsten Modellierungsschritte des Profilschleifens mit kontinuierlich sich verändernden Arbeitseingriffen – dem Profilschleifen eines kreisförmigen Profils. Der letzte Schritt der Kraftmodellierung erfolgt beim Profilschleifen mit diskontinuierlich veränderlichen

Arbeitseingriffen – dem Profilschleifen einer evolventischen Zahnflanke. Diese Simulationskette ermöglicht die Bestimmung der exakten Kraftverläufe für alle Varianten des Profilschleifens vom einfachsten Planschleifen über das Profilschleifen des kreiförmigen Profils bis zum Verzahnungsprofilschleifen und definiert die Zusammenhänge der Kraftverteilung unter der Berücksichtigung der Eigenschaften jedes dieser Profilschleifverfahren.

7.2. Erfassung der Einflussgrößen

Bei der Schleifkraftmodellierung wurde ein Qualitätssprung dadurch erreicht, dass auf solche Primär-Einflussgrößen abgezielt wurde, die die in mikroskopischen Bereichen des Schleifkornes ablaufenden mechanischen, thermischen und zeitlichen Beanspruchungskomplexe widerspiegeln. Dazu zählen nach [54] die mittlere Spannungsdicke \bar{h}_{\max} oder der mittlere Spannungsquerschnitt $\bar{A}_{S\max}$, welche die mechanische und thermische Beanspruchung der Schleifkornschneide vorrangig beeinflussen, die Eingriffslänge l_e , die den Schnittweg der Einzelschneide während des Schneideneingriffs je Schleifkörperumdrehung widerspiegelt, und die Anzahl der Schneideneingriffe bezogen auf das abgeschliffene Werkstoffvolumen i_{st} , wodurch der verschleißbedingt-zeitliche Einfluss auf die Zielgrößen erfasst wird.

Die Anzahl der sich insgesamt im Eingriff befindlichen Schneiden i_s wird als Funktion der wirkflächenbezogenen Schneidenzahl N_{Kin} und der geometrischen Parameter der Kontaktfläche darstellbar:

$$i_s = 0,75 \cdot l_e \cdot N_{Kin} \cdot a_p \quad (7.1)$$

Die Eingriffslänge l_e , der mittlere Spannungsquerschnitt \bar{A}_s und die Anzahl der Schneideneingriffe ergeben sich aus folgenden Formeln:

$$l_e = \left(1 + \frac{v_f}{v_c} \right) \sqrt{a_e \cdot D_s} \quad (7.2)$$

$$\bar{A}_s = \frac{v_f \cdot a_e}{0,75 \cdot l_e \cdot N_{Kin} \cdot v_C} \quad (7.3)$$

$$\dot{i}_{st} = t_c \cdot n_c \quad (7.4)$$

7.3. Analytische Bestimmung der Zerspankraftkomponenten

Die gemessenen Zerspankraftverläufe aus vielen Veröffentlichungen [82, 83, 84] erbrachten den Nachweis, dass die Abhängigkeit der Kraft vom Zeitspannungsvolumen im Anwendungsbereich der Schleifscheibe praktisch einen linearen Anstieg einer Funktion aufweist, die im Koordinatenursprung ihren Anfang nimmt. Andere Autoren [85] gelangten dagegen zu der Erkenntnis, dass für diesen Abschnitt eine Anfangskraft kennzeichnend ist, die zum Eindringen der Schneiden ins Werkstück zuerst aufgebracht werden muss.

In [86] wurde diese Feststellung für den folgenden Modellansatz zur Berechnung der auf die Einzelschneide bezogenen Normalkraft umgesetzt (7.5):

$$F_n = A + B \cdot \bar{A}_s \quad (7.5)$$

Damit wird die Kraftwirkung auf zwei hauptsächliche Ursachen zurückgeführt. Der vom Spanungsquerschnitt unabhängige Kraftanteil A_{1fnS} entspricht der Reibungs- und Furchungsarbeit während der elastoplastischen Verformungsphase des Spanbildungsvorgangs. Die sich daran anschließende Spanscherung wird durch die Komponente $B_{1fnS} \cdot \bar{A}_s$ charakterisiert. Die schnittzeitbedingte Änderung der Normalkraft findet dabei ihre Berücksichtigung durch eine zeitliche Variabilität des Anteiles A_{1fnS} entsprechend [1]. Indem aber diese Funktion für das unverschlossene Werkzeug den Wert 0 annimmt, wird gegen den Grundgedanken der Beziehung (7.6) verstoßen.

$$F_{nS} = A_{1fnS} + B_{1fnS} \cdot \bar{A}_s \quad (7.6)$$

$$A_{1fnS} = A_{2fnS} \cdot (i_{st} \cdot l_e^2)^{B_{2fnS}} \quad (7.7)$$

Eine qualitativ verbesserte Interpretation der angedeuteten Zusammenhänge wird von [1] vorgeschlagen:

$$F_{nS} = A_{0fn} + A_{1fn} \cdot \bar{A}_S + F_{nSvar} \quad (7.8)$$

Die Konstante A_{0fnS} entspricht der schneidenbezogenen Anfangskraft, ähnlich dem Kraftanteil A_{1fnS} nach [86], allerdings ausschließlich für das unverschlissene Werkzeug. Genauso bezieht sich auch die Komponente $A_{1fn} \cdot \bar{A}_S$ auf den Prozessbeginn. Den Schnittzeiteinfluss berücksichtigt dieser Modellansatz getrennt von der Ursachenzuordnung über das Glied F_{nSvar} (Abb. 7.1), da sonst ein umfangreicherer Versuchsplan für die Ermittlung der Modellkonstanten notwendig gewesen wäre.

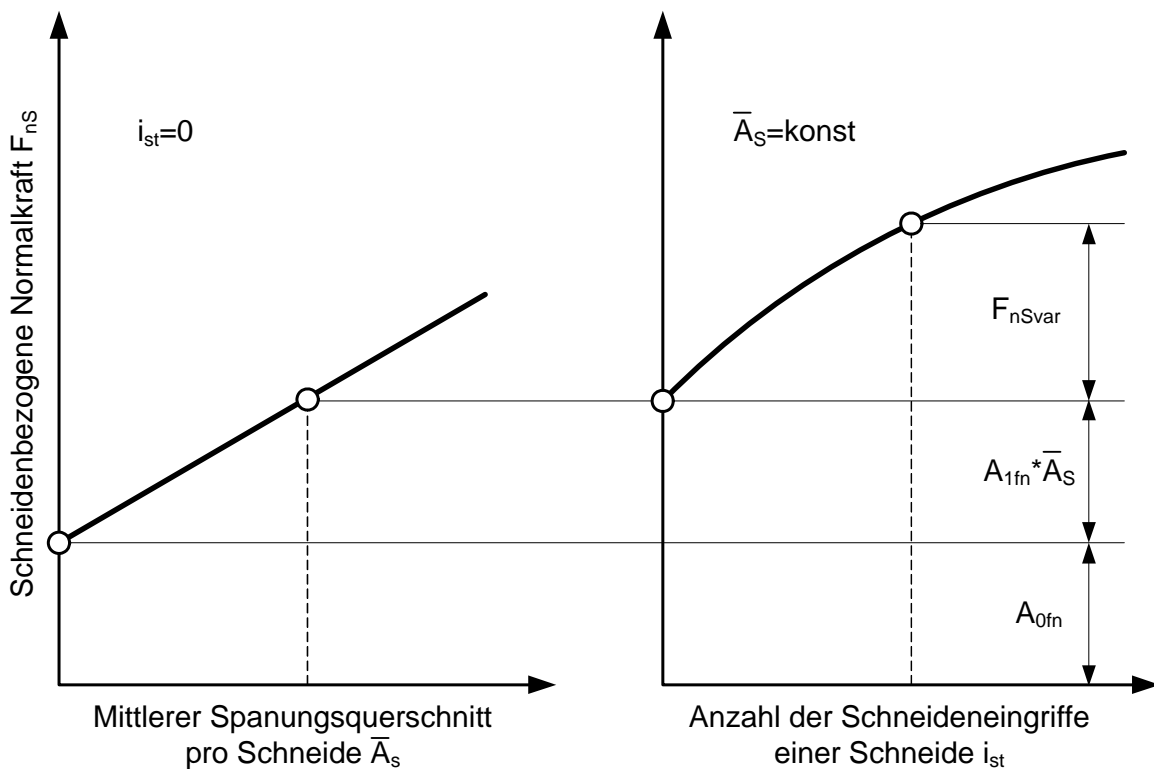


Abb. 7.1. Prinzipieller Aufbau des Modellansatzes für die schneidenbezogene Normalkraft nach [1]

Die bezogene Normalkraft F'_n wird aus den Elementarkraftanteilen [107] in folgende Gleichung umgerechnet:

$$F'_n = A_{0fn} \cdot l_e \cdot N_{Kin} + A_{1fn} \cdot \bar{A}_s + F'_{n\text{var}} \quad (7.9)$$

Wie durch [1] nachgewiesen wurde, ergibt sich das Glied $F'_{n\text{var}}$ aus den Auswirkungen der primären Einflussgrößen auf die Werkzeugverschleißausbildung. Eine deutliche Erhöhung der Abbildungsgenauigkeit der Kraftverläufe konnte durch die getrennte Berücksichtigung der Eingriffslänge l_e und der Anzahl der Schneideingriffe i_{st} in der Form einer Potenzfunktion erreicht werden:

$$F'_{n\text{var}} = A_{2fn} \cdot i_{st}^{B1fn} \cdot l_e^{B2fn} \cdot \bar{A}_s^{B3fn} \quad (7.10)$$

Die Schnitt- und die Normalkraft weisen einen qualitativ übereinstimmenden Verlauf auf, was durch eine ganze Reihe von Kraftmessungen so auch belegt werden kann. Somit ist die Schnittkraft in Analogie zur Normalkraft genau so gut über die Beziehung (7.11) modellierbar. Von großem Vorteil ist dabei vor allem die einheitliche Umgangsweise mit beiden Modellen:

$$F'_c = A_{0fc} \cdot l_e \cdot N_{Kin} + A_{1fc} \cdot \bar{A}_s + F'_{c\text{var}} \quad (7.11)$$

$$F'_{c\text{var}} = A_{2fc} \cdot i_{st}^{B1fc} \cdot l_e^{B2fc} \cdot \bar{A}_s^{B3fc} \quad (7.12)$$

Für die Berechnung der beiden Kraftkomponenten sind jeweils sechs Koeffizienten - A_{0fn} , A_{1fn} , A_{2fn} , B_{1fn} , B_{2fn} , B_{3fn} für die Normalkraft und A_{0fc} , A_{1fc} , A_{2fc} , B_{1fc} , B_{2fc} , B_{3fc} entsprechend für die Schnittkraft – erforderlich. Diese Modellgleichungen haben ihre Übertragbarkeit auf das Planschleifen überzeugend nachgewiesen, wie die Berechnungen entsprechender statistischer Parameter (Tab. 3) ergeben haben.

7.4. Experimentelle Untersuchungen der Zerspankraftkomponenten

Wie schon bei der kinematischen Charakterisierung des Prozesses nachgewiesen wurde, ist es sinnvoll, eine Diskretisierung der Kontaktfläche auszuführen. Betrachtet man die Einzelkontaktstrecke mit einer unendlich kleinen Länge und mit einer Null-Krümmung in Bezug auf die Kraftverteilung, entsteht die Möglichkeit, das komplizierte Kraftschema beim Profilschleifen durch ein relativ einfaches und hinreichend erforschtes Kraftschema beim Planschleifen zu ersetzen.

Der Umfang eines statistischen Versuchsplanes variiert vor allem in Abhängigkeit von der Anzahl der Einflussgrößen und muss mit den analytischen Ergebnissen mit einer ausreichenden Genauigkeit übereinstimmen. Dafür wurde ein linear-mathematischer Modellansatz mit einem Ansatzpolynom dritten Grades [87] ausgewählt:

$$y = b_0 + b_1 \cdot x_1 + b_2 \cdot x_2 + b_3 \cdot x_3 \quad (7.13)$$

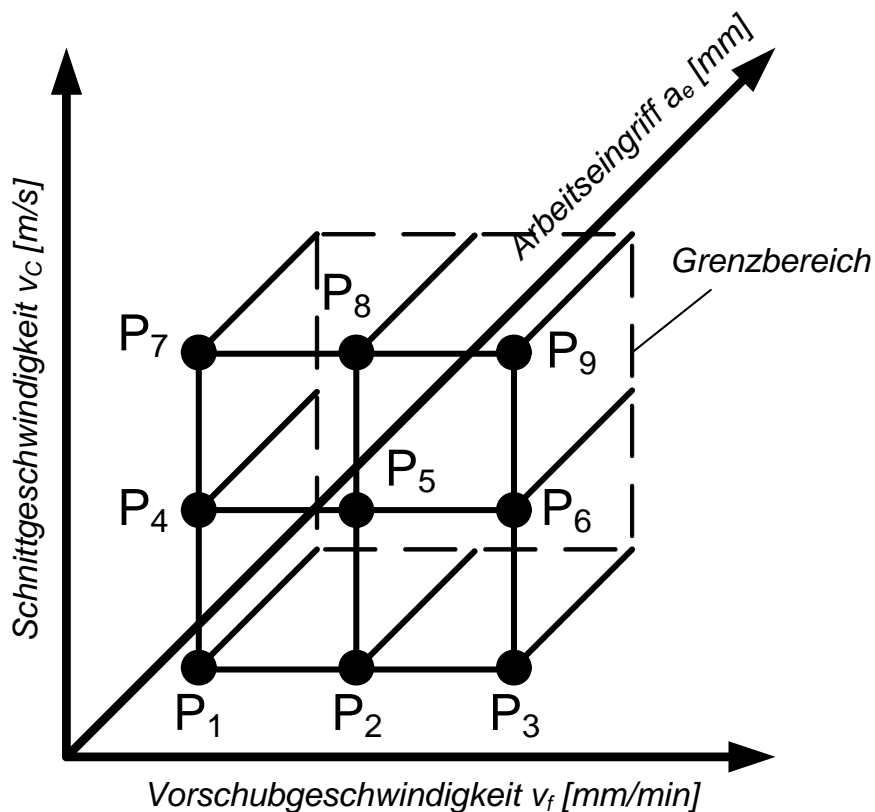


Abb. 7.2. Versuchsplan vom Typ 3^2 zur Modellierung der Zerspankraftkomponenten

Die in dieser Arbeit dargelegten Modelle der Zerspankräfte und der Werkzeugverschleißausbildung basieren im Grunde genommen auf den zwei variablen Größen, mittlerer Spanungsquerschnitt \bar{A}_s und Kontaktlänge l_e , die ihrerseits mit den technologischen Kenngrößen des Bearbeitungsprozesses wie Schnittgeschwindigkeit v_c , Vorschubgeschwindigkeit v_f und Arbeitseingriff a_e fest verbunden sind. Aus dieser Sicht wurde ein Versuchsplan 1. Ordnung 3^k mit $k = 2$ genutzt (Abb. 7.2).

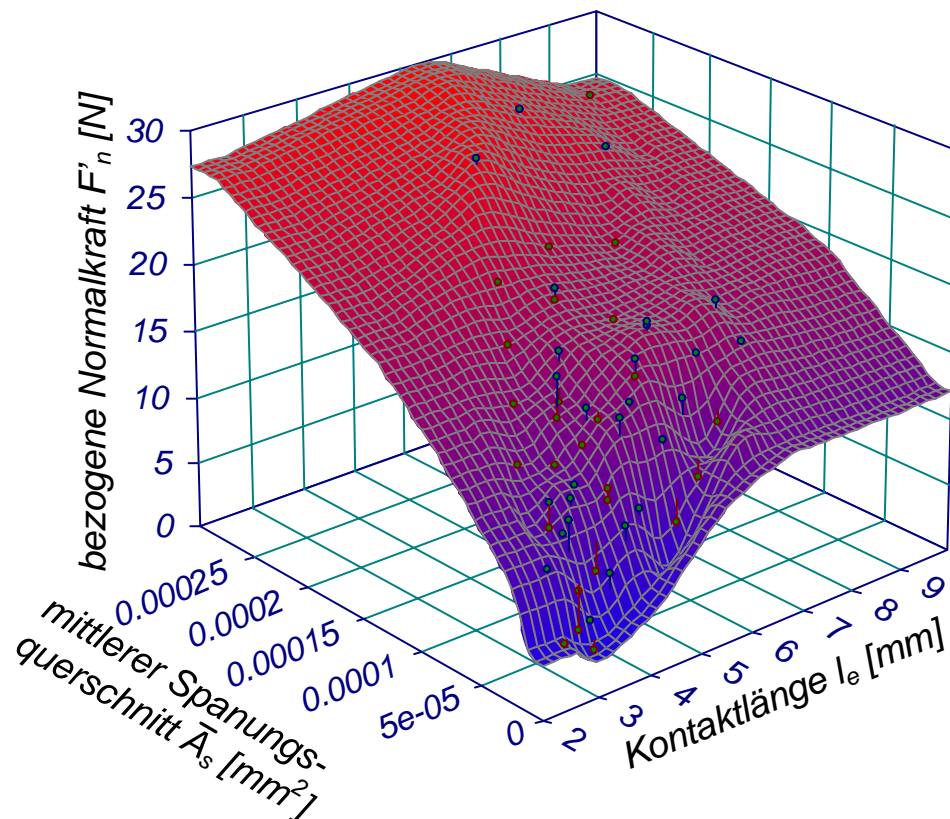
Für die Versuchsdurchführung wurden betriebsübliche Schnitt- und Vorschubgeschwindigkeiten ausgewählt. Entsprechend der kinematischen Begründung der stetigen Erhöhung des realen Arbeitseingriffes bei der Evolventenbearbeitung wurde eine Strategie der Versuchsdurchführung ausgewählt, die durch eine schrittweise Erhöhung des Arbeitseingriffes bis zum Auftreten von Schleifbranderscheinungen gekennzeichnet ist. Auf diese Weise ist es möglich, die Grenzwerte der Zerspankräfte, die eine weitere Bearbeitung wegen ungünstiger thermo-mechanischer Prozesse in der Kontaktzone und danach folgenden Schleiffehlern unzweckmäßig machen, exakt zu bestimmen.

Die Beteiligung der beiden Kraftkomponenten am Zerspanprozess und der damit verbundenen Wärmeentstehung in der Zerspanzone ist unterschiedlich. Die Schnittkraftkomponente führt praktisch den gesamten Arbeitsaufwand für die Trennung des Spanes vom Werkstück aus. Die wegen der Spanausbildung frei werdende mechanische Energie wandelt sich in thermische Energie um, die hauptsächlich vom Werkstück und vom Kühlmedium abgeführt wird. Somit kann behauptet werden, dass die Schnittkraft wertmäßig für das Auftreten der thermo-mechanischen Schädigungen verantwortlich ist.

Die Normalkraftkomponente ihrerseits verursacht nur die plastische Verformung der oberflächennahen Werkstoffschichten und wandelt die Reibungsenergie beim Kontakt der Körner mit der schon bearbeiteten Bauteiloberfläche in Wärmeenergie um, die im Vergleich mit der Scherenergie sehr klein ist und aus diesem Grund eine sehr geringe Rolle im Wärmeaustauschprozess spielt. Durch diese physikalische Erklärung wird zum Ausdruck gebracht, dass nur die aus der Schnittkraft resultierende und sich in Wärme umsetzende mechanische Energie die ursächliche Größe für die thermo-mechanischen Oberflächenschädigungen darstellt.

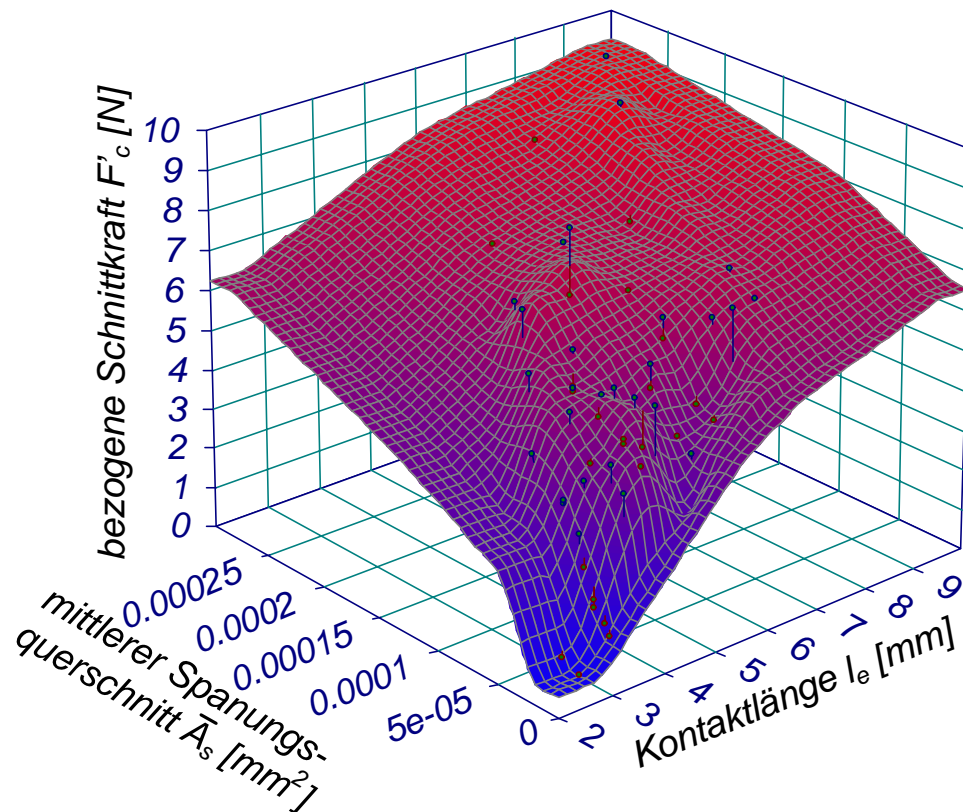
Versuchsreihe	v_c , m/s	v_f , mm/min	a_e , mm	Versuchszahl
P ₁	20	1000	ab 0,02mm steigend bis zur Schleifbranderscheinung	6
P ₂	20	2000		6
P ₃	20	3000		5
P ₄	30	1000		9
P ₅	30	2000		6
P ₆	30	3000		5
P ₇	40	1000		5
P ₈	40	2000		5
P ₉	40	3000		6

Tab. 2. Versuchsplanmatrix zur Ermittlung des Zerspankraftmodells



Gültigkeitsbereich: Werkzeug: 93A46 H15 VPH601W, Werkstoff: 17CrNiMo6, Kühlung: Rotex Spezial V 1217, Abrichten: Diamantrolle 880.252.050.04.02 R2946, $q_d = 0,8$.

Abb. 7.3. Bezogene Normalkraft in Abhängigkeit von der Kontaktlänge und dem mittleren Spannungsquerschnitt



Gültigkeitsbereich: Werkzeug: 93A46 H15 VPH601W, Werkstoff: 17CrNiMo6, Kühlung: Rotex Spezial V 1217, Abrichten: Diamantrolle 880.252.050.04.02 R2946, $q_d = 0,8$.

Abb. 7.4. Bezogene Schnittkraft in Abhängigkeit von der Kontaktlänge und dem mittleren Spannungsquerschnitt

Die Kraftkomponenten wurden mit Hilfe eines Quarzkristall-3-Komponenten-Dynamometers des Typs 9257B der Firma Kistler gemessen. Die Messwerte wurden rechnergestützt mit der speziellen Software TurboLap aufgenommen und ausgewertet. Die Eingangsgrößen für die praktischen Untersuchungen sind der Tabelle 2 zu entnehmen, die gewonnenen Ergebnisse in Abb. 7.3 und 7.4 dargestellt.

Der Einfluss der Vorschubgeschwindigkeit v_f und des Arbeitseingriffs a_e auf die Kraftwerte ist in Abb. 7.5 exemplarisch dargestellt. Bei einer konstanten Schnittgeschwindigkeit von 20 m/s weisen beide Kraftkomponenten für jede Vorschubgeschwindigkeit praktisch einen linearen Anstieg auf. Die Erhöhung der Vorschubgeschwindigkeit von 1000 bis 3000 mm/min bei einem konstanten Arbeitseingriff verursacht durchschnittlich die zweifache Steigerung der Schnittkraft aufgrund des viel höheren Zeitspannungsvolumens. Die Änderung der Normalkraft bei gleicher Erhöhung der Vorschubgeschwindigkeit zeigt eine ähnliche Änderungstendenz, jedoch steigt die Kraftkomponente nur um etwa 60%. Dieser Unterschied liegt

offensichtlich im unterschiedlichen Charakter der Änderung der Kornbelastung im Bereich der plastischen und mechanischen Verformungen und in der dafür verantwortlichen erheblichen Erhöhung der Spanungsquerschnittsgrößen (Schnittkraftsteigerung) und der relativ geringen Steigerung der Kontaktlänge bzw. der Kontaktfläche (Normalkraftsteigerung) begründet.

Mit der Erhöhung des Arbeitseingriffes und den daraus folgenden größeren Spanungsquerschnitten und kinematischen Schneidenzahlen ist ebenfalls eine lineare Zunahme der Kräfte festzustellen. Bei gleicher Vorschub- und Schnittgeschwindigkeit und bei der Änderung des Arbeitseingriffes beispielsweise von 0,05 bis 0,08 mm steigen die Schnittkräfte um etwa 70% und die Normalkräfte nur um ca. 40%.

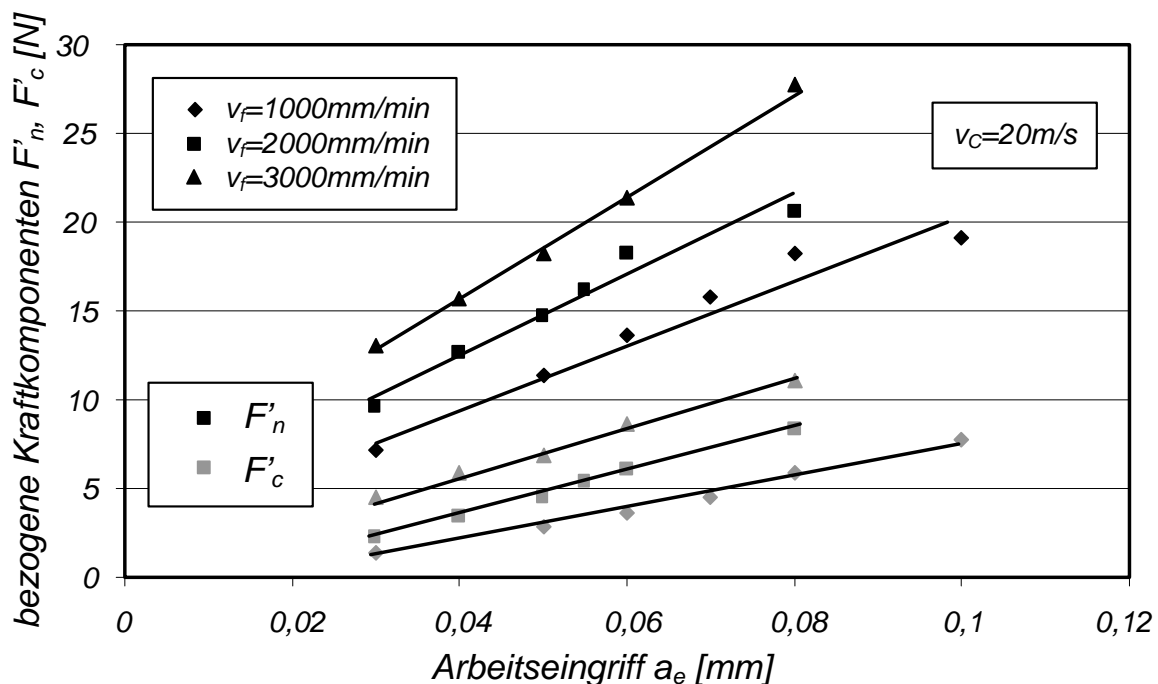


Abb. 7.5. Einfluss der Vorschubgeschwindigkeit und des Arbeitseingriffes auf die bezogenen Zerspankraftkomponenten

Im Fall einer Schnittgeschwindigkeitsänderung weisen die Kraftverläufe als Funktion des Arbeitseingriffes einen degressiven Anstieg auf. In Abb. 7.6 sind die Kraftkomponentenverläufe bei verschiedenen Größen von v_c exemplarisch dargestellt. Mit einer Verdopplung der Schnittgeschwindigkeit von 20 auf 40 m/s geht ein Schnittkraftabfall von etwa 55% einher. Die Erklärung dafür ist in einer wesentlichen Verringerung der Spanungsquerschnitte und der daraus resultierenden Senkung der Kornbelastung zu suchen. Der Normalkraftabfall kann durch eine Erhöhung der

Temperatur in der Zerspanzone und einer damit verbundenen Entfestigung des Werkstoffes mit begleitender Reibungsverringering erklärt werden.

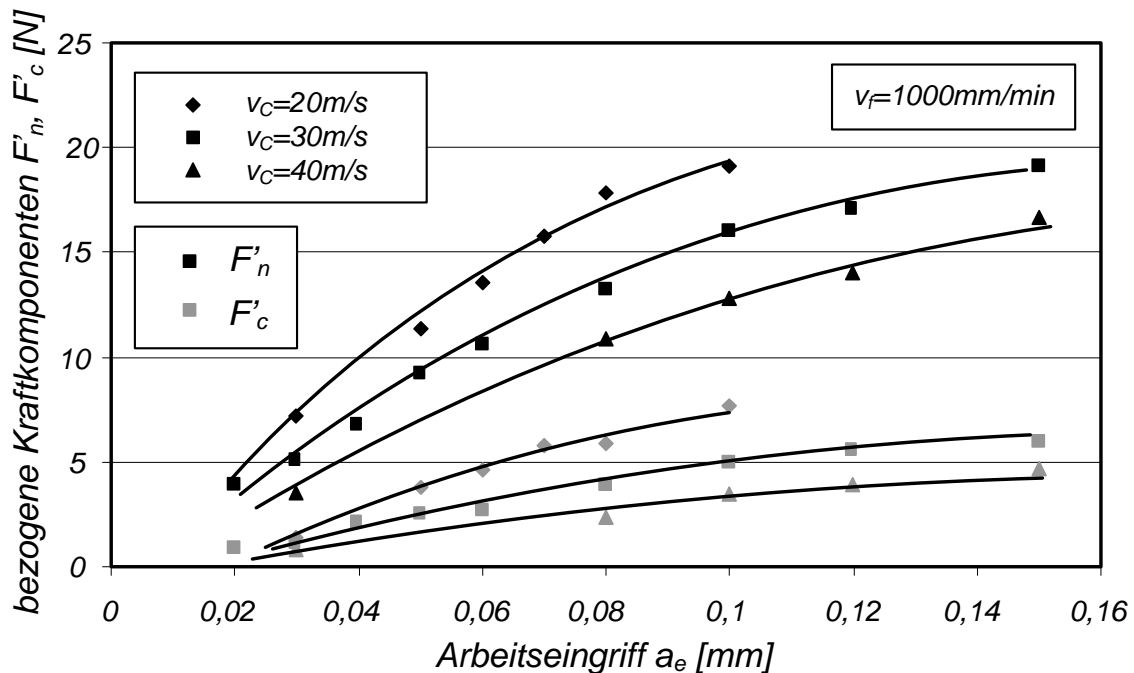


Abb. 7.6. Einfluss der Schnittgeschwindigkeit auf die bezogenen Zerspankraftkomponenten

Eine wesentliche Einflussgröße auf die Zerspankräfte ist im Werkzeugverschleiß zu sehen, der als ein summarisches Glied F'_{var} bei der Kraftmodellierung berücksichtigt wird. Die zeitlichen Verläufe der beiden Zerspankraftkomponenten bei gleichen Bearbeitungsbedingungen sind exemplarisch in Abb. 7.7 dargestellt. Bis zu einer Schnittzeit von ca. 3,5 s kommt es noch zu keinen sichtbaren Änderungen in den Kraftverläufen, woraus folgt, dass der Verschleiß noch keinen bedeutenden Betrag erreicht hat und deswegen keinen Einfluss auf die Kraftkomponenten ausübt. Danach kommt es zu einem verschleißbedingten Anstieg der Kraftkomponenten, mit einer stärkeren Ausprägung bezogen auf die Normalkraft. Die Erklärung für den Verschleißeinfluss liegt erstens in der Abstumpfung der Abrasivkörner durch mechanischen Abrieb und Adhäsion und zweitens im Ausbruch von Kornteilchen infolge von Mikrorissen, die bei höheren Temperaturen und längeren Schnittzeiten verursacht werden. Obwohl die verschleißverursachte Erhöhung der Zerspankräfte quantitativ nicht sehr groß ist (Abb. 7.7), muss dieser Einfluss bei der Kraftmodellierung dennoch Berücksichtigung finden. Besonders bei größeren Zeit-spannungsvolumen wird die negative Einwirkung des Verschleißes immer

bedeutender, was sich nicht zuletzt in einem Temperaturanstieg mit der Folge verschleißbedingter thermo-mechanischer Schädigungen in der Werkstückoberfläche zeigt.

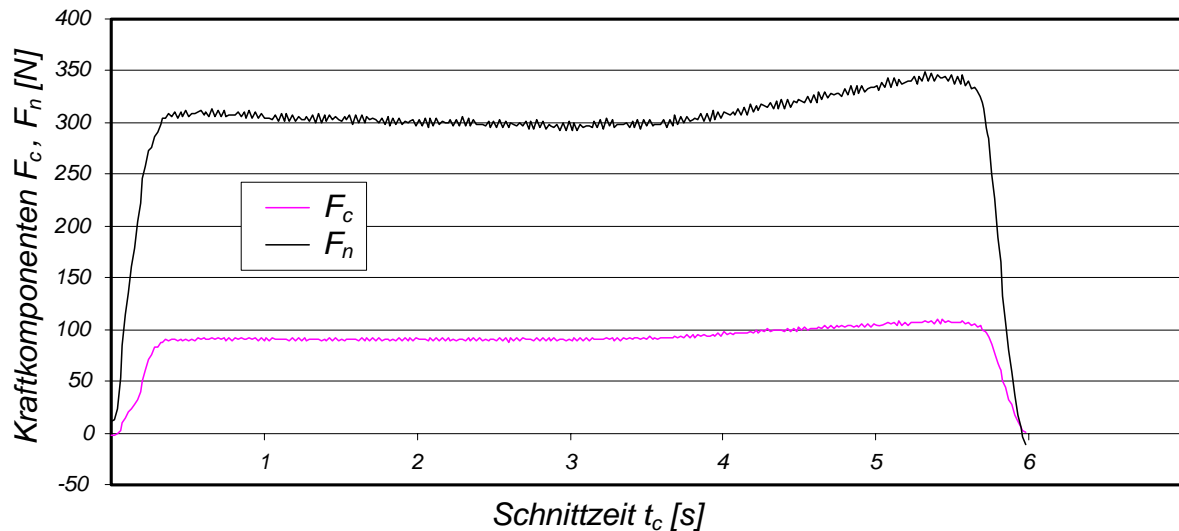


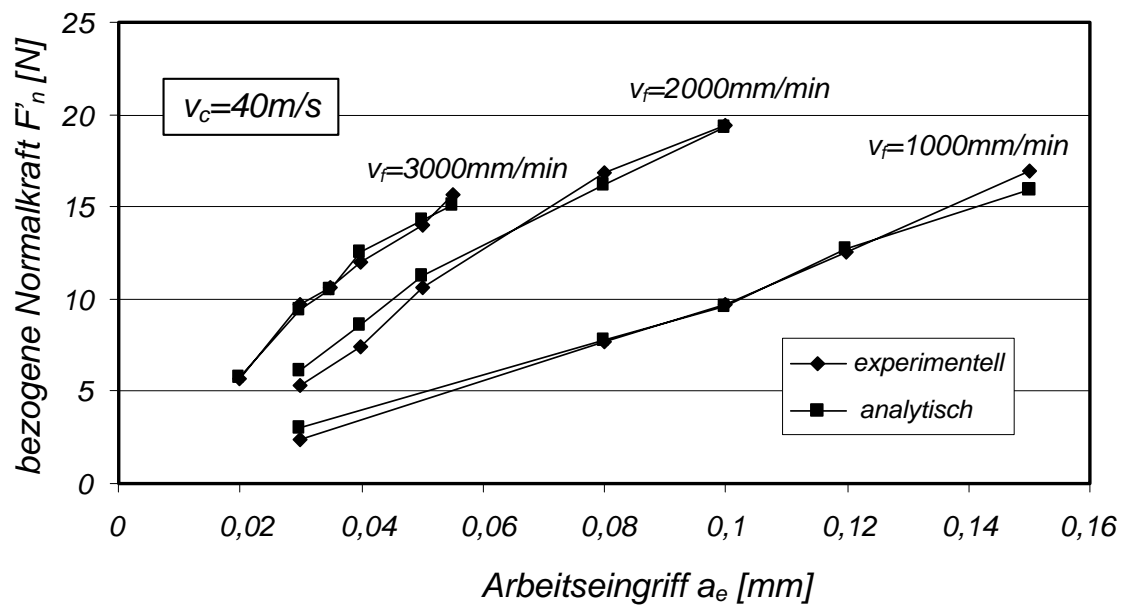
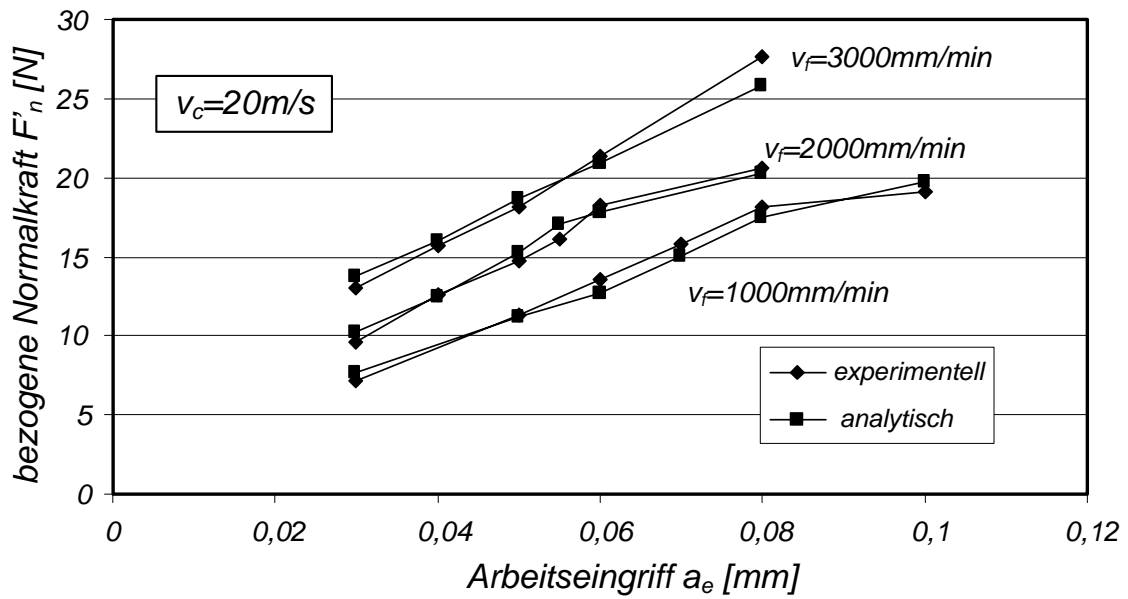
Abb. 7.7. Zeitlicher Einfluss des Verschleißes auf die Zerspankraftkomponenten

7.5. Abbildungsgenauigkeit der experimentellen und analytischen Ergebnisse

Die entwickelten Regressionsmodelle und die gewonnenen experimentellen Ergebnisse wurden zusammengestellt und analysiert. Die in Abb. 7.8 und 7.9 exemplarisch dargestellten Zusammenhänge zeigen eine hohe Übereinstimmung der experimentellen mit den rechnerisch ermittelten Kraftwerten. In den Tabellen 4 und 5 sind die Ergebnisse der rechnergestützten Kraftmodellierung in der Form der Koeffizienten der Regressionsfunktionen zusammengefasst dargestellt. Die prozentualen Abweichungen zwischen dem Experiment und den empirischen Modellen (Tabelle 3) betragen maximal 6,4%.

Kraftfunktion	r	$\sum \Delta x$	$\Delta \bar{x}$	$\Delta \bar{x} / \bar{x}, \%$
$F'_n = A_{0fn} \cdot l_e \cdot N_{Kin} + A_{1fn} \cdot A' + F'_{n\text{var}}$	0,95266	40,94	0,77245283	6,4
$F'_c = A_{0fc} \cdot l_e \cdot N_{Kin} + A_{1fc} \cdot A' + F'_{c\text{var}}$	0,97362	14,27	0,06437107	2,2

Tab. 3. Statistische Bewertung der analytischen Zerspankraftmodelle mit den Zerspankraftkomponenten in den Analogieversuchen

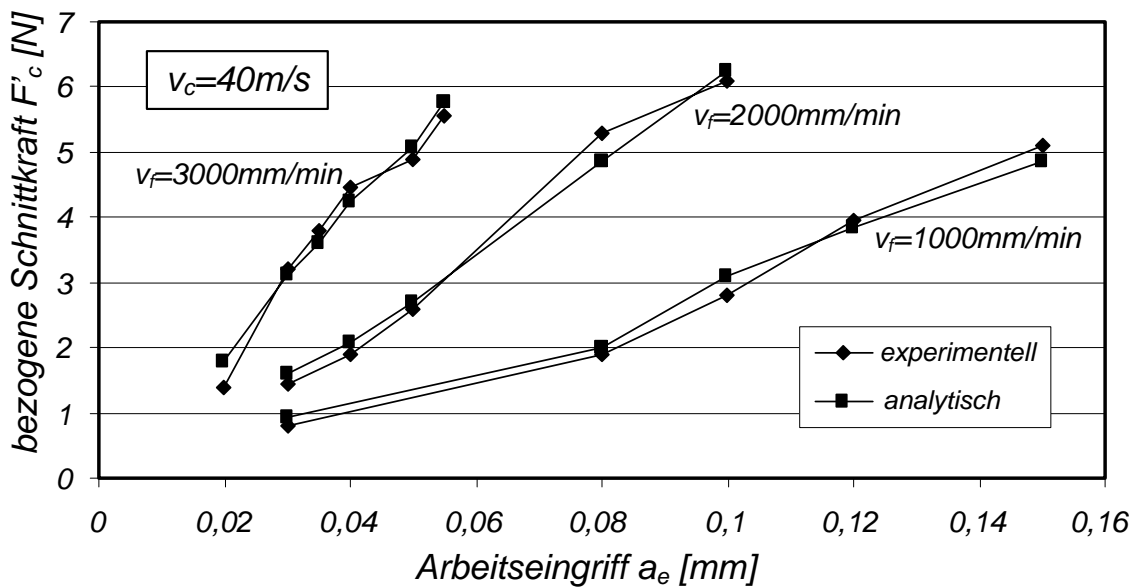
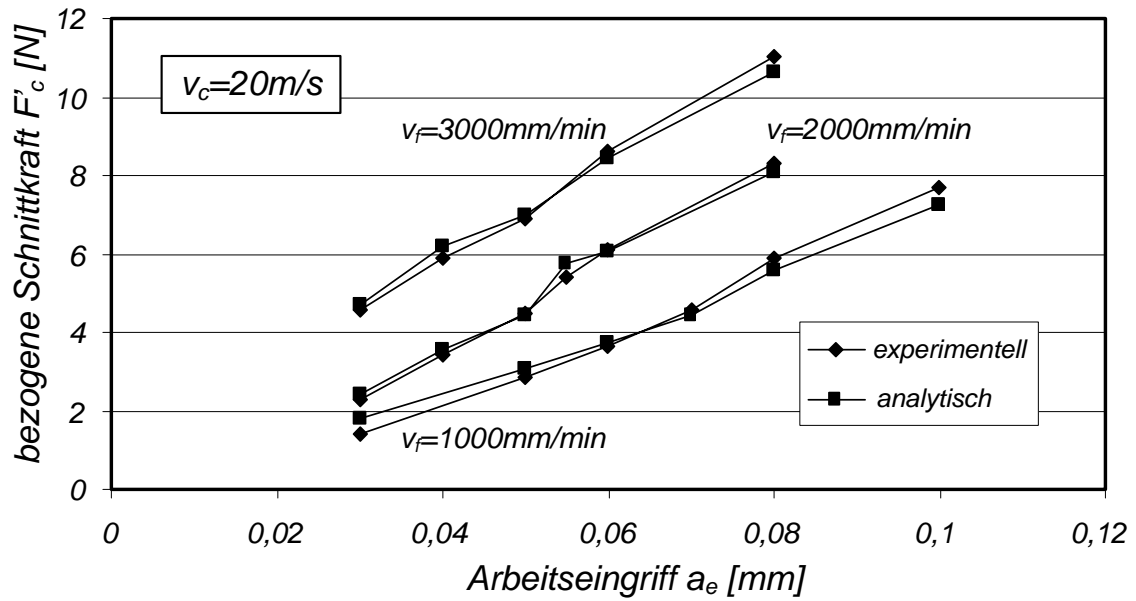


Gültigkeitsbereich: Werkzeug: 93A46 H15 VPH601W, Werkstoff: 17CrNiMo6, Kühlung: Rotex Spezial V 1217, Abrichten: Diamantrolle 880.252.050.04.02 R2946, $q_d = 0,8$.

Abb. 7.8. Abbildungsgenauigkeit des Zerspankraftmodells - Vergleich der experimentellen und der analytischen Werte der bezogenen Normalkräfte

Tab. 4. Koeffizienten des Normalkraftmodells

$A_{0,fn}$	$A_{1,fn}$	$A_{2,fn}$	$B_{1,fn}$	$B_{2,fn}$	$B_{3,fn}$
-0,3499581	-143765,58	632,03710	2,9953049	-1,4315605	1,3673410



Gültigkeitsbereich: Werkzeug: 93A46 H15 VPH601W, Werkstoff: 17CrNiMo6, Kühlung: Rotex Spezial V 1217, Abrichten: Diamantrolle 880.252.050.04.02 R2946, $q_d = 0,8$.

Abb. 7.9. Abbildungsgenauigkeit des Zerspankraftmodells - Vergleich der experimentellen und der analytischen Werte der bezogenen Schnittkräfte

Tab. 5. Koeffizienten des Schnittkraftmodells

A_{0fc}	A_{1fc}	A_{2fc}	B_{1fc}	B_{2fc}	B_{3fc}
-0,0304356	3172849,7	6458,6477	32,518138	-21,018630	11,500509

7.6. Kraftermittlung für das Schleifen mit veränderlichem Arbeitseingriff

Wie im oben dargelegten Kapitel gezeigt wurde, sind die bezogenen Werte der Schnittkraft beim Planschleifen gleichmäßig über der Schleifbreite verteilt. Beim Schleifen von Kurvenprofilen ändert sich die Größe des Arbeitseingriffes bzw. die reale Zustellung über der Schleifbreite. Somit muss das System für die Berechnung der Schnittkräfte mit Hilfe der bezogenen Kräfte in ein für das Profilschleifen geltendes System der Kraftberechnung transformiert werden. In erster Linie müssen die geometrisch-kinematischen Bedingungen einer solchen Transformation betrachtet werden, und zwar ist exakt zu definieren, wie die Arbeitseingriffe beispielsweise beim Schleifen kreisförmiger Profile mit denen des Planschleifens korrelieren (Abb. 7.10).

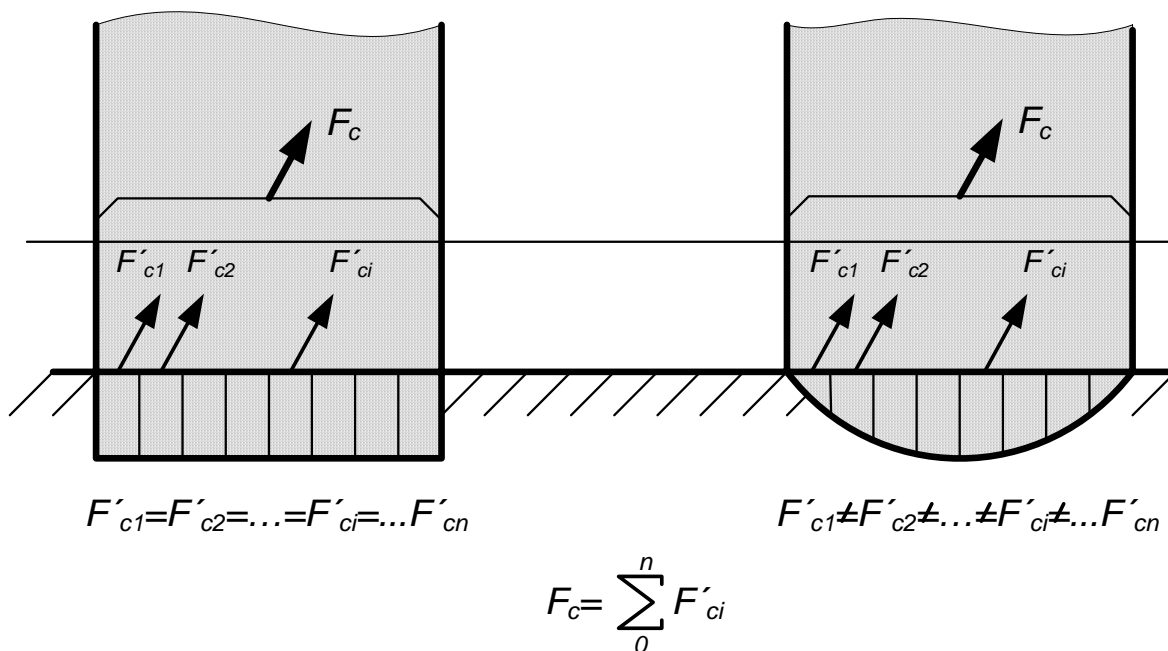


Abb. 7.10. Vergleich der Kraftverläufe beim Planschleifen mit denen des Schleifens kreisförmiger Profile

In beiden Fällen ist die Schnittkraft F_c als die Summe der bezogenen Schnittkraftanteile F'_c über der Schleifbreite zu definieren. Im Fall des Planschleifens sind alle bezogenen Kraftanteile gleich, wodurch die Schnittkraft relativ einfach bestimmt werden kann. Im Fall der Bearbeitung mit einer Schleifscheibe mit einem kreisförmigen Profil sind die bezogenen Anteile unterschiedlich, was durch die

Unterschiede der Arbeitseingriffe über der Schleifbreite erklärt werden kann. Um die Gesamtschnittkraft für diesen Vorgang berechnen zu können, wird ein Verfahren der Umrechnung der realen Arbeitseingriffe vorgeschlagen, bei welchem die Multiplikation der geometrischen Größen - bezogene Schleifbreite und realer Arbeitseingriff - als der bezogene Eingriffsquerschnitt A'_w gekennzeichnet ist und durch seine Annäherung zu demjenigen, der für das Planschleifen zutreffend ist, die angestrebte Korrelation ausgeführt werden kann.

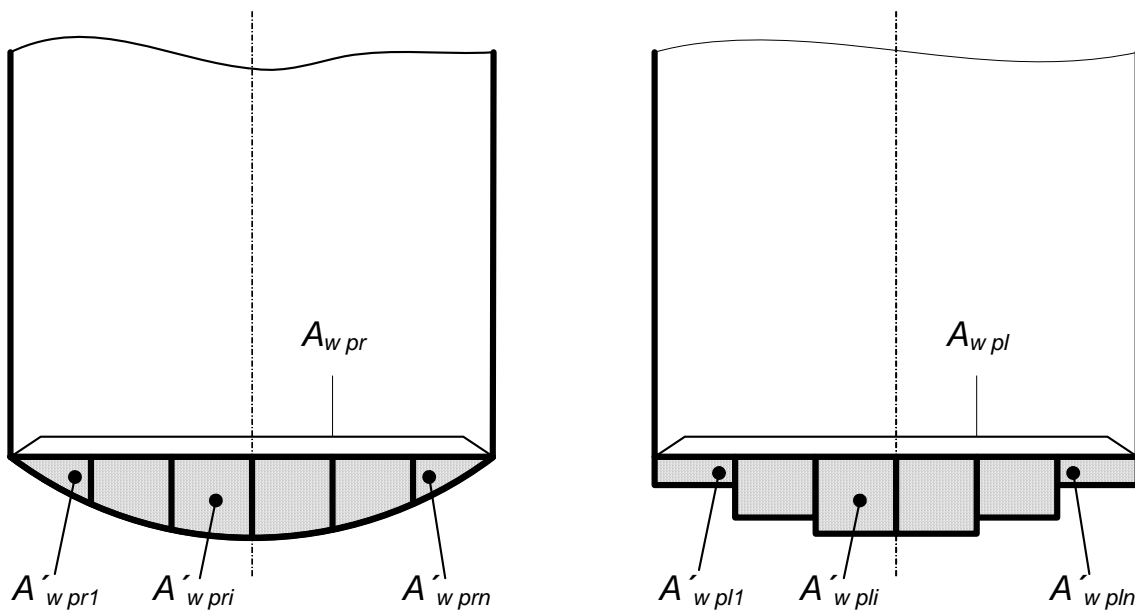


Abb. 7.11. Vergleich der bezogenen Eingriffsquerschnitte beim Schleifen kreisförmiger Profile mit denen des Planschleifens

Die bezogenen Eingriffsquerschnitte beim Schleifen mit dem kreisförmigen Profil können geometrisch bestimmt werden und nachfolgend mit dem passenden bezogenen Eingriffsquerschnitt beim Planschleifen abgeglichen werden (Abb. 7.11). Nach der geometrischen Bestimmung der bezogenen Eingriffsquerschnitte beim Schleifen mit dem kreisförmigen Profil müssen diese flächenmäßig mit dem Profilschleifen so gewählt werden, dass sie folgender Bedingung entsprechen (7.14):

$$A'_{w pr1} = A'_{w pl1}, \dots, A'_{w pri} = A'_{w pli}, \dots, A'_{w prn} = A'_{w pln} \quad (7.14)$$

Jedem bezogenen Wert des Eingriffsquerschnittes $A'_{w pl}$ entspricht ein bezogener Wert der Schnittkraft F'_c , der schon bei den Analogie-Untersuchungen ermittelt

wurde. Es wurde angenommen, dass die bezogenen Schnittkräfte bei den beiden Verfahren gleich sind (7.15):

$$F'_{c\,pr1} = F'_{c\,pl1}, \dots, F'_{c\,pri} = F'_{c\,pli}, \dots, F'_{c\,prn} = F'_{c\,pln} \quad (7.15)$$

Somit gilt für das Schleifen mit dem kreisförmigen Profil:

$$F_{c\,pr} = \sum_1^n F'_{c\,pr} \quad (7.16)$$

Zur Beweisführung der angenommenen Theorie der Schnittkraftberechnung wurden entsprechende Untersuchungen mit einer SG-Korundschleifscheibe, die zum kreisförmigen Profil abgerichtet wurde, durchgeführt. Als Bearbeitungsbedingungen wurden die folgenden Parameter des Schleifens ausgewählt:

$$v_c = 30 \text{ m/s}, v_f = 2000 \text{ mm/min}, a_{e\max} = 0,1; 0,15; 0,2 \text{ mm}.$$

Die Ergebnisse der Untersuchungen im Vergleich mit den Werten, die aus den Analogie-Untersuchungen berechnet wurden, sind in Abb. 7.12 gegenübergestellt.

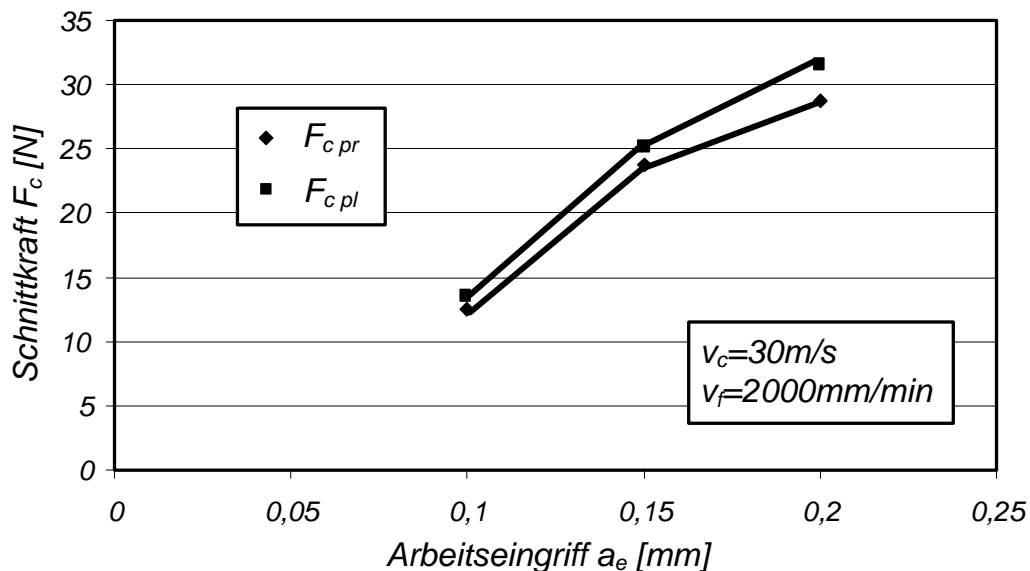


Abb. 7.12. Vergleich der experimentell ermittelten und analytisch berechneten Schnittkräfte beim Schleifen mit dem kreisförmigen Profil

Die Ergebnisse der Untersuchungen der beiden Verfahren zeigen eine deutliche qualitative und quantitative Übereinstimmung, was für die Richtigkeit der ausgewählten Methodologie spricht. Die Abweichung beim Ergebnisvergleich beträgt

nur etwa 3%. Die verwendete Methode zur Berechnung der bezogenen Eingriffsquerschnitte erlaubt es, beliebige Werkstückprofile in der Form relativ einfacher viereckförmiger bezogener Querschnitte darzustellen und nachfolgend die bezogenen Schnittkräfte für jeden Bereich des Bearbeitungsaufmaßes zu definieren. Im folgenden Kapitel wird dieser Ansatz einer Kraftermittlung am Beispiel des Schleifens einer Zahnücke, die als eine solche mit einem komplizierten geometrischen Profil bezeichnet werden kann, untersucht.

7.7. Kraftermittlung für das Profilschleifen einer Zahnücke

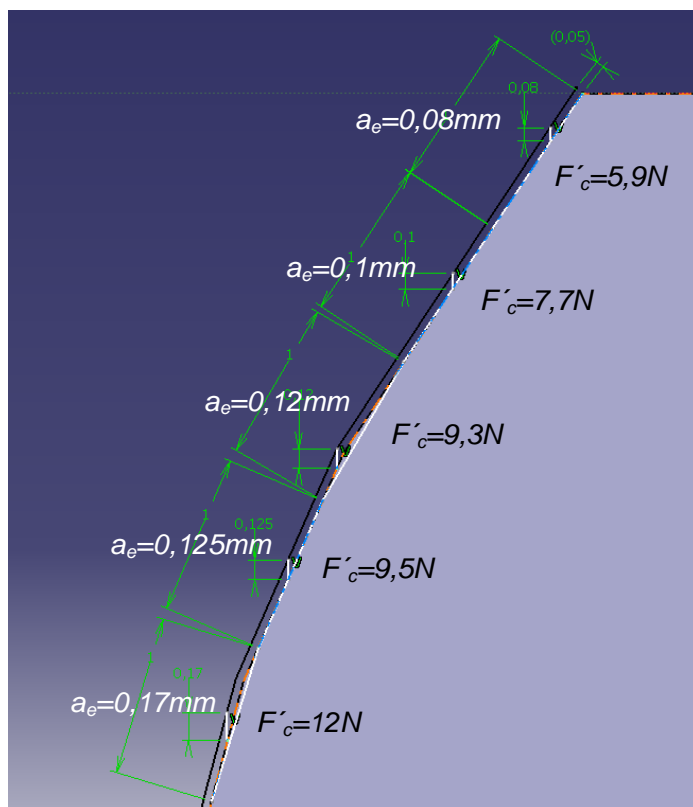
Als ein weiteres Beispiel der Schleifbearbeitung mit veränderlichen Arbeitseingriffen dient das Profilschleifen einer Zahnücke. Die reale Zustellung vergrößert sich in radialer Richtung vom Zahnkopf zum Zahnfuß. Es ist praktisch unmöglich, den exakten Wert der realen Zustellung auf jedem Flankenbereich zu definieren. Deswegen kommt auch in diesem Fall der methodische Ansatz der Berechnung der bezogenen Querschnittsgrößen als einzige Möglichkeit der Modellierung der in der Zerspanzone ablaufenden Prozesse zur Anwendung.

Der Modellierungsvorgang besteht aus ähnlichen Prozessstufen, wie sie auch beim Schleifen des kreisförmigen Profils verwendet wurden. Der Modellierungsablauf besteht aus folgenden Etappen:

- Modellierung eines Zahnes des Zahnrades (im vorliegenden Fall Modul $m=4,32$ mm und Zähnezah $z=33$) und eines betriebstypischen Aufmaßes über der Zahnflanke in einem CAD-Programm;
- Diskretisierung des Aufmaßes im Millimeterbereich in normaler Richtung zur Zahnflanke;
- Analyse der aus dem CAD-Modell ermittelten realen Zustellbeträge in radialer Richtung auf jeder Millimeterstrecke;
- Verifizierung der Modellergebnisse mit den rechnerisch ermittelten Werten der realen Zustellung;
- Substitution der bezogenen Eingriffsquerschnitte beim Zahnflankenschleifen durch die entsprechenden bezogenen Eingriffsquerschnitte bei den Planschleif-Analogieuntersuchungen;

- Summation der entsprechenden bezogenen Schnittkräfte, die aus den Analogieversuchen ermittelt wurden, und Bestimmung der Gesamtschnittkraft beim Zahnflankenschleifen;
- Verifizierung der rechnerisch ermittelten Schnittkräfte mit den unter den gleichen Arbeitsbedingungen gemessenen Schnittkräften.

In Abb. 7.13 wird dargestellt, wie sich die realen Arbeitsaufmäße bzw. Arbeitseingriffe über der Zahnflanke bei einem Schleifaufmaß von 0,05mm in äquidistanter Richtung ändern. Schon im Bereich des Zahnkopfes beträgt der Wert der realen Zustellung 0,08mm und steigt immer weiter in Richtung des Zahnfußes bis zu einem maximalen Wert von 0,17mm an. Dies bestätigt die Annahme, dass eine sehr hohe Wahrscheinlichkeit für das Auftreten thermischer Schädigungen unmittelbar im Bereich des Zahnfußes existiert.



Modul $m = 4,32$
 Zähnezahl $z = 33$
 Profilverschiebungsfaktor
 $x = 0,2968$
 Eingriffswinkel $\alpha = 17,5^\circ$
 Aufmaß $\Delta s = 0,05\text{mm}$

Abb. 7.13. Arbeitseingriffe und bezogene Schnittkräfte beim Profilschleifen einer evolventischen Zahnflanke

Es wurden die entsprechenden Untersuchungen zur Verifizierung des oben vorgeschlagenen theoretischen Modellansatzes exemplarisch für das ausgewählte geradverzahnte Zahnrad durchgeführt. Die Schleifscheibe wurde nach jedem

Bearbeitungsvorgang mit einer Profilabrichtrolle abgerichtet. Als Bearbeitungsbedingungen wurden eine konstante Vorschubgeschwindigkeit von $v_f=1000\text{mm/min}$ und variable Schnittgeschwindigkeiten von $v_c=20, 30$ und 40m/s angenommen. Die Versuchsmaschine, das Werkzeug und die Kühlschmierbedingungen entsprachen im vollen Umfange den Analogie-Kraftuntersuchungen. Die Ergebnisse dieser Untersuchung sind in Abb. 7.14 veranschaulicht.

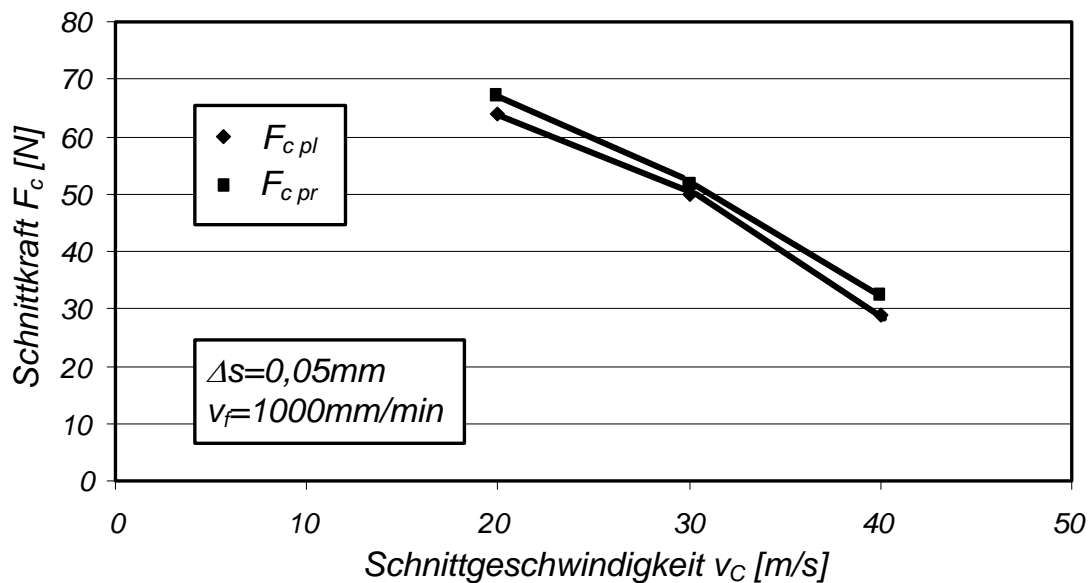


Abb. 7.14. Vergleich der experimentell ermittelten und analytisch berechneten Schnittkräfte beim Zahnflanken-Profil schleifen

Die geringen Unterschiede zwischen den analytisch modellierten und experimentell gewonnenen Ergebnissen bestätigen auch hier die Richtigkeit des ausgewählten Modellansatzes. Aus dieser Analyse des Schleifens mit einem veränderlichen Arbeitseingriff leiten sich die Voraussetzungen zur thermischen Betrachtung des Profilschleifens ab, die die spezifischen Lasten als notwendige Eingangsparameter zur rechnerischen Modellierung der Wärmeabläufe beinhalten.

8. Verschleißmodellierung

8.1. Vorgehensweise zur analytischen Bestimmung des Verschleißes

Für das Profilschleifen ist charakteristisch, dass sich die Verschleißmarke über der aktiven Schleifscheibenflanke nicht konstant ausbildet. Daraus resultiert ein ungleichmäßiger Einfluss des Verschleißes auf die sich herausbildenden Zerspankräfte. Im Fußbereich ist der Verschleiß wegen der erheblich höheren abzutragenden Zeitspannungsvolumina sowie wegen der relativ ungünstigen Kühlschmierbedingungen wesentlich höher. Darüber hinaus muss noch die Geschwindigkeit der Verschleißausbildung in Betracht gezogen werden. Aus diesen Gründen ist der Betrag des maximalen Kantenverschleißes $r_{scr\max}$ mit dem größten Einfluss auf die Zerspankräfte und auf die geometrischen Abweichungen der Zahnflanke von standzeitbegrenzender Bedeutung.

Für die Verschleißausbildung im Fall der Stahlbearbeitung kommen die mechanischen und thermischen Beanspruchungen der Schleifkörner als Ursache in Betracht. Für die Einschätzung der mechanischen Komponente der Verschleißausbildung dienen der mittlere Spannungsquerschnitt \bar{A}_s und die Anzahl der im Eingriff befindlichen Körner i_s . Die Geschwindigkeit der Verschleißausbildung als ein Parameter für die Bewertung des Wärmeeinflusses wird durch die Kontaktlänge l_e beeinflusst, woraus sich zugleich die thermische Verschleißkomponente ergibt. Als letzte Wirkungsgröße bei der Verschleißmodellierung ist die Anzahl der Schneideingriffe i_{st} zu berücksichtigen, die die zeitliche Komponente des Verschleißes widerspiegelt. In [86] wird ein parametrisches Verschleißmodell präsentiert, das alle diese Faktoren berücksichtigt:

$$r_{scr} = A_{rs} \cdot \bar{A}_s^{B1rs} \cdot l_e^{B2rs} \cdot i_{st}^{B3rs} \cdot i_s^{B4rs} \quad (8.1)$$

Es approximiert ausreichend genau und wird deshalb den eigenen Untersuchungen zugrunde gelegt.

8.2. Experimentelle Untersuchungen des Werkzeugverschleißes

Aufgrund der Variation der realen Zustellung entlang der Zahnflanke ändern sich die Abtragsvolumina und dem entsprechend auch die Verschleißwerte. Die Erhöhung des Zerspanungsvolumens in Richtung Fußbereich verursacht die entsprechende Verschleißerhöhung in dieselbe Richtung, so dass die größten Profilabweichungen des geschliffenen Zahnrades im Zahnfuß zu erwarten sind. Daraus resultiert die Annahme eines maximalen Profilkantenverschleißes $r_{scr\ max}$ als die die Standzeit entscheidende und damit den Abrichtzeitpunkt bestimmende Verschleißkenngröße. Während der Untersuchungen wurden die Einflüsse der technologischen Variablen Arbeitseingriff, Schnitt- und Vorschubgeschwindigkeit durchgeführt, deren gewonnene Ergebnisse in den folgenden Darstellungen präsentiert werden.

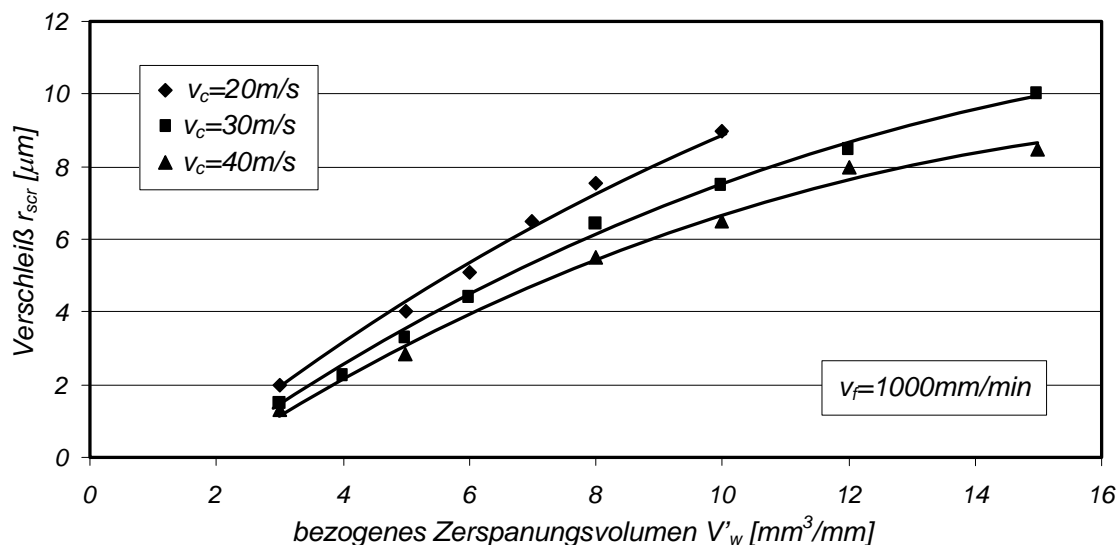


Abb. 8.1. Einfluss der Schnittgeschwindigkeit auf den Verschleiß

Der Verschleiß zeigt für unterschiedliche Schnittgeschwindigkeiten einen degressiven Anstieg als Funktion des Zerspanungsvolumens. Aus Abb. 8.1 wird ersichtlich, dass die Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit eine deutliche Verschleißabnahme verursacht. Dies kann durch die Betrachtung der bestimmenden technologischen und werkstoffkundlichen Ursachen erklärt werden. Erstens werden mit der Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit die Kontaktlängen und die mittleren Spanungsquerschnitte immer kleiner, was zu einer Verringerung der Kornbelastung führt. Dem zufolge sinkt der Verschleiß. Zweitens besitzt der SG-Korund einen sehr niedrigen Wärmeleitfähigkeitswert, so dass ein sehr hoher Wärmeanteil in die

Werkstückoberfläche fließt. Mit der Schnittgeschwindigkeitserhöhung entfestigt sich der Werkstoff wegen der höheren thermischen Belastung immer mehr, und die Scherarbeit der Körner wird immer geringer, was ebenfalls zur Verschleißverringerung führt. Im Hinblick auf eine Verschleißmodellierung kann zusammenfassend zum Ausdruck gebracht werden, dass bei einer Variation der Schnittgeschwindigkeit die zeitliche (i_{st}) gegenüber den thermischen (l_e) und mechanischen (\bar{A}_s, i_s) Einflusskomponenten in ihrem Einfluss auf den Verschleiß dominiert.

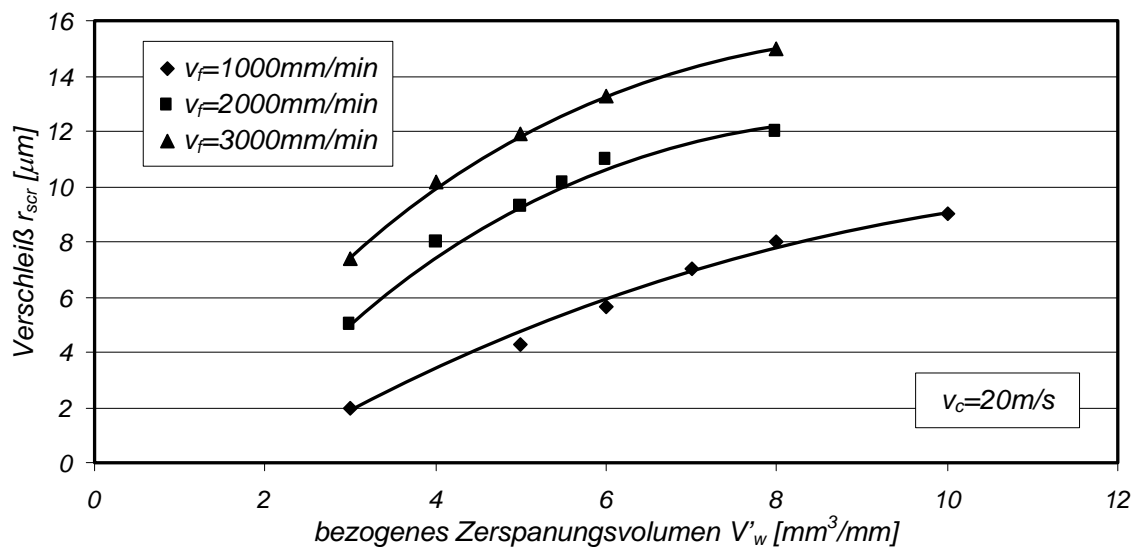


Abb. 8.2. Einfluss der Vorschubgeschwindigkeit auf den Verschleiß

Bei gleichem degressiven $r_{scr} - V'_w$ - Funktionscharakter (Abb. 8.2) steigt der Verschleiß mit der Erhöhung der Vorschubgeschwindigkeit an. Dies resultiert aus den zunehmenden Kontaktlängen und den daraus folgenden zunehmenden mittleren Spannungsquerschnitten, wodurch eine erheblich höhere Kornbelastung verursacht wird, die sich erwartungsgemäß in erhöhten Verschleißwerten niederschlägt. Aus dieser Sicht kann abgeleitet werden, dass die Vorschubgeschwindigkeit, zusammen mit der Zustellung, viel stärker für eine Änderung der thermischen (l_e) und mechanischen (\bar{A}_s, i_s) und weniger der zeitlichen (i_{st}) Einflusskomponenten auf den Verschleiß verantwortlich sind.

Das $r_{scr} - Q'_w$ -Diagramm (Abb. 8.3) zeigt in der zusammengefassten Darstellung aller drei variablen Schnittwerte erwartungsgemäß einen deutlichen Anstieg des Verschleißes mit der Erhöhung des Zeitspannungsvolumens – erwartungsgemäß

deshalb, weil die mechanischen und thermischen Beanspruchungen gleichermaßen ansteigen. Außerdem erweist sich der Einfluss der Schnittgeschwindigkeit auf die Verschleißausbildung bzw. auf die Verschleißmessgröße als bedeutend. Als Ursache der Verschleißerhöhung bei niedrigeren v_c sind vor allem die intensivere Kornabnutzung wegen der viel größeren Spanungsquerschnitte im Zusammenwirken mit der beginnenden Zusetzung der Schleifscheibe, die auch von Kornabbrüchen und Kornausfällen begleitet wird, zu sehen.

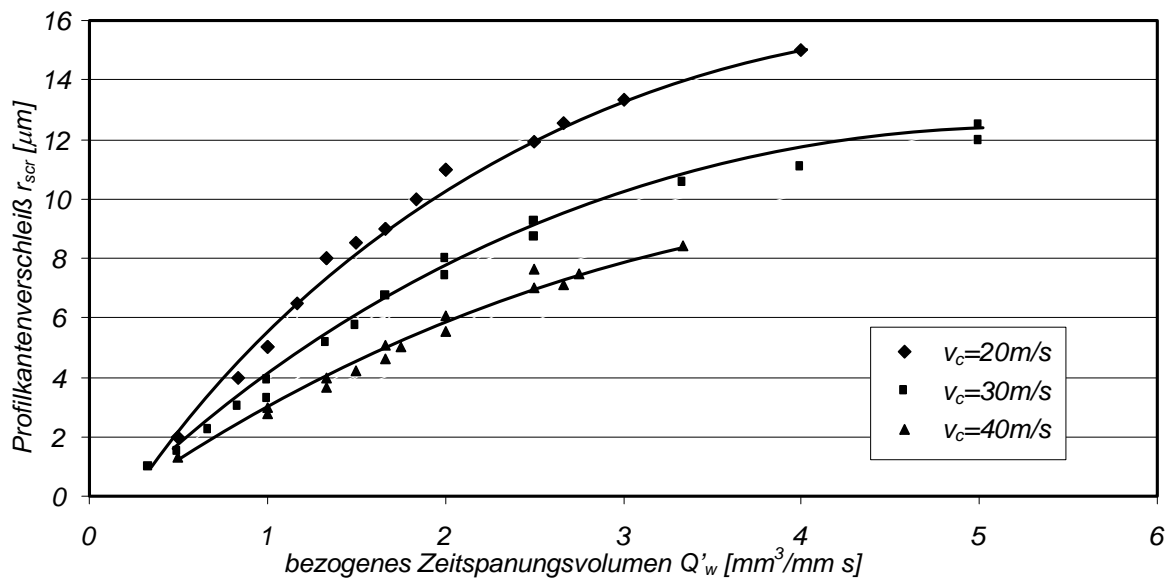


Abb. 8.3. Einfluss des bezogenen Zeitspannungsvolumens und der Schnittgeschwindigkeit auf den Schleifscheibenverschleiß

8.3. Ergebnisse der Verschleißmodellierung

Mit Hilfe der oben genannten Zusammenhänge wird es möglich, eine rechnergestützte Analyse der Beeinflussung der das analytische Verschleißmodell ausbildenden Komponenten \bar{A}_s , l_e , i_s und i_{st} auf die Verschleißwerte auszuführen (Abb. 8.4). Das Diagramm oben links stellt die Abhängigkeit des Verschleißes vom mittleren Spanungsquerschnitt \bar{A}_s dar. Die Art des Verlaufes, ein degressiver Anstieg des Verschleißes bei der Erhöhung des Spanungsquerschnittes, zeigt den Einfluss der mechanischen Komponente beim Verschleißausbildungsprozess. Die physikalische Erklärung resultiert aus der Behauptung, dass das einzelne Korn einer viel größeren Beanspruchung wegen des erhöhten Abtragsvolumens ausgesetzt ist. Der im Diagramm oben rechts dargestellte Prozessverlauf präsentiert den

Zusammenhang zwischen der Kontaktlänge l_e und dem Verschleiß r_{scr} als die Wirkung der thermischen Komponente auf die Verschleißausbildung. Wie auch beim $r_{scr} - \bar{A}_s$ -Verlauf steigt der Verschleiß mit der Erhöhung der Kontaktlänge, was durch den längeren Kontakt des Kornes mit dem Werkstoff und die daraus resultierende zunehmende Scherarbeit erklärt werden kann. Dazu kann noch die wegen des längeren Kontaktes erhöhte Temperatur und ihre negative Wirkung auf die Festigkeitseigenschaften des Kornes erwähnt werden.

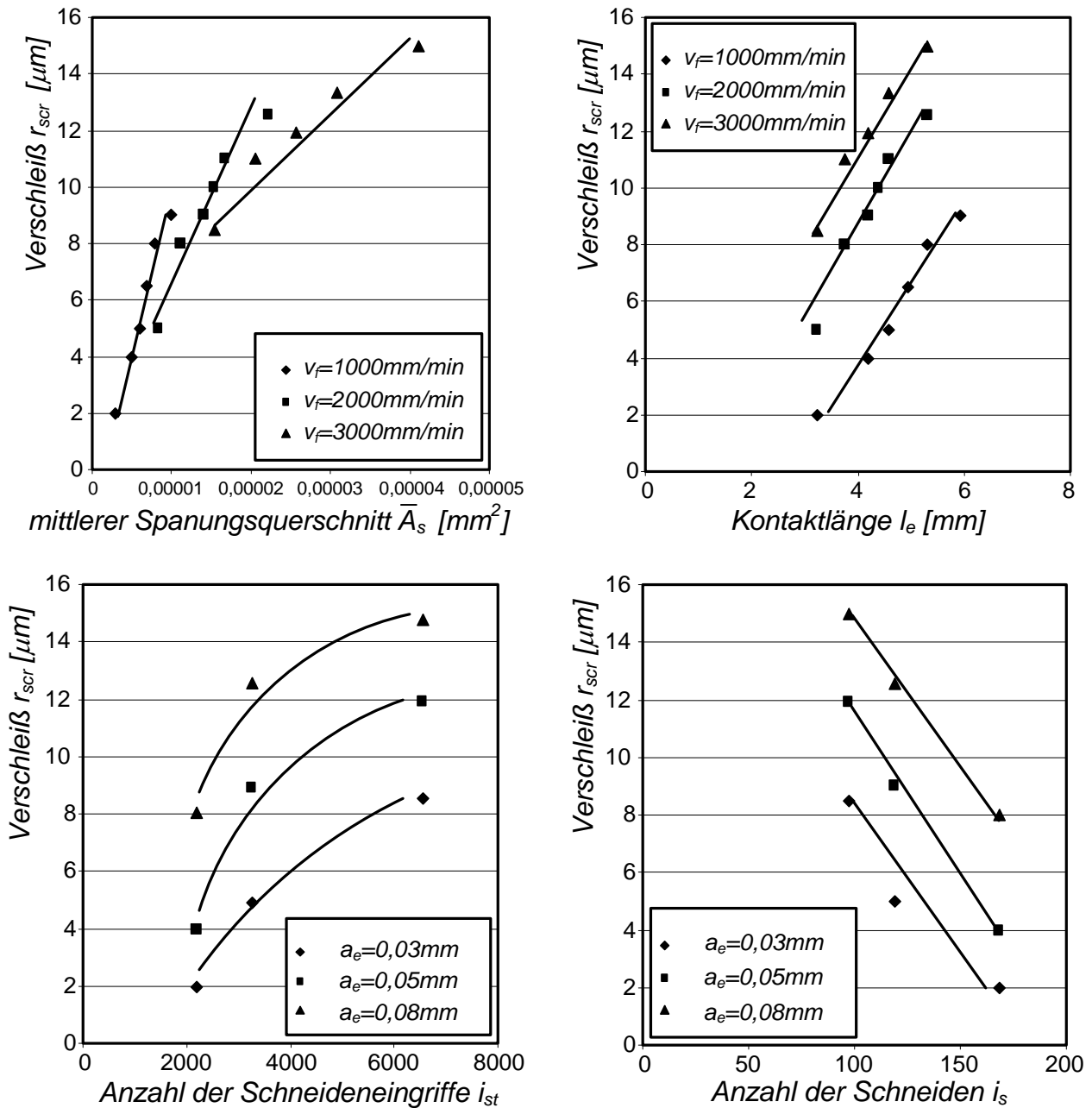


Abb. 8.4. Zusammenhang zwischen den experimentell ermittelten Verschleißwerten und den primären Einflussgrößen

Die rechnerischen Ergebnisse im $r_{scr} - i_s$ -Diagramm weisen dagegen eine leicht definierbare Abfalltendenz auf, die als Einfluss der Erhöhung der im Eingriff befindlichen Schneiden und der daraus resultierenden Verringerung der Kornbelastung betrachtet werden kann. Den Einfluss der Anzahl der Schneideneingriffe auf den Verschleiß zeigt das Diagramm unten links. Der degressive Anstieg des Verschleißes mit der Erhöhung der Anzahl der Schneideneingriffe resultiert aus der Erhöhung der Bearbeitungszeiten und davon abhängigen Abschliffvolumen. Somit ist der Zusammenhang zwischen der zeitlichen Komponente des Modells und der Verschleißausbildung übersichtlich präsentiert.

Bei der Vergleichsanalyse der Wirkungen der technologischen und primären Einflussgrößen ergibt sich tendenzmäßig eine gute Übereinstimmung bezüglich der Größenverläufe und ihrer Bedeutung im Modellansatz. Es wird ersichtlich, dass die Wirkung der mechanischen Komponente \bar{A}_s mit dem Einfluss des realen Arbeitseingriffs a_e sehr gut korreliert, da beide Größen einen dominanten Einfluss auf den Verschleiß ausüben und beide Verläufe einen degressiven Anstieg aufweisen. Somit kommt es zur Schlußfolgerung, dass diese Komponenten, neben der zeitlichen Komponente, im Verschleißmodell von größter Bedeutung sind. Zwar weisen die thermischen und zeitlichen Komponenten des Modells relativ große Streuungen der Messdaten auf, doch ist die deutliche Übereinstimmung nachweisbar. Ein Vergleich der Einwirkungen der Paarung – die thermische Komponente l_e und die begleitende Kenngröße Vorschubgeschwindigkeit - auf den Verschleißverlauf stellt auch hier eine sehr gute quantitative (großer Einfluss) und qualitative (degressiver Verlauf) Korrelation dar.

Die durchgeführte Regressionsanalyse für den oben genannten Modellansatz beweist die Richtigkeit der ausgewählten methodischen Vorgehensweise. Bei der Modellierung wurden die vier Modellkonstanten A_{rs} , B_{1rs} , B_{2rs} und B_{3rs} berechnet. Dabei wurde eine hohe Übereinstimmung mit den experimentell gewonnenen Werten erreicht. Die statistischen Werte der Verschleißmodellierung sind der Tabelle 6 zu entnehmen.

Verschleißfunktion		r	$\sum \Delta x$	$\Delta \bar{x}$	$\Delta \bar{x} / \bar{x}, \%$
$r_{scr} = A_{rs} \cdot \bar{A}_s^{B_{1rs}} \cdot l_e^{B_{2rs}} \cdot i_{st}^{B_{3rs}} \cdot i_s^{B_{4rs}}$		0,93729	42,62	0,804151	6,7
A_{rs}	B_{1rs}	B_{2rs}	B_{3rs}	B_{4rs}	
0,04053	2,83622	6,89912	5,21443	-7,56025	

Tab. 6. Statistische Werte der Verschleißmodellierung und Modellkonstanten

Abb. 8.5 stellt die Übereinstimmung der experimentell gewonnenen und analytisch berechneten Verschleißergebnisse dar.

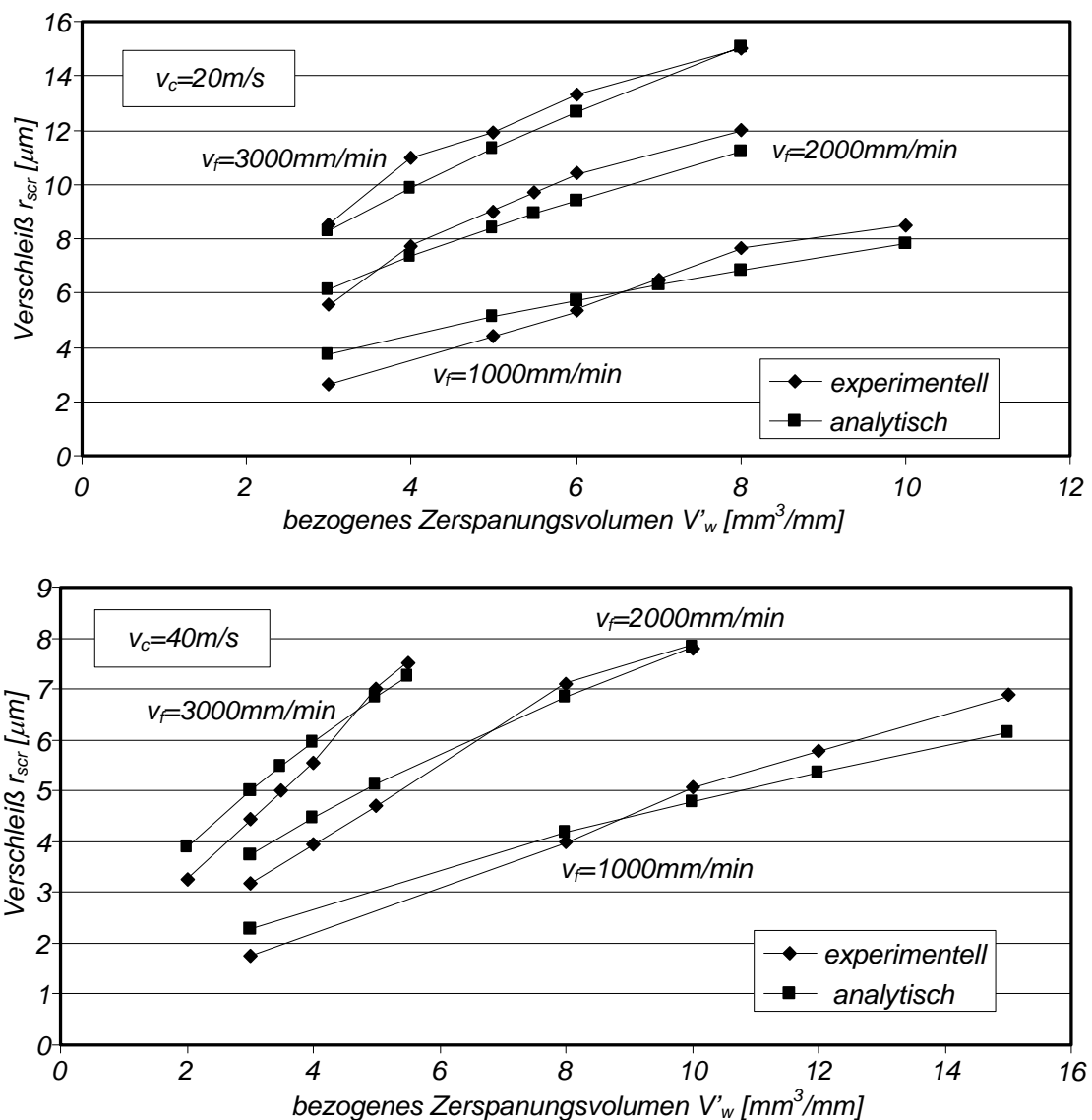


Abb. 8.5. Abbildungsgenauigkeit des Verschleißmodells im Vergleich der experimentellen und der analytischen Werte des Profilkantenverschleißes

9. Entwicklung eines thermo-mechanischen Schädigungsmodells

9.1. Allgemeiner Lösungsansatz

Den Untersuchungen auf dem Gebiet der Schleifbrandentstehung und den Ursachen, die zu den thermischen Oberflächenschädigungen beim Schleifen führen, sind eine Anzahl wissenschaftlicher Arbeiten gewidmet. Größtenteils betrachten sie entweder die beim konventionellen Planschleifen ablaufenden Prozesse mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode [47] oder technologische Untersuchungen des Profilschleifens ohne eine komplexe Analyse der Prozesse [93]. Zwar tragen diese Arbeiten grundsätzlich zur Aufklärung der Ursachen der Schädigungen bei und stellen umfangreiche Ergebnisse der metallographischen und technologischen Untersuchungen dar, aber sie machen keinen systematischen Vorschlag zur Lösung dieser Probleme.

Aus diesen Gründen wurde ein experimentell-numerisches Modell zur exakten Prognostizierung der thermo-mechanischen Oberflächenschädigungen beim Profilschleifen entwickelt. Zur Berechnung der auf der Werkstückoberfläche beim Schleifen entstehenden Temperaturen und Temperaturfelder wurde ein FEM-Programmsystem ANSYS Version 9.0 der Firma Ansys, Inc. angewendet. Mit Hilfe dieser Software ist es möglich, eine ganze Reihe der thermodynamischen Prozesse, einschließlich der der Prozesstemperaturen, Temperaturgradienten und -felder, exakt zu modellieren und mit den experimentell ermittelten Nitalätztaufnahmen bezüglich des Auffindens der kritischen Schleifbrand-Grenztemperatur abzugleichen [94].

Der methodologische Lösungsansatz für die Entwicklung eines thermo-mechanischen Schädigungsmodells ist in Abb. 9.1 schematisch dargestellt. Die Eingangsparameter für die Modellierung bilden die physikalisch-mechanischen Prozesskenngrößen wie Schnittkraft F_c und Wärmestrom q , Wärmeübergangskoeffizient α und schließlich die kritische Grenztemperatur T_{grenz} , bei welcher die oberflächenschädigenden Prozesse im Werkstück beginnen.

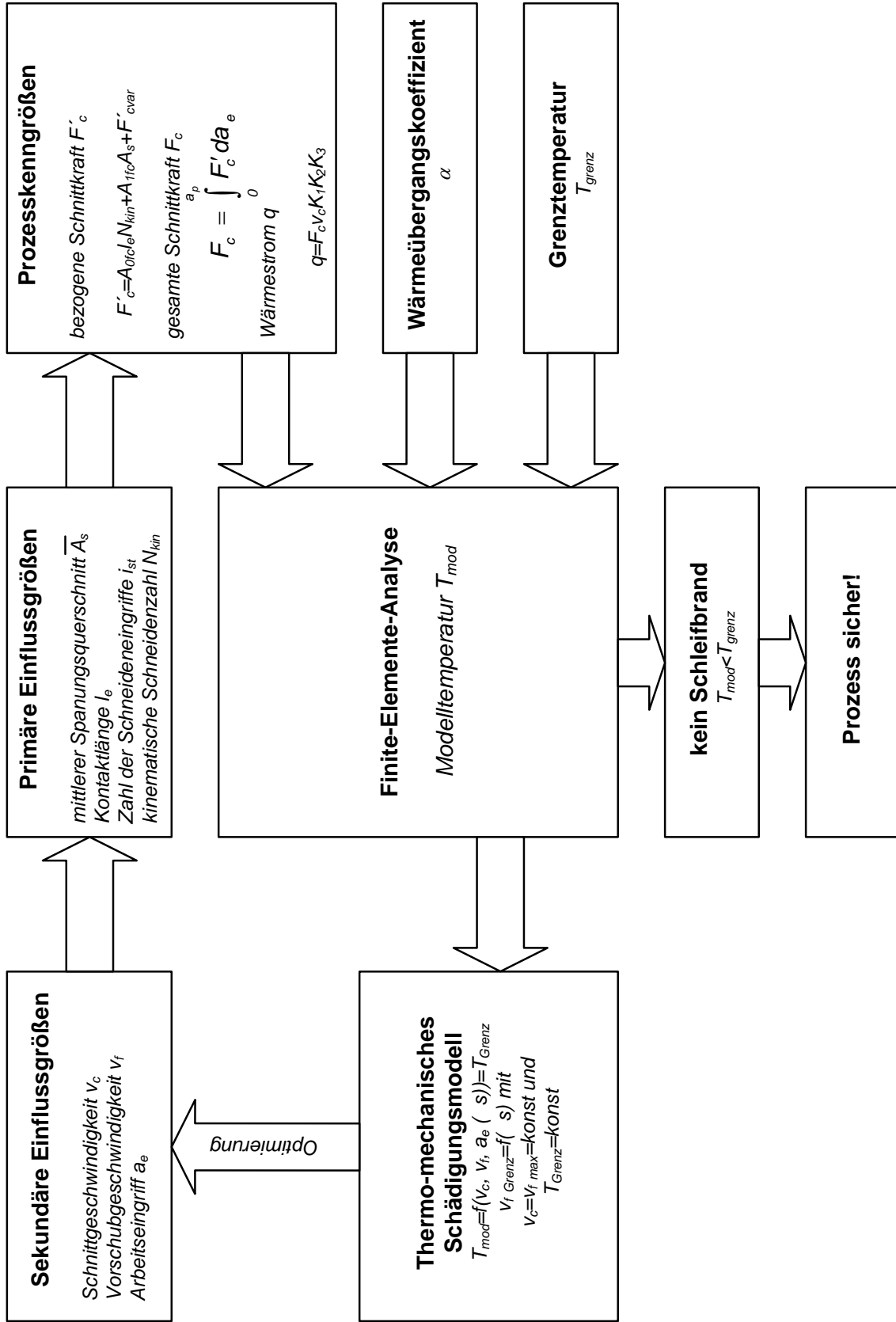


Abb. 9.1. Schema zur Entwicklung eines thermo-mechanischen Schädigungsmodells

Als Hauptausgangsgröße der Modellierung kommt die Modelltemperatur auf der Werkstückoberfläche T_{mod} in Betracht. Im nachfolgenden Modellierungsschritt wird aus der Gleichsetzung beider Temperaturen ($T_{\text{mod}}=T_{\text{grenz}}$) das eine schädigungsfreie Bearbeitung gewährleistende thermo-mechanische Schädigungsmodell entwickelt.

Die Anwendung des entwickelten Modells ist durch bestimmte technologische und konstruktive Bedingungen abgegrenzt:

- Der Wärmeübergangskoeffizient wurde unter den konstant an der Maschine eingestellten Kühlschmierbedingungen definiert, d.h., dass sich bei verändernden Kühlschmierbedingungen nur die Modellparameter ändern und experimentell zu ermitteln sind.
- Die Schleifkörper-Spezifikation wurde nach Betriebsempfehlungen ausgewählt und konstant gehalten. Bei der Anwendung davon abweichender Spezifikationen verändern sich ebenfalls die Kraft- und Temperaturverläufe und die daraus resultierenden, durch eine Veränderung der Wärmeübergangskoeffizienten verursachten Wärmeanteile, die ins Werkstück fließen.
- Das Prozessmodell wurde als eine transiente Lösung mit einer beweglichen Wärmequelle betrachtet. Die Wärmeübergänge Werkzeug-Werkstück und Werkstück-Kühlschmierstoff werden als Konvektion angenommen, während die Wärmeübergänge Kühlschmierstoff-Umgebung und Werkstück-Umgebung (Wärmestrahlung) vereinfachend auf null gesetzt werden.

9.2. Energiebilanz und Wärmestrom

Dem Energie- bzw. Temperaturverteilungsmodell wurde ein zweidimensionales Modell von [52] zugrunde gelegt, das in ein dreidimensionales Modell unter einigen Grenzbedingungen transformiert wurde. Bei diesem Modell wird üblicherweise angenommen, dass die Abmessungen des zu schleifenden Werkstückes wesentlich größer als der Arbeitseingriff sind und deswegen der Parameter des Arbeitseingriffs als eine wirkende geometrische Größe vernachlässigt werden kann. Die Wärmequelle stellt sich dabei als eine Fläche mit den Abmessungen der Kontaktlänge l_e und der Schleifscheibenbreite a_p und mit einer Wärmestromdichte q

dar, welche sich über die Werkstückoberfläche mit der Vorschubgeschwindigkeit v_f bewegt (Abb. 9.2).

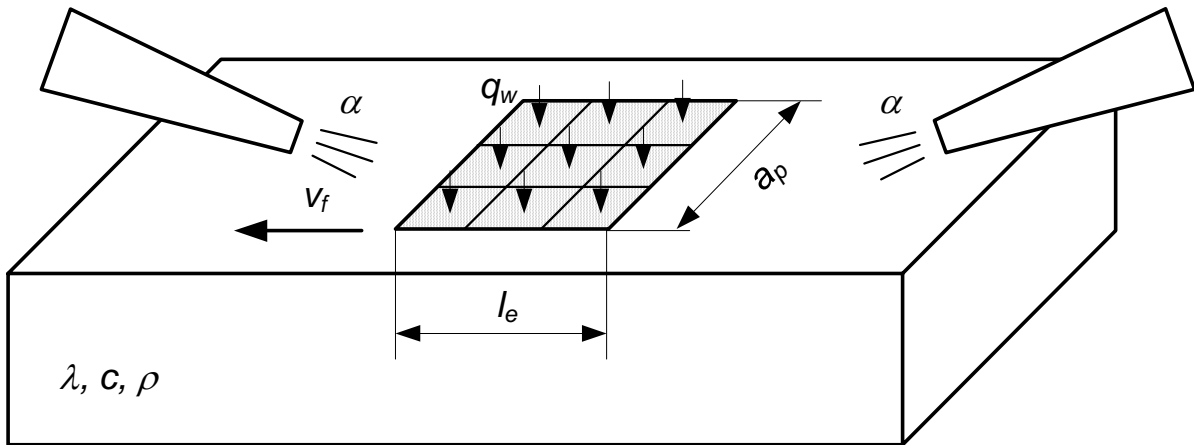


Abb. 9.2. Schematisches Prozessmodell zur Temperatursimulation

Das Modell kann als eine erzwungene Konvektion mit einem Wärmeübergang an den Rändern und Oberflächen eines umströmten Körpers betrachtet werden. Die mit dem Kühlschmierstoff abgeführte Wärmemenge ist erstens von der Temperatur des Kühlmediums der Umströmung und zweitens vom die Strömungsgrenzschicht repräsentierenden Wärmeübergangskoeffizienten, der im nächsten Kapitel bestimmt wird, abhängig. Daraus ergibt sich folgende Gleichung für die Berechnung des Wärmestromes [91, 95, 96], nach welchem es möglich ist, die Temperatur auf der Werkstückoberfläche zu bestimmen:

$$q = \alpha \cdot A \cdot (T_{KSS} - T_{WST}) \quad (9.1)$$

Andererseits erfolgt die Berechnung des Wärmestromes beim Schleifen unter der Einbeziehung der technologischen Prozesskennwerte, wie in folgendem dargestellt wird [48]:

$$q = F_C \cdot v_C \cdot K_1 \cdot K_2 \cdot K_3 \quad (9.2)$$

Der Parameter K_1 wird üblicherweise als Umwandlungsfaktor bezeichnet und gibt an, welcher Anteil der Schleifleistung in Wärme umgesetzt wird. Die Ergebnisse von früheren Untersuchungen [88] haben gezeigt, dass der Umwandlungsfaktor mit $K_1=0,8$ gesetzt werden kann.

Die Aufteilung zwischen den ins Werkstück und in die Schleifscheibe fließenden Wärmemengen beschreibt der Parameter K_2 . Für Korundschleifscheiben beträgt dieser Faktor etwa $K_2=0,9$ [88].

Der Parameter K_3 dient zur Bestimmung der Relation zwischen der ins Werkstück fließenden und der mit den Spänen abgeführten Wärmemenge. Er kann wie folgt ermittelt werden:

$$K_3 = \frac{1}{1 + a_e \sqrt{\frac{4v_f}{\pi \cdot l_e \cdot a}}} \quad (9.3)$$

Aus den oben dargelegten Beziehungen wird ersichtlich, dass das angewendete Temperaturmodell alle auf den Schleifprozess wirkenden Kennwerte berücksichtigt. Der Wärmestrom, der aus Gleichung (9.2) berechnet wird, dient der FEM-Temperatursimulation als die Hauptlast, die als Wärmestromdichte

$$q_W = \frac{q}{a_p \cdot l_e} \quad (9.4)$$

auf die Kontaktfläche bezogen eingesetzt wird. Ihre Verteilung ist rechteckförmig beim einfachen Planschleif-Analogieversuch. Sie ist über der Schnittbreite veränderlich bei allen anderen Profilschleif-Verfahrensvarianten und wird deshalb in ebenfalls rechteckige Kontaktflächenabschnitte diskretisiert. Sie gehen als diskrete bezogene Wärmeströme in den Simulationsansatz ein.

9.3. Bestimmung des Wärmeübergangskoeffizienten

Der Wärmeübergangskoeffizient α ist ein Parameter für die Abschätzung der Geschwindigkeit des Wärmetransfers zwischen der Wärmequelle und dem Wärmeaufnehmer. Dieser Koeffizient ist ein Maß des Kühlvermögens des ausgewählten KSS-Mediums und des KSS-Zuführsystems. Er ist von den thermophysikalischen Charakteristiken des Kühlschmierstoffes, von der konstruktiven Gestaltung des Zuführsystems und von den technologischen Parametern, wie Druck und Menge des zugeführten Mediums, unmittelbar abhängig. Mit Hilfe des Wärmeübergangskoeffizienten kann die Geschwindigkeit der Wärmeabfuhr von der geschliffenen Werkstückoberfläche eingeschätzt und somit der erwünschte positive Einfluss der Kühlschmierung auf die Wärmesituation in der Zerspanzone exakt definiert werden. Dieser Koeffizient stellt eine entscheidende Kenngröße bei der weiteren Modellierung der thermischen Vorgänge dar.

Der Wärmeübergangskoeffizient kann durch die sogenannte Nußelt-Zahl [89] relativ einfach mathematisch bestimmt werden:

$$Nu = \frac{\alpha d}{\lambda} = \frac{-(dT/ds)_{\text{Kontaktfläche}}}{\Delta T/d} \quad (9.5)$$

Die Nußelt-Zahl ist aus der Beziehung von Gnielinski für turbulente Umströmungen auszurechnen:

$$Nu_{turb} = \frac{0,037 Re^{0,8} Pr}{1 + 2,443 Re^{-0,1} (Pr^{2/3} - 1)} \quad (9.6)$$

$$Re = \frac{wl}{\nu} = \frac{Ml}{\rho Av} \quad (9.7)$$

$$Pr = \frac{\nu}{a} = \frac{\nu \rho c_p}{\lambda} \quad (9.8)$$

wo Re und Pr entsprechende Reynolds- und Prandtl-Zahlen sind.

Aus den oben dargestellten Gleichungen ergibt sich ein Wert der Nußelt-Zahl von $Nu_{nurb}=3645$. Diese Größe in (9.5) verwendet, bestimmt den Wert des analytischen Wärmeübergangskoeffizienten zu $\alpha=4775 \text{ W/m}^2\text{s}$. Trotz der Richtigkeit des analytischen Rechenvorganges muss der Wärmeübergangskoeffizient experimentell ermittelt bzw. präzisiert werden. Wie einige wissenschaftliche Arbeiten zeigen [47], ändert sich der Koeffizient in Abhängigkeit von der Temperatur in der Zerspanzone.

Die Vorgehensweise zur Bestimmung des Wärmeübergangskoeffizienten besteht aus experimentellen und numerischen Anteilen (Abb. 9.3). Der folgende Ablauf der Ermittlung des Wärmeübergangskoeffizienten entspricht dem experimentellen Teil der Vorgehensweise:

- Einbau von drei Thermoelementen in drei Bohrungen im Werkstück zur statistischen Absicherung des Experimentes – in der Mitte 5 mm tief, in der Ecke 2 mm tief und zwischen beiden 3 mm tief.
- Aufheizung des Werkstückes mit 3 eingebauten Thermoelementen, die mit einem Temperaturmessgerät während des Experimentes verbunden sind, im Ofen bis 500°C.
- Schnelle Abkühlung des Werkstückes mit 3 eingebauten Thermoelementen in einem großen Behälter mit Schleiföl und gleichzeitige Aufnahme des Temperaturabfallsignals mit dem Temperaturmessgerät.
- Ermittlung der experimentellen Abkühlkurven für das zu untersuchende Werkstück.

Der weitere rechnerische Ablauf der Ermittlung des Koeffizienten wird nachfolgend präsentiert:

- Mathematische Berechnung des analytischen Wärmeübergangskoeffizienten mit Hilfe der Nußelt-Zahl.
- Rechnergestützte Modellierung des Abkühlprozesses mit Hilfe der FEM, Modellierung der Geometrie, Auswahl der passenden Elemente, Meshing, Auflegen der Grenzbedingungen und Lasten.
- Berechnung der Temperaturabfälle bei der Abkühlung des Werkstückes im Schleiföl unter Verwendung des analytischen Wärmeübergangskoeffizienten.
- Ermittlung der rechnerischen Abkühlkurven für das zu untersuchende Werkstück.

- Abgleich aller rechnerischen Abkühlkurven mit den experimentellen bis zur exakten Übereinstimmung der Kurven für jeden Messpunkt.
- Ermittlung des exakten Wärmeübergangskoeffizienten.

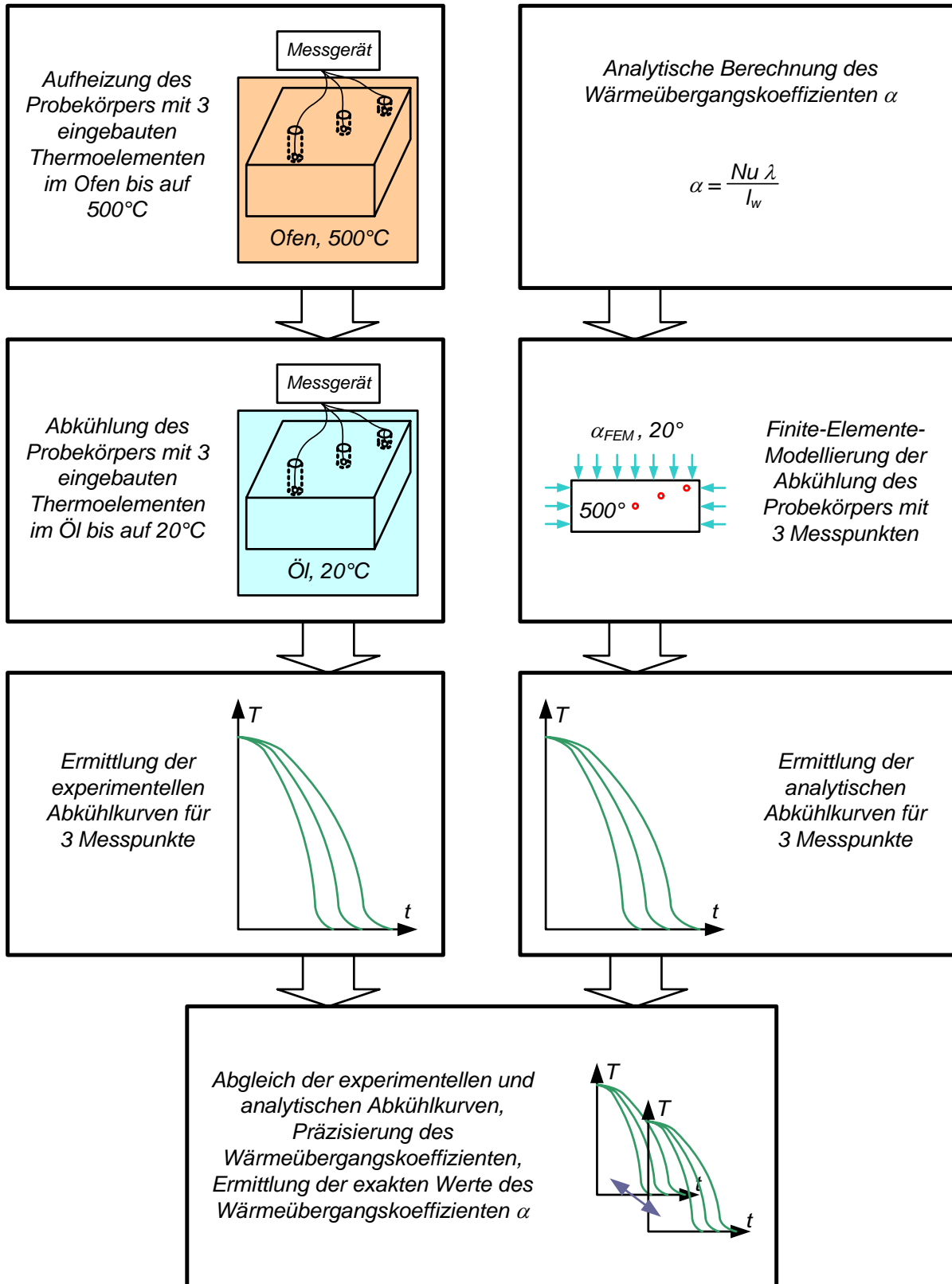


Abb. 9.3. Experimentell-numerische Vorgehensweise zur Bestimmung des

Wärmeübergangskoeffizienten

Im Experiment wurden die Thermoelemente XL-Mantel/ Typ K verwendet. Die messbaren Temperaturbereiche liegen in den Grenzen von -250° bis 1335°C . Die angewendete Methode erlaubt es, den zeitlichen Temperaturabfall bei der Übertragung des heißen Werkstücks aus einem Ofen des Typs N500/65A der Firma Nabertherm zum Ölbehälter zu berücksichtigen, da sich die Thermoelemente während der ganzen Versuchsreihe im Werkstück befinden und alle Temperaturänderungen aufnehmen. Der Ölbehälter ist mit dem Schleiföl (etwa 1000l) gefüllt. Die Kühlfähigkeit dieses großen Volumens des Kühlschmiermediums ist mit der Kühlfähigkeit des großen Stromes des Mediums von etwa 120 l/min vergleichbar und wurde als eine Restriktion der Prozessmodellierung festgelegt.

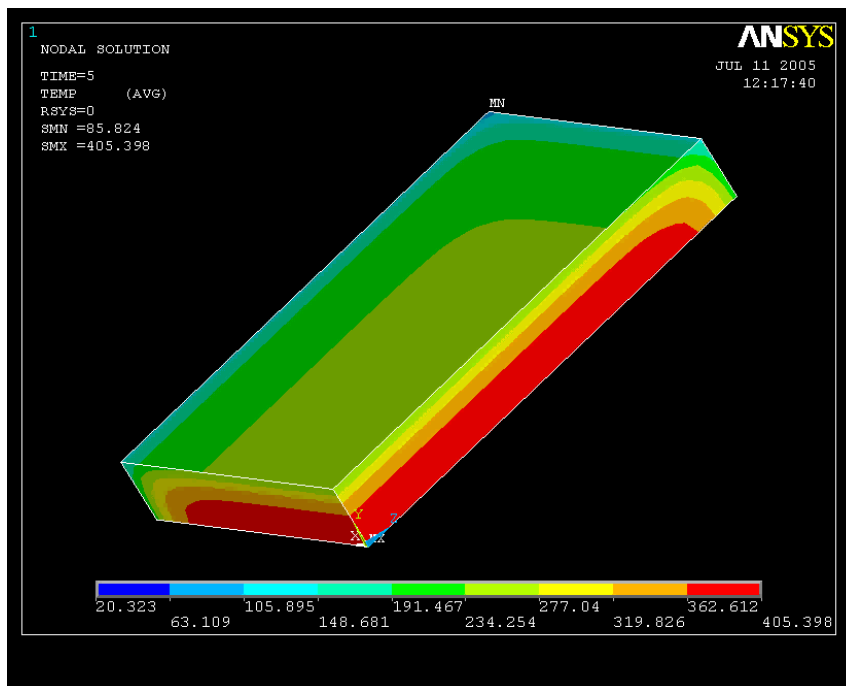


Abb. 9.4. Modellierungsvorgang bei der Abkühlung des Werkstückes

Die Modellierung des Abkühlprozesses erfolgt ebenfalls durch das Programmsystem ANSYS 9.0 der Firma Ansys, Inc. Das Programm verwendet die Finite-Elemente-Methode als Rechenvorgang zur Bestimmung der Temperaturen, Temperaturfelder und –gradienten. Abb. 9.4 zeigt das modellierte Werkstück mit den festgelegten Lasten und Randbedingungen und der Temperaturverteilung 5 s nach dem Beginn der Abkühlung. Durch die Option Symmetrie wird es möglich, nur ein Achtel des Werkstückes zu modellieren und somit die Geschwindigkeit der Simulation ohne

Verlust an Genauigkeit erheblich zu beschleunigen. Nach dem Rechenvorgang wurden 3 Messpunkte ausgewählt, die sich genau in den gleichen Positionen wie die 3 Thermoelemente im realen Werkstück befinden. Für diese Messpunkte wurden die Abhängigkeiten der Temperatur von der Zeit gebildet und mit den 3 experimentell ermittelten Kurven verglichen. Durch die Änderung des Wärmeübergangskoeffizienten wurde eine exakte Übereinstimmung der Kurven erreicht und somit der reale Wärmeübergangskoeffizient ermittelt (Abb. 9.5).

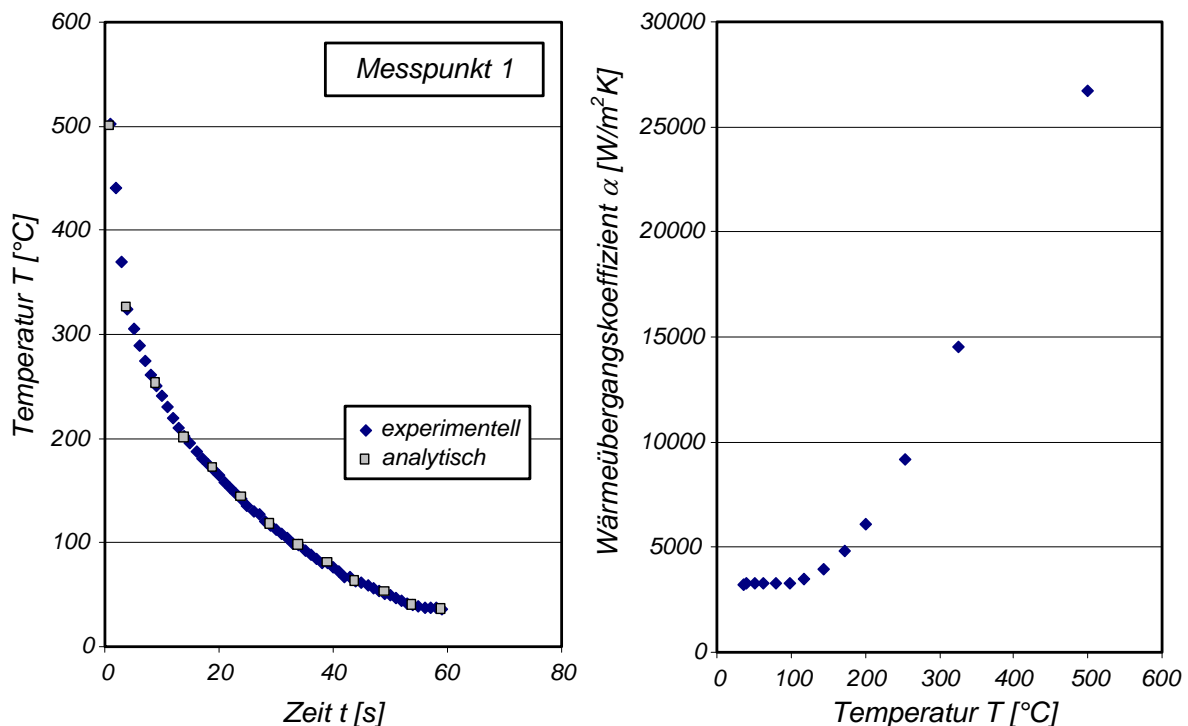


Abb. 9.5. Abkühlkurvenabgleich und realer Wärmeübergangskoeffizient

Aus der Abb. 9.5 (links) wird ersichtlich, dass die Temperatur in den ersten Sekunden sehr stark abnimmt. Das Werkstück verliert beispielsweise im Messpunkt 1 während der ersten 5 Sekunden fast 200°C und während der nächsten 5 Sekunden noch etwa 100°C . In den nächsten 50 s sinkt die Temperatur nur noch um etwa 150°C ab. Um einen solchen Verlauf des Temperaturabfalls über der Zeit zu erklären, dient die Aussage, dass die Wärmeübertragung nicht immer gleich ist, sondern sich sehr deutlich in Abhängigkeit von der Zeit ändert. Insofern ist dieser Temperaturverlauf in der Änderung des Wärmeübergangskoeffizienten als Funktion der Zeit zu begründen.

Die Ergebnisse der Berechnung zeigen einen deutlichen Anstieg des Wärmeübergangskoeffizienten mit der Erhöhung der Temperatur in der Kontaktzone. Dies kann durch die Änderung der spezifischen Wärme c_p und der Wärmeleitfähigkeit λ , die beide ebenfalls von der Temperatur abhängig sind, erklärt werden. Wie in Abb. 9.5 (rechts) dargestellt ist, bleibt der Koeffizient bis etwa 120°C praktisch konstant, weil die genannten Kenngrößen c_p und λ ihrerseits praktisch unverändert bleiben. Ab einer Temperatur von ca. 200°C nimmt der Koeffizient progressiv zu. Nach der Auswertung der Berechnungsergebnisse können die ermittelten Werte des Wärmeübergangskoeffizienten im Modell des Schleifprozesses unmittelbar verwendet werden.

9.4. Wärmeaustauschvorgänge und Temperaturmodellierung

9.4.1. Wärmeaustausch beim Planschleif-Analogieversuch

Für die Modellierung der Wärmevergänge im Planschleif-Analogieversuch sind in erster Linie die wirkenden bezogenen Wärmeströme als Hauptbelastung zu definieren. Durch die Gleichung (9.4) werden die bezogenen Wärmeströme bestimmt und für die weitere Simulation verwendet. Die Ergebnisse der Berechnungen der Wärmeströme in Abhängigkeit von der Arbeitseingriffsgröße sind in Abb. 9.6 exemplarisch dargestellt.

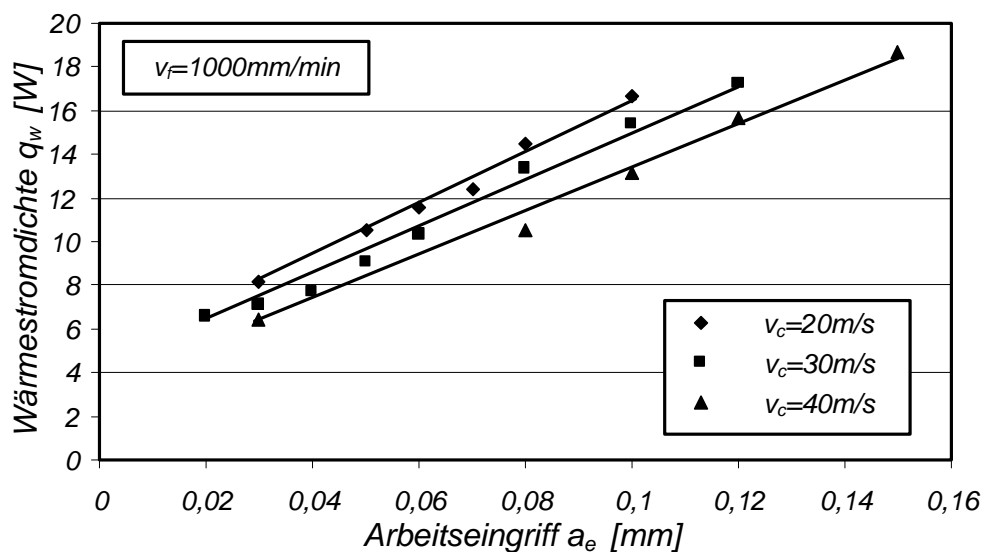


Abb. 9.6. Wärmestromdichte als Funktion des Arbeitseingriffs und der Schnittgeschwindigkeit beim Planschleifen

Die Steigerung der Wärmestromdichte mit der Erhöhung des Arbeitseingriffes und damit verbundener Erhöhung der Schnittkraft spiegelt sich deutlich wider. Andererseits wirkt die Änderung der Schnittgeschwindigkeit auf die Wärmestromdichte umgekehrt. Die Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit führt zu einer Verringerung der Schnittkraft, was bei einem gleichen Wärmefluss ins Werkstück durch einen größeren, die Produktivität steigernden Arbeitseingriff ausgeglichen werden kann.

In Betracht gezogen werden muss außerdem die Einwirkungszeit der Wärmequelle bzw. des bezogenen Wärmestromes. Sie sagt aus, wie schnell sich die Wärmequelle über die Kontaktlänge bewegt und wieviel Wärmemenge während dieser Zeit ins Werkstück fließt. Die Einwirkungszeit berechnet sich aus der folgenden Gleichung:

$$t_w = \frac{l_e}{v_f} \quad (9.9)$$

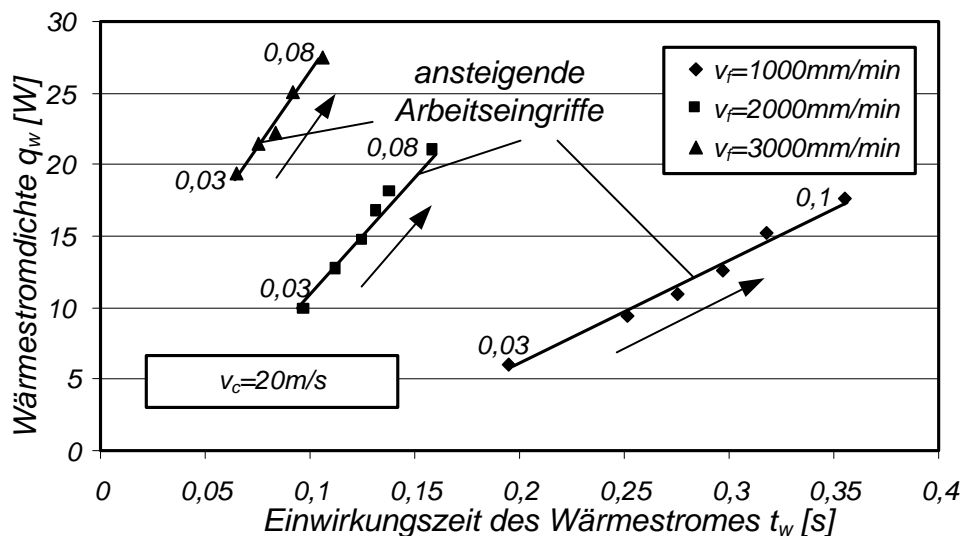


Abb. 9.7. Wärmestromdichte als Funktion der Einwirkungszeit sowie der Vorschubgeschwindigkeit und des Arbeitseingriffs beim Planschleifen

Abb. 9.7 zeigt exemplarisch die Abhängigkeit des Wärmestromes von der Einwirkungszeit. Große zugeführte Wärmemengen, resultierend aus großen Vorschubgeschwindigkeiten sowie zunehmenden Arbeitseingriffen, verursachen große, über kurze Einwirkungszeiten steil ansteigende Wärmestromdichten. Umgekehrt verbinden sich mit kleinen Vorschubgeschwindigkeiten und analogen

Arbeitseingriffen nur kleine Wärmestromdichten bei wesentlich geringeren Anstiegswerten in Abhängigkeit der sich vergrößernden Einwirkungszeiten.

Die Erklärung liegt darin begründet, dass der Werkstoff bzw. die Oberflächenschichten des Werkstückes über ein begrenztes Wärmeaufnahmevermögen verfügen, welche nur eine bestimmte Wärmemenge in einer bestimmten Zeit aufnehmen können. Eine entscheidende Rolle spielt in diesem Prozess die spezifische Wärmekapazität des Werkstoffes, die dieses Wärmeaufnahmevermögen bestimmt, sowie die Wärmeleitfähigkeit, die die nötige Geschwindigkeit der Wärmeabfuhr von der obersten zu den darunter liegenden Werkstoffschichten gewährleistet. Somit sind diese beiden Größen – Wärmestromdichte und Einwirkungszeit - bei der Modellierung der Werkstückoberflächentemperaturen von größter Bedeutung. Auch die Kühlschmierung übt ihrerseits auf diesen Wärmeaustauschprozess einen sehr starken Einfluss aus. Dafür dient im Prozessmodell für die Einschätzung der Kühlfähigkeit des verwendeten KSS-Mediums der Wärmeübergangskoeffizient α , dessen Ermittlung im Kapitel 9.3 beschrieben wurde.

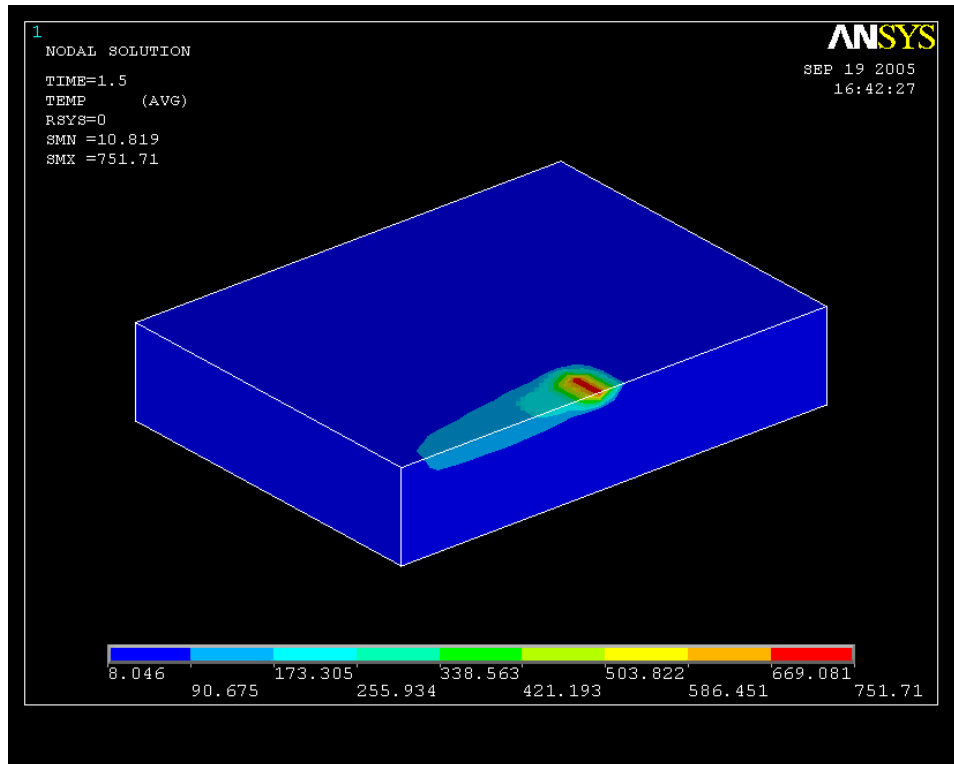


Abb. 9.8. Modellierungsvorgang beim Planschleif-Analogieversuch

Das Ziel der Modellierung der thermischen Vorgänge für den Analogie-Versuch besteht schließlich in der Ermittlung der maximalen Oberflächentemperaturen durch die Finite-Elemente-Analyse als Grundvoraussetzung für eine Aussage über das mögliche Auftreten thermischer Oberflächenschädigungen. Der Programmaufbau stellt sich in folgenden Punkten dar:

- Modellierung der Geometrie (im vorliegenden Fall eines Werkstückes in der Form eines Blocks mit den Abmessungen $250 \times 150 \times 20 \text{ mm}^3$) mit der Annahme der Werkstück-Symmetrie (Betrachtung nur einer Hälfte des Werkstückes).
- Eingabe der physikalischen Parameter (Wärmeleitfähigkeit, spezifische Wärme, Dichte, Wärmeübergangskoeffizient).
- Meshing des Werkstückes.
- Angabe der Anfangslasten (Konvektion auf der mit dem Kühlschmierstoff abgekühlten Flächen, Anfangstemperatur des KSS).
- Angabe der Prozessgrößen und -bewegungen (Kontaktfläche, Vorschubgeschwindigkeit, Wärmestromdichte).
- Rechenvorgang und Ermittlung der Ergebnisse (Temperaturfelder, maximale Oberflächentemperaturen).

Entsprechend der gestellten Modellierungsaufgabe wird in einem ersten Schritt die Geometrie der Versuchsprobe in der Form eines Blockes modelliert. Zum Zweck der Reduzierung der Rechenzeit ohne Verlust der Genauigkeit der zu erzielenden Ergebnisse wird das Werkstück durch die Symmetrieoption um eine Hälfte direkt in der Mitte der Kontaktfläche entlang der Vorschubbewegung durchschnitten. Somit ist die Zahl der Modellelemente um 50% reduziert, was ermöglicht, ein dichteres Elementenetz anzulegen. Alle für die Modellrealisierung notwendigen physikalischen Eingangsparameter des Versuchswerkstoffes 17CrNiMo6, wie Dichte $\rho=7700 \text{ kg/m}^3$, Wärmeleitfähigkeit $\lambda=25 \text{ W/(mK)}$, spezifische Wärme $c_p=460 \text{ J/(kgK)}$ und variabler Wärmeübergangskoeffizient α in $\text{W/m}^2\text{K}$ (Abb. 9.8) werden vorgegeben. Als Modellelement wurde ein thermisches Volumenelement SOLID 90 mit 20 Knoten ausgewählt, das den Freiheitsgrad nur in der Temperatur hat und speziell für stabile oder transiente Aufgaben der thermischen Modellierung entwickelt wurde. Das Elementenetz wurde so aufgelegt, dass alle Elemente hexaedral generiert wurden. Nachfolgend wurde die Anfangstemperatur des Kühlschmierstoffes mit 20°C angenommen und die am Wärmeaustausch beteiligte Werkstückfläche in die

Konvektionsbedingungen freigeschaltet. Im weiteren Schritt des Lastauflegens wurde die Kontaktfläche als eine mit der Kontaktlänge l_e und mit der Hälfte der Schleifkörperbreite a_p begrenzte rechteckige Fläche definiert. Die Vorschubgeschwindigkeit v_f wurde durch eine zyklische Bewegung der Kontaktfläche in der Vorschubrichtung generiert, wodurch es möglich wird, die Wärmesituation nach dem Rechenvorgang an jeder Stelle des Schleifkörpers über der Werkstückoberfläche analysieren zu können. Die Wärmestromdichte q_w wird als Rechenergebnis aus Gleichung (9.4) bestimmt und als Quotient des Wärmestromes q durch die Kontaktlänge und Eingriffsbreite im Modell eingesetzt. In Verbindung mit der Vorschubbewegung und der daraus resultierenden Einwirkungszeit repräsentiert die Wärmequelle die reale Situation des dynamischen Zerspanvorgangs.

Nach dem Rechenvorgang werden die Ergebnisse der entstehenden maximalen Oberflächentemperaturen in Form einer Tabelle und einer Animation präsentiert und analysiert. Die modellierten Oberflächentemperaturen sind in den Abb. 9.9 und 9.10 exemplarisch veranschaulicht.

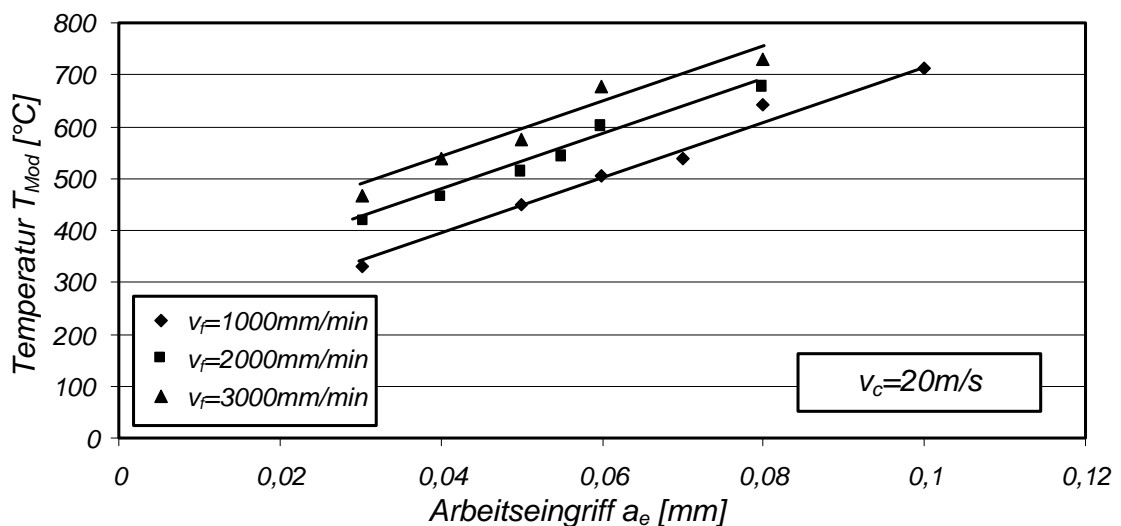


Abb. 9.9. Modellierte Oberflächentemperaturen in Abhängigkeit vom Arbeitseingriff und von der Vorschubgeschwindigkeit

Wie zunächst aus Abb. 9.9 ersichtlich wird, steigen die Oberflächentemperaturen mit der Erhöhung des Arbeitseingriffs, begründet im Anstieg der Schnittkräfte, linear an. Der sich darstellende Einfluss der Vorschubgeschwindigkeit resultiert aus zwei sich

überlagernden Wirkungen, die mit steigender Vorschubgeschwindigkeit sich vergrößernden Schnittkräfte und damit auch Wärmeströme einerseits sowie die sich verringernden Einwirkungszeiten andererseits.

Durch eine Regression der modellierten Oberflächentemperaturen als Funktion der Wärmestromdichte und der Einwirkungszeit

$$T_{Mod} = f(q_W, t_W) = A_W \cdot q_W^{B_{W1}} \cdot t_W^{B_{W2}} \quad (9.10)$$

A_W	B_{W1}	B_{W2}
127,67365	0,6526478	0,173

Tab. 7. Modellkonstanten

kann gezeigt werden, dass die Wärmestromdichte gegenüber der Einwirkungszeit den größeren Einfluss auf die Oberflächentemperatur, so dann auch zutreffend auf die kritische Grenztemperatur, ausübt.

Der Einfluss der Schnittgeschwindigkeit auf die Oberflächentemperatur entsprechend der Abb. 9.10 veranschaulicht ebenfalls eine gesetzmäßige Abhängigkeit gemäß den theoretischen Grundlagen und durchgeführten experimentellen Untersuchungen. Wie bereits im Fall der Vorschubgeschwindigkeit nachgewiesen, erweist sich die Schnittkraft (bzw. der Wärmestrom) auch bezüglich der Einflussnahme der Schnittgeschwindigkeit auf die Oberflächentemperatur als entscheidend. Die Schnittkräfte fallen mit zunehmenden Schnittgeschwindigkeiten ab, ebenso die modellierten Oberflächentemperaturen.

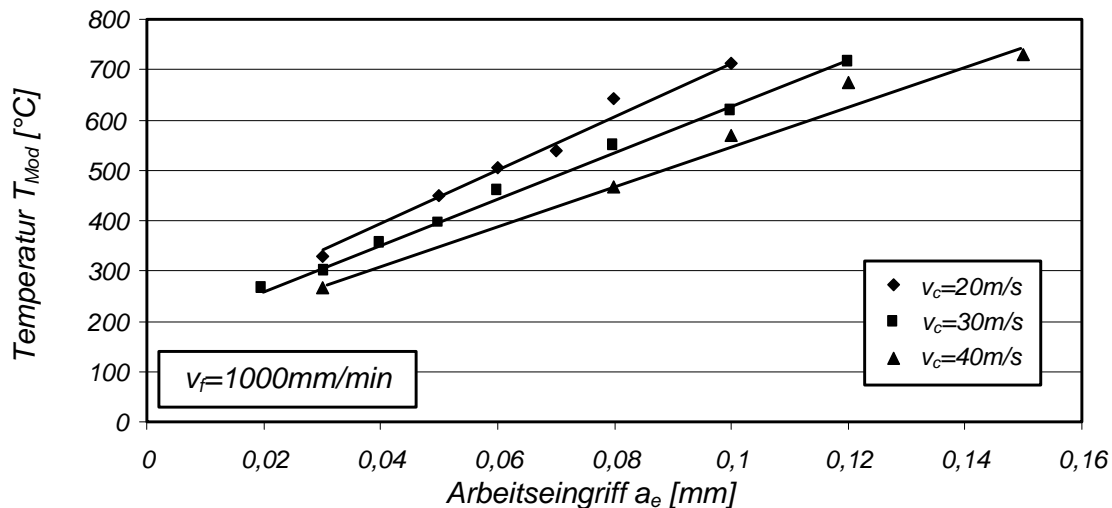


Abb. 9.10. Modellierte Oberflächentemperatur in Abhängigkeit vom Arbeitseingriff und von der Schnittgeschwindigkeit

Daraus resultiert schlußfolgernd, dass über die Steuerung der Prozessparameter Schnittgeschwindigkeit, Vorschubgeschwindigkeit und Arbeitseingriff, d.h. ursächlich über die Steuerung der Schnittkraft, direkt auf die Oberflächentemperaturen Einfluss genommen werden kann, die es deshalb zu optimieren gilt.

9.4.2. Wärmeaustausch beim Schleifen kreisförmiger Profile

Bei der Analyse der Wärmesituation beim Schleifen mit einem variierenden Arbeitseingriff muss berücksichtigt werden, dass sich der ins Werkstück fließende Wärmestrom entlang der Kontaktbreite ändert. Ausgehend davon muss dieser Wärmestrom bei der Modellierung auf bestimmte Weise diskretisiert werden. Für die Erfüllung einer solchen Aufgabenstellung dienen die bezogenen Schleifkräfte und die daraus resultierenden diskretisierten Wärmestromdichten. Die Kontaktbreite muss bei der Modellierung so aufgeteilt werden, dass die ausgewählten bezogenen Eingriffsbreiten den bezogenen Wärmelasten entsprechen. In diesem Fall sind die Modellierungsvorgänge zu den in der Zerspanzone real ablaufenden Prozessen maximal angenähert.

Wie schon im Kapitel 7.6 gezeigt wurde, kann die Eingriffsbreite in mehrere bezogene Größen mit dem Ziel einer hohen Abbildungsgenauigkeit bei der Kraftanalyse im Schleifversuch mit einem kreisförmigen Profil aufgeteilt werden. Die diesen bezogenen Kräften entsprechenden Wärmestromdichten bilden die

bezogenen Lasten für die folgende Modellierung. Die Struktur des Programms zur Wärmeanalyse beim Schleifen eines kreisförmigen Profils ist dem Programm des Analogie-Versuchs, mit der Ausnahme der variierenden Wärmestromdichte als der Lastaufbringung, der Netzdichte und der variierenden Kontaktlängen als geometrische Parameter, ähnlich.

Ein typischer Programmablauf ist in Abb. 9.11 dargestellt. Die Größe der Netzelemente wurde 1 mm je Seite mit dem Ziel der vollständigen Übereinstimmung der geometrischen (Netzelementgröße) und der physikalischen (Wärmestromdichte) Bedingungen angenommen. Im dargestellten Beispiel wurde ein Schleifvorgang mit folgenden Bedingungen modelliert: Arbeitseingriff $a_{e\max} = 0,2$ mm, Vorschubgeschwindigkeit $v_f = 2000$ mm/min, Schnittgeschwindigkeit $v_c = 30$ m/s.

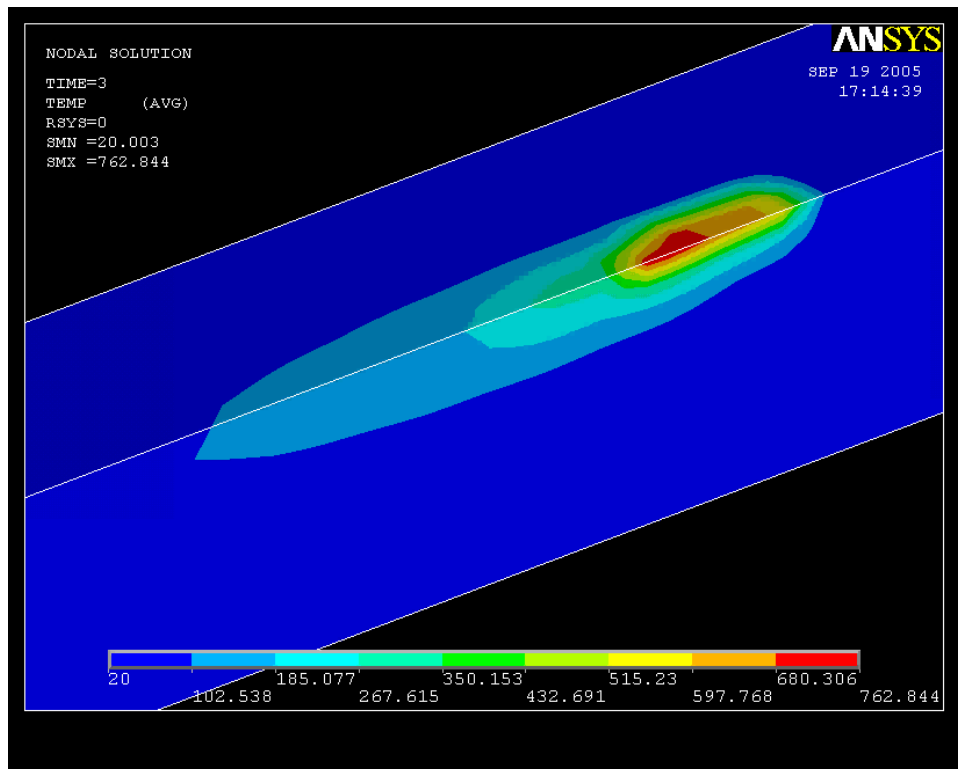
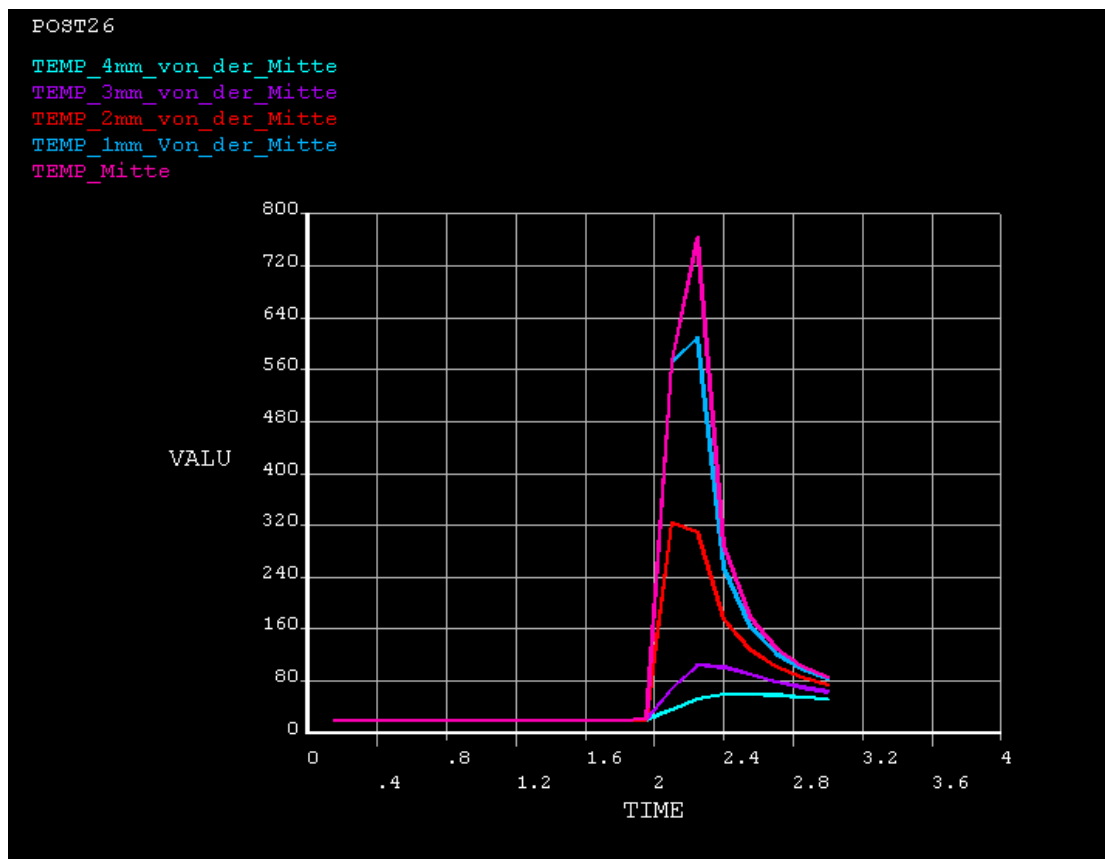


Abb. 9.11. Modellierungsvorgang beim Schleifen eines kreisförmigen Profils

Die daraus resultierende aktive Eingriffsbreite beträgt 4 mm, was eine exakte Diskretisierung im Millimeterbereich ermöglicht. Es wurden die Oberflächen-Temperaturen in der Mitte des Werkstückes in Vorschubrichtung während eines ganzen Bearbeitungsvorganges aufgenommen und analysiert. Die Ergebnisse sind der Abb. 9.12 zu entnehmen.

Die Temperaturen auf der Werkstückoberfläche wurden auf einer Linie in axialer Richtung bezüglich der Schleifscheibe je Millimeter erfasst. Im Moment des Kontaktes der Schleifscheibe mit dem Werkstück steigt die Temperatur in den ausgewählten Punkten M_i sprunghaft. Im mittleren Messpunkt M_0 ist der Temperatursprung am größten. Er erreicht etwa 763°C und korreliert exakt mit dem größten Arbeitseingriff in diesem Beispiel von 0,2 mm. Der nächste aufgenommene Punkt M_1 zeigt gesetzmäßig eine geringere Temperatur von etwa 610°C bei einem entsprechend kleineren Arbeitseingriff. An der Kontaktgrenze im Punkt M_2 konnte eine schon viel geringere Temperatur von etwa 310°C bei minimalem Arbeitseingriff nachgewiesen werden. Die nächsten analysierten Punkte M_3 und M_4 veranschaulichen den weiteren Abfall der Kontakttemperatur in der Richtung von der Mitte zur Stirnseite des Werkstückes. Nach dem Überlauf des Schleifkörpers ist ein relativ schneller Temperaturabfall in allen betrachteten Messpunkten zu beobachten, was mit der Wirkung des Kühlschmierstoffes bzw. des Wärmeübergangskoeffizienten erklärt werden kann.



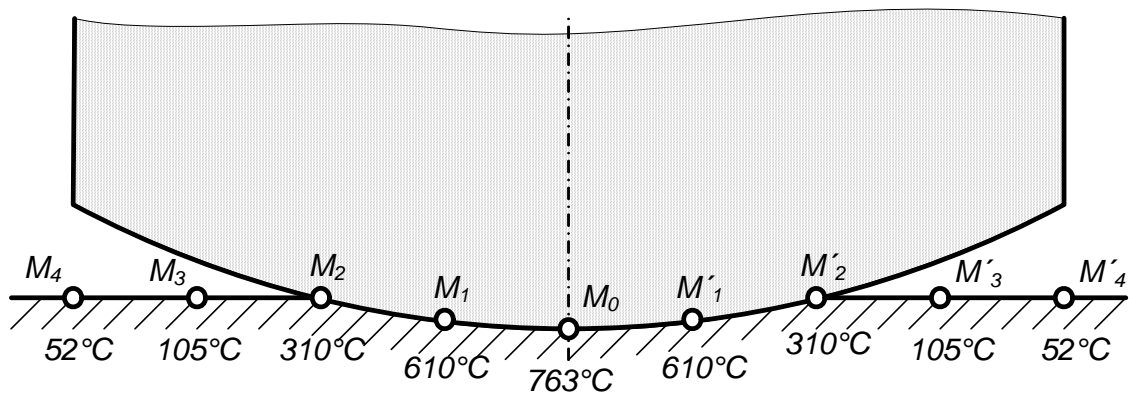


Abb. 9.12. Temperaturverlauf beim Schleifen eines kreisförmigen Profils

Zur Erklärung der aufgenommenen Temperaturen muss die gegenseitige Wirkung der benachbarten Wärmeströme in Betracht gezogen werden, die sich im Vergleich zum Planschleifen verändert darstellen. Der Punkt M_0 nimmt die gleichen Wärmeströme von beiden Seiten als Ergebnis der maximalen Arbeitseingriffe auf, was zur Entstehung der maximalen Temperatur in diesem Punkt führt. Im Gegensatz dazu wirken unterschiedliche Wärmeströme auf den Punkt M_1 . Es kommt zur Wechselwirkung der entstehenden Wärmeenergien von beiden Wärmequellen und nachfolgend zum Ausgleich der beiden Wärmeströme, was eine geringere Temperatur zur Folge hat. Diese beiden Messpunkte befinden sich zusätzlich unter den Bedingungen einer geringeren Kühlung wegen der schlechten Zufuhr des Kühlschmierstoffes in die Zerspanzone, was auch zur Erhöhung der Kontakttemperaturen beiträgt.

An der Grenze des Kontakts des Schleifkörpers mit dem Material im Punkt M_2 wirkt gemäß dem theoretischen Ansatz nur ein spezifischer Wärmestrom. Ein Wärmeanteil dieses Wärmestromes wird größtenteils vom Kühlschmierstoff und weniger vom ständig abgekühlten Werkstück aufgenommen. Insofern erreicht die Temperatur in diesem Punkt einen relativ kleinen Wert. Trotz der starken Kühlung erhalten die Messpunkte M_3 und M_4 einen Teil der Wärme infolge der Ausbreitung der Energie aus der Kontaktzone, woraus die dargestellte Erhöhung der Temperatur resultiert. Der Temperaturunterschied zwischen den beiden Messpunkten entspricht der Vergrößerung der kalten Materialmenge und der zunehmenden Wirkung der Kühlung in der Richtung von der Mitte nach aussen. Diese Zusammenhänge führen zu den günstigen Kühlungs- und Kontaktbedingungen in diesem Bereich und haben eine

thermisch unbeschädigte Oberfläche und ein schleifbrandfreies Gefüge zum Ergebnis.

Wie aus den dargestellten Ergebnissen ersichtlich wird, gelingt es mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode, die Temperaturen in der Kontaktzone in ihrer Veränderung über der Schnittbreite zu bestimmen und damit die Grundlagen für die Prognose möglicher thermischer Schädigungen zu legen. Die Untersuchungen des Schleifens mit dem kreisförmigen Profil können als Übergangsstufe zwischen den Planschleif-Analogieuntersuchungen und den Untersuchungen des Profilschleifens von Verzahnungen betrachtet werden.

9.4.3. Wärmeaustausch beim Zahnflanken-Profilschleifen

Der Modellierungsvorgang zum Temperaturverlauf beim Schleifen einer Zahnflanke ist durch eine hohe Komplexität, wie z.B. der Generierung der Geometrie und der Lastdefinierung charakterisiert: Der Programmablauf unterteilt sich in folgende Schritte:

- Modellierung der Geometrie (3D-Modell des Halbzahnes);
- Eingabe der physikalischen Parameter (Wärmeleitfähigkeit, spezifische Wärme, Dichte, Wärmeübergangskoeffizient);
- Meshing des Modells;
- Angabe der Anfangslasten (Konvektion auf der mit dem Kühlschmierstoff abgekühlten Flächen, Anfangstemperatur des KSS);
- Angabe der Prozessgrößen und –bewegungen (Kontaktflächen, Vorschubgeschwindigkeiten, Wärmestromdichten);
- Rechenvorgang einer transienten Aufgabe der Wärmeübertragung;
- Ermittlung der Ergebnisse (Temperaturfelder, maximale Oberflächentemperaturen).

Als Werkstück-Muster wurde wiederum der Zahn eines Zahnrades mit dem Modul $m=4,32$ und der Zähnezahl $z=33$ angenommen und in der Mitte radial zur Schleifscheibenrichtung durchschnitten. Die physikalischen Parameter des Werkstoffes und der Typ der Netzelemente wurden ebenso wie bei der Modellierung des

Planschleif-Analogieversuchs und des Versuches mit dem kreisförmigen Profil angenommen. Die Zahnflanke wurde mit den Netzelementen je 1mm vernetzt, sodass die Diskretisierung bei der Schnittkraftbetrachtung der Diskretisierung beim Auflegen des Wärmestromes exakt entspricht. Dies ermöglicht, die aus der Schnittkraft berechneten Wärmestromdichten in Abhängigkeit von den entsprechenden Arbeitseingriffen richtig zu positionieren. Die Kühlungsbedingungen und die Anfangstemperatur des KSS sind unverändert geblieben.

Die angegebenen Lasten in der Form der bezogenen Wärmestromdichten variieren über der Evolvente und weisen einen Anstieg in Richtung vom Zahnkopf zum Zahnfuß auf. Die Kontaktbedingungen sind durch die Variation von Kontaktlänge und damit verbundener Änderung der bezogenen Kontaktfläche mit einer Erhöhung in Richtung vom Zahnkopf zum Zahnfuß charakterisiert. In Abb. 9.13 ist ein Beispiel eines solchen Modellierungsansatzes dargestellt.

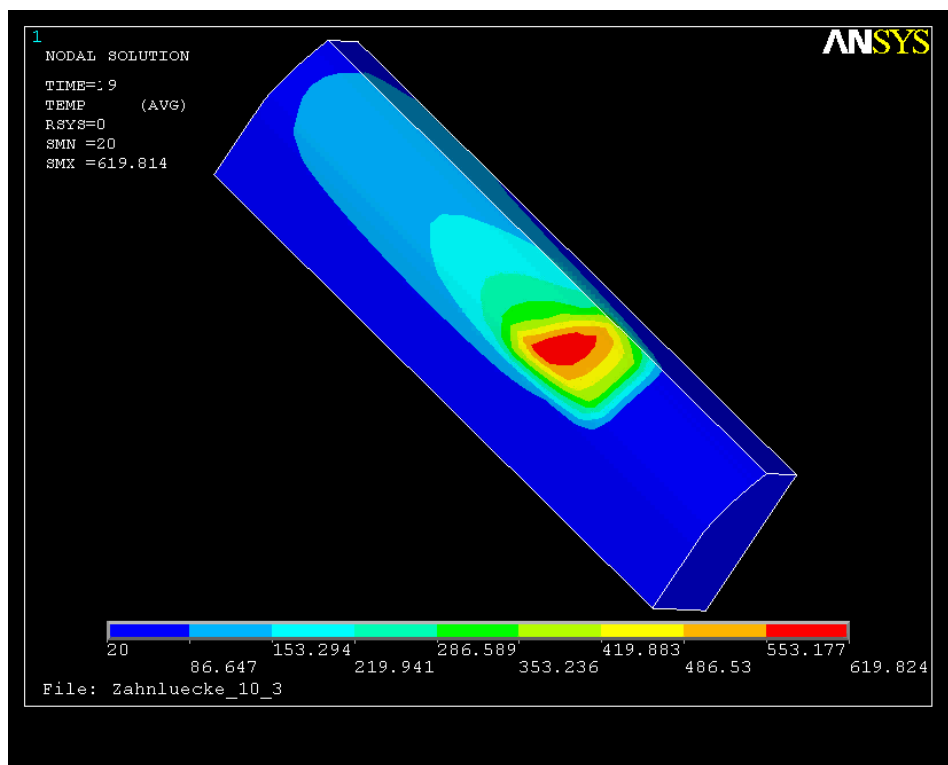
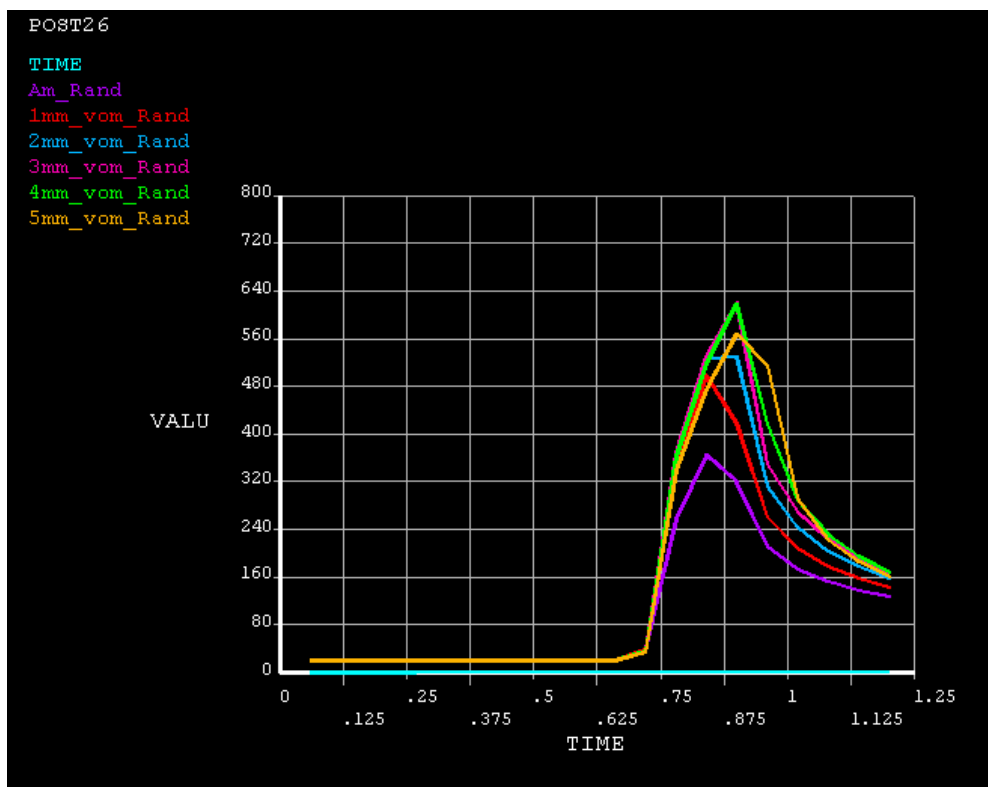


Abb. 9.13. Modellierungsvorgang beim Zahnflanken-Profilschleifen

Die Ergebnisse präsentieren die Temperaturen auf der Flankenoberfläche in Abhängigkeit von den bezogenen Schnittkräften, die in Kapitel 7.3 und 7.7 dargestellt sind. Abb. 9.14 zeigt den Temperaturverlauf und die Temperaturen an ausgewählten, auf der Flankenlinie liegenden Punkten am Beispiel einer Schleifbearbeitung mit:

Aufmaß $\Delta s = 0,05$ mm, Vorschubgeschwindigkeit $v_f = 2000$ mm/min, Schnittgeschwindigkeit $v_c = 20$ m/s.

Der Temperaturverlauf (Bild oben) zeigt, wie sich die Temperatur in jedem Punkt über der Zeit ändert. Beim Kontakt der Schleifscheibe mit der ausgewählten Punktreihe auf der Zahnflanke steigt die Temperatur sprunghaft an. Nach dem Überlauf ist ein langsamer Temperaturabfall infolge der Wirkung des Kühlschmierstoffes bzw. des variablen Wärmeübergangskoeffizienten zu beobachten. Es ist auch zu verzeichnen, dass sich die maximalen Temperaturen in einigen Punkten gewissermaßen quantitativ unterscheiden, was erwartungsgemäß mit der Änderung der Kontaktlänge in jedem spezifischen Eingriffsquerschnitt korreliert.



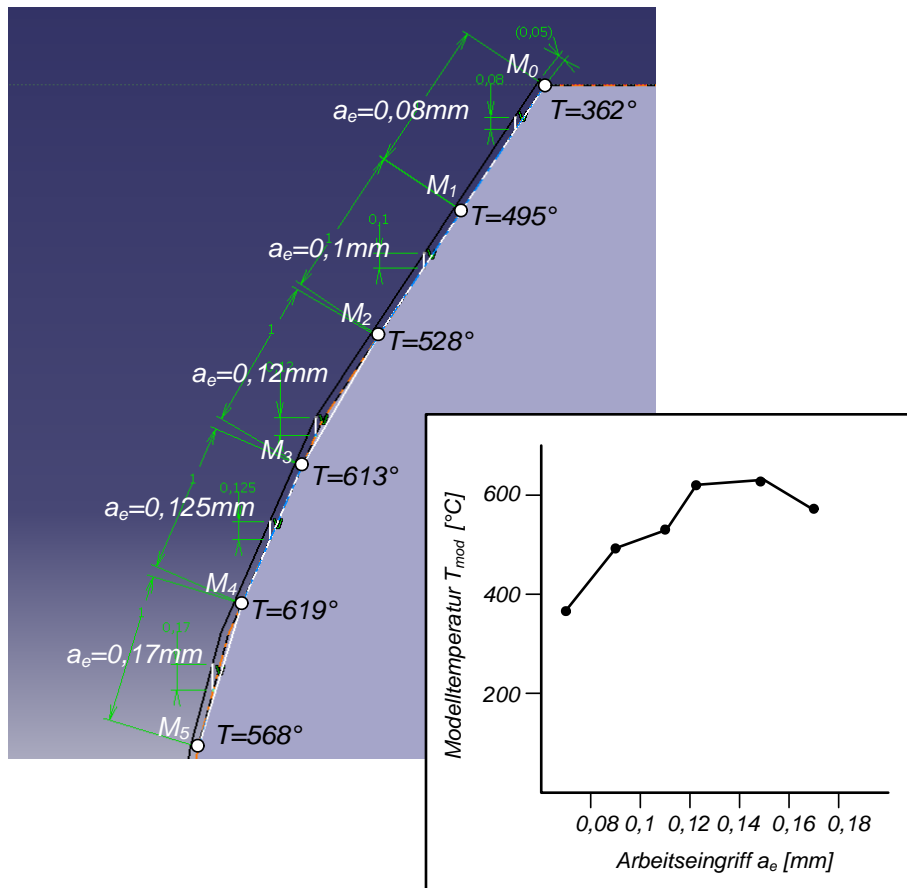


Abb. 9.14. Temperaturverlauf entlang der Zahnflanke beim Zahnflanken-Profilschleifen

Die Temperatur im Punkt M_0 hat den geringsten Wert, was auch dem kleinsten Arbeitseingriff und der daraus resultierenden geringsten Wärmestromdichte an diesem Punkt der Zahnflanke entspricht. Dieser Punkt befindet sich am Rand des Zahnes, was einen günstigen Wärmeübergang infolge starker Kühlung zur Folge hat. Auf den Punkt M_1 wirken schon zwei Wärmeströme gleichzeitig, woraus eine Erhöhung der Temperatur resultiert. Die Verschlechterung der Kühlbedingungen leistet außerdem einen bestimmten Beitrag zum Temperaturanstieg. Die nachfolgenden Punkte M_2 - M_5 sind durch steigende Arbeitseingriffe und sich weiter verschlechternde Kühlbedingungen gekennzeichnet, was zu einem weiteren Anstieg der Temperaturen führt.

Die Wechselwirkung der Wärmeströme in diesen Punkten hat eine bestimmte Bedeutung in ihrem Einfluss auf die Temperaturänderung. Der Eingriffsquerschnitt mit einem kleineren Wärmestrom kann einen gewissen Anteil der Wärmeenergie von dem benachbarten Eingriffsquerschnitt mit dem höheren Wärmestrom aufnehmen

und somit die Temperatur im Kontaktpunkt reduzieren. Insbesondere muss dieser Aspekt bei der Betrachtung der Punkte M_2 und M_3 berücksichtigt werden. Der Wärmestrom zwischen M_1 und M_2 ist viel kleiner als der zwischen M_2 und M_3 , nimmt einen Teil der Energie auf und bewirkt einen geringeren Temperaturanstieg. Auf Punkt M_3 wirken zwei große Wärmeströme. Der Unterschied zwischen beiden ist gering, der Temperaturanstiegswert vergrößert sich. Im Hinblick auf mögliche Oberflächenschädigungen muss dieser Zahnflankenbereich beginnend im Punkt M_3 bis einschließlich Punkt M_5 als der Bereich mit der höchsten Gefahr einer Schleifbrandentstehung betrachtet werden. Der letzte betrachtete Punkt M_5 liegt tief im Zahnfußbereich und weist eine hohe Temperatur auf, obwohl nur ein Wärmestrom wirkt. Die Ursache dafür liegt im sehr schlechten Kühlungsverhalten in diesem Fußbereich und als Ergebnis dessen in einem sehr niedrigen Wärmeübergangskoeffizienten begründet. Praktisch die gesamte Wärmeenergie von diesem letzten Wärmestrom gelangt ins Werkstück, und nur ein sehr kleiner Wärmeanteil wird vom Kühlschmierstoff abgeführt. Trotzdem erreicht die Temperatur in diesem letzten Punkt nicht die der darüber liegenden Flankenpunkte – sie fällt ab.

Die oben dargestellten Aspekte bezüglich der Wechselwirkung der benachbarten bezogenen Wärmeströme gestatten es, die gefährlichen Bereiche auf der Zahnflankenoberfläche bezüglich des Auftretens thermischer Schädigungen zu definieren. Im Vergleich mit dem Planschleifen sind die bezogenen Wärmeströme unterschiedlich, was in einer Möglichkeit, die die thermische Grenze erreichenden Wärmeströme für eine Optimierung der technologischen Schleifbedingungen zum Ansatz zu bringen.

9.5. Ermittlung der kritischen Grenztemperatur

Die kritische Grenztemperatur ist definiert als die Oberflächentemperatur, bei der Randzonenschädigungen beginnen, nachweisbar zu werden, die deshalb als eine nicht zu überschreitende Restriktion bei der Gestaltung eines (Profil-) Schleifprozesses gilt. Sie dokumentiert auch die Temperatur, bei der im Werkstoffgefüge die ersten strukturellen Anlass- und Umwandlungsvorgänge ablaufen. Diese Grenztemperatur wird nicht auf direktem Wege durch Messung

ermittelt, sondern indirekt durch einen Abgleich der modellierten Oberflächen-Temperaturen mit den „normierten“ Schädigungsstufen nach dem Nitalätzen, deren Verfärbungen als ein Maß für die Einschätzung des Grades der thermischen Schädigungen gelten.

- Planschleif-Analogieversuch

Dieser Zusammenhang kann sehr anschaulich am Beispiel des Planschleif-Analogieversuches verdeutlicht werden (Abb. 9.15). Bei konstanter Schnitt- und Vorschubgeschwindigkeit und daraus resultierender konstanter Einwirkungszeit werden die eine Erhöhung der Oberflächentemperatur auslösenden bezogenen Schnittkräfte und Wärmeströme allein durch einen Anstieg der Arbeitseingriffsgröße verursacht. Aus der Korrelation des Verlaufs der Oberflächentemperaturen mit den Nitalätzbildern lässt sich eine kritische Grenztemperatur von

$$T_{\text{Grenz}} \approx 550 \text{ }^{\circ}\text{C}$$

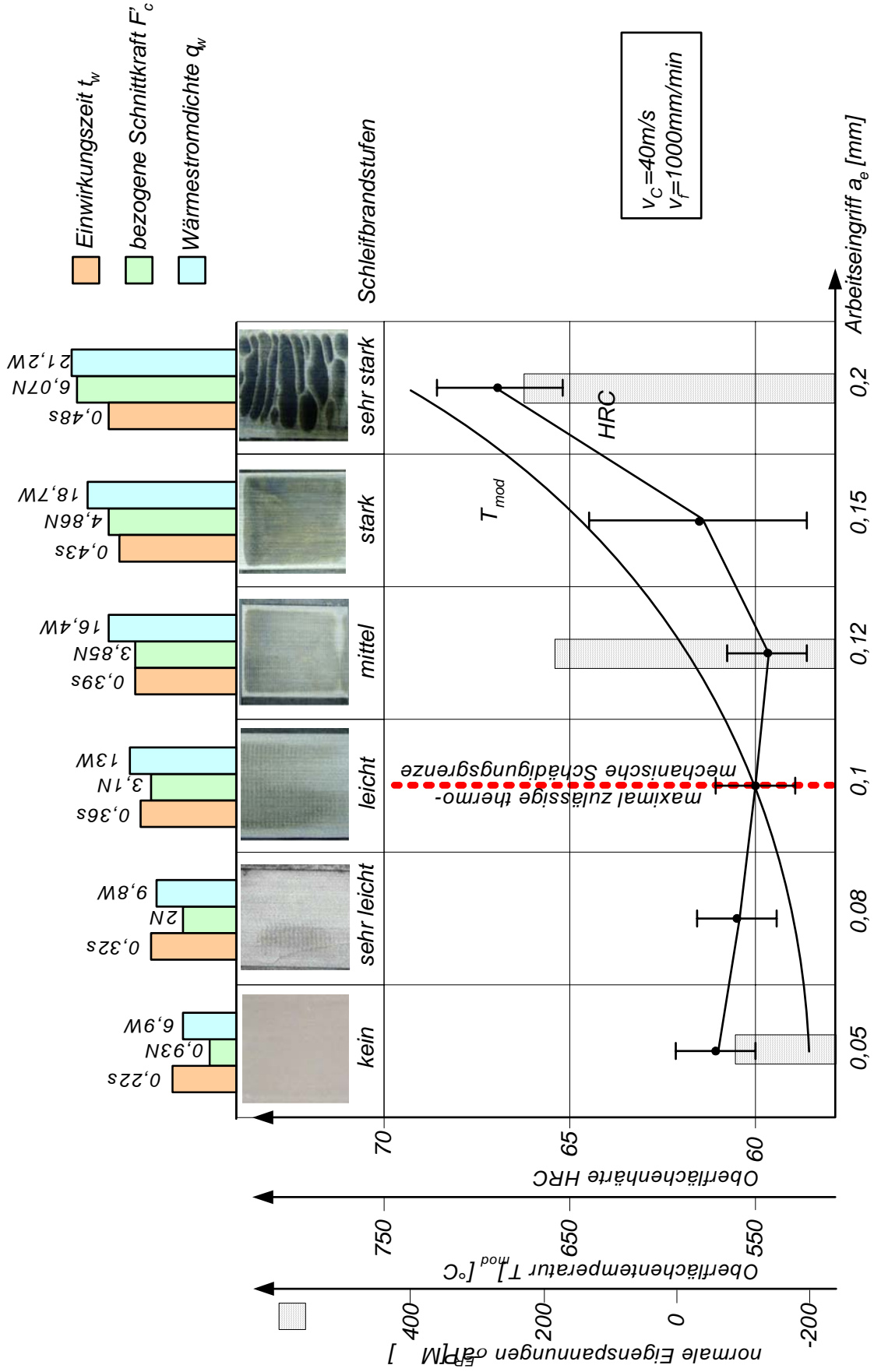


Abb. 9.15. Abgleich der FE-simulierten Oberflächen-Temperaturen mit den Nitalätzstufen zur Ermittlung der kritischen Grenztemperaturen beim Planschleif-Analogieversuch

ableiten, bei der sich der Übergang von „keiner“/ „sehr leichter“ Schädigung in eine „leichte“ Schädigung vollzieht und die somit als maximal zulässige thermo-mechanische Schädigungsgrenze festgelegt wird.

Die Nitalätzstufen sind in diesem Übergangsbereich von „keiner“ bis zur „leichten“ Schädigung sehr feinstufig gestaffelt und besitzen insofern bei ihrer Festsetzung Potenzial für Verschiebungen dieser Grenze, die subjektiv und objektiv begründet sein können. Subjektiv begründet soll heißen, dass der Sicherheitsaspekt überwiegt, während eine objektive Auswahl der zulässigen Nitalätzstufe von den Einsatz- und Belastungsbedingungen des Bauteils abhängig gemacht wird.

Diese kritische Grenztemperatur, besser dieser kritische Grenztemperaturbereich, ist identisch mit den nunmehr einsetzenden Anlassvorgängen, bis zu denen die Härtewerte annähernd auf dem Ausgangsniveau von 60...62 HRC verbleiben. Danach setzt ein nahezu linearer Härteabfall ein. Auf der Werkstückoberfläche sind umfangreichere Gebiete der braunen und schwarzen Verfärbungen erkennbar, die einem „mittleren“ Schleifbrand zugeordnet werden können.

Der weitere Anstieg der Temperatur auf etwa 620°C bewirkt einen Härteabfall bis auf 57...58 HRC, der einer „mittleren“ Schädigungsstufe zuzuordnen ist. Diese zweite kritische Temperatur kann als Austenitisierungstemperatur für diesen Werkstoff identifiziert werden. Sie eröffnet, optisch wahrgenommen durch sehr starke Schwärzungen der Oberfläche, durchsetzt mit „weißen“ Streifen, oberflächliche Rissbildungen und Werkstoff-Abblätterungen, die Bereiche des „starken“ bis „sehr starken“ Schleifbrandes, in denen die Härte durch einsetzende Gefügeumwandlungen einem starken Anstieg bis auf 65...68 HRC unterworfen ist.

Diese als Neuhärtung bezeichneten Gefügeumwandlungen entstehen ebenfalls im Ergebnis einer thermo-mechanischen Einwirkung auf die Randschicht des Werkstücks in Analogie zu einem martensitischen Kurzzeit-Härteprozess:

Der schnellen Aufheizung der Randschicht über die Austenitisierungstemperatur des Werkstoffes hinaus folgt eine ebenso schnelle Abkühlung durch Selbstabschreckung, während der sich die Bildung des Martensits, auch

als „Reibmartensit“ bezeichnet, vollzieht. Diese nur wenige Mikrometer dicke Martensitschicht ist durch eine hohe Härte und Sprödigkeit, durch hohe Zugeigenspannungen, wie punktuell durch Eigenspannungs-Messungen bestätigt werden konnte, sowie durch ein sehr feinkörniges Gefüge charakterisiert, das im metallographischen Schliff nicht anätzbar und deshalb als strukturlose weiße Schicht erscheint.

Beide als kritisch gekennzeichnete Temperaturen, sowohl die Anlass- als auch die Austenitisierungstemperatur, weisen, wie von anderen Autoren [12, 47, 98] so nachgewiesen, eine ausgeprägte Abhängigkeit vom Werkstoff, seiner chemischen und Legierungszusammensetzung, seinem Wärmebehandlungs- und Gefügezustand, seiner Karbidstruktur und von seinen wärmephysikalischen Kenngrößen auf. Insofern gelten die ermittelten kritischen Temperaturen, insbesondere die die Schädigungsgrenze charakterisierende Grenztemperatur, nur für den hier eingesetzten gehärteten Einsatzstahl.

An dieser Stelle muss die Frage nach dem Grad der Annäherung der modellierten Temperaturen an die realen Temperaturen gestellt werden, denn FE-Simulationsergebnisse stellen bekanntermaßen Näherungslösungen dar. Dazu werden in allgemeinen messtechnische Methoden eingesetzt, wenn diese, wie vielfach überzeugend nachgewiesen, über die erforderlichen geringen Abweichungen verfügen. Eine solche, über eine hohe Messgenauigkeit verfügende Messgerätetechnik zur Ermittlung der maximalen Oberflächentemperaturen in der Schleifkontaktzone steht gegenwärtig nicht zur Verfügung:

Der Messung der Temperaturen mittels eingebauter Thermolemente stehen die Nachteile einer allzu hohen Trägheit des Verfahrens und zu großer Abstände von der zu sensierenden Wirkzone gegenüber. Die thermographischen und strahlungs-pyrometrischen Temperaturmessverfahren reagieren hochsensibel auf die unterschiedlichsten Reflexions- und Emissionseinflüsse sowie auf Störeinflüsse aus der Kühlschmiermittel-Überflutung, die nur schwer auszublenden sind.

Deshalb wurde auf den Einsatz messtechnischer Überprüfungsverfahren bewusst verzichtet und größter Wert darauf gelegt, die Eingangsgrößen für die FE-Simulation, darunter vor allem die bezogenen Schnittkräfte modellbasiert und die Wärmeübergangskoeffizienten in ihrer Temperaturabhängigkeit experimentell, sowie das Meshing in hoher Qualität zu ermitteln bzw. festzulegen, um auf diesem Wege ein Prognoseergebnis mit geringen Abweichungen zu erzielen.

Die mittels der FE-Temperatursimulation im Abgleich mit den werkstoffkundlichen Untersuchungen (Nitalätzung, Härte,...) für das Planschleifen festgestellte kritische Grenztemperatur findet ihre Bestätigung auch bei den untersuchten Profilschleifverfahren:

- Profilschleifen eines kreisförmigen Profils

Gekennzeichnet durch einen von außen zur Profilmitte sich kontinuierlich vergrößernden Arbeitseingriff darf erwartet werden, dass sich die schleifbrandgefährdeten Bereiche in der Profilmitte einstellen, wie Abb. 9.16 veranschaulicht.

Analog zum Planschleifen stellt sich die Schädigungsgrenze bei 550°C ein. In gleicher Weise verursachen die beginnenden Anlassvorgänge einen Abfall der Härte – insgesamt also eine zunächst gute qualitative Übereinstimmung mit dem Planschleifen und eine Bestätigung, dass die kritische Grenztemperatur, mit der Anlasstemperatur identisch, werkstoffabhängig ist.

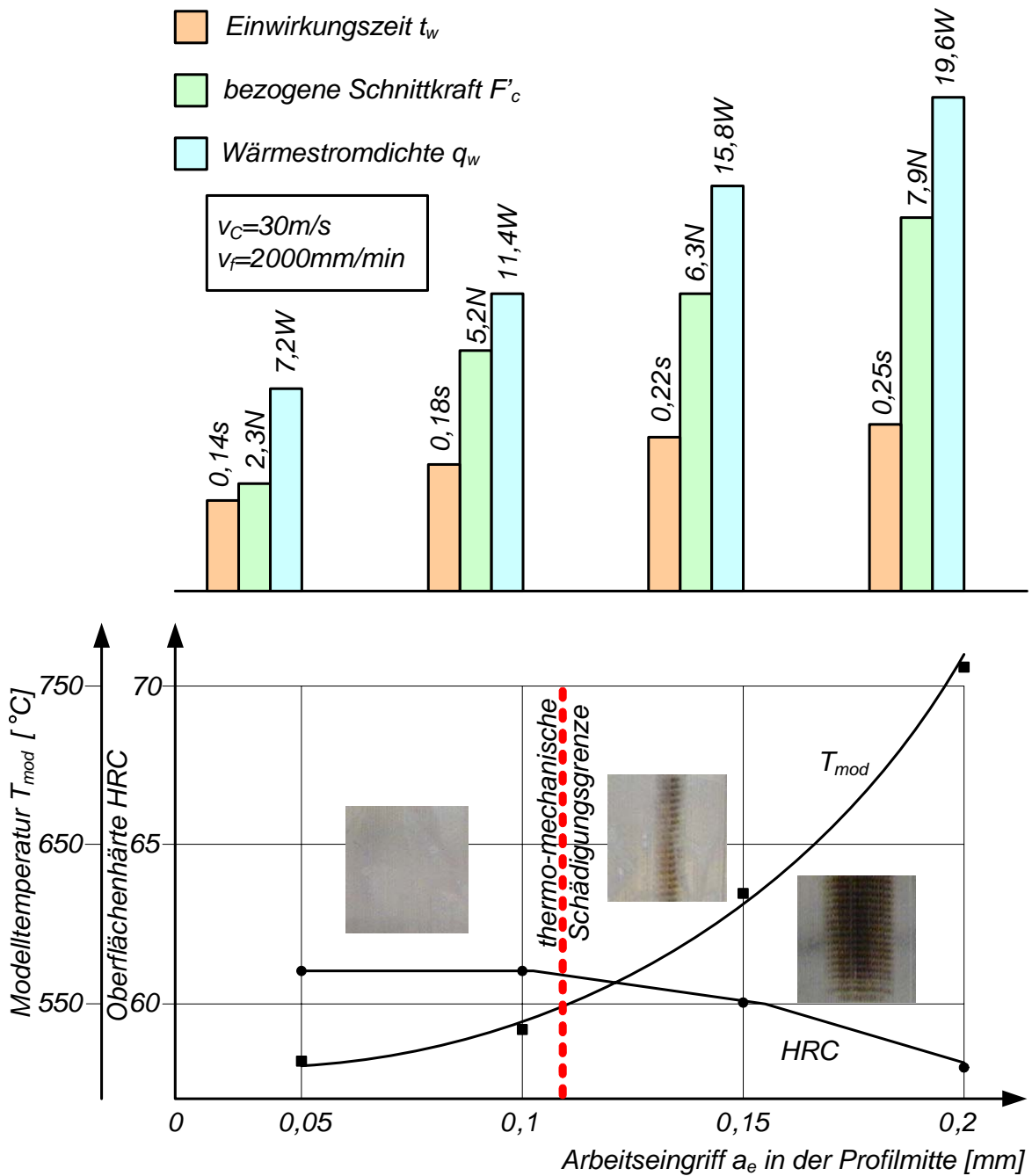


Abb. 9.16. Abgleich der FE-simulierten Oberflächen-Temperaturen mit den Nitalätzstufen zur Ermittlung der kritischen Grenztemperatur beim Profilschleifen eines kreisförmigen Profils

- Zahnflanken-Profilschleifen

Das Profilschleifen einer Zahnflanke mit konstantem Flankenmaß und daraus resultierenden, diskontinuierlich über der evolventischen Zahnflanke sich verändernden Arbeitseingriffen repräsentiert die allgemeine Variante des Profilschleifens. Auch dafür muss die Richtigkeit des methodischen Ansatzes zur Ermittlung der thermo-mechanischen Schädigungsgrenze nachgewiesen werden. Dafür steht exemplarisch ein Zahnflanken-Profilschleifversuch nach Abb. 9.17 mit den Eingangsgrößen für die FE-Simulation bezogene Schnittkraft, bezogener Wärmestrom und Einwirkungszeit, wie sie sich aus den aktuellen Arbeitseingriffen ergeben und die Zahnflanke thermo-mechanisch beanspruchen, der modellierten Oberflächentemperatur und den Nitalätzbildern über der Zahnflanke, der auch hier eine kritische Grenztemperatur von 550°C zum erwarteten Ergebnis hatte.

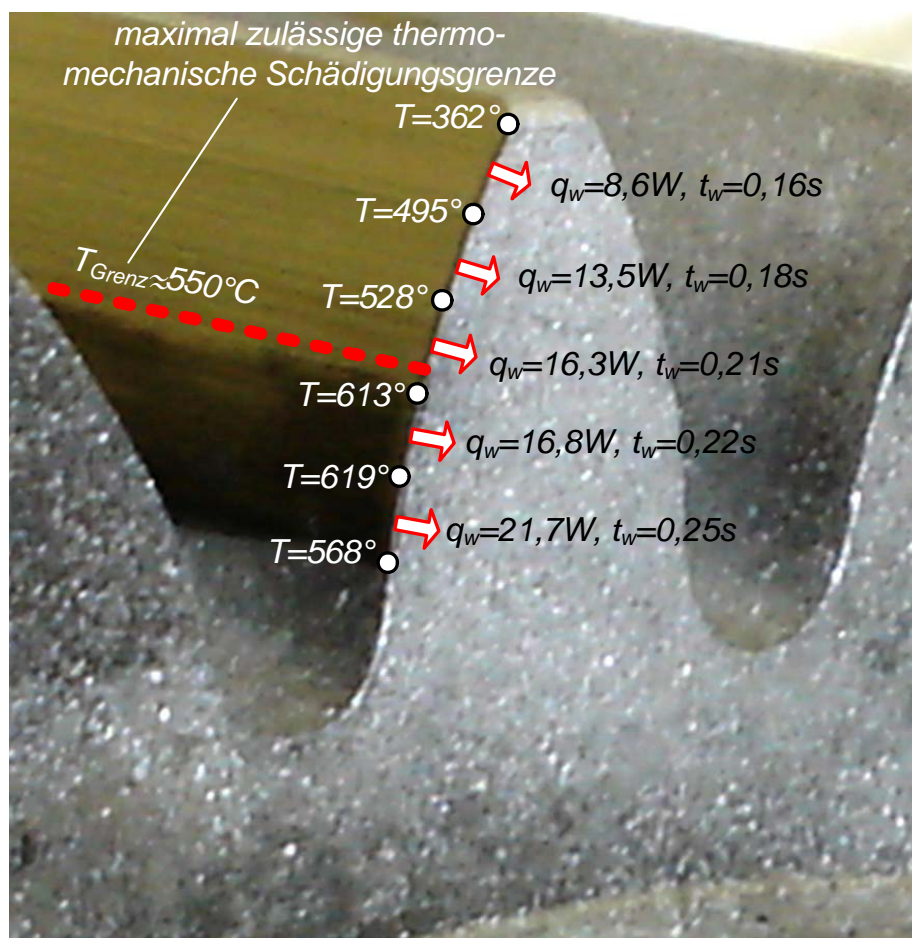


Abb. 9.17. Abgleich der FE-simulierten Oberflächentemperatur mit den Nitalätzstufen zur Ermittlung der kritischen Grenztemperatur beim Zahnflanken-Profilschleifen

- Resümee

Ein kurzes Resümee über die Vorgehensweise bei der Ermittlung der thermo-mechanischen Schädigungsgrenze im Vergleich der drei Schleifverfahrensvarianten kann dahingehend gezogen werden, dass in Ermangelung einer geeigneten, hoch genau approximierenden Temperaturmessmethode die maximalen Oberflächentemperaturen in der Schleifwirkzone mittels der FE-Simulation auf der Basis qualitativ hochwertiger Eingangsgrößen angenähert und in Korrelation zu den im Experiment ermittelten Nitalätzbildern und –stufen zum Auffinden der kritischen Grenztemperatur gebracht wurden. Dabei erwies sich der Einsatz der Diskretisierung des Werkstückprofils und der auf die diskretisierten Abschnitte bezogenen Schnittkräfte, Wärmeströme und Einwirkungszeiten, ursächlich für die Wärmebeaufschlagung der Werkstückoberfläche verantwortlich, insofern von Vorteil, als das nunmehr die drei Schleifvarianten vergleichbar werden (Abb. 9.18):

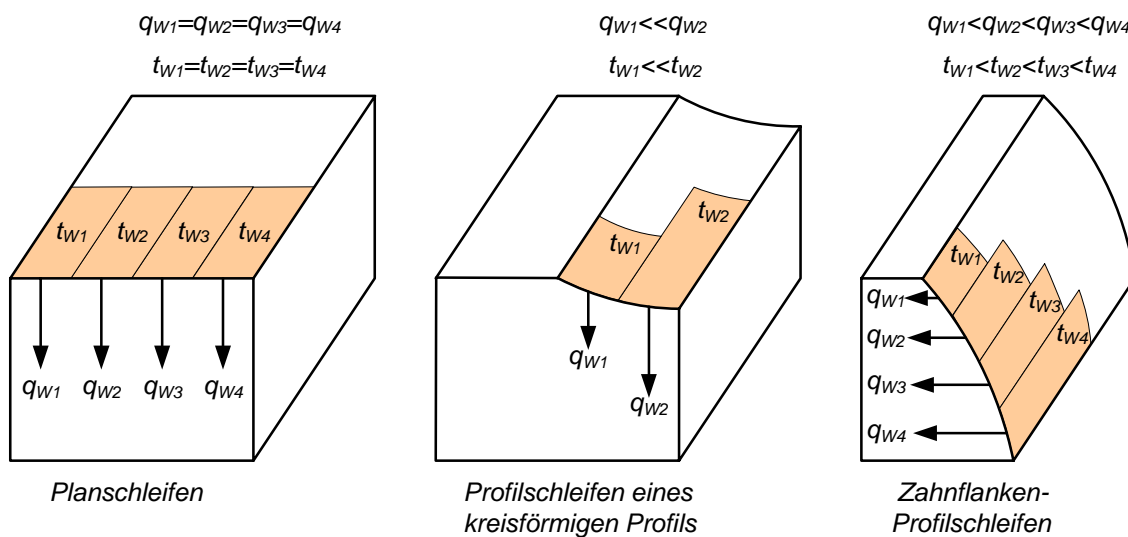


Abb. 9.18. Bezogene Wärmeströme und Einwirkungszeiten im Vergleich der Profilschleif-Verfahrensvarianten

- Als unterschiedlich erweisen sich die benachbarten bezogenen Wärmeströme und Einwirkungszeiten. Sie sind über der Schnittbreite, konstante Schnittbedingungen vorausgesetzt, gleich beim Planschleifen, wenig ungleich beim Zahnflanken-Profilschleifen und sehr ungleich beim Schleifen kreisförmiger Profile.
- Unterschiedlich sind die bezogenen Wärmeströme und Einwirkungszeiten, durch die die kritische Grenztemperatur erreicht wird, resultierend aus den diesbezüglichen Unterschieden zweier benachbarter Diskretisierungs-

abschnitte (Abb. 9.19). Reicht beim Planschleifen ein bezogener Wärmestrom von 13 W bei einer Einwirkungszeit von 0,36 s aus, um diese Schädigungsgrenze zu erreichen, so sind dazu bei beiden Profilschleif-Verfahren sehr unterschiedliche, sich überlagernde, (im Mittel jedoch wiederum gleiche) Wärmeströme erforderlich, woraus schon an dieser Stelle geschlussfolgert werden kann, dass es, vom Lösungsansatz einmal abgesehen, kein allgemeingültiges analytisches Schädigungsmodell für das Profilschleifen geben wird.

- Gleich sind wiederum für alle Schleifverfahren, weil werkstoffabhängig, die kritischen Grenztemperaturen. Sie sind identisch mit der Anlasstemperatur dieses untersuchten Werkstoffs.

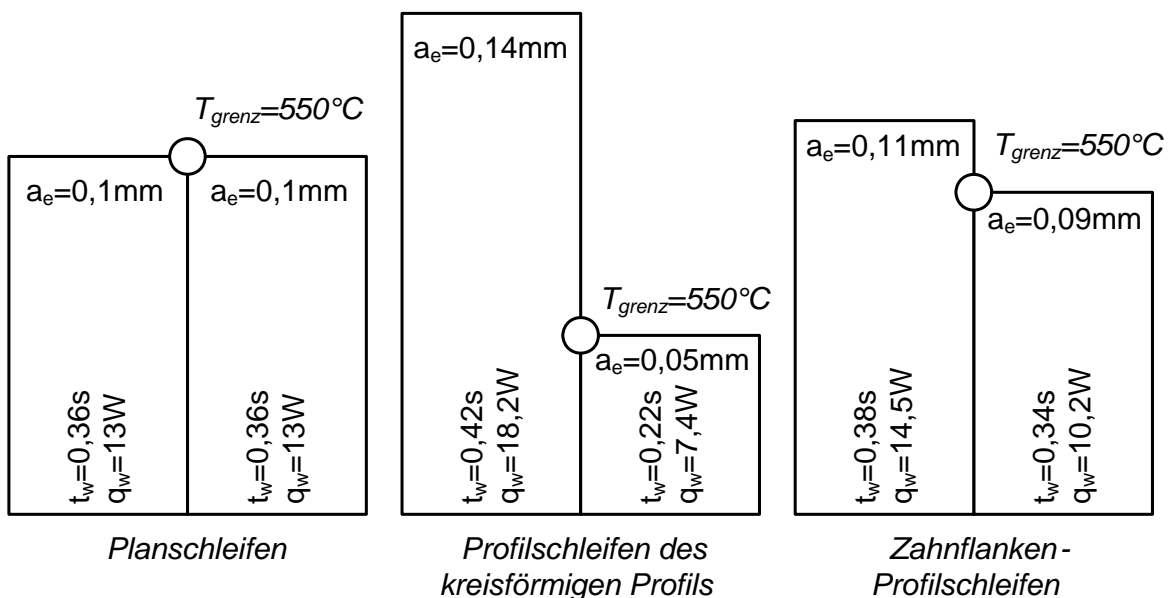


Abb. 9.19. Kritische Grenztemperatur in Abhängigkeit der sie verursachenden bezogenen Wärmeströme und Einwirkungszeiten im Vergleich der Profilschleif-Verfahrensvarianten ($v_c = 40 \text{ m/s}$, $v_f = 1000 \text{ mm/min}$)

9.6. Thermo-mechanisches Schädigungsmodell für das Profilschleifen

Das Ziel der Modellierung der technologischen und Wärmeübertragungsprozesse und damit das Ziel dieser Arbeit bestanden darin, für das Profilschleifen ein analytisches thermo-mechanisches Schädigungsmodell zu entwickeln, das der technologischen Vorbereitung und Gestaltung des Schleifprozesses bei der gezielten Auswahl der Schnitt- und Maschineneinstellwerte für eine schädigungsfreie

Bearbeitung dient. Das Modell ist so zu entwickeln, dass es den diesbezüglichen Vorgehensweisen und Anforderungen der betrieblichen Praxis weitgehend gerecht wird, was u. a. bedeutet, dass

- das Bearbeitungsaufmaß aus der Vorbearbeitung fast immer äquidistant vorliegt, das gegebenenfalls in mehrere Schnitte (Schrupp- und Schlicht-Schnitte) so aufgeteilt wird, dass aus Gründen der Minimierung der Nebenzeiten und damit insgesamt der Fertigungszeiten auf eine minimale Anzahl der Schnitte abgezielt wird;
- die weiteren Schnittbedingungen, wie die Schnittgeschwindigkeit, so sie überhaupt variabel an der Maschine einstellbar ist, und die Vorschubgeschwindigkeit, die gegenwärtig erfahrungsbasiert ausgewählt wird, nunmehr modellbasiert auf oder nahe der Schädigungsrestriktion berechnet werden kann.

Das thermo-mechanische Schädigungsmodell wird methodologisch in zwei Schritten entwickelt:

In einem ersten Schritt wird die modellierte Oberflächentemperatur als Funktion der frei wählbaren Schnittwerte dargestellt.

Im Folgenden zweiten Schritt werden unter Einbeziehung der ermittelten kritischen Grenztemperatur die thermo-mechanisch bedingten Grenzschnittwerte ermittelt.

Beginnend beim Planschleif-Analogieversuch führt dieser erste Modellierungsschritt im Ergebnis einer multiplen Regressionsanalyse in Abhängigkeit von den Variablen Schnittgeschwindigkeit, Vorschubgeschwindigkeit und Arbeitseingriff bzw. reales Aufmaß zu der folgenden Regressionsfunktion:

$$T_{\text{mod Plan}} = A_{TPI} \cdot v_C^{B_{T1PI}} \cdot v_f^{B_{T2PI}} \cdot a_e^{B_{T3PI}} \quad (9.11)$$

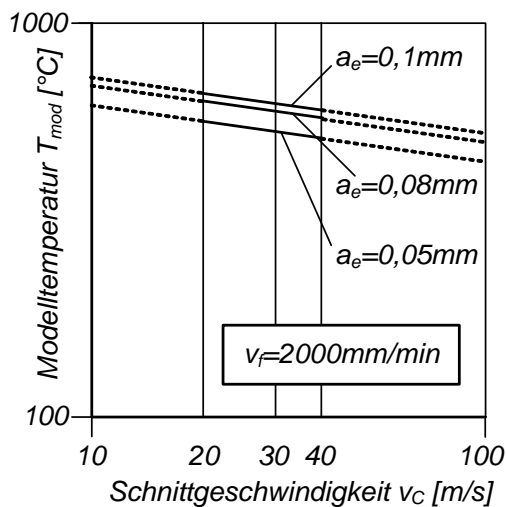
mit den Gleichungskoeffizienten:

A_{TPI}	B_{T1PI}	B_{T2PI}	B_{T3PI}
673,4	-0,06322	0,09227	0,2328

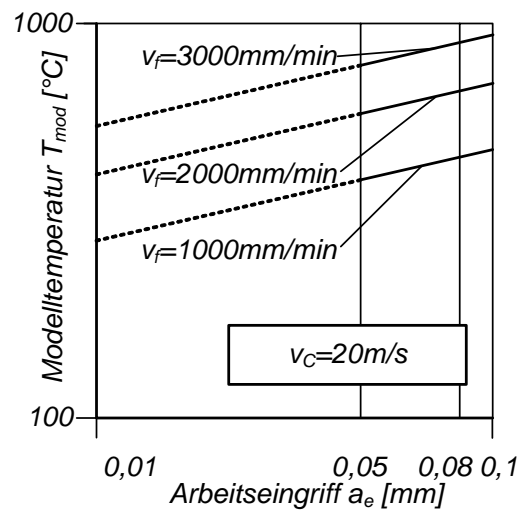
Tab. 8. Modellkonstanten

Die Exponenten dieser Potenz-Funktion widerspiegeln die Stärke des Einflusses der Veränderlichen auf die Zielgröße Modelltemperatur, wie sie in Abb. 9.20 graphisch veranschaulicht wird. Daraus leitet sich eine technologische Regel aus der Sicht der Minimierung des Wärmeeintrags in die geschliffene Werkstückoberfläche ab, die der Verfahrensgestaltung zugrunde zu legen ist und die da lautet:

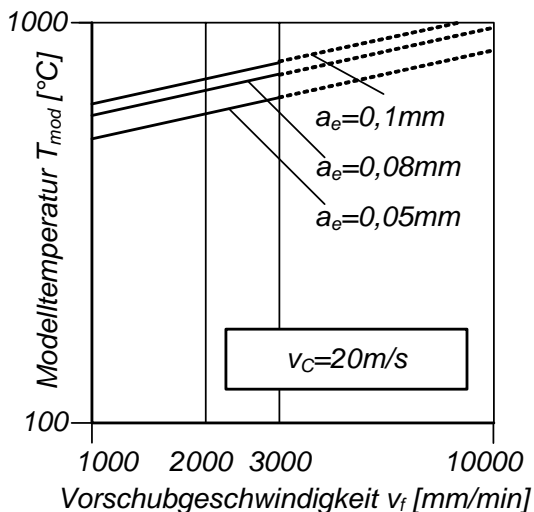
- Maximierung der Schnittgeschwindigkeit,
- Maximierung des Arbeitseingriffs/ des realen Aufmaßes,
- Berechnung der thermo-mechanischen Grenzvorschubgeschwindigkeit.



a)



b)



c)

$$\text{a) } T_{Mod} = f(v_C)$$

$$\text{b) } T_{Mod} = f(a_e)$$

$$\text{c) } T_{Mod} = f(v_f)$$

Abb. 9.20. Modellierte maximale Oberflächentemperatur als Funktion

a) der Schnittgeschwindigkeit

b) des Arbeitseingriffs bzw. der realen Zustellung

c) der Vorschubgeschwindigkeit

Auch der Schleifscheibenverschleiß stellt eine dominante Wärmequelle dar, der die Gefahr des Auftretens von Randzonenschädigungen erhöht und deshalb ebenfalls zu minimieren ist. Wie dem gut approximierenden Verschleißmodell zu entnehmen ist, bewirkt vor allem die Schleifzeit einen schnellen Verschleißfortschritt, dem durch ein rechtzeitiges Abrichten entgegen gewirkt werden kann. Empfohlen wird, so auch in der Praxis des Profilschleifens häufig angewandt, ein Abrichten nach jedem Durchgang/Schnitt der Schleifscheibe – eine Strategie, die auch diesen Modellierungsuntersuchungen zugrunde gelegt wurde, um verschleißbedingte Störeinflüsse auf die Arbeitsergebnisse fern zu halten.

Erforderlichenfalls kann der Verschleiß entweder über den variablen, verschleißbedingten Schnittkraft-Anteil ($F'_{c\text{var}}$) oder explizit, wie jede andere unabhängige Variable auch, in den Methodenansatz einbezogen werden.

In einem zweiten Schritt wird das

thermomechanische Schädigungsmodell

durch formales Einsetzen der zulässigen Grenztemperatur in das Randzonen-temperaturmodell gefunden, das der sicheren Vermeidung thermo-mechanischer Schädigungen, also Schleifbrand und funktionsbeeinträchtigender mechanischer Kenngrößen (Härte, Zugeigenspannungen, ...) dient:

$$T_{Mod\ Pl} = f(v_C, v_f, a_e) = T_{Grenz} \quad (9.12)$$

Daraus folgt vorzugsweise:

$$v_{f\ Grenz} = f(a_e)$$

mit

$$T_{Grenz} \text{ und } v_C = konst$$

als

thermo-mechanische Schädigungsrestriktion.

Diese Schädigungsrestriktion exemplarisch mit dem Parameter Schnittgeschwindigkeit graphisch veranschaulicht (Abb. 9.21), zeigt die produktivitätssteigernde Wirkung, die mit einer Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit einhergeht.

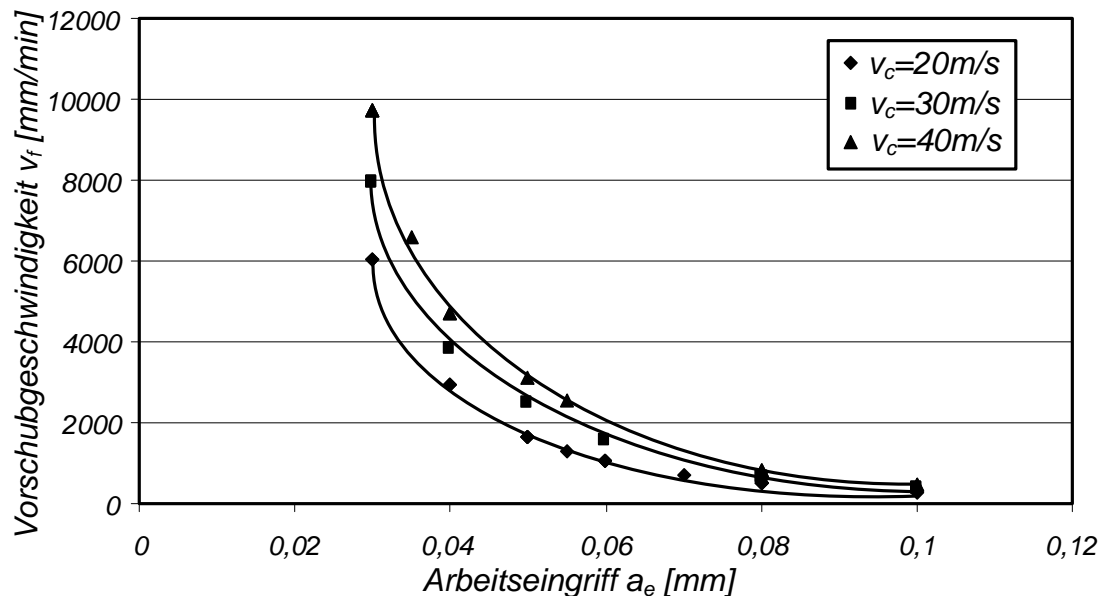


Abb. 9.21. Thermo-mechanische Schädigungsgrenze für das Planschleifen mit dem Parameter Schnittgeschwindigkeit

Das vorgestellte Schädigungsmodell besitzt seine Gültigkeit nicht nur für das Planschleifen, sondern auch für das Profilschleifen solcher Werkstückprofile mit konstantem Arbeitseingriff, z. B. eines kegelförmigen Profils.

Mit gleicher methodischer Vorgehensweise lassen sich die Schädigungsmodelle für das Profilschleifen kreisförmiger und Zahnflankenprofile entwickeln. Stellvertretend dafür mögen nachfolgend die Ergebnisse des Zahnflanken-Profilschleifens dargestellt werden, das für den Fall des Profilschleifens mit diskontinuierlich sich verändernden Arbeitseingriffen über dem Werkstückprofil steht. Die Regressionsfunktion zur Ermittlung der maximalen Temperaturen auf der Zahnflanke in Abhängigkeit der Schnittgeschwindigkeit, der Vorschubgeschwindigkeit und des Aufmaßes nimmt unter der Annahme eines wiederum verschleißfreien Zustandes der Schleifscheibe die folgende Form an:

$$T_{\text{modPr ofl}} = A_{T\text{Pr}} \cdot v_C^{B_{T1\text{Pr}}} \cdot v_f^{B_{T2\text{Pr}}} \cdot \Delta S^{B_{T3\text{Pr}}} \quad (9.13)$$

mit den Modellkoeffizienten:

A_{TPr}	B_{T1Pr}	B_{T2Pr}	B_{T3Pr}
990,926382	-0,140474	0,081554	0,234105

Tab. 9. Modellkonstanten

Der die Enge des Zusammenhangs zwischen der Zielgröße und den Variablen charakterisierende Korrelationskoeffizient von hier nur 0,938 kann durch eine andere Wahl des Funktionsansatzes, z. B. durch ein Polynom 2. oder höheren Grades, sicherlich noch gesteigert werden. Aus Gründen der einfachen Handhabbarkeit des Potenzansatzes wird darauf an dieser Stelle bewußt verzichtet.

Über die Gleichsetzung der Temperaturen

$$T_{ModPr ofil} = T_{Grenz} = 550^{\circ}C \text{ (für den verwendeten Einsatzstahl)}$$

leitet sich auch hier das thermo-mechanische Schädigungsmodell für das Zahnflanken-Profilschleifen ab:

$$v_{fGrenz} = \frac{1}{1366 \cdot v_c^{-1,722} \cdot \Delta s^{2,87}} \quad (9.14)$$

Für das verwendete Musterzahnrad (Modul $m_n = 4,32$ mm und Zähnezahl $z = 33$) resultiert daraus entsprechend Abb. 9.22 die schwarz eingefärbte Grenzfläche der Schnittwerte für eine beginnende schädigungsbehaftete Bearbeitung. Der blau gekennzeichnete Bereich zeigt alle Kombinationen der Schnittparameter, in dem mit Sicherheit thermische Schädigungen ausgeschlossen werden können, in dem aber auch mit zunehmendem Abstand von der Grenzfläche Produktivitätseinbußen in Kauf genommen werden müssen. Schnittparameter oberhalb der Grenzfläche sind auszuschließen.

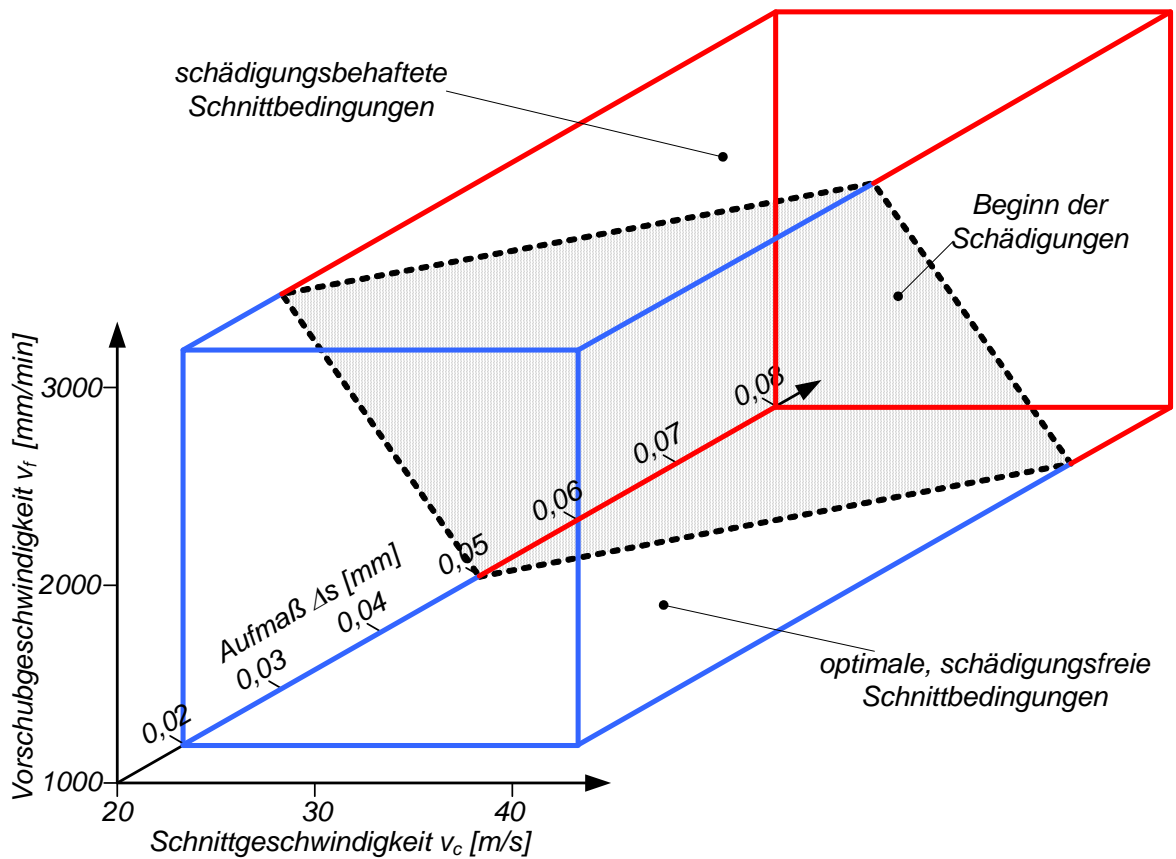


Abb. 9.22. Grenzfläche der Schnittparameter für das Zahnflanken-Profilschleifen

Eine Parameter-Darstellung des Schädigungsmodells (Abb. 9.23) ermöglicht eine weitere Präzisierung und einfache praktische Handhabbarkeit.

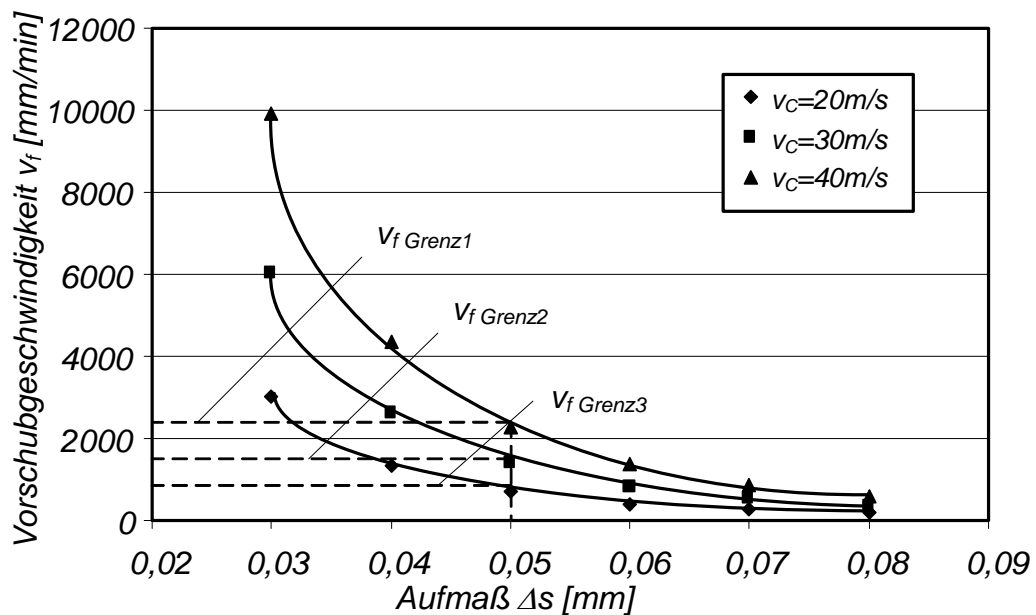


Abb. 9.23. Maximal zulässige Grenzvorschubgeschwindigkeit als Funktion des Aufmaßes und der Schnittgeschwindigkeit für das Zahnflanken-Profilschleifen

Übereinstimmend mit dem Planschleifen bestätigt sich die technologische Regel, dass, ein konstantes Aufmaß vorausgesetzt, höhere Schnittgeschwindigkeiten eine höher produktive Bearbeitung ohne Schleifbrand erlauben, wie am Beispiel des Musterzahnrades auch quantitativ nachgewiesen werden kann:

Tangentiales Gesamtaufmaß: 0,1mm	Grenzvorschubgeschwindigkeit für		
Reales Aufmaß Zweischnitt-Technik: 0,05mm	$v_{C1}=20\text{m/s}$	$v_{C2}=30\text{m/s}$	$v_{C3}=40\text{m/s}$
	693mm/min	1392mm/min	2286mm/min

Die Übertragung des entwickelten Schädigungsmodells auf Zahnräder mit anderen geometrischen Abmessungen und variierenden Aufmaßen in tangentialer Richtung ist unter Berücksichtigung aller Modellvariablen und Funktionskoeffizienten computerbasiert ohne jegliche Einschränkung realisierbar. Abweichungen von den konstant gehaltenen Schleifbedingungen – Werkstückwerkstoff, Schleifscheibenspezifikation, Kühlschmiermethoden und -stoffe – bedürfen dagegen weitergehender Anpassungsarbeiten, die nachfolgend in einer Nutzervorschrift zusammenfassend dargelegt werden.

9.7. Nutzervorschrift für die Ermittlung eines thermo-mechanischen Schädigungsmodells für das Profilschleifen

Diese Nutzervorschrift, die allgemeingültig auf alle Profilschleif-Verfahrensvarianten anwendbar ist, dient als Fahrplan für die Entwicklung und praktische Nutzung dieses thermo-mechanischen Schädigungsmodells immer dann, wenn die für die FE-Simulation der maximalen Werkstückoberflächentemperaturen und kritischen Grenztemperaturen erforderlichen Eingangsgrößen und -voraussetzungen vollständig oder teilweise nicht verfügbar bzw. nicht erfüllt sind. Diese Vorschrift erfordert entsprechend Abb. 9.24 die Abarbeitung der folgenden Schritte:

1. Schritt:

- Festlegung der Werkstückabmessungen und der geometrischen Parameter des zu bearbeitenden Profils, Generierung dieser geometrischen Parameter in einem CAD-Programm und Übertragung in das FEM-Programmsystem ANSYS im IGES-Format.

- Generierung des realen Aufmaßes aus dem nach der Vorbearbeitung auf dem zu schleifenden Profil verbliebenen Gesamtaufmaßes.

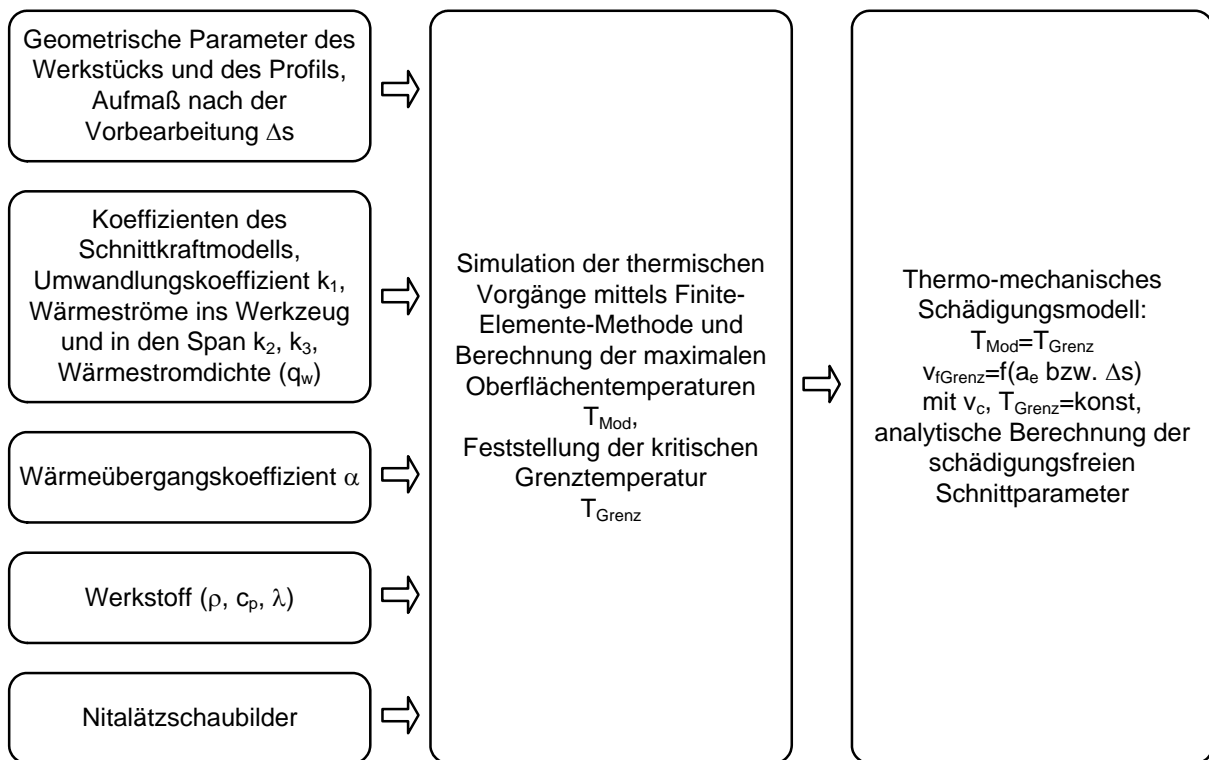


Abb. 9.24. Allgemeiner Ablaufplan für die Entwicklung eines Schädigungsmodells für das Profilschleifen

- Experimentelle Ermittlung der Koeffizienten des Schnittkraft- und ggf. auch des Verschleißmodells.
- Festlegung der die Energieumwandlung und die Wärmeströme in die Schleifscheibe und in den Span beeinflussenden Faktoren k_1 bis k_3 .
- Ermittlung des, den ins Werkstück fließenden Wärmeanteils charakterisierenden Wärmeübergangskoeffizienten in Kombination eines technologisch einfachen Abkühlversuchs mit einer FE-Modellierung im Programm-System ANSYS.
- Festlegung der physikalischen Eigenschaften des Werkstück-Werkstoffs (Dichte, spezifische Wärmekapazität, Wärmeleitfähigkeit) und Einstellung in das FEM-Programm.
- Einmalige experimentelle Ermittlung nitalgeätzter Oberflächenschaubilder im Vergleich mit den „normierten“ Schädigungsstufen zur optischen Feststellung der Schädigungsgrenze (bzw. die Heranziehung verfügbarer

werkstoffabhängiger Umwandlungs-Schaubilder mit den kennzeichnenden Anlass- und Austenitisierungstemperaturen).

2. Schritt:

- Modellbasierte Simulation der Wärmepvorgänge auf der Werkstückoberfläche mit der Berechnung der maximalen Oberflächentemperaturen mittels der FEM sowie Feststellung der kritischen Grenztemperatur im Abgleich mit den Nitalätzstufen.

3. Schritt:

- Ermittlung des thermo-mechanischen Schädigungsmodells und Berechnung der schädigungsfreien Schnittwerte.

Auf Grund des gewählten Diskretisierungsansatzes können die schleiftechnologischen Experimente im geometrisch und kinematisch einfachen Planschleif-Versuch abgearbeitet werden, was Zeit und Kosten spart. Empfehlenswert ist der Aufbau einer sukzessiv zu erweiternden Datenbank zur Aufnahme der für die FE-Simulation erforderlichen Modellgleichungskoeffizienten und Eingangsgrößen. Notwendig erscheint auch eine enge Zusammenarbeit mit der Werkstofftechnik, um perspektivisch von der Nitalätzung mit ihrer subjektiv bedingten Fehlerbehaftung wegzukommen.

Insgesamt kann jedoch eingeschätzt werden, dass sich mit dem vorgeschlagenem Methodenansatz zur Entwicklung und problemlosen praktischen Nutzung eines modell- und FE-basierten thermo-mechanischen Schädigungsmodells ein erfolgreicher Weg eröffnet, um bereits im Stadium der technologischen Vorbereitung und Gestaltung eines Profilschleifprozesses solche Schnittwerte berechnen zu können, die thermo-mechanisch verursachte Oberflächenschädigungen sicher ausschalten. Das technologisch nutzbare Fenster rückt näher an die Schädigungsgrenze heran und verschiebt sich in die Richtung zu größeren Produktivitäten (Abb. 9.25).

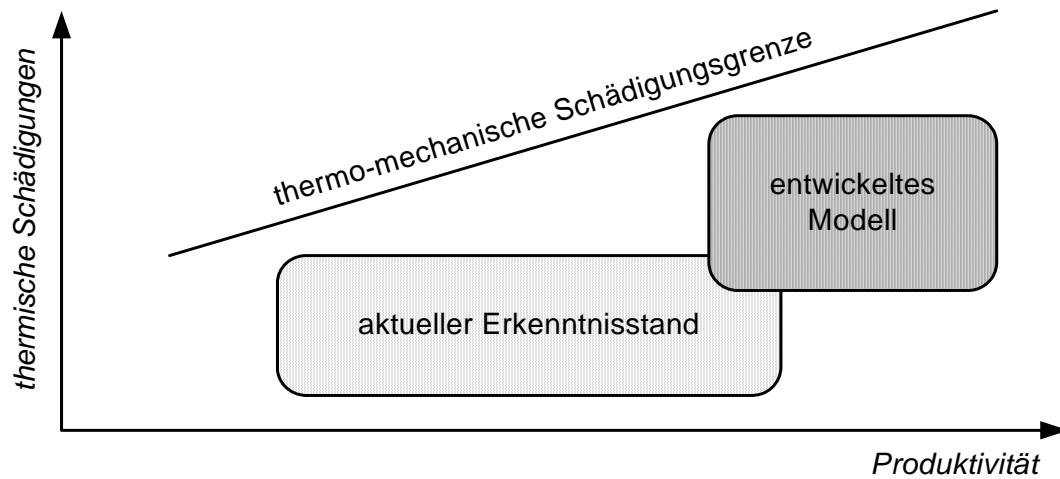


Abb. 9.25. Potenzial des entwickelten thermo-mechanischen Schädigungsmodells

Gleichwohl eröffnen sich noch Potenziale für weiterzuführende wissenschaftlich-theoretische Durchdringungen dieses Schleifbrand-Phänomens im Hinblick vor allem auf eine Verringerung der experimentellen Aufwendungen und der besseren Abklärung der im Werkstoff ablaufenden gefügestrukturellen Vorgänge.

10. Zusammenfassung

Das Problem der Entstehung thermischer Randzonenschädigungen steht bei der modernen Finishbearbeitung insbesondere des Profilschleifens mit einem über die Eingriffsbreite variierenden Aufmaß im Vordergrund. Weiterhin finden die abrichtbaren Schleifwerkzeuge aus Sinterkorund oder Sol-Gel-Korund eine immer breitere Anwendung beim Profilschleifen, wobei die wärmephysikalischen Vorgänge in diesem Fall im Vergleich mit dem CBN-Schleifen noch nicht ausreichend untersucht und geklärt sind. Die Lösung der gestellten Aufgabe zur Vermeidung thermischer Oberflächenschädigungen kann in der schleiftechnischen Praxis gegenwärtig nur durch kosten- und zeitaufwändige Untersuchungen gefunden werden. Das entwickelte Schädigungsmodell erlaubt, diesen Arbeitsaufwand deutlich zu reduzieren und die Bedingungen, bei welchen die Schädigungen auftreten, exakt zu definieren. Es basiert auf einem experimentell-theoretischen Methodenansatz sowohl praktischer Untersuchungen als auch einer modellbasiert-simulativen Prozessauslegung.

Hohe Temperaturen in der Zerspanzone können zur Änderung der Struktur des Materials und damit zur Verschlechterung seiner technologischen und Funktionseigenschaften führen. Zum Nachweis dieser Änderungen wurden werkstofftechnische Untersuchungen durchgeführt, die für den Schädigungsfall einen deutlichen Abfall der Werkstoffhärte und eine Erhöhung der Zugeigenspannungen in den oberflächennahen Schichten gezeigt haben. In einigen Fällen allzu großer thermischer Beanspruchungen wurde eine so genannte „weiße“ Schicht mit darunter liegender Anlasszone nachgewiesen. Diese Strukturschädigungen haben in der Regel den Verlust der gewollt eingestellten Werkstoffeigenschaften zum Ergebnis und können extrem den Bruch des Bauteils verursachen. Deshalb wurde die Änderung der Werkstoffeigenschaften in Abhängigkeit von, den Wärmehaushalt und Temperaturzustand in der Wirkzone signifikant beeinflussenden Schleifparametern (Schnitt- und Vorschubgeschwindigkeit, Aufmaß) ermittelt.

Das Profilschleifen stellt sich in Abhängigkeit der zu schleifenden Werkstückgeometrien sowie der Aufmaßgestaltung und der daraus resultierenden Gestaltung der Arbeitseingriffe als sehr vielfältig dar.

Deshalb wurde forschungsmethodisch ein Versuchsplan für die experimentellen Untersuchungen vom Einfachen zum Komplizierten realisiert,

- der das Planschleifen zum Sonderfall des Profilschleifens mit konstanten Arbeitseingriffen deklariert,
 - dem zunächst das Profilschleifen mit kontinuierlich sich verändernden Arbeitseingriffen und symmetrischer Werkstück-Geometrie – das Profilschleifen kreisförmiger Profile –
und schließlich
 - das Profilschleifen mit diskontinuierlich sich verändernden Arbeitseingriffen –
exemplarisch dafür steht das Zahnflanken-Profilschleifen
- folgten.

Dem geometrisch-kinematisch einfachen Planschleifen wurde ein Analogiestatus verliehen, anhand dessen alle erforderlichen, der Aufgaben- und Zielstellung der Arbeit dienenden experimentellen Untersuchungen sowohl zur Charakterisierung der geschliffenen Werkstückoberfläche und ihrer Schädigung (Nitalätzung, Mikrohärt, Eigenspannungen) als auch deren Ursachen (Kräfte, Schleifscheibenverschleiß) durchgeführt werden.

Zu den Ergebnissen mit Grundsatzcharakter zählen die mittels statistischer Analyse der experimentellen Messergebnisse gefundenen Kraft- und Verschleißmodelle hoher Approximationsgenauigkeit, basierend jeweils auf den primären Einflussgrößen des Schleifens (mittlerer Spannungsquerschnitt, Kontaktlänge, Anzahl der Schneideneingriffe) und gegenüber den aus der Literatur bekannten Ansätzen modifiziert. Sie dienen als notwendige Eingangsgrößen für die anschließende FE-Simulation.

Die Übertragung dieser Modellansätze auf das Profilschleifen kreisförmiger und evolventischer Zahnflankenprofile bedurfte einer Diskretisierung dieser Profile mit der Einführung einer „bezogenen Eingriffsquerschnittsfläche“ und der Berechnung einer sich darauf gründenden „bezogenen“ Schnittkraft. Durch dieses Näherungsverfahren wird es möglich, eine Korrelation aller Profilschleifverfahren zum Planschleifen wiederum mit nachweislich ausreichender Genauigkeit herzustellen.

Die Modellierung der thermischen Vorgänge wurde auf der Basis der Ermittlung der maximalen Werkstückoberflächentemperaturen aufgebaut. Dazu war es notwendig, den in das Werkstück fließenden Anteil der Gesamtwärme durch einen, diese Wärmeverteilung berücksichtigenden Wärmeübergangskoeffizienten zu bestimmen. Gewählt wurde ein experimentell-numerischer Lösungsansatz, bei dem mit Hilfe der FE-Methode ein Modell zur Simulation der Abkühlung der Temperaturen im Werkstück unter der Wirkung eines Kühlschmiermediums mit dem experimentell ermittelten Temperatur-Abkühlungsverlauf bis zur vollen Übereinstimmung schrittweise abgeglichen wurde.

Auch dieser Wärmeübergangskoeffizient, der sich als ganz wesentlich von der Temperatur abhängig erwies, ist objektiv für die FE-Simulation der Oberflächentemperaturen und Temperaturfelder erforderlich, die unter Verwendung des Programm-Systems ANSYS 9.0 für alle drei hier untersuchten Profilschleifvarianten prognostiziert wurden.

Für diesen Simulationsansatz wurde ein wärmephysikalisches Temperatur-Prozessmodell entwickelt, bei dem der strategische Methodenansatz der Diskretisierung nunmehr auch des Gesamtwärmestromes in einzelne diskrete bezogene Wärmeströme konsequent beibehalten und umgesetzt wurde, die zusammen mit den Einwirkungszeiten dieser bezogenen Wärmeströme die Wärmebelastung der Kontaktflächenabschnitte verkörpern. Die benachbarten bezogenen Wärmeströme und Einwirkungszeiten sind gleich beim Planschleifen, sie unterscheiden sich z. T. erheblich beim Profilschleifen kreisförmiger und evolventischer Zahnflanken-Profile. Aus der Überlagerung der benachbarten Wärmelasten resultieren schließlich die Temperaturfelder und maximalen Oberflächentemperaturen, entlang des geometrischen Profils durchaus veränderlich und im Vergleich der Schleifverfahrensvarianten ebenfalls unterschiedlich.

Das zu entwickelnde thermo-mechanische Schädigungsmodell bedarf der Feststellung einer kritischen Grenztemperatur, die nicht überschritten werden darf, wenn Schädigungen vermieden werden sollen. Sie wird im Abgleich der modellierten Oberflächentemperaturen mit „normierten“ Nitälz Bildern sowie begleitenden Härte- und Eigenspannungsmessungen gefunden. Sie signalisiert beginnende

Anlassvorgänge und Gefügeveränderungen und gilt deshalb als abhängig vom Werkstoff und unabhängig von der Profil-Schleifverfahrensvariante.

Das analytische Schädigungsmodell wird endgültig gefunden, indem die Regressionsfunktion der modellierten Temperaturen in Abhängigkeit der zu optimierenden Schnitt- bzw. Maschineneinstellwerte (Schnitt- und Vorschubgeschwindigkeit, Arbeitseingriff bzw. reales Aufmaß) ermittelt, mit der kritischen Grenztemperatur gleichgesetzt und anschließend unter Zugrundelegung einer technologischen Regel, die die Minimierung des Wärmeeintrags in die Wirkzone beinhaltet, die gesuchten schädigungsfreien Schnittwerte in der Reihenfolge

- Maximierung der Schnittgeschwindigkeit,
- Schnittaufteilung mit den realen Aufmaßen,
- Grenzvorschubgeschwindigkeit

berechnet.

Dieses analytische Schädigungsmodell kann auf einfache Weise in alle verfügbaren, auch rechnerunterstützten Programmsysteme zur präventiven technologischen Gestaltung von Profil-Schleifprozessen integriert werden und gewährleistet erstmalig modell- und wissensbasiert eine schädigungsfreie Bearbeitung bei maximaler Produktivität.

Gleichwohl sind der umfassenden praktischen Nutzung dieser Lösung dadurch ganz enge Grenzen gesetzt, dass die für die Modellierung und Simulation erforderlichen Kenn- und Eingangsgrößen für die große Palette der zu schleifenden Werkstoffe nicht oder nur eingeschränkt zur Verfügung stehen. Diese zu ermitteln, hätte den zeitlichen Rahmen dieser im Grundlagenbereich angesiedelten Arbeit gesprengt. Dafür mag eine Nutzervorschrift dienen, die in Fortsetzung dieses Vorhabens, bezogen auf das einfache Planschleifen, diesen Weg eröffnet.

Literatur

- [1] Hnilica, J. Modellgestützte Simulation des Teilwälzschleifens von Stirnrädern im Einflankenschliff. Dissertation, Universität Magdeburg, 1996.
- [2] Klumpen, T. Acoustic Emission beim Schleifen. WZL Aachen, 1994.
- [3] Zahnflankenschleifen. Neue Schleifmittel beim Zahnflankenschleifen. Abschlußbericht. Forschungsvereinigung Antriebstechnik E.V. Heft 427, 1994.
- [4] DIN 3960. Begriffe und Bestimmungsgrößen für Stirnräder (Zylinderräder) und Stirnradpaare (Zylinderradpaare) mit Evolventenverzahnung. DK 621.833.1:001.4. März 1987.
- [5] Ermittlung der technologischen Grundlagen für das Zahnflankenprofilschleifen mit Korund – Untersuchungen zur Schleifbearbeitung. FVA-Forschungsreport 2000, 14./15.November, Würzburg.
- [6] Ermittlung der technologischen Grundlagen für das Zahnflankenprofilschleifen mit Korund – Untersuchungen zur Einsatzvorbereitung. FVA-Forschungsreport 1999, 2./3.November, Würzburg.
- [7] DIN 3962. Toleranzen für Stirnradverzahnungen. DK 621.833.1:621.753.1. August 1978.
- [8] Opperman, B. Intelligenz im Werkzeug verhindert Schleifbrand. Industrieanzeiger, 2000/11, S.186-188.
- [9] DIN 3972. Bezugsprofile von Verzahnungswerkzeugen. DK 621.914.2:621.833. Februar 1952.
- [10] DIN 3990. Tragfähigkeitsberechnung von Stirnrädern. DK 621.833.001.24. Dezember 1987.
- [11] Westkämper, E., Lange, D., Hoffmeister, H.W. Prozessnahe Qualitätsprüfung beim Profilschleifen von Triebwerksbauteilen. Methoden und Verfahren zur prozessnahen und prozessintegrierten Qualitätsprüfung beim Profilschleifen. Produktion und Management, 1996/5, S.267-270.
- [12] Hoffmeister, H.W., Weber, T. FEM-Simulation des Schleifprozesses. VDI-Zeitschrift, 1997/6, S.40-43.
- [13] Biermann, D., Schneider, M., Gu, C. Analyse der thermischen Werkstoffbeanspruchung beim Werkzeugschleifen. VDI-Zeitschrift, 1996/Spezial Werkzeuge, S.60-67.

- [14] Tönshoff, H.K., Walter, A., Hinkenhuis, H. Optimierregelung für das Innenrundscheifen. VDI-Zeitschrift, 1996/1/2, S.42-45.
- [15] Weinert, K. Maschinennahe Simulation produktionstechnischer Systeme. Werkstattstechnik, 1997/9/10, S.441-446.
- [16] Minke, E. Hochleistungsscheifen mit konventionellen Schleifwerkzeugen. Schleifen, Honen, Läppen und Polieren, Verfahren und Maschinen, 58. Jahrbuch, 1997, S.205-214.
- [17] Hoffmeister, H.W., Illenseer, S., Weber, T. Qualitätssicherungsmaßnahmen beim Schleifen. Sensorik und Simulation optimieren Fertigungsprozess. VDI-Z Integrierte Produktion, 2000/3/4, S.34-36.
- [18] Weber, T., Hoffmeister, H.W. Wärmephysikalische Vorgänge und ihre Simulation beim Schleifen. Schleifen, Honen, Läppen und Polieren, Verfahren und Maschinen, 58. Jahrbuch, 1997, S. 2-12.
- [19] Weinert, K., Schneider, M., Willsch, C. Einfluss der Schleifbearbeitung auf das Verschleißverhalten von Hartmetallwerkzeugen. Schleifen, Honen, Läppen und Polieren, Verfahren und Maschinen, 58. Jahrbuch, 1997, S. 26-37.
- [20] Brinksmeier, E., Hoffmeister, H.W., Ehrmann, M., Karpuschewski, B., Tönshoff, H.K. Prozessintegrierte Qualitätsprüfung beim Schleifen. Methoden zur Bewertung von Schleifprozessen. VDI-Z Integrierte Produktion, 1998/3/4, S. 60-63.
- [21] Klocke, F., Müller, N., Engelhorn, R. Wirtschaftlich mit hohem Zeitspannungsvolumen. Mikrokristallines Aluminiumoxid macht CBN Konkurrenz. Industrieanzeiger, 2000/19, S. 49-50.
- [22] Tönshoff, H.K., Rietz, W., Czenkusch, C. Modellbildung und Qualitätsregelungsstrategien beim Schleifen. VDI-Z Integrierte Produktion, 1999/1/2, S. 66-69.
- [23] Herzog, R., Sollich, A., Scholtes, B. Röntgenographische Untersuchungen zum Schleifbrandrisiko an CBN-geschliffenen Zahnflanken. Härtereitechnische Mitteilungen, 1996/3, S.188-194.
- [24] Hongxing, L., Tao, C, Liangsheng, Q. Predicting grinding burn using artificial neural networks. Journal of Intelligent Manufacturing, 1997/3, S.235/237.

- [25] Uhlmann, E., Stark, C. Potentiale von Schleifwerkzeugen mit mikrokristalliner Aluminiumoxidkörnung. Schleifen, Honen, Läppen und Polieren, Verfahren und Maschinen, 58. Jahrbuch, 1997, S.281-309.
- [26] Xiao, G., Malkin, S. Heat Flux and Energy Partition Distributions in Creep-Feed Grinding. Annals of the CIRP, Vol.46/1, 1997, S. 227-232.
- [27] Dapprich, D. Barkhausen-Rauschen überwacht Schleifgüte. Werkstatt und Betrieb, 1999/11, S.61-63.
- [28] Westkämper, E., Hoffmeister, H.W., Weber, T. Simulation des Schleifprozesses durch FEM. Production Engineering, München, 1996/2, S.45-48.
- [29] Warnecke, G., Zitt, U., Barth, C., Oh, J., Dollmeier, R. Modellbildung und Simulationsmethoden in der spanenden Fertigungstechnik. ASIM, Simulationstechnik, 12. Symp., Tagungsband, Zürich, CH, Sep., 1998, S.123-134.
- [30] Allison, H.D., Hendricks, R.W. Correlation of Barkhausen noise signal and X-ray residual stress determinations in grinding-burned 52100 steel. Fifth International Conference on Residual Stresses, Linköping, S, Juni 16-18, 1997/2, S.640-645.
- [31] Tönshoff, H.K., Regent, C. Maschinenintegriertes Sensorsystem zur Schleifwerkzeug-Topographieüberwachung. 9. Internat. Oberflächenkolloquium, Poster, Chemnitz, D, 29.-31. Jan., 1996, S.157-164.
- [32] Tönshoff, H.K., Karpuschewski, B., Hinkenhuis, H., Regent, C. Überwachung und Regelung von Schleifprozessen. Seminar Moderne Schleiftechnologie: neue Entwicklungen und zukünftige Trends aus der Praxis und Forschung, Furtwangen, D, 14.Mai, 1998, S.7.1-7.13.
- [33] Brinksmeier, E., Minke, E. Einsatz konventioneller Schleifscheiben bei hohen Schnittgeschwindigkeiten. Schleiftechnik im Wettbewerb: Stand der Technik und Zukunftschancen des Fertigungsverfahrens, Schleiftechnisches Kolloquium, Aachen, D, 9.-10. Okt, 1997, S.14.1-14.12.
- [34] Tönshoff, H.K., Friemuth, T., Glatzel, T. Anforderungsgerechte Einsatzvorbereitung von mikrokristallinem Al_2O_3 -Schleifkorn. Industrie Diamanten Rundschau, 2000/1, S.42-56.
- [35] Wu, J.S., Dillon, O.W.jr., Lu, W.Y. Thermo-viscoplastic modeling of machining process using a mixed finite element method. Transactions of the

- ASME, Journal of Manufacturing Science and Engineering, 1996/4, S.470-482.
- [36] Schwarz, J.J., Rhodes, G.W. Resonanzprüfung zur Qualitätskontrolle. Proceedings of the Twenty-Second Symposium, Seattle, USA, 30.7.-4.8.1995, 1996/15B, S.2265-2271.
- [37] Bausch, Th. u.a. Moderne Zahnradfertigung. Expert Verlag, 1994.
- [38] Linke, H. Stirnradverzahnung: Berechnung, Werkstoffe, Fertigung. Hanser, 1996.
- [39] Engelhorn, R. Verschleißmerkmale und Schleifeinsatzverhalten zweiphasig verstärkter Sol-Gel-Korunde. Dissertation, RWTH Aachen, 2002.
- [40] Müller, N. Ermittlung des Einsatzverhaltens von Sol-Gel-Korund-Schleifscheiben. Dissertation, RWTH Aachen, 2002.
- [41] Klocke, F., Müller, N., Engelhorn, R. Einsatz von Sol-Gel-Korund in der Schleifbearbeitung. Schleiftechnik im Wettbewerb, 2. Schleiftechnische Kolloquium, Bremen, 9./10. November, Abschnitt 17, 2000.
- [42] Präzisions-Schleifscheiben. Rappold-Winterthur, 2003.
- [43] Saxler, W. Erkennung von Schleifbrand durch Schallemissionsanalyse. Dissertation, RWTH Aachen, 1997.
- [44] Lange, D., Hoffmeister, H.W. Entstehung von Schleifrissen und deren prozessnahe Prüfung. Schleifen, Honen, Läppen und Polieren, Jahrbuch 58. Ausgabe, Verfahren und Maschinen, Vulkan-Verlag Essen, 1997, S. 447-461.
- [45] Warnecke, G., Zitt, U., Braun, O. Modellierung und Simulation von Schleifprozessen. Werkstattstechnik, 2001/3, S. 163-169.
- [46] Zitt, U.R. Modellierung und Simulation von Hochleistungsschleifprozessen. Dissertation, Universität Kaiserslautern, 1999.
- [47] Weber, Th. Simulation des Flachprofilschleifens mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode. Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 2001.
- [48] Iwanow, W. Beitrag zur Temperatur- und Spannungsberechnung beim Schleifen. Jahrbuch Schleifen, Honen, Läppen und Polieren, Vulkan-Verlag, 57. Ausgabe, 1993, S. 1-19.
- [49] König, W., Hönscheid, W., Lowin, R. Untersuchung der beim Schleifprozess entstehenden Temperaturen und ihre Auswirkungen auf das Arbeits-

- ergebnis. Forschungsberichte des Landes Nordrhein-Westfalen Nr.2648, Westdeutscher Verlag GmbH Opladen, 1977.
- [50] Sauer, W.J. Thermal Aspects of Grinding. Dissertation, Carnegie-Mellon University Pittsburg, 1971.
- [51] Brandin, H. Pendelschleifen und Tiefschleifen. Dissertation, TU Braunschweig, 1978.
- [52] Carslaw, H.S., Jäger, J.C. Conduction of Heat in Solids. Oxford University Press London, 1959.
- [53] Takazawa, K. Effect of Grinding Variables on Surface Structure of Hardened Steel, Bull. of the Japan Soc. of Prec. Engg. 2, 1996, S. 14-21.
- [54] Werner, G. Konzept und technologische Grundlagen zur adaptiven Prozessoptimierung des Außenrundschleifens. Habilitation, RWTH Aachen, 1973.
- [55] Dederichs, M. Untersuchung der Wärmebeeinflussung des Werkstückes beim Flachsleifen. Dissertation, RWTH Aachen, 1972.
- [56] Rykalin, N.N. Berechnung der Wärmepvorgänge beim Schweißen. VEB Verlag technik, Berlin, 1957.
- [57] Sipailov, V.A. Calculating Grinding Temperatures. Russian Engg. Journal 46, 1966, S. 78-79.
- [58] Tönshoff, H.K., Brinksmeier, E., Choi, M. Messung und Berechnung mechanischer und thermischer Werkstoffbeanspruchungen beim Schleifen. Jahrbuch Schleifen, Honen, Läppen und Polieren, Vulkan Verlag Essen, 1985, S. 31-47.
- [59] Mischra, A., Prasad, T., Sinha, S. Modelling the influence of residual stress on crack parameter by finite element method. Engineering fracture Mechanics 25, 1986, S. 157-166.
- [60] Maris, M. Thermische aspekten van de oppervlakteintegriteit bij het slijpen. Dissertation, Katholieke Universiteit te Leuven, 1977.
- [61] Lee, D.G. An Experimental Study of thermal Aspects of grinding. Dissertation, University of Cincinnati, 1971.
- [62] Steffens, K. Thermomechanik des Schleifens. Dissertation, RWTH Aachen, 1983.
- [63] Lowin, R. Schleiftemperaturen und ihre Auswirkungen im Werkstück. Dissertation, RWTH Aachen, 1980.

- [64] Brinksmeier, E. Randzonenanalyse geschliffener Werkstücke. Dissertation, Universität Hannover, 1982.
- [65] Neuman, S. Gefügeveränderungen durch Schleifen und Reiben. Praktische Metallographie, 1968/5.
- [66] Thyssen, W. Technologie des Zahnflankenschleifens auf ZSTZ-Maschinen. Dissertation, TH Magdeburg, 1971.
- [67] Meiljboom, L.H.M. Erhöhung der Wirtschaftlichkeit beim Wälzschleifen durch Verbesserung des Zerspanvorganges. Dissertation, RWTH Aachen, 1979.
- [68] Böttler, W. Konzept und technologische Grundlagen zum Aufbau eines Informationszentrums für Schnittwerte für die Schleifbearbeitung. Dissertation, RWTH Aachen, 1975.
- [69] Aerens, R., Peters, J. Using grinding charts for optimizing grinding conditions. Jahrbuch Schleifen, Honen, Läppen und Polieren, Vulkan Verlag Essen, 1981, S. 44-64.
- [70] Malkin, S., Koren, Y. Off-line grinding optimization with a micro-computer. Annals of the CIRP 29, 1980, S. 213-216.
- [71] Osterhaus, G. Verfahrensübergreifende Simulation und Auslegung von Schleifprozessen. Dissertation, RWTH Aachen, 1994.
- [72] Czenkusch, C., Karpuschewski, B., Regent, C. Prozessintegrierte Qualitätsprüfung beim Schleifen. Jahrbuch Schleifen, Honen, Läppen und Polieren, Vulkan Verlag Essen, 1996, S. 2-12.
- [73] Karpuschewski, B. Mikromagnetische Randzonenanalyse geschliffener einsatzgehärteter Bauteile. Dissertation, Universität Hannover, 1995.
- [74] Lenz, S. Werkstattorientiertes Programmsystem, Kundeninformation. NILES Werkzeugmaschinen GmbH, Berlin, 1992.
- [75] Liebmann, B. Möglichkeiten der Rationalisierung des Zahnflankenschleifens auf ZSTZ-Maschinen und ihr Einfluss auf das Schleifergebnis und die Wirtschaftlichkeit des Verfahrens. Dissertation, TU Magdeburg, 1973.
- [76] Pauksch, E. Zerspantechnik. Viewegs Fachbücher der Technik, 1996.
- [77] Brinksmeier, E. Anwendungsgerechte Hartbearbeitung von Wälzkomponenten. HTM 47, 1992/5, S. 311-317.
- [78] Reckling-Wilkening, K., Brinksmeier, E. Gefügebeeinflussung durch spanende Bearbeitung. Prakt. Met. Sonderbd. 23, 1992, S. 47-56.

- [79] Brinksmeier, E. Eigenspannungsanalyse zur Prozessgestaltung beim Schleifen. HTM 45, 1990/6, S. 348-355.
- [80] Reznikov, A.N. Thermophysik bei der spanenden Bearbeitung. Maschinenbau Verlag, Moskau, 1981.
- [81] Lierath, F., Helmecke, H. Rechnergestütztes Modell des Hochleistungsschleifens von Zahnflankenprofilen. Maschinenmarkt, 1995/8, S. 28-34.
- [82] Brückner, K. Der Schleifvorgang und seine Bewertung durch auftretende Schnittkräfte. Dissertation, RWTH Aachen, 1983.
- [83] Fiebelkorn, F. Untersuchungen zur Komplettbearbeitung kurzer rotationssymmetrischer Werkstücke unter Nutzung des hochharten Schleifmittels CBN. Dissertation, Universität Magdeburg, 1993.
- [84] Gühring, K. Hochleistungsschleifen – eine Methode zur Leistungssteigerung der Schleifverfahren durch hohe Schnittgeschwindigkeiten. Dissertation, RWTH Aachen, 1967.
- [85] Lindsay, R.P., Hahn, R.S. Relationship between wheel characteristics and operating problems in High-Production-Grinding. Proceedings of 13.M.T.D.R.-Konferenz Birmingham, 1972, S. 269-275.
- [86] Jankowski, R. Mathematische Modellierung des Umfangsschleifens auf Basis der Spanungskenngrößen an der Einzelschneide. Dissertation, TH Wismar, 1991.
- [87] Popke, H. Planung, Aus- und Bewertung von Experimenten in der Zerspan-technik mit Hilfe der mathematischen Statistik. TU Magdeburg, 1990.
- [88] Kaznelson, M.D. Untersuchungen des Innenrundschleifens mit Diamantschleifscheiben. Dissertation, Polytechnische Hochschule Perm, 1973.
- [89] VDI-Wärmeatlas: Berechnungsblätter für den Wärmeübergang. Springer Verlag, Berlin, 2002.
- [90] Brockhoff, T. Schleifprozesse zur martensitischen Randschichthärtung von Stählen. Dissertation, Universität Bremen, 1998.
- [91] Grigull, U., Sandner, H. Wärmeleitung. Springer-Verlag, 1990.
- [92] Taschenbuch der Stahl-Eisen.Werkstoffblätter. Verlag Stahleisen GmbH, Düsseldorf, 2001.

- [93] Schlattmeier, H. Zahnflankenprofilschleifen mit modernen konventionellen Schleifmitteln. FVA-Seminar Schleifen in der Antriebstechnik, 12./13. November 2000, Bremen.
- [94] Groth, C., Müller, G. FEM für Praktiker – Temperaturfelder. Expert Verlag, 2001.
- [95] Adam, G., Hittmair, O. Wärmetheorie. Vieweg, 1992.
- [96] Junghähnel, G. Thermodynamik. VEB Deutscher Verlag der Wissenschaften, Berlin, 1979.
- [97] Blumenauer, H. Werkstoffprüfung. Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Leipzig, 1994.
- [98] Wobker, H.-G., Spintig, W., Brandt, D. Randzonenveränderungen bei der Zerspanung gehärteter Stahlwerkstoffe. HTM 50, 1995/5, S. 276-281.

Lebenslauf

Name: Sergiy Grinko
 Geburtsdatum: 22.03.72
 Geburtsort: Charkow, Ukraine
 Wohnort: Coburg, BRD
 Nationalität: ukrainisch
 Eltern: Raisa Grinko und Anatoliy Grinko
 Familienstand: verheiratet, 1 Kind



9/1979 – 6/1989 Mittelschule 129 Charkow mit Berufsausbildung „Technischer Zeichner“

7/1989 – 1/1990 Berufstätigkeit als technischer Zeichner am Forschungsinstitut UGPPKI „Schwermaschinenbauprojekt“ Charkow

2/1990 – 7/1990 Militärausbildung am DOSAAF Charkow

9/1990 – 8/1995 Studium an der polytechnischen Staatsuniversität Charkow, Fakultät Maschinenbau, Lehrstuhl für „Werkstoffzerspanung und Zerspanwerkzeuge“

9/1995 – 2/1996 Diplompraktikum im Maschinenbauunternehmen „Svet Shahtera“, Abschluss an der Polytechnischen Staatsuniversität Charkow

4/1996 – 8/2000 Berufstätigkeit als Diplomingenieur an der Polytechnischen Staatsuniversität Charkow, Lehrstuhl „Werkstoffzerspanung und Zerspanwerkzeuge“

9/2000 – 7/2001 DAAD-Stipendiat an der Otto-von-Guericke Universität Magdeburg, Institut für Fertigungstechnik und Qualitätssicherung (IFQ), Lehrstuhl für Zerspan- und Abtragtechnik

8/2001 – 12/2003 Landesstipendiat an der Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg, Institut für Fertigungstechnik und Qualitätssicherung, Lehrstuhl für Zerspan- und Abtragtechnik

1/2004 – 12/2005 Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am IFQ

seit 1/2006 Entwicklungsingenieur an Firma KAPP GmbH, Coburg