

**BỘ GIÁO DỤC VÀ ĐÀO TẠO
ĐẠI HỌC THÁI NGUYÊN**

NGUYỄN THỊ QUỐC DUNG

**NGHIÊN CỨU
QUÁ TRÌNH TIỆN THÉP HỢP KIM QUA TÔI
BẰNG ĐAO PCBN**

LUẬN ÁN TIẾN SĨ KỸ THUẬT

Thái nguyên – 2012

**BỘ GIÁO DỤC VÀ ĐÀO TẠO
ĐẠI HỌC THÁI NGUYÊN**

NGUYỄN THỊ QUỐC DUNG

**NGHIÊN CỨU
QUÁ TRÌNH TIỆN THÉP HỢP KIM QUA TÔI
BẰNG ĐAO PCBN**

**CHUYÊN NGÀNH: CHẾ TẠO MÁY
MÃ SỐ: 62 52 04 01**

LUẬN ÁN TIẾN SĨ KỸ THUẬT

**NGƯỜI HƯỚNG DẪN KHOA HỌC
PGS.TS PHAN QUANG THẾ**

Thái nguyên – 2012

LỜI CAM ĐOAN

Tôi xin cam đoan đây là công trình nghiên cứu của riêng tôi. Trừ những phần tham khảo đã được ghi rõ trong luận án, những kết quả, số liệu nêu trong luận án là trung thực và chưa từng được ai công bố trong bất kỳ công trình nào khác.

Tác giả

LỜI CẢM ƠN

Lời đầu tiên, tôi xin được cảm ơn PGS.TS. Phan Quang Thế, Hiệu trưởng trường Đại học Kỹ thuật Công Nghiệp, thầy hướng dẫn khoa học của tôi về sự định hướng chiến lược, sự hướng dẫn tận tình cùng những đóng góp quý báu của thầy trong quá trình tôi làm NCS và viết luận án.

Tôi muốn bày tỏ lòng biết ơn sâu sắc đến tập thể cán bộ giảng viên, các giáo sư, tiến sĩ trường đại học Kỹ thuật Công nghiệp, đặc biệt là bộ môn Kỹ thuật Cơ khí, về những tình cảm và sự giúp đỡ nhiệt tình mà tôi đã nhận được trong suốt thời gian nghiên cứu.

Tôi muốn được cảm ơn sự giúp đỡ vô tư của bạn bè, đồng nghiệp tại các phòng thí nghiệm trường ĐHKT Công Nghiệp, trường ĐHSP Thái Nguyên, trường ĐH Khoa học Tự nhiên, trường ĐHBK Hà Nội, viện Khoa học Vật liệu Việt Nam, các kỹ sư của các nhà máy cán thép Lưu Xá, NasteelVina, Việt-Ý, công ty TNHH Cơ khí Vĩnh Thái, trung tâm gia công trường ĐH Công Nghiệp Hà Nội đã dành những điều kiện làm việc tốt nhất cho tôi về cơ sở vật chất, dụng cụ, máy móc, giúp tôi hoàn thành được nghiên cứu của mình.

Tôi muốn được bày tỏ sự biết ơn của mình đến Ban Giám Hiệu, khoa Đào tạo sau Đại học, khoa Cơ khí trường Đại học Kỹ thuật Công nghiệp đã dành những điều kiện thuận lợi nhất để tôi hoàn thành luận án này.

Cuối cùng, tôi muốn được dành tình cảm biết ơn cho gia đình về tình yêu và sự ủng hộ vô bờ của họ trong nghiên cứu của tôi.

MỤC LỤC

	Trang
Lời cam đoan.....	i
Lời cảm ơn	ii
Các chữ viết tắt.....	vi
Danh mục các thuật ngữ và ký hiệu	vi
Danh mục các bảng biểu	x
Danh mục các hình vẽ và đồ thị.....	xi
Phần mở đầu.....	1
Chương 1. TỔNG QUAN VỀ CÔNG NGHỆ TIỆN CỨNG	5
1.1. Khái niệm chung	5
1.2. Vật liệu dụng cụ cắt PCBN	6
1.3. Quá trình tạo phoi khi tiện cứng	9
1.3.1. Các hình thái phoi khi cắt kim loại	9
1.3.2 Cơ chế hình thành phoi khi tiện cứng	10
1.4. Lực và ứng suất trong cắt kim loại.....	12
1.4.1. Mô hình tính toán lực cắt	12
1.4.2. Mô hình tính lực khi cắt nghiêng	14
1.4.3. Ứng suất trong dụng cụ cắt	15
1.4.4. Sự phân bố ứng suất trong vùng biến dạng.....	16
1.4.5. Lực cắt khi tiện cứng.....	17
1.5. Nhiệt cắt trong quá trình tiện cứng	19
1.5.1. Các nguồn nhiệt trong cắt kim loại	19
1.5.2. Các phương pháp đo đặc nhiệt độ trong cắt kim loại	19
1.5.3. Nhiệt cắt khi tiện cứng bằng dụng cụ PCBN.....	20
1.6. Mòn và tuổi thọ dụng cụ CBN	21
1.6.1. Các dạng mòn và cơ chế mòn dụng cụ PCBN.....	21
1.6.2. Các nhân tố ảnh hưởng đến mòn dụng cụ PCBN	23
1.7. Kết luận chương 1	24
Chương 2. NGHIÊN CỨU ĐẶC TRƯNG CỦA QUÁ TRÌNH TẠO PHOI KHI TIỆN THÉP HỢP KIM QUA TÔI BẰNG DAO PCBN	26
2.1. Phương pháp nghiên cứu sự hình thành phoi.....	26

2.2. Ảnh hưởng của độ cứng phôi đến hình thái phoi khi tiện thép hợp kim qua tôi bằng dao PCBN.....	26
2.3. Ảnh hưởng của vận tốc cắt đến hình thái phoi.....	29
2.4. Cơ chế hình thành phoi khi tiện thép hợp kim qua tôi bằng dao PCBN.....	32
2.5. Kết luận chương 2	36
Chương 3. NGHIÊN CỨU ĐẶC TRƯNG VỀ LỰC CẮT KHI TIỆN THÉP HỢP KIM QUA TÔI BẰNG DAO PCBN	37
3.1. Biến thiên lực cắt theo chiều dài cắt khi tiện thép hợp kim qua tôi bằng dao PCBN	37
3.2. Ảnh hưởng của tốc độ cắt đến các thành phần lực cắt khi tiện cứng trực giao thép 9XC bằng dao PCBN.	40
3.3. Phân tích ảnh hưởng của điều kiện cắt đến các thành phần lực cắt khi tiện cứng trực giao thép 9XC bằng dụng cụ PCBN.	41
3.4. Kết luận chương 3	43
Chương 4. XÁC ĐỊNH TRƯỜNG PHÂN BỐ NHIỆT TRONG DỤNG CỤ PCBN KHI TIỆN THÉP HỢP KIM QUA TÔI.....	45
4.1. Xác định trường phân bố nhiệt trong dụng cụ PCBN khi tiện cứng trực giao bằng phương pháp phần tử hữu hạn (FEM).....	45
4.1.1. Mô hình tính nhiệt.....	45
4.1.2. Các thông số xác định từ thực nghiệm.....	48
4.1.3. Tính toán tốc độ sinh nhiệt riêng	50
4.1.4. Trường phân bố nhiệt trong dụng cụ PCBN khi tiện cứng trực giao thép 9XC bằng dao PCBN xác định bằng phương pháp phần tử hữu hạn	55
4.2. Trường phân bố nhiệt trong dụng cụ PCBN khi tiện cứng trực giao thép 9CX xác định bằng phương pháp thực nghiệm	58
4.2.1. Thiết bị và chế độ thí nghiệm.....	58
4.2.2. Trường phân bố nhiệt trong dụng cụ PCBN	59
4.3. Kết luận chương 4	61
Chương 5. MÒN DỤNG CỤ PCBN VÀ CHẤT LƯỢNG BỀ MẶT KHI TIỆN THÉP HỢP KIM QUA TÔI.....	63
5.1. Mòn và cơ chế mòn dụng cụ PCBN khi tiện thép hợp kim qua tôi	63

5.1.1. Ảnh hưởng của độ cứng vật liệu gia công đến mòn và cơ chế mòn dụng cụ PCBN	63
5.1.2. Ảnh hưởng của chế độ cắt đến mòn và cơ chế mòn dụng cụ PCBN	68
5.1.3. Biến thiên chiều cao mòn dụng cụ PCBN theo chiều dài cắt khi tiện thép hợp kim qua tôi.....	71
5.2. Chất lượng bề mặt gia công khi tiện thép hợp kim qua tôi bằng dao PCBN	73
5.2.1. Nhám bề mặt gia công.....	73
5.2.2. Luồng vật liệu biến dạng dẻo và lớp biến cứng bề mặt gia công.....	74
5.3. Kết luận chương 5	78
Chương 6. TỐI ƯU HÓA ĐA MỤC TIÊU CHẾ ĐỘ CẮT KHI TIỆN THÉP HỢP KIM QUA TÔI BẰNG DAO PCBN	80
6.1. Xây dựng mô hình toán.....	80
6.1.1. Thiết bị và chế độ thực nghiệm.....	81
6.1.2. Xây dựng mô hình hồi qui mô tả nhám bề mặt.....	82
6.1.3. Xây dựng mô hình hồi qui mô tả mòn dụng cụ	85
6.2. Tối ưu hóa đa mục tiêu chế độ cắt khi tiện thép 9XC qua tôi bằng giải thuật di truyền (GAs).....	88
6.2.1. Xác định bài toán	88
6.2.2. Kết quả thực hiện giải thuật di truyền cho bài toán tối ưu đơn mục tiêu.....	90
6.2.3. Kết quả thực hiện giải thuật di truyền cho bài toán tối ưu đa mục tiêu	90
6.3. Kết luận chương 6	93
KẾT LUẬN VÀ PHƯƠNG HƯỚNG NGHIÊN CỨU TIẾP THEO	94
DANH MỤC CÁC CÔNG TRÌNH ĐÃ CÔNG BỐ LIÊN QUAN ĐẾN LUẬN ÁN	96
TÀI LIỆU THAM KHẢO.....	98

CÁC CHỮ VIẾT TẮT

Ký hiệu	Ý nghĩa
PCBN	Nitrit Bo lập phương đa tinh thể
CBN	Nitrit Bo lập phương
BN	Nitrit Bo
SEM	Kính hiển vi điện tử quét
QSD	Cơ cấu dừng dao nhanh
EDX	Phân tích nhiễu xạ Ronghen
RTD	Cảm biến nhiệt điện trở
FEM	Phương pháp phần tử hữu hạn
GA	Giải thuật di truyền

DANH MỤC CÁC THUẬT NGỮ VÀ KÝ HIỆU

Ký hiệu	Đơn vị	Ý nghĩa
ε	-	Biến dạng
τ_0	MPa	Giới hạn trượt
γ	-	Biến dạng trượt
$\dot{\gamma}$	1/s	Tốc độ biến dạng
τ	MPa	Ứng suất trượt
G	MPa	Mô đun đàn hồi trượt
μ	-	Hệ số ma sát
A	mm ²	Diện tích tiếp xúc
A_R	mm ²	Diện tích tiếp xúc thực
V	m/p	Vận tốc cắt
t_1	mm	Chiều dày cắt
t_2	mm	Chiều dày phoi
ϕ	rad	Góc trượt
α, γ	rad	Góc trước của dụng cụ
Δy	mm	Chiều dày vùng biến dạng

V_s	m/p	Vận tốc trượt trên mặt phẳng trượt
V_c	m/p	Vận tốc phoi trên mặt trước dụng cụ
k_y	MPa	ứng suất giới hạn
γ'	-	Biến dạng giới hạn
$\dot{\gamma}_y$	1/s	Tốc độ biến dạng giới hạn
w, b	mm	Chiều rộng cắt
F_C	N	Lực tiếp tuyến
F_T	N	Lực dọc trục
F_R	N	Lực tổng hợp
F_S	N	Lực cắt nằm trong mặt phẳng trượt
F_{SN}	N	Lực vuông góc với mặt phẳng trượt
F_F	N	Lực ma sát trên mặt trước của dụng cụ
F_N	N	Lực pháp tuyến với mặt trước của dụng cụ
F_x, F_y, F_z	N	Các thành phần lực cắt
β	rad	Góc ma sát
λ	rad	Góc nâng của lưỡi cắt chính
ρ	kg/m ³	Khối lượng riêng của vật liệu gia công
c	J/kg. ⁰ C	Nhiệt dung riêng của vật liệu gia công
R_T	-	Hệ số phân phối nhiệt
k_x, k_y, k_z	W/m. ⁰ C	Hệ số dẫn nhiệt theo ba phương x, y và z
\dot{q}	W/m ³	Tốc độ sinh nhiệt riêng thể tích
$\frac{\partial T}{\partial x}, \frac{\partial T}{\partial y}, \frac{\partial T}{\partial z}$	-	Biến thiên nhiệt độ theo các phương x, y và z
h	W/m ² .C	Hệ số truyền nhiệt đối lưu
T	⁰ C	Nhiệt độ xác định theo không gian và thời gian
T_∞	⁰ C	Nhiệt độ môi trường xung quanh
l_x, l_y, l_z	-	Các cosin chỉ phương của pháp tuyến ngoài trên các biên
V	mm ³	Thể tích của vật thể rắn
u_x, u_y	m/p	Thành phần vận tốc của vật liệu theo hai phương x và y
S_T, S_q, S_h	-	Các biên phân biệt tạo nên diện tích của phần tử khảo sát

T_i, T_j, T_k	°C	Nhiệt độ tại các điểm nút
k_{AB}	MPa	Ứng suất cắt trên mặt phẳng trượt
A_s	mm ²	Diện tích mặt phẳng trượt
$\tau_{(x)}$	MPa	Ứng suất tiếp trên mặt trước
$V_{(x)}$	m/p	Vận tốc của lớp phoi dưới cùng
τ_s	MPa	Giới hạn chảy trượt trung bình trên bề mặt tiếp xúc
l	mm	Chiều dài tiếp xúc giữa phoi và dụng cụ
τ_{sec}	MPa	ứng suất chảy trượt trong vùng biến dạng thứ hai
$\dot{\gamma}_{sec}$	1/s	Tốc độ biến dạng trong vùng trượt thứ hai
q_{21}	W/mm ²	Tốc độ sinh nhiệt do ma sát giữa phoi và mặt trước
q_{22}	W/mm ²	Tốc độ sinh nhiệt do biến dạng dẻo của phoi trong miền biến dạng thứ hai
q_3	W/mm ²	Tốc độ sinh nhiệt trên mặt tiếp xúc giữa dao và phôi
K_c	-	Hệ số lực cắt khi dụng cụ mòn
F_{if}, F_{cf}	N	Lực cắt dọc trục và lực cắt tiếp tuyến khi dụng cụ mòn
y	-	Hàm hồi qui thực nghiệm
x_j	-	Các biến mã hóa của thông số z_j
b_j	-	Hệ số hồi qui của các biến độc lập
b_{ju}	-	Hệ số hồi qui của các biến kép
N	-	Số thí nghiệm
k	-	Số yếu tố độc lập
m	-	Số thí nghiệm lặp lại tại tâm
X^T	-	Ma trận chuyển vị của ma trận kế hoạch
t_{bj}	-	Chuẩn số Student
t_{pf2}	-	Trị số tra bảng của chuẩn số Student
p	-	Mức có nghĩa của mô hình hồi qui
f_2	-	Bậc tự do lặp
S_b	-	Độ lệch trung bình của phân bố b
l	-	Số hệ số có nghĩa trong phương trình hồi qui
S_{ll}^2	-	Phương sai lặp của các thí nghiệm lặp lại ở tâm

y_a^0	-	Giá trị của thực nghiệm lặp lại thứ a
\bar{y}^0	-	Trung bình cộng của các thực nghiệm lặp lại
S_d^2	-	Phương sai dư
F	-	Chuẩn số Fisher của mô hình hồi qui thực nghiệm
$F_{pf_2f_1}$	-	Giá trị tra bảng của chuẩn số Fisher
f_1	-	Bậc tự do dư
$f(x) \in E^k$	-	Véc tơ của các hàm mục tiêu $f_i(x)$

DANH MỤC CÁC BẢNG BIỂU

Bảng 1.1. So sánh các tính chất cơ lý của PCBN với một số vật liệu dụng cụ có tính năng cắt cao.....	8
Bảng 2.1. Thành phần hóa học của thép X12M.....	27
Bảng 2.2. Thành phần hóa học của thép 9XC.....	27
Bảng 3.1. Kết quả thí nghiệm xác định các thành phần lực cắt.	42
Bảng 4.1. Thông số mảnh dao PCBN tiện cứng thép 9XC.....	48
Bảng 4.2. Các thông số tính toán trường nhiệt độ xác định từ thực nghiệm.	49
Bảng 4.3. Các thông số tính toán xác định các nguồn nhiệt.....	55
Bảng 4.4. Kim loại phủ và điểm nóng chảy tương ứng.....	58
Bảng 6.1. Giá trị nhám bề mặt tại các điểm thí nghiệm theo quy hoạch.....	82
Bảng 6.2. Giá trị diện tích bề mặt gia công tại các điểm thí nghiệm theo qui hoạch.....	85
Bảng 6.3. Các giá trị tối ưu Pareto và chế độ cắt tương ứng tìm được từ quá trình tối ưu hóa.....	91

DANH MỤC CÁC HÌNH VẼ VÀ ĐỒ THỊ

Hình 1.1. Cấu trúc tế vi của vật liệu PCBN	6
Hình 1.2. Ảnh hưởng của thành phần và kích thước hạt CBN đến tính chất của vật liệu PCBN	7
Hình 1.3. Các dạng mảnh dao PCBN.....	8
Hình 1.4. Dạng hình học lưỡi cắt dụng cụ PCBN.....	9
Hình 1.5. Cơ chế hình thành dạng phoi ổn định	9
Hình 1.6. Các dạng phoi phân đoạn.	10
Hình 1.7. Các giai đoạn của quá trình tạo phoi do trượt cục bộ trong cắt kim loại..	11
Hình 1.8. Các giai đoạn hình thành phoi răng cưa trong gia công thép 100Cr6.....	12
Hình 1.9. Vòng tròn lực khi cắt trực giao của Ernst và Merchant	13
Hình 1.10. Sơ đồ mối quan hệ giữa các thành phần lực khi cắt nghiêng.....	14
Hình 1.11. Biến thiên ứng suất pháp và tiếp trên mặt trước dụng cụ	16
Hình 1.12. Biến thiên ứng suất pháp và tiếp trong mặt phẳng trượt.....	17
Hình 1.13. Các khu vực biến dạng là nguồn sinh nhiệt	19
Hình 2.1. Cấu trúc tế vi của thép X12M ở độ cứng khác nhau.....	27
Hình 2.2. Cấu trúc tế vi của thép 9XC ở độ cứng khác nhau.....	27
Hình 2.3. Thiết bị và sơ đồ thí nghiệm khảo sát mòn và cơ chế mòn dao PCBN. ...	28
Hình 2.4. Hình thái phoi khi tiện thép 9XC ở độ cứng khác nhau.....	28
Hình 2.5. Hình thái phoi khi tiện thép X12M ở độ cứng khác nhau.....	28
Hình 2.6. Hình thái phoi khi tiện thép 9XC ứng với vận tốc cắt khác nhau.....	29
Hình 2.7. Hình thái phoi khi tiện thép X12M ứng với vận tốc cắt khác nhau	30
Hình 2.8. Hình thái phoi khi tiện trực giao thép 9XC với vận tốc cắt khác nhau.....	31
Hình 2.9. Mặt cắt ngang của phoi khi cắt trực giao và khi cắt nghiêng.....	31
Hình 2.10. Cấu trúc gốc phoi thép 9XC ở vận tốc cắt khác nhau	32
Hình 2.11. Phân bố biến dạng trong phoi dây ổn định và phoi răng cưa.....	33
Hình 2.12. Kiểm tra độ cứng tại các vị trí biến dạng khác nhau ở gốc phoi	33
Hình 2.13. Độ cứng phoi thay đổi theo cơ chế hình thành phoi	34
Hình 2.14. Hình thái phoi thay đổi theo độ cứng vật liệu phôi và tốc độ cắt	35
Hình 3.1. Sơ đồ và thiết bị thí nghiệm đo lực cắt	37
Hình 3.2. Dữ liệu đo lực cắt khi tiện cứng thép 9XC và X12M	37
Hình 3.3. Đồ thị biến thiên các thành phần lực cắt theo chiều dài cắt.....	38
Hình 3.4. Kiểm tra độ cứng của các hạt cacbit trong tổ chức thép X12M.....	39

Hình 3.5. Ảnh hưởng của bán kính mũi dao và chiều sâu cắt đến lực cắt	39
Hình 3.6. Biến thiên của các thành phần lực cắt theo độ cứng khi tiện thép X12M ứng với chiều dài cắt khác nhau	40
Hình 3.7. Sơ đồ thí nghiệm tiện cứng trực giao	40
Hình 3.8. Đồ thị biến thiên lực cắt theo vận tốc cắt khi tiện trực giao thép 9XC	41
Hình 3.9. Biến thiên lực cắt theo vận tốc cắt khi tiện cứng trực giao thép 9XC	41
Hình 3.10. Ảnh hưởng của các nhân tố v và s và tương tác giữa chúng đến các thành phần lực cắt trong tiện cứng trực giao thép 9XC bằng dụng cụ PCBN.	42
Hình 3.11. Mặt hồi qui và đồ thị đường mức của các thành phần lực cắt F_z và F_x ...	43
Hình 4.1. Mô hình bài toán tính nhiệt và các điều kiện biên	45
Hình 4.2. Các điều kiện biên sử dụng trong mô hình nhiệt	46
Hình 4.3. Ảnh SEM chụp mặt cắt gốc phoi và vết tiếp xúc trên bề mặt dụng cụ khi tiện trực giao thép 9XC	48
Hình 4.4. Biến thiên nhiệt tạo thành trên mặt tiếp xúc giữa phoi và dụng cụ.	52
Hình 4.6. Phân bố ứng suất trên mặt tiếp xúc giữa dao và phôi	54
Hình 4.7. Mô hình tính toán trường phân bố nhiệt trong tiện cứng trực giao.....	55
Hình 4.8. Sơ đồ tác dụng của các nguồn nhiệt trong mô hình tính toán trường phân bố nhiệt	56
Hình 4.9. Trường phân bố nhiệt khi tiện thép 9XC bằng dao PCBN trong trường hợp dụng cụ sắc.....	56
Hình 4.10. Trường phân bố nhiệt khi tiện thép 9XC bằng dao PCBN trong trường hợp dụng cụ bị mòn.....	57
Hình 4.11. Phôi thép 9XC dùng trong thí nghiệm.	58
Hình 4.12. Mảnh ghép PCBN dạng đặc và thân dao sử dụng trong thí nghiệm.	58
Hình 4.13. Kính hiển vi điện tử quét Jeol-JSM 5410 LV.	58
Hình 4.14. Phân tích EDX thành phần lớp phủ.....	59
Hình 4.15. Ảnh SEM bề mặt ghép mảnh PCBN được phủ các kim loại.....	60
Hình 4.16. Các đường đẳng nhiệt trong dụng cụ PCBN xác định bằng thực nghiệm..	60
Hình 5.1. Các dạng hỏng của dụng cụ PCBN.	63
Hình 5.2. Hình ảnh mòn mặt trước và mặt sau của dao PCBN	64
Hình 5.3. Các vùng mòn mặt trước dụng cụ PCBN khi gia công thép X12M	65
Hình 5.4. Vết mòn dạng sóng do tác dụng của các hạt cacbit trong vật liệu phôi. ...	65
Hình 5.5. Phân tích EDX các chất trên bề mặt dụng cụ.....	67

Hình 5.6. Ảnh vùng mòn mặt sau của mảnh dao PCBN khi cắt thép 9XC ở vận tốc khác nhau.....	68
Hình 5.7. Cấu trúc tế vi tổ chức vật liệu vùng phòng rộp dưới lưỡi cắt phụ và vùng vật liệu nguyên thủy của dụng cụ PCBN	69
Hình 5.8. Ảnh vùng mòn mặt trước mảnh PCBN.....	69
Hình 5.9. Góc thoát nhiệt trên mặt sau dưới lưỡi cắt chính và phụ.	71
Hình 5.10. Ảnh SEM vùng mòn mặt sau mảnh PCBN khi tiện cứng thép 9XC với chiều dài cắt khác nhau	71
Hình 5.11. Ảnh SEM mòn mặt sau mảnh PCBN khi tiện thép 9XC và X12M.....	72
Hình 5.12. Đồ thị biến thiên chiều cao mòn mặt sau theo chiều dài cắt của mảnh PCBN khi tiện thép 9XC.....	72
Hình 5.13. Thiết bị đo nhám Mitutoyo SI-201.	73
Hình 5.14. Đồ thị biến thiên nhám bề mặt theo chiều dài cắt.....	73
Hình 5.15. Đồ thị biến thiên nhám bề mặt theo độ cứng khi tiện thép X12M.....	74
Hình 5.16. Ảnh chụp topography bề mặt khi tiện thép X12M ứng với độ cứng phối khác nhau.....	75
Hình 5.17. Ảnh chụp topgraphy bề mặt khi tiện thép 9XC độ cứng 52HRC ứng với vận tốc cắt khác nhau	76
Hình 5.18. Kiểm tra độ cứng tế vi lớp bề mặt gia công khi tiện thép 9XC và X12M ở độ cứng khác nhau	76
Hình 5.19. Biến thiên độ cứng của lớp bề mặt gia công nhận được khi tiện thép 9XC và X12M ở độ cứng khác nhau.	77
Hình 5.20. Cấu trúc tế vi lớp bề mặt gia công khi tiện thép 9XC và X12M độ cứng 57HRC với chiều dài cắt khác nhau.....	78
Hình 6.1. Giá trị nhám bề mặt xác định từ thực nghiệm và mô hình hồi qui.	84
Hình 6.2. Mặt hồi qui và đồ thị đường mức của độ nhám R_a theo các thông số chế độ cắt	84
Hình 6.3. Giá trị diện tích gia công xác định từ thực nghiệm và mô hình hồi qui. ..	87
Hình 6.4. Mặt hồi qui và đồ thị đường mức của diện tích gia công S_c theo các thông số chế độ cắt	87
Hình 6.5. Đồ thị mặt biên tối ưu Pareto và giải pháp tối ưu thỏa hiệp	92

MỞ ĐẦU

1. TÍNH CẤP THIẾT CỦA ĐỀ TÀI

Tiện thép hợp kim qua tôi có độ cứng lớn hơn 45HRC hay tiện cứng, đang là một lựa chọn rất hấp dẫn thay cho nguyên công mài bởi các ưu thế: thời gian quay vòng ngắn, quá trình gia công linh hoạt, tuổi thọ làm việc cao, chi phí đầu tư thấp và ít tác động đến môi trường. Trong quá trình tiện cứng, nhờ dụng cụ có lưỡi cắt đơn nên có thể điều chỉnh chính xác góc cắt và do đó, dễ dàng gia công các bề mặt phức tạp của sản phẩm. Mặt khác, một số nghiên cứu đã chỉ ra rằng, ứng suất dư gây bởi tiện cứng đã làm cải thiện độ bền mỏi của chi tiết gia công.

Tiện cứng bắt đầu được ứng dụng trong nhiều lĩnh vực chế tạo cơ khí từ những năm 1980. Với sự ra đời và phát triển của các loại dụng cụ cắt siêu cứng PCBN (Nitrit Bo lập phương đa tinh thể), các ứng dụng của công nghệ tiện cứng đã tăng lên rõ rệt trong các ngành công nghiệp, đặc biệt là công nghiệp chế tạo ô tô, ô lãn, các thiết bị thủy lực, bánh răng, cam, trục và các chi tiết cơ khí khác.

Mặc dù có những ưu điểm nổi bật như một biện pháp gia công linh hoạt, thân thiện với môi trường, trong lĩnh vực gia công chính xác khi yêu cầu độ chính xác hình học tới một vài micromet, việc ứng dụng của tiện cứng còn bị hạn chế bởi tính thiếu ổn định liên quan đến chất lượng cục bộ và độ tin cậy khi gia công. Nhược điểm nữa do độ cứng của chi tiết lớn nên dụng cụ bị mòn nhanh làm tăng chi phí gia công. Thêm vào đó, độ giòn cao và độ dai va đập thấp của vật liệu dụng cụ cắt PCBN cũng đòi hỏi hệ thống công nghệ có độ cứng vững và độ chính xác cao.

Mặc dù việc nghiên cứu các đặc trưng hóa lý để nhận biết và điều khiển các nhân tố ảnh hưởng tới hiệu quả quá trình tiện cứng đã và đang được tiến hành tại nhiều nơi trên thế giới, các kết quả công bố cho thấy việc nghiên cứu vẫn chưa đủ sâu sắc và triệt để. Chính vì độ ổn định thấp liên quan đến chất lượng cục bộ và độ tin cậy khi gia công nên tiện cứng chính xác còn chưa thỏa mãn được yêu cầu của hầu hết các ngành công nghiệp. Mặt khác, dù có khả năng thay thế cho mài trong gia công các bề mặt chính xác chịu ứng suất cao, động học khi tiện rất khác so với quá trình mài nên cần có những nghiên cứu sâu và đầy đủ hơn về ảnh hưởng của các yếu tố công nghệ cũng như tác động tương quan của các quá trình hóa lý xảy ra khi tiện cứng.

Ở Việt nam, công nghệ tiện cứng đã bắt đầu được ứng dụng ở một vài cơ sở sản xuất. Tuy nhiên, cho đến nay vẫn chưa có công trình nghiên cứu nào về lĩnh vực công nghệ này được công bố. Với việc sử dụng ngày càng phổ biến của các loại thép hợp kim có độ bền và độ cứng cao trong ngành cơ khí chế tạo, cùng với sự ra đời và phát triển của các loại dụng cụ cắt siêu cứng và các máy gia công tự động, công nghệ tiện cứng đang thu hút được sự quan tâm đặc biệt. Vì vậy, việc nghiên cứu bản chất quá trình, xác định các nhân tố ảnh hưởng tới chất lượng và tính ổn định của quá trình gia công nhằm tìm ra các biện pháp nâng cao hiệu quả, mở rộng phạm vi ứng dụng của công nghệ tiện cứng ở Việt Nam là cần thiết và cấp bách.

2. MỤC ĐÍCH, ĐỐI TƯỢNG VÀ PHẠM VI NGHIÊN CỨU

Mục đích nghiên cứu

Mục tiêu nghiên cứu của luận án là nghiên cứu các đặc trưng vật lý của quá trình tiện thép hợp kim qua tôi bằng dao PCBN như: cơ chế hình thành phoi, lực và nhiệt cắt, mòn dụng cụ. Trên cơ sở các nghiên cứu được tiến hành trong điều kiện gia công rất gần với thực tiễn sản xuất, có thể nhận biết một số nhân tố ảnh hưởng tới hiệu quả quá trình tiện cứng là tuổi thọ dụng cụ và chất lượng bề mặt, đề xuất được những biện pháp nâng cao hiệu quả của quá trình tiện cứng.

Bên cạnh đó, nghiên cứu cũng tập trung vào việc tìm kiếm tập hợp các thông số cắt tối ưu thỏa mãn nhiều mục tiêu làm cơ sở cho việc điều khiển quá trình tiện cứng sau này.

Đối tượng và phạm vi nghiên cứu

Đối tượng nghiên cứu của quá trình tiện thép hợp kim qua tôi bằng dao PCBN là hai loại thép hợp kim 9XC và thép X12M, được sử dụng khá phổ biến trong ngành cơ khí chế tạo ở nước ta.

Đề tài giới hạn phạm vi nghiên cứu ở các vấn đề sau:

- + Nghiên cứu tổng quan về công nghệ tiện cứng và vật liệu dụng cụ PCBN.
- + Nghiên cứu các đặc trưng vật lý khi tiện cứng hai loại thép hợp kim 9XC và X12M bằng dao PCBN bao gồm quá trình tạo phoi, lực cắt và nhiệt cắt.
- + Nghiên cứu các chỉ tiêu mòn dụng cụ PCBN và chất lượng bề mặt gia công khi tiện thép cứng thép hợp kim 9XC và X12M.

+ Xác định tập hợp các thông số cắt tối ưu thỏa mãn hai mục tiêu đối lập là nhám bề mặt và tuổi thọ dụng cụ khi tiện thép hợp kim qua tôi bằng dao PCBN.

3. PHƯƠNG PHÁP NGHIÊN CỨU

Nghiên cứu lý thuyết kết hợp với nghiên cứu thực nghiệm. Việc nghiên cứu lý thuyết dựa trên sự phân tích và tổng hợp các kết quả đã công bố, đưa ra các giả thiết và các tính toán biến đổi phù hợp để xây dựng cơ sở lý thuyết và thiết lập các mô hình thực nghiệm.

Nghiên cứu thực nghiệm được tiến hành với hệ thống thiết bị thực nghiệm được thiết kế, chế tạo có đủ độ tin cậy, sử dụng các thiết bị đo hiện đại có độ chính xác cao nhằm kiểm chứng các mô hình lý thuyết, tìm ra các mối quan hệ hoặc đối chiếu, kiểm chứng với các kết quả nghiên cứu đã có.

4. Ý NGHĨA KHOA HỌC VÀ THỰC TIỄN CỦA ĐỀ TÀI

Ý nghĩa khoa học

Các kết quả nghiên cứu của đề tài sẽ là cơ sở khoa học để thiết lập các chỉ dẫn công nghệ trong quá trình tiện cứng, đặc biệt trong việc điều khiển, tối ưu hóa quá trình. Kết quả nghiên cứu cũng là cơ sở khoa học để ứng dụng công nghệ tiện cứng trong chế tạo các sản phẩm đòi hỏi bề mặt làm việc có chất lượng cao, góp phần tăng tính ổn định và độ tin cậy của một phương pháp gia công tinh sau nhiệt luyện, nâng cao hiệu quả và mở rộng phạm vi ứng dụng công nghệ tiện cứng.

Ý nghĩa thực tiễn

Những kết quả nghiên cứu của đề tài có thể ứng dụng tại các nhà máy, phân xưởng sản xuất cơ khí khi gia công các sản phẩm, chi tiết được chế tạo bằng các loại thép hợp kim, chủ yếu là thép crôm, yêu cầu cao về độ bền, độ cứng và độ chịu nhiệt trong ô tô, xe máy, tàu thủy, máy công cụ, động cơ, thiết bị và các dây chuyền cán thép... ở trong nước.

Quá trình ứng dụng các kết quả nghiên cứu sẽ cho phép mở rộng phạm vi gia công của ngành chế tạo máy nói chung và của công nghệ tiện cứng nói riêng, góp phần tạo ra những sản phẩm có chất lượng tốt, giá thành hạ và nâng cao khả năng ứng dụng vào thực tiễn một phương pháp gia công tinh linh hoạt, thân thiện với môi trường, chi phí đầu tư thấp, phù hợp với điều kiện sản xuất ở Việt Nam.

5. NỘI DUNG CÁC VẤN ĐỀ SẼ ĐI SÂU NGHIÊN CỨU

Nội dung nghiên cứu sẽ đi sâu vào các vấn đề sau:

- Nghiên cứu tổng quan về công nghệ tiện cứng: Vật liệu dụng cụ cắt PCBN, quá trình tạo phoi, lực cắt, nhiệt cắt và mòn dụng cụ khi tiện cứng.

- Làm rõ mối liên hệ của hình thái phoi với độ cứng vật liệu và vận tốc gia công khi tiện thép hợp kim 9XC và X12M bằng dao PCBN. Phân tích hình ảnh gốc phoi để rút ra nhận định về cơ chế hình thành phoi phụ thuộc vào hai quá trình biến cứng và mềm hóa vì nhiệt.

- Khảo sát biến thiên lực cắt phụ thuộc vào vật liệu gia công, vận tốc cắt và chiều dài gia công khi tiện thép hợp kim qua tôi bằng dao PCBN. Nhận biết được mối liên hệ giữa cơ chế hình thành phoi với lực cắt.

- Sử dụng phương pháp phần tử hữu hạn giải bài toán truyền nhiệt và xác định trường phân bố nhiệt cho quá trình tiện cứng trục giao thép 9XC với sự hỗ trợ của phần mềm ABAQUS. Bằng cách phủ các kim loại nguyên chất có điểm nóng chảy xác định để lấy thông tin về nhiệt độ, kiểm chứng kết quả mô phỏng lý thuyết bằng thực nghiệm.

- Phân tích các cơ chế mòn và dạng mòn dụng cụ PCBN khi tiện cứng hai loại thép hợp kim 9XC và X12M. Khảo sát ảnh hưởng của vật liệu phôi, vận tốc cắt và chiều dài gia công tới mòn dụng cụ và chất lượng bề mặt gia công. Giải thích mối liên hệ giữa nhiệt cắt và mòn dụng cụ.

- Ứng dụng giải thuật di truyền trong quá trình tối ưu hóa đa mục tiêu chế độ cắt để xác định tập hợp các thông số tối ưu khi tiện cứng thép 9XC bằng dao PCBN. Sử dụng phương pháp phân tích hồi quy để xây dựng các mô hình lực cắt, nhám bề mặt gia công và tuổi thọ dụng cụ.

Phần kết luận chung và phương hướng nghiên cứu tiếp theo.

Chương 1

TỔNG QUAN VỀ CÔNG NGHỆ TIỆN CỨNG

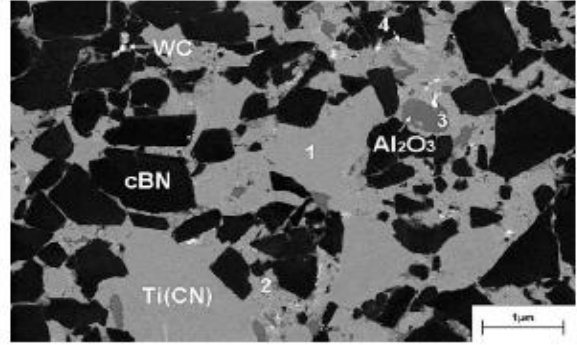
1.1. Khái niệm chung

Tiện cứng là phương pháp tiện sử dụng dao bằng các vật liệu siêu cứng như Nitrit Bo, kim cương hoặc gốm tổng hợp để thay thế cho nguyên công mài khi gia công thép tôi có độ cứng từ 45÷70HRC [47], [58]. So với mài, tiện cứng có nhiều ưu thế vượt trội về khía cạnh kinh tế và sinh thái [77], [80]. Ưu thế đáng kể nhất của tiện cứng là có thể dùng một dụng cụ mà vẫn gia công được nhiều chi tiết có hình dáng khác nhau bằng cách thay đổi đường chạy dao. Trong khi đó, muốn mài được hình dạng chi tiết khác thì phải sửa lại đá hoặc thay đá khác. Đặc biệt, tiện cứng có thể gia công được những biên dạng phức tạp mà mài khó có thể thực hiện được. Nếu xét về chi phí đầu tư thì một máy tiện CNC chỉ bằng khoảng 1/2 đến 1/10 máy mài CNC [16]. Cấp chính xác khi tiện cứng đạt IT5÷7 và nhám bề mặt đạt $R_z = 2\div 4 \mu\text{m}$. Ở điều kiện gia công đặc biệt, tiện cứng có thể đạt được độ chính xác IT3÷5 và nhám bề mặt $R_z < 1,5 \mu\text{m}$ [48], [96]. Ngoài ra, chất lượng bề mặt khi tiện cứng cũng có một số ưu điểm so với mài như: Ảnh hưởng nhiệt đến bề mặt gia công nhỏ do chiều dài và thời gian tiếp xúc giữa dụng cụ và phôi ngắn, lớp ứng suất dư nén bề mặt có chiều sâu lớn nhưng vẫn giữ được độ chính xác kích thước, hình dạng và tính nguyên vẹn bề mặt [42], [48], [64], [91]. Bên cạnh đó, tiện cứng còn có thể thực hiện gia công khô, không cần sử dụng dung dịch trơn nguội nên không ảnh hưởng đến môi trường và sức khỏe người lao động [19], [74]. Tuy nhiên tiện cứng cũng đòi hỏi máy, hệ thống công nghệ có độ cứng vững và độ chính xác cao [29].

Mặc dù có những ưu thế nổi bật và đã đạt được sự tăng trưởng mạnh mẽ trong những năm gần đây, tiện cứng vẫn đang là một công nghệ gia công mới chưa được nghiên cứu đầy đủ. Do độ tin cậy của quá trình chưa cao, chất lượng gia công thiếu ổn định và chi phí dụng cụ cắt lớn nên phạm vi ứng dụng của công nghệ gia công tiên tiến này còn rất hạn chế [57], [96]. Vì vậy, việc bổ sung các nghiên cứu tìm hiểu về các hiện tượng cơ lý tính của quá trình, nhận biết được các thông số điều khiển để nâng cao hiệu quả quá trình cũng như cải tiến công nghệ chế tạo dụng cụ cắt và máy gia công sẽ mở rộng tiềm năng ứng dụng của công nghệ tiện cứng [80].

1.2. Vật liệu dụng cụ cắt PCBN

Vật liệu dụng cụ cắt PCBN (Nitrit Bo lập phương đa tinh thể) là vật liệu kết hợp giữa các hạt Nitrit Bo lập phương (CBN) với chất kết dính được thiêu kết ở nhiệt độ 1200°C và áp suất $5,5\text{GPa}$. Thành phần PCBN bao gồm các hạt CBN với kích thước vài micromet ($1\div 30\mu\text{m}$ tùy yêu cầu về mật độ) phân bố trong một chất nền chứa cacbit kim loại, nitrit hoặc ôxit (Hình 1.1). Cấu trúc đồng đều của PCBN đã khắc phục được các nhược điểm của CBN đơn tinh thể như tính có thớ và dị hướng [11]. Hiện nay, chất kết dính gồm kim loại đang được sử dụng rộng rãi vì kết hợp được sự gắn kết dẻo dai của kim loại với độ cứng và bền nhiệt của gốm [102].

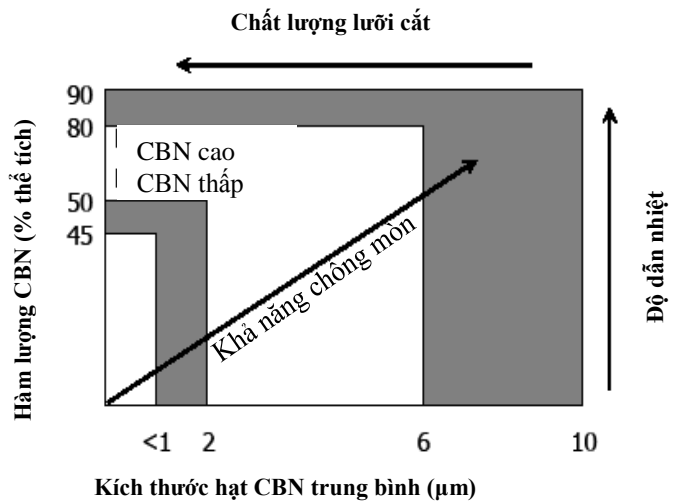


Hình 1.1. Cấu trúc tế vi của vật liệu PCBN: (1) và (2) vùng TiCN nhỏ và lớn; (3) vùng Al_2O_3 và (4) vùng hỗn hợp của Al_2O_3 [11].

CBN là một trong bốn dạng tinh thể của Nitrit Bo (BN) gồm: Hexagonal (HBN), Rhombohedral (RBN), Wurtzitic (WBN) và Cubic (CBN) [35], [54]. CBN được tổng hợp thành công lần đầu tiên vào năm 1957 và bắt đầu được đưa ra thị trường dưới dạng dụng cụ cắt và bột mài từ năm 1969. Tính chất ít tương tác hóa học với nhóm hợp kim thép, độ cứng cao và tính ổn định ở nhiệt độ cao, đặc biệt trong điều kiện ô xy hóa đã làm cho vật liệu CBN trở thành loại vật liệu công nghiệp thích hợp hơn so với kim cương. Được coi là vật liệu của thế kỷ 20, hiện nay Nitrit Bo đang được ứng dụng rất hiệu quả trong nhiều lĩnh vực khoa học và công nghệ như vật liệu kỹ thuật điện tử, vật liệu kỹ thuật hạt nhân, vật liệu dụng cụ cắt, vật liệu bôi trơn và vật liệu chịu lửa [54].

Đặc tính của vật liệu PCBN phụ thuộc chủ yếu vào hàm lượng CBN, thành phần chất dính kết và kích cỡ hạt. Căn cứ vào hàm lượng CBN mà PCBN được chia thành hai loại: Vật liệu PCBN với hàm lượng CBN thấp, khoảng 50% và vật liệu với hàm lượng CBN cao, khoảng $80\div 90\%$ [102]. Hàm lượng CBN càng cao thì khả năng dẫn nhiệt càng lớn và tính chống mòn càng tăng. Cỡ hạt CBN càng lớn thì khả năng chống mòn tăng nhưng chất lượng lưỡi cắt giảm (Hình 1.2) [96]. Trạng thái của vật liệu dụng cụ PCBN trong quá trình gia công bị ảnh hưởng bởi rất nhiều

nhân tố bao gồm: thành phần của vật liệu PCBN, vật liệu phối, bản chất quá trình gia công, điều kiện cắt cũng như các thông số dụng cụ cắt. Tuy hiệu quả của dụng cụ cắt phụ thuộc vào nhiều yếu tố song các nghiên cứu đến nay cho thấy, với thành phần CBN thấp, dụng cụ cắt PCBN đạt được hiệu quả tốt hơn trong gia công vật liệu cứng cả về phương diện tuổi thọ dụng cụ lẫn chất lượng bề mặt.



Hình 1.2. Ảnh hưởng của thành phần và kích thước hạt CBN đến tính chất của vật liệu PCBN [96].

Nhờ các tính chất quý giá như độ cứng cao, bền nhiệt và ít tương tác hóa học ở nhiệt độ cao, PCBN có thể sử dụng để cắt với tốc độ cao các hợp kim thép và các vật liệu khó gia công như: thép hợp kim tôi cứng đến 70HRC, thép rèn với độ cứng 45÷68HRC, gang tôi, các loại siêu hợp kim Niken và Côban [56]. Tuy không cứng bằng kim cương song PCBN lại có những ưu thế nổi bật với vai trò dụng cụ cắt khi gia công thép tôi, gang tôi và các loại siêu hợp kim vì ít có ái lực hóa học với nhóm hợp kim của sắt và tính ổn định ở nhiệt độ cao, ở nhiệt độ 1600⁰K không tác dụng với hợp kim sắt và không có sự chuyển hóa cấu trúc tinh thể Nitrit Bo dạng lục giác (HBN) giống Graphit [54]. So với hợp kim cứng và gốm, tuy PCBN có giá thành rất cao, thường gấp từ 10÷20 lần và hạn chế về dạng hình học, song lại có thể đáp ứng các yêu cầu đạt được mức độ cao về năng suất, độ chính xác và độ đồng đều trong gia công chế tạo, đặc biệt là các yêu cầu của quá trình tự động hóa trong gia công như giảm thời gian dừng máy, thời gian và số lần thay thế dụng cụ nên nhu cầu tiêu thụ dụng cụ PCBN liên tục tăng ở mức hai chữ số [56], [97]. Tuy nhiên, dù có độ cứng rất cao nhưng do độ dai và đập kém nên hạn chế việc sử dụng PCBN trong các quá trình cắt gọt nặng, có va đập nhiều như phay [97].

Hiện nay, PCBN đang được sử dụng rộng rãi ở dạng bột cho quá trình mài, dạng thiêu kết cho quá trình cắt như cưa, cắt gọt, nghiền ép, đặc biệt triển vọng trong quá trình tiện cứng [99].

Bảng 1.1 trình bày một số tính chất cơ lý của vật liệu dụng cụ cắt PCBN và một số vật liệu dụng cụ cắt theo các công ty chế tạo dụng cụ Kennametal, Sandvik, Sumitomo và De Beerd. Từ đây có thể thấy PCBN là loại vật liệu dụng cụ có tính năng thích hợp nhất cho việc gia công bằng cắt gọt các loại vật liệu có độ bền độ cứng cao [96].

Bảng 1.1. So sánh các tính chất cơ lý của PCBN với một số vật liệu dụng cụ có tính năng cắt cao [96].

Tính chất cơ lý	Cacbit Vonfram	Gốm sứ nhân tạo	PCBN	Kim cương nhân tạo
Khối lượng riêng (g/cm^3)	6.0-15.0	3.8-7.0	3.4-4.3	3.5-4.2
Độ cứng (HV 30)	1300-1700	1400-2400	3000-4500	4000-7000
Modul đàn hồi (GPa)	430-630	300-400	580-680	680-890
Giới hạn bền ($\text{Mpa}^{1/2}$)	8-18	2-7	6.7	8.89
Độ bền nhiệt ($^{\circ}\text{C}$)	800-1200	1300-1800	1500	600
Hệ số truyền nhiệt (W/mK)	100	30-40	40-200	560
Hệ số giãn nở vì nhiệt (10^{-6}K^{-1})	5.0-7.5	7.4-9.0	3.6-4.9	0.8

Do điều kiện chế tạo khó khăn, cấu tạo và hình dạng các mảnh dụng cụ PCBN bị hạn chế và thường được chế tạo ở ba dạng (Hình 1.3) [17]:

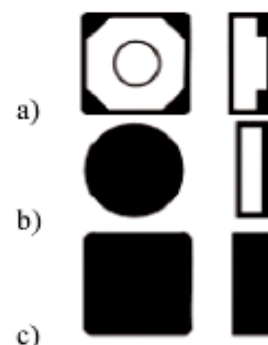
- Mảnh dao có mũi gắn PCBN trên nền hợp kim cứng (Hình 1.3a).

- Mảnh dao có lớp bề mặt PCBN gắn trên nền hợp kim cứng (Hình 1.3b).

- Mảnh dao nguyên khối PCBN (Hình 1.3c).

Chiều dày lớp PCBN được chế tạo ở ba mức: 1,6; 3,2; 4,76 mm theo tiêu chuẩn ISO/ANSI [17].

Do được sử dụng chủ yếu trong quá trình gia công tinh với chiều sâu cắt và lượng chạy dao nhỏ nên quá trình cắt khi tiện cứng chỉ diễn ra ở bán kính mũi dao hoặc dọc theo cạnh viền lưỡi cắt, việc chế tạo dạng hình học lưỡi cắt dụng cụ PCBN đóng vai trò rất quan trọng. Bên cạnh đó,

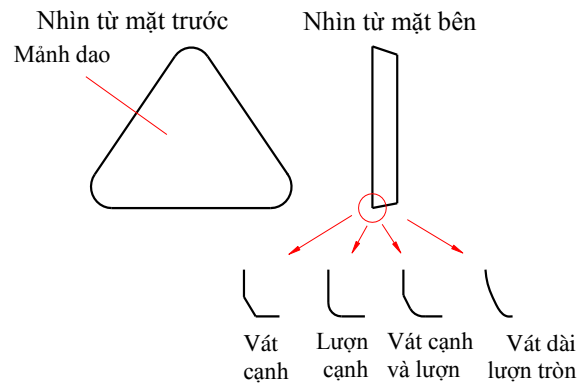


Hình 1.3. Các dạng mảnh dao PCBN [97]: PCBN ở mũi lưỡi cắt (a); PCBN ở lớp bề mặt (b); PCBN nguyên khối (c).

dụng cụ cắt PCBN thường được sử dụng để gia công vật liệu có độ cứng cao nên dạng hình học phù hợp của lưỡi cắt sẽ giúp bảo vệ dụng cụ không bị hư hỏng sớm, vỡ hoặc sút mẻ [27]. Dạng hình học của lưỡi cắt còn ảnh hưởng tới tính nguyên trạng, ứng suất dư và việc tạo thành lớp trắng trên bề mặt gia công [92].

Lưỡi cắt dụng cụ PCBN thường được chế tạo với dạng hình học như vát cạnh, lượn tròn cạnh hoặc kết hợp. Ngoài ra còn có dạng lượn cung ô van hoặc parabol (Hình 1.4) [71]. Thực tế cho thấy, các dụng cụ có lưỡi cắt được gia công có tuổi thọ hơn hẳn so với các dụng cụ có lưỡi cắt sắc nhờ tạo thành góc trước âm làm tăng sức bền cho dao

[27]. Mảnh dao có lưỡi cắt được lượn góc có xu hướng tạo lực cắt nhỏ hơn do đó mòn mặt sau ít hơn. Tuy nhiên, hiệu quả gia công của mảnh dao lượn góc lại kém hơn so với mảnh dao được vát góc hoặc có cạnh sắc [91]. Hiện nay, dụng cụ được vát cạnh lưỡi cắt thường được dụng trong tiện thô và tiện cứng. Trong các điều kiện cắt khắc nghiệt, lưỡi cắt có thể được lượn góc thêm vào vát cạnh hoặc vát cạnh kép để bảo vệ lưỡi cắt khỏi bị vỡ hoặc sút mẻ. Lưỡi cắt lượn góc thường được dùng trong quá trình tiện cứng lần cuối [92].



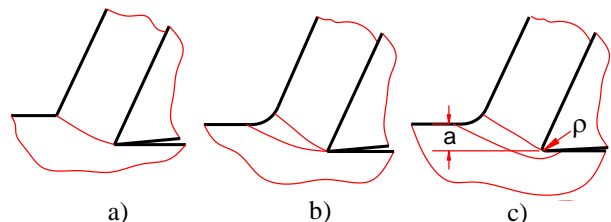
Hình 1.4. Dạng hình học lưỡi cắt dụng cụ PCBN [71].

1.3. Quá trình tạo phoi khi tiện cứng

1.3.1. Các hình thái phoi khi cắt kim loại

Phoi hình thành trong quá trình cắt kim loại rất đa dạng song có thể chia thành hai dạng cơ bản [83]:

+ Dạng phoi dây ổn định (phoi liền): với ba loại tùy theo cơ chế hình thành bao gồm: vùng trượt tập trung gần như một mặt phẳng, vùng trượt có dạng mảng và vùng trượt mở rộng có biến dạng dẻo bên dưới bề mặt do dao mòn (Hình 1.5) [82].

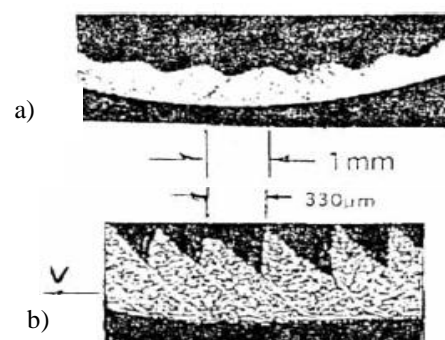


Hình 1.5. Cơ chế hình thành dạng phoi ổn định: Trượt tập trung trên mặt phẳng(a), vùng trượt tạo thành mảng(b), vùng trượt mở rộng bên dưới bề mặt gia công(c) [82].

+ Dạng phoi tuần hoàn: phoi rời, phoi lượn sóng, phoi răng cưa (phoi xếp) và phoi tạo thành với lẹo dao.

Đôi khi còn có dạng phoi với bề dày thay đổi không tuần hoàn, đặc biệt là khi cắt kim loại nguyên chất.

Khái niệm phoi phân đoạn thường được dùng để mô tả cả phoi lượn sóng và phoi răng cưa không còn phù hợp từ khi sự khác biệt giữa hai loại phoi này được nhận diện. Ví dụ, tần số chu kỳ của phoi lượn sóng thường khoảng 100Hz trong khi chu kỳ của phoi răng cưa lớn hơn 2÷4 lần. Hơn nữa, phoi lượn sóng không có các đỉnh sắc nhọn như phoi răng cưa (Hình 1.6) [83].



Hình 1.6. Các dạng phoi phân đoạn: phoi lượn sóng (a) và phoi răng cưa (b) [83].

1.3.2 Cơ chế hình thành phoi khi tiện cứng

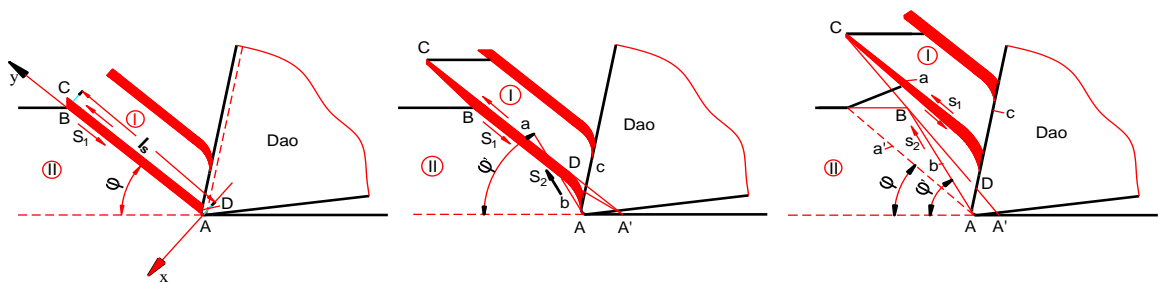
Sự khác biệt cơ bản của quá trình tạo phoi khi gia công thép cứng và thép thông thường là sự hình thành phoi răng cưa, lần đầu tiên được Shaw phát hiện vào năm 1954 [14]. Các lý thuyết khác nhau để giải thích về cơ chế hình thành phoi răng cưa có thể chia thành hai dạng: Dạng thứ nhất dựa trên sự trượt đoạn nhiệt ban đầu, một trạng thái mất ổn định nhiệt dẻo thường thấy ở các vật liệu hạn chế về khả năng biến cứng khi bị biến dạng ở tốc độ cao hoặc biến dạng dẻo lớn [104], [103]. Dạng thứ hai cho rằng do sự mất ổn định theo chu kỳ dựa trên sự xuất hiện và lan truyền của các vết nứt ở bề mặt tự do của phoi [14], [82], [83].

Theo quan điểm thứ nhất, sự thay đổi của tốc độ cắt khi gia công các loại vật liệu khó gia công gây ra sự không ổn định của quá trình đã dẫn đến phản ứng cơ nhiệt của vật liệu phôi dưới điều kiện cắt gọt. Kết quả là sự trượt cục bộ và dạng phoi tuần hoàn được hình thành. Trượt cục bộ làm lực cắt thay đổi tuần hoàn và gây ra dao động hoặc va đập trong quá trình cắt, đặc biệt khi độ cứng vững của hệ thống thấp và nhiệt độ trên bề mặt tiếp xúc giữa phoi và dụng cụ lớn. Phoi hình thành do trượt cục bộ là dạng phoi điển hình khi gia công các vật liệu có hệ thống trượt hạn chế (cấu trúc tinh thể sáu cạnh), khả năng dẫn nhiệt kém, độ cứng cao như các loại thép hợp kim cứng, các loại siêu hợp kim của titan và niken. Trái lại, phoi ổn định

là dạng phoi thích hợp khi gia công các loại vật liệu có hệ thống trượt mạnh (cấu trúc tinh thể bốn cạnh), tính dẫn nhiệt tốt, độ cứng thấp như các loại thép các bon và thép hợp kim thông thường [104].

Cơ chế hình thành phoi do trượt cục bộ gồm một chuỗi các quá trình với hai giai đoạn cơ bản: Giai đoạn thứ nhất là sự trượt không ổn định và biến dạng cục bộ trong một dải hẹp ở vùng trượt thứ nhất phía trước dụng cụ. Giai đoạn thứ hai là quá trình phá hủy theo đường nghiêng hình chêm của vật liệu phôi khi dụng cụ tiến về phía trước với biến dạng không đáng kể để hình thành một phân đoạn phoi [104].

Quá trình hình thành phoi do trượt cục bộ khác hẳn với quá trình hình thành phoi liền (Hình 1.7). Trong trường hợp hình thành phoi liền, hiện tượng biến cứng chiếm ưu thế so với hiện tượng mềm hoá vì nhiệt. Khi trượt diễn ra dọc theo mặt phẳng trượt chính a, do bị biến cứng nên ứng suất yêu cầu cho biến dạng tiếp theo trở nên lớn hơn và mặt phẳng yếu nhất sẽ chuyển sang mặt phẳng tiếp theo. Vì vậy,



Hình 1.7. Sơ đồ các giai đoạn của quá trình tạo phoi do trượt cục bộ trong cắt kim loại [104].

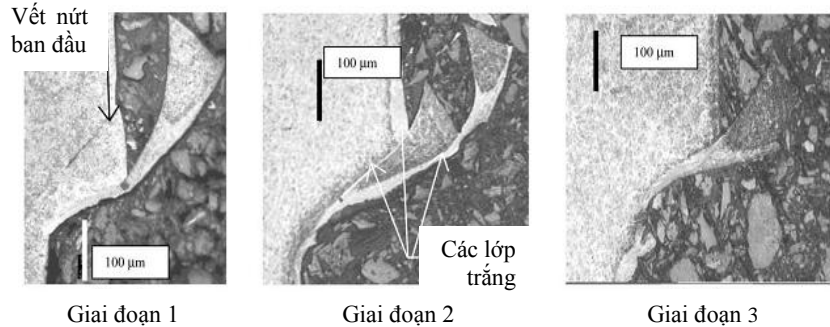
trượt sẽ chuyển sang mặt phẳng tiếp theo dẫn đến một sự phân bố biến dạng đồng đều trong phoi ở cấp độ tổng thể. Trong trường hợp hình thành phoi do trượt cục bộ, sự mềm hoá vì nhiệt chiếm ưu thế hơn sự biến cứng. Khi trượt diễn ra dọc theo mặt phẳng trượt chính a (Hình 1.7), sức bền ở đây nhỏ hơn nên mặt phẳng này vẫn là mặt phẳng yếu nhất và trượt tiếp tục diễn ra ở đây hay nói khác đi, trượt được giới hạn trong một mặt phẳng hẹp. Vì vậy, sự phân bố biến dạng trong phoi ở cấp độ tổng thể là không đồng đều. Như vậy, bản chất của cơ chế tạo phoi ở đây chỉ là sự cạnh tranh của hai hiện tượng cơ nhiệt là biến cứng và mềm hóa vì nhiệt [103].

Theo quan điểm thứ hai, quá trình hình thành phoi răng cưa là do sự mất ổn định theo chu kỳ dựa trên sự xuất hiện và lan truyền của các vết nứt ở bề mặt tự do của phoi trải qua các giai đoạn (Hình 1.8) [73]:

Giai đoạn 1: Khi ứng suất cắt đạt tới giá trị tới hạn, một vết nứt đột nhiên xuất hiện và phát triển về phía lưỡi cắt.

Giai đoạn 2: Do sự xuất hiện của vết nứt, thể tích phoi giữa vết nứt và cạnh viền lưỡi cắt bị đẩy lên hầu như không có bất kỳ biến dạng nào. Khi dụng cụ tiến về phía

trước, khe hở giữa vết nứt và cạnh viền lưỡi cắt sẽ nhỏ dần làm chiều dày của phoi giảm. Tốc độ trượt của phoi trên mặt trước của dụng cụ và ở bề mặt vết nứt lớn đến nỗi ma sát làm nhiệt độ tăng



Hình 1.8. Các giai đoạn hình thành phoi răng cưa trong gia công thép 100Cr6 (760HV), thông số cắt $v = 100\text{m/p}$, $s = 0,1\text{ mm/vòng}$, $t = 1\text{mm}$, môi trường cắt khô, dao PCBN có chất gắn kết ceramic [73].

đến gần điểm chuyển hóa A_3 . Vì thế, mactensite có thể được tạo ra dưới dạng các lớp trắng xung quanh đoạn phoi vừa hình thành. Bên cạnh đó một lớp trắng tương tự tồn tại trên bề mặt gia công do ma sát lớn với mặt sau của dụng cụ.

Giai đoạn 3: Chiều rộng của khe hở hẹp đến mức mà tốc độ đẩy ra và biến dạng dẻo của phoi là rất cao. Dưới tác dụng của nhiệt độ cao, hai lớp trắng trên phoi hòa nhập với nhau tạo thành phần còn lại của đoạn phoi. Tại đây, chiều dày phoi rất nhỏ và nó nguội đi rất nhanh. Vì thế, sự chuyển hóa trong vùng này là đoạn nhiệt.

Giai đoạn 4: Phân đoạn phoi được hình thành và điền đầy vào chỗ trống giữa vết nứt và mặt bên trong của phoi do biến dạng lớn. Sự phân bố ứng suất nén mà bị giảm xuống trong giai đoạn 2 và 3 đóng vai trò quan trọng trở lại để bắt đầu một vết nứt mới và các hiện tượng của chu kỳ sẽ được lặp lại.

Dạng phoi tạo thành được điều khiển bởi sự cân bằng giữa tốc độ cắt và độ cứng của phôi thông qua mối liên hệ giữa hai thông số trên là nhiệt cắt [73].

1.4. Lực và ứng suất trong cắt kim loại

1.4.1. Mô hình tính toán lực cắt

Lực cắt cần thiết để tạo thành phoi trong cắt kim loại phụ thuộc vào giới hạn trượt của vật liệu phôi và diện tích mặt phẳng trượt. Trong khi giới hạn chảy trượt

của các kim loại và hợp kim trong cắt kim loại thay đổi rất ít trong dải rộng tốc độ cắt và chiều sâu cắt thông thường thì diện tích mặt phẳng trượt lại thay đổi nhiều phụ thuộc vào điều kiện cắt nên ảnh hưởng của diện tích mặt phẳng trượt tới lực cắt lớn hơn nhiều so với ảnh hưởng của giới hạn chảy trượt trong cắt kim loại [94].

Trong trường hợp cắt trực giao, diện tích mặt phẳng trượt có quan hệ với chiều dày lớp cắt t_1 , chiều rộng phoi w và góc trượt ϕ theo biểu thức:

$$A_S = \frac{t_1 w}{\sin \phi} \quad (1.1)$$

Trong quá trình cắt, có thể chủ động điều khiển được các thông số chiều sâu cắt (w) và lượng chạy dao (t_1) nhưng không thể điều khiển được trực tiếp góc trượt ϕ . Khi góc trượt nhỏ, lực trượt có thể lớn gấp 5 lần khi góc trượt lớn nhất. Vì vậy việc nghiên cứu các nhân tố ảnh hưởng tới góc trượt ϕ sẽ giúp điều khiển hoặc dự đoán được lực cắt [94].

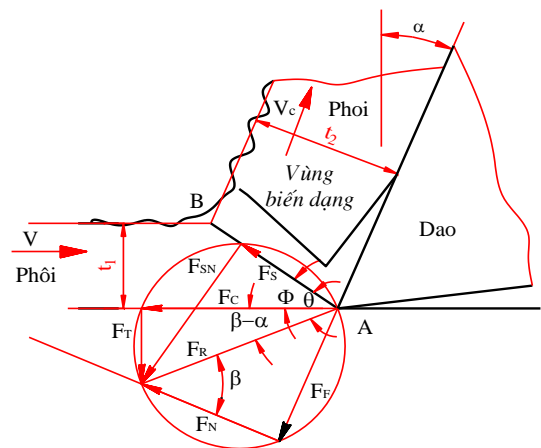
Để xây dựng các biểu thức dự đoán định lượng về trạng thái vật liệu phoi trong quá trình cắt cũng như xác định các nhân tố quyết định chiều dày phoi, góc trượt ϕ và lực cắt tương ứng, nhiều mô hình dự đoán lực cắt, ứng suất dư, hình dạng phoi đã được phát triển như mô hình của Ernst và Merchant (1941), Lee và Shaffer (1951), Kobayashi và Thomsen (1962), Rowe và Spick (1967), Wright (1982)... Tuy nhiên, cho đến nay vẫn không có mô hình nào đúng với mọi điều kiện cắt [42].

Các mô hình tính toán lực cắt được trình bày trong Phụ lục I.

Trong số các mô hình đề cập ở trên, không mô hình nào có sự cải tiến đáng kể so với mô hình của Ernst và Merchant [42]. Vòng tròn lực của Merchant vẫn là cột mốc quan trọng trong lý thuyết về cắt kim loại. Theo mô hình này, lực tổng hợp giữa dao và phoi F_R là một vector tổng hợp của các thành phần lực vuông góc (Hình 1.9):

$$\vec{F}_R = \vec{F}_S + \vec{F}_{SN} = \vec{F}_F + \vec{F}_N = \vec{F}_C + \vec{F}_T \quad (1.2)$$

Trong đó: F_R là lực tổng hợp; F_S là lực cắt nằm trong mặt phẳng trượt; F_{SN} là lực



Hình 1.9. Vòng tròn lực khi cắt trực giao của Ernst và Merchant [42].

vuông góc với mặt phẳng trượt; F_F lực ma sát ở trên mặt trước của dụng cụ; F_N là lực pháp tuyến với mặt trước của dụng cụ; F_C là lực cắt chính; F_T là lực dọc trục.

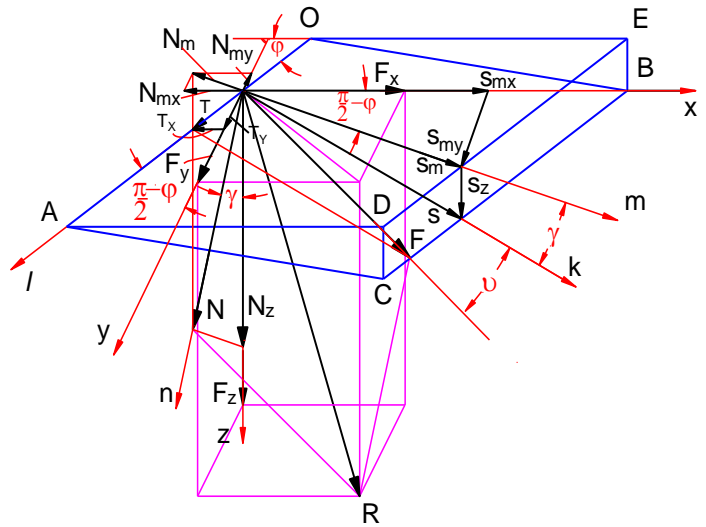
Lực thành phần tác dụng trên mặt phẳng trượt và mặt trước của dụng cụ có quan hệ với các thành phần lực cắt chính (lực tiếp tuyến F_C và lực dọc trục F_T):

$$\left. \begin{aligned} F_S &= F_C \cos \phi - F_T \sin \phi \\ F_{SN} &= F_C \sin \phi + F_T \cos \phi \\ F_F &= F_C \sin \alpha + F_T \cos \alpha \\ F_N &= F_C \cos \alpha - F_T \sin \alpha \end{aligned} \right\} \quad (1.3)$$

Với α là góc trước; ϕ là góc trượt.

1.4.2. Mô hình tính lực khi cắt nghiêng

Trong quá trình cắt nghiêng, tỉ lệ của các thành phần lực cắt F_z , F_y , F_x phụ thuộc vào chiều sâu cắt và lượng chạy dao. Điều này có thể được giải thích bởi thực tế rằng chiều sâu cắt và lượng chạy dao ảnh hưởng đến hướng thoát phoi và vì vậy đến hướng của lực ma sát giữa phoi và mặt trước dụng cụ. Hình 1.10 mô tả lực tác dụng lên mặt trước dụng cụ có góc nâng của lưỡi cắt chính $\lambda=0$ [107]. Với mặt trước AOBC là tạo một góc trước γ với mặt phẳng đáy AOED vuông góc với véc tơ vận tốc cắt. Lực pháp tuyến N và lực tiếp tuyến F tác dụng trên mặt



Hình 1.10. Sơ đồ mối quan hệ giữa các thành phần lực khi cắt nghiêng [107].

trước. Hệ trục xyz có trục z song song với phương vận tốc cắt và trục x song song với phương của bước tiến dao. Hệ trục vuông góc kln có trục n vuông góc với mặt trước và trục l trùng với lưỡi cắt và tạo thành góc nghiêng chính ϕ với trục x . Trục m là giao của mặt nk với mặt AOED. Sử dụng hệ trục tọa độ kln trên có thể xác định được mối quan hệ giữa các thành phần lực pháp tuyến N và lực ma sát F với các thành phần F_z , F_y , F_x của lực tổng hợp chiếu lên hệ trục xyz như sau:

$$+) F_z = N_z + S_z = N \cos \gamma + S \sin \gamma \quad (1.4)$$

$$+) F_y = T_y + N_{my} - S_{my} = T \cos \left(\frac{\pi}{2} - \varphi \right) - N_m \sin \left(\frac{\pi}{2} - \varphi \right) + S_m \sin \left(\frac{\pi}{2} - \varphi \right)$$

$$\rightarrow F_y = T \sin \varphi - N_m \cos \varphi + S_m \cos \varphi \quad (1.5)$$

$$+) F_x = S_{mx} - N_{mx} - T_x = S_m \sin \left(\frac{\pi}{2} - \varphi \right) - N \cos \left(\frac{\pi}{2} - \varphi \right) - T \sin \left(\frac{\pi}{2} - \varphi \right) \quad (1.6)$$

$$F_z = N \cos \gamma + F \cos \nu \sin \gamma$$

$$F_y = F \sin \nu \sin \varphi - N \sin \gamma \cos \varphi + F \cos \gamma \cos \varphi \cos \nu \quad (1.7)$$

$$F_x = F \cos \nu \cos \gamma \cos \varphi - N \sin \gamma \sin \varphi - F \sin \nu \cos \varphi$$

Nếu có thể đo đạc các thành phần lực sẽ xác định được góc thoát phoi trên mặt trước dụng cụ:

$$\operatorname{tg} \nu = \frac{F_y \sin \varphi - F_x \cos \varphi}{F_z \sin \gamma + (F_y \cos \varphi + F_x \sin \varphi) \cos \gamma} \quad (1.8)$$

Hệ số ma sát μ bằng tỉ số giữa lực tiếp tuyến với lực pháp tuyến tác dụng trên mặt trước dụng cụ được xác định:

$$\mu = \frac{\sqrt{[F_z \sin \gamma + (F_y \cos \varphi + F_x \sin \varphi) \cos \gamma]^2 + (F_y \sin \varphi - F_x \cos \varphi)^2}}{F_z \cos \gamma - (F_y \cos \varphi + F_x \sin \varphi) \sin \gamma} \quad (1.9)$$

$$\text{Khi } \nu = 0 \rightarrow F_y \cos \varphi + F_x \sin \varphi = F_{xy} \text{ và } F_y \sin \varphi - F_x \cos \varphi = 0$$

$$\text{Do đó: } \mu = \frac{F_z \sin \gamma + F_{xy} \cos \gamma}{F_z \cos \gamma - F_{xy} \sin \gamma} \quad (1.10)$$

1.4.3. Ứng suất trong dụng cụ cắt

Với cấu tạo phức tạp của dụng cụ và điều kiện cắt trong quá trình gia công, việc đánh giá chính xác ứng suất cục bộ tác dụng lên dụng cụ gần lưỡi cắt là một thách thức đối với các phương pháp phân tích hiện có [94].

Trong một quá trình tiện đơn giản, có hai loại ứng suất chính quan trọng tác dụng lên dụng cụ:

- Ứng suất pháp do lực cắt chính tác dụng lên mặt trước dụng cụ tại vùng tiếp xúc là ứng suất nén, có thể xác định bằng tỉ số giữa lực cắt chính và diện tích tiếp xúc.

- Ứng suất tiếp do lực ăn dao tác dụng lên mặt trước dụng cụ, xác định bằng tỉ số giữa lực ăn dao và diện tích tiếp xúc. Vì lực ăn dao nhỏ so với lực cắt chính nên ứng suất tiếp nhỏ hơn ứng suất pháp tác dụng trên cùng diện tích tiếp xúc, thường chỉ vào khoảng 30%-60% giá trị trung bình của ứng suất pháp.

- Khi dụng cụ mòn, có cả ứng suất pháp và tiếp tác dụng lên mặt sau của dụng cụ. Mặc dù diện tích tiếp xúc trên mặt sau đôi khi có thể xác định rõ ràng nhưng rất khó xác định giá trị của lực tác dụng trên nó. Cho đến nay, vẫn không có một đánh giá đáng tin cậy nào về ứng suất trên mặt sau dụng cụ.

Ngoài ra, còn có các ứng suất khác tác dụng lên thân dụng cụ liên quan đến cấu trúc chung của dụng cụ và độ cứng vững kết nối tại nơi dụng cụ được lắp đặt khi gia công. Tuy nhiên, vì không liên quan đến quá trình tạo phoi và tuổi thọ dụng cụ nên các ứng suất này không được xem xét [94].

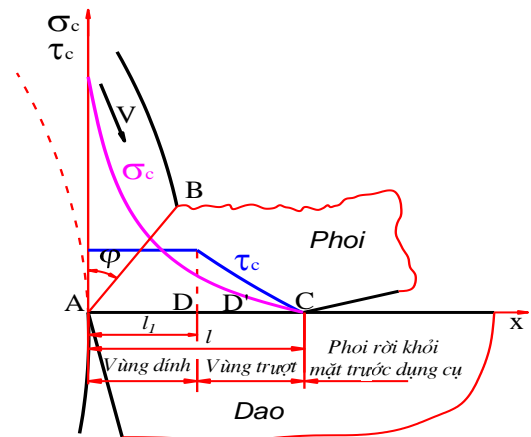
1.4.4. Sự phân bố ứng suất trong vùng biến dạng

Giá trị của ứng suất trung bình trong vùng biến dạng khi gia công có thể xác định dựa trên giá trị lực đo đặc và diện tích vùng biến dạng: $\tau_s = \frac{F_s}{A_s}$. Trường phân bố ứng suất trong vùng biến dạng có liên quan trực tiếp đến quá trình sinh nhiệt, ảnh hưởng đến cơ chế hình thành phoi và xác định yêu cầu đối với vật liệu dụng cụ.

Sự phân bố ứng suất trên vùng biến dạng khi gia công rất phức tạp. Theo nghiên cứu của nhiều tác giả, trên vùng tiếp xúc của phoi với mặt trước dụng cụ, ứng suất cắt τ_c bằng hằng số trên một nửa phần phoi tiếp xúc gần nhất với lưỡi cắt và sẽ giảm dần đến không trên nửa còn lại, đạt giá trị bằng không tại điểm C khi phoi rời khỏi bề mặt dụng cụ. Ứng suất pháp σ_c tăng đơn điệu từ điểm C tới lưỡi cắt A (Hình 1.11) [81].

Ứng suất pháp thay đổi trên mặt trước theo quy luật [106]:

$$\sigma(x) = (l - x)^n \quad (1.11)$$



Hình 1.11. Biến thiên ứng suất pháp và tiếp trên mặt trước dụng cụ [81].

$$\text{Ứng suất pháp có giá trị cực đại tại lưỡi cắt: } \sigma(x) = \sigma_M = l^n \quad (1.12)$$

$$\mu = \frac{\tau_s}{\sigma_M} \left(\frac{l}{l-l_1} \right)^n \quad (1.13)$$

với n là hằng số, xác định từ thực nghiệm: $n = 19 \div 22$ cho thép các bon thấp [55]; μ là hệ số ma sát trên mặt trượt.

Ứng suất tiếp biến thiên theo quy luật:

$$\tau(x) = \tau_s \quad \text{với } 0 \leq x \leq l_1 \quad (1.14)$$

$$\tau_{(x)} = \mu \sigma(x) = \tau_s \left(\frac{l-x}{l-l_1} \right)^n \quad \text{với } l_1 \leq x \leq l \quad (1.15)$$

Gần đúng $l \approx 2l_1$. Chiều dài vùng ứng suất trượt bằng hằng số giảm tương đối so với tổng chiều dài tiếp xúc khi tăng góc trước α của dụng cụ.

Trạng thái phân bố ứng suất trên mặt phẳng trượt cũng tương tự như trên bề mặt tiếp xúc giữa phoi và dụng cụ [81]. Hình 1.12 đã biểu diễn sự thay đổi của ứng suất tiếp τ_s và ứng suất pháp σ_s trên mặt phẳng trượt. Trong vùng AE (gần lưỡi cắt nhất) τ_s không phụ thuộc vào ứng suất pháp σ_s trên mặt phẳng trượt, trong khi trên vùng E'B

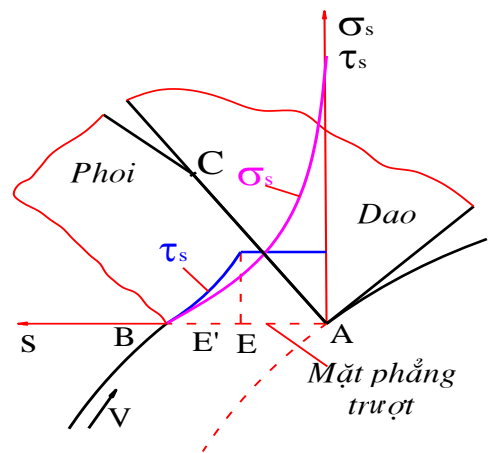
(gần bề mặt tự do nhất) tỉ số $\frac{\tau_s}{\sigma_s}$ xấp xỉ bằng

hằng số và phù hợp với định luật Amonton

cho bề mặt ma sát trượt. Hai vùng này được kết nối với nhau nhờ một vùng chuyển tiếp EE' nơi mật độ các vết nứt tế vi tăng đến mức nổi thông với nhau.

1.4.5. Lực cắt khi tiện cứng

Trong quá trình tiện cứng, độ cứng cao của phôi cùng với tốc độ cắt cao và điều kiện gia công khô đã làm cho tác dụng của lực cắt có những thay đổi đáng kể so với các quá trình gia công thông thường. Lực cắt trong gia công các vật liệu cứng không lớn hơn các vật liệu mềm [66]. Góc trượt lớn và sự hình thành phoi răng cưa do độ



Hình 1.12. Biến thiên ứng suất pháp và tiếp trong mặt phẳng trượt [81].

đeo kém làm giảm lực cắt mặc dù độ bền cao của vật liệu cứng. Trường hợp gia công các thép cứng, góc trước âm của dụng cụ càng lớn thì lực dọc trục càng cao và lực cắt tiếp tuyến càng thấp. Sự biến thiên của các thành phần lực cắt cũng bị ảnh hưởng bởi sự thay đổi độ cứng vật liệu gia công. Strafford và Audy [87] đã khẳng định khi tiện cứng thép AISI 4340 có độ cứng từ 29 đến 57HRC bằng dụng cụ gốm đã có sự tăng tương ứng lực cắt từ 30÷80%. Trong một công bố khác đã chứng tỏ rằng tốc độ cắt càng cao, lực dọc trục và lực cắt riêng càng thấp, không phụ thuộc vào mòn dụng cụ [12].

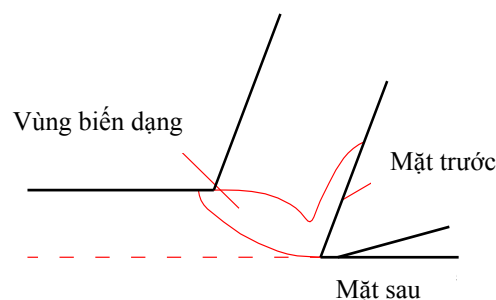
Ảnh hưởng của điều kiện cắt đến quá trình tiến triển của lực cắt cũng đã được mô hình trong nhiều nghiên cứu. Bằng việc tiến hành các thí nghiệm khi gia công thép AISI D2 ở độ cứng 62HRC với dụng cụ cắt PCBN, Arsecularatne và cộng sự [12] đã kết luận có một mối liên hệ chặt chẽ giữa lực cắt và điều kiện cắt. Huang và Liang [39] trình bày lực cắt tổng cộng là tổng của các thành phần lực để tạo phoi và lực do mòn mặt sau. Mô hình này được đánh giá bằng thực nghiệm quá trình tiện cứng chính xác thép AISI 52100 ở độ cứng 62HRC với hai loại dụng cụ PCBN hàm lượng CBN cao và thấp. Kết quả cho thấy, lực hướng kính và lực tiếp tuyến có giá trị nhỏ hơn, nhiệt độ trên bề mặt tiếp xúc giữa phoi và dụng cụ có giá trị cao hơn khi sử dụng dao với hàm lượng CBN thấp. Chen [20] cũng công bố khi nghiên cứu thực nghiệm tiện cứng thép bằng dụng cụ PCBN, lực hướng kính có giá trị lớn nhất trong ba thành phần lực cắt. Ozel và cộng sự [68] cũng kết luận, lực cắt khi gia công bằng dụng cụ PCBN nhạy cảm với sự thay đổi của các thông số hình học của dụng cụ và mòn dụng cụ. Bề mặt của sản phẩm khi gia công bằng dụng cụ PCBN cũng tương đương như bề mặt được mài. Thêm nữa, lực cắt cũng như nhám bề mặt còn bị ảnh hưởng bởi thông số hình học của dụng cụ. Dụng cụ với cạnh lưỡi cắt mài tròn sẽ làm giảm lực cắt nhưng làm tăng nhiệt độ trên mặt tiếp xúc giữa phoi và dụng cụ. Sử dụng các kết quả từ mô hình cơ nhiệt của mặt phẳng trượt khi cắt trục giao có kể ảnh hưởng của biến dạng, tốc độ biến dạng, nhiệt độ và độ cứng phôi ban đầu, Yan và cộng sự [100] kết luận rằng lực ăn dao có giá trị lớn nổi trội trong các thành phần lực cắt khi tiện cứng chính xác bằng dụng cụ PCBN. Lực cắt, đặc biệt là lực ăn dao, tăng khi tăng lượng chạy dao và bán kính vệt tròn cạnh lưỡi cắt.

1.5. Nhiệt cắt trong quá trình tiện cứng

1.5.1. Các nguồn nhiệt trong cắt kim loại

Trong quá trình cắt kim loại, năng lượng bị tiêu tốn vào việc tạo phoi và thắng lực ma sát giữa phôi và dụng cụ. Hầu hết năng lượng này chuyển hóa thành nhiệt tạo ra nhiệt độ cao ở vùng biến dạng và những vùng xung quanh của phoi, dụng cụ và phôi (Hình 1.13) [26].

Nhiệt độ cắt đóng vai trò quan trọng trong quyết định hiệu quả gia công. Nhiệt độ trong vùng biến dạng cơ sở, nơi diễn ra biến dạng lớn để hình thành phoi có ảnh hưởng đến các thuộc tính cơ học của vật liệu gia công và do đó đến các lực cắt. Nhiệt độ trên mặt trước dụng cụ có ảnh hưởng lớn đến tuổi thọ dụng cụ cắt. Nhiệt độ trên mặt



Hình 1.13. Các khu vực biến dạng là nguồn sinh nhiệt [26].

sau dụng cụ sẽ ảnh hưởng đến trạng thái hoàn thiện và cấu trúc kim loại của bề mặt gia công. Nhiệt độ vừa phải sẽ giảm bớt ứng suất dư trên bề mặt gia công do giảm bớt sự chênh lệch nhiệt độ trong khi nhiệt độ cao có thể dẫn đến lớp cháy hoặc lớp cứng trên bề mặt gia công.

Về cơ bản, trong quá trình cắt có thể nhận biết được ba nguồn sinh nhiệt [42]:

- Vùng trượt cơ sở.
- Mặt tiếp xúc giữa phoi và mặt trước dụng cụ.
- Mặt tiếp xúc giữa phôi và mặt sau dụng cụ.

Nguồn nhiệt sau cùng (mặt tiếp xúc giữa phôi và dụng cụ) có thể bỏ qua nếu dùng dụng cụ sắc.

1.5.2. Các phương pháp đo đặc nhiệt độ trong cắt kim loại

Nhiệt độ trong cắt kim loại bắt đầu được quan tâm về mặt định lượng từ những năm 1920. Nhiệt độ dụng cụ cắt có thể được xác định bằng các phương pháp như: nhiệt điện, ngẫu nhiệt, bức xạ hồng ngoại, vẽ bản đồ sự thay đổi về cấu trúc và độ cứng của vật liệu phụ thuộc vào nhiệt độ, xác định màu thép tôi, sử dụng các vật liệu chỉ thị nhiệt độ đặt vào các bề mặt cần xác định nhiệt độ v.v... song tất cả các phương pháp đều chưa cho kết quả chính xác. Ví dụ, phương pháp nhiệt điện chỉ đo

được nhiệt độ trung bình trên toàn bộ vùng tiếp xúc giữa phôi và dụng cụ, mặt khác cả phôi và dụng cụ đều phải là chất dẫn điện nên một số dụng cụ như gốm không thể áp dụng phương pháp này. Việc gia công các lỗ đặt cặp ngẫu nhiệt sẽ phá vỡ và có thể làm thay đổi trường nhiệt trong cắt kim loại. Việc vẽ bản đồ nhiệt độ bằng cách sử dụng cặp ngẫu nhiệt cũng rất rườm rà vì phải dùng nhiều dụng cụ với các cặp ngẫu nhiệt đặt tại các điểm khác nhau. Kỹ thuật đo bức xạ là thường hạn chế việc tiếp cận vào bề mặt cần đo. Màu thép tôi của phôi phụ thuộc vào chiều dày của lớp ôxy hóa trên bề mặt phôi mà chiều dày này phụ thuộc vào thời gian ở nhiệt độ cũng như sự tập trung ôxy và làm cho sự giải thích gặp khó khăn [42].

Sự phát triển gần đây trong công nghệ phủ cho phép sử dụng một phương pháp mới để đo nhiệt độ dụng cụ bằng việc dùng các màng mỏng cảm biến nhiệt điện trở RTDs (Resistance Temperature Detectors) đặt trực tiếp trên bề mặt dụng cụ. Các cảm biến này có độ dày đặc trưng khoảng chừng vài nanomet, ảnh hưởng của nó trong quá trình cắt là không đáng kể. Hơn nữa, với chiều rộng chỉ vài micromet, có thể đặt nhiều cảm biến cạnh nhau trong vùng tiếp xúc giữa phôi và dụng cụ. Tuy nhiên, trong quá trình phát triển của cảm biến nhiệt điện trở, lớp phủ mặt ngoài đang là một điểm bế tắc. Tất cả các lớp phủ được thử nghiệm đều bị tróc ngay khi cắt và sau đó, cảm biến bị phá hủy bởi phôi [42].

Như vậy, vẫn không có một phương pháp đơn giản nào được nhận biết để đo đặc nhiệt độ trong phôi, phôi và dụng cụ, thậm chí trong quá trình cắt trực giao. Điều này đặc biệt càng khó khăn đối với vật liệu dụng cụ PCBN vì với độ cứng cao và không dẫn điện nên việc sử dụng phương pháp nhiệt điện trở và gia công lỗ đặt cặp ngẫu nhiệt gặp nhiều trở ngại. Thực tế mới chỉ có một vài nghiên cứu thử nghiệm đo đặc nhiệt độ dụng cụ PCBN bằng việc đặt ngẫu nhiệt hoặc chất chỉ thị nhiệt độ bên dưới mảnh dao hay đo bức xạ hồng ngoại [60], [79], [88]. Chính vì vậy, các mô hình phân tích dự đoán nhiệt độ khi tiện thép hợp kim qua tôi bằng dụng cụ PCBN càng được quan tâm nghiên cứu.

1.5.3. Nhiệt cắt khi tiện cứng bằng dụng cụ PCBN

Các nghiên cứu về nhiệt cắt trong quá trình tiện cứng còn chưa nhiều. Hiểu biết về quá trình sinh nhiệt và phân bố nhiệt trong dụng cụ cắt khi tiện cứng vẫn còn ở mức rất hạn chế. Các nhân tố có ảnh hưởng lớn nhất đến nhiệt cắt khi tiện cứng là

tính chất của vật liệu phôi và dụng cụ, các thông số của điều kiện cắt. Ngoài ra còn có thể có một số nhân tố khác như chế độ làm nguội, kích thước phôi [88]. Nghiên cứu thực nghiệm cho thấy quy luật thay đổi nhiệt độ trong quá trình tiện cứng không tuân theo lý thuyết cắt kim loại truyền thống. Cấu trúc tế vi của vật liệu phôi gia công có ảnh hưởng lớn đến nhiệt cắt. Ví dụ, nhiệt độ trong tiện cứng thép ỏ lăn GCr15 bằng dụng cụ PCBN tăng khi độ cứng phôi tăng đến 50HRC, vượt qua giá trị này nhiệt cắt sẽ giảm. Điều này được giải thích là do cơ chế tạo phoi thay đổi, phoi răng cưa xuất hiện đã làm tăng khả năng dẫn nhiệt ra khỏi vùng biến dạng. Trong khoảng độ cứng của phôi từ 30÷64HRC, nhiệt cắt tăng cùng với sự tăng của tốc độ cắt, lượng chạy dao. Tuy nhiên ảnh hưởng của tốc độ cắt đến tuổi thọ dụng cụ PCBN nhỏ hơn nhiều so với dụng cụ bằng gốm và hợp kim cứng [59].

Vận tốc cắt có ảnh hưởng lớn nhất tới nhiệt cắt khi tiện cứng. Chiều sâu cắt và lượng chạy dao có ảnh hưởng ít hơn [88]. Cũng có bằng chứng cho thấy nhiệt cắt giảm khi tăng chiều sâu cắt t khi tiện cứng. Điều này bởi vì khi tăng chiều sâu cắt sẽ làm góc mặt phẳng trượt tăng và nguồn nhiệt trên vùng trượt cơ sở sẽ có ảnh hưởng ít hơn đến bề mặt gia công do khoảng cách từ mặt phẳng trượt đến bề mặt được cắt lớn hơn [23].

1.6. Mòn và tuổi thọ dụng cụ CBN

1.6.1. Các dạng mòn và cơ chế mòn dụng cụ PCBN

Mòn và tuổi thọ dụng cụ là tiêu chuẩn thông thường nhất dùng để đánh giá hiệu suất của dụng cụ cắt, khả năng gia công của vật liệu và là một trong những chỉ tiêu được quan tâm nhất khi chọn dụng cụ cắt và điều kiện gia công. Tương tự như các vật liệu dụng cụ cắt thông thường, mòn mặt trước và mặt sau là hai dạng hỏng chủ yếu của dao tiện PCBN. Tuy nhiên, mòn mặt trước ở dụng cụ PCBN bắt đầu từ rất gần lưỡi cắt [74] và lưỡi cắt của mảnh dao PCBN không bị biến dạng khi cắt [94].

Trong khi có một vài lý thuyết khác nhau liên quan đến các cơ chế mòn xuất hiện trong quá trình tiện cứng bằng dụng cụ PCBN, có một sự thống nhất chung cho rằng mòn gây ra bởi sự kết hợp của một vài cơ chế. Các cơ chế thông thường nhất được sử dụng để giải thích quá trình mòn dụng cụ PCBN bao gồm mài mòn [46], [67], [74], dính và khuếch tán [49], [67], [105] và mòn do tương tác hóa học [33], [38], [61].

+) Mài mòn: Mài mòn gây ra bởi các hạt cứng trong phôi và cũng bởi các hạt CBN từ vật liệu dụng cụ [31]. Khi lớp vật liệu dính kết bị mài mòn bởi vật liệu phôi, các hạt CBN dễ dàng bị tách khỏi vật liệu dụng cụ và trở thành các hạt mài mòn đối với vật liệu dụng cụ [61].

+) Dính và khuếch tán: Dính xảy ra khi vật liệu phôi hoặc phôi nóng chảy dưới tác dụng của nhiệt độ và ứng suất cao ở vùng cắt và dính vào bề mặt không tiếp xúc của dụng cụ [13], [33], [61]. Diện tích và chiều dày của lớp dính phụ thuộc vào điều kiện cắt và tốc độ mòn dụng cụ bởi vì các nhân tố này quyết định nhiệt độ vùng cắt. Cấu trúc, thành phần và mức độ lớp dính được quyết định bởi vật liệu dụng cụ [22], [49]. Nhiều nhà nghiên cứu cho rằng những hợp chất được tạo thành không cứng như vật liệu PCBN đã làm cho quá trình mài mòn tăng thêm [22], [38].

Khuếch tán có thể xảy ra khi nhiệt độ ở vùng cắt cao [33], [49], [105]. Chất dính kết trong dụng cụ PCBN được cho rằng dễ bị mòn dạng này nhất và sẵn sàng phản ứng với vật liệu phôi để tạo ra một sự thay đổi về cấu trúc [49]. Điều này làm giảm khả năng chống mòn của chất dính kết và dẫn đến tăng mài mòn dụng cụ. Tốc độ khuếch tán tăng cùng với sự tăng của nhiệt độ nhưng do nhiệt độ cắt với dụng cụ PCBN tương đối thấp, thường nhỏ hơn 900°C nên cơ chế mòn này được cho rằng chỉ thực sự đáng kể khi điều kiện cắt rất khắc nghiệt [67].

+) Tương tác hóa học và lớp vật liệu dính bám: Lớp vật liệu dính bám thường xuyên quan sát thấy trên bề mặt dụng cụ PCBN sau khi cắt kim loại là do phản ứng hóa học xảy ra trên vùng tiếp xúc giữa phôi với dụng cụ hoặc không khí [13], [33], [61]. Diện tích và chiều dày lớp dính bám phụ thuộc vào điều kiện cắt và tốc độ mòn của dụng cụ vì các nhân tố này quyết định nhiệt độ trong vùng tiếp xúc [33], [49], [67], [105]. Cấu trúc, thành phần và mức độ các lớp dính bám phụ thuộc vào vật liệu dụng cụ PCBN [22], [49]. Lớp dính bám bề mặt được cho rằng có khả năng bảo vệ dụng cụ cho tới khi đạt tới nhiệt độ làm lớp dính bám trở nên mềm và bị mất đi, lúc đó tốc độ mòn dụng cụ sẽ tăng [61]. Lớp dính bám trên bề mặt dụng cụ có ảnh hưởng đến sự tiêu tán nhiệt từ bề mặt dụng cụ vào môi trường và như vậy, làm ảnh hưởng đến nhiệt cắt. Tương tác hóa học trong vùng tiếp xúc cũng có thể hình thành các hợp chất có điểm nóng chảy thấp, ví dụ B_2O_3 với điểm nóng chảy 723°K . Trong điều kiện nhiệt độ cao đã hình thành một pha lỏng ở vùng tiếp xúc giữa dụng cụ với phôi và góp phần làm giảm hệ số ma sát trong vùng tiếp xúc giữa phôi và dụng cụ PCBN [46]...

1.6.2. Các nhân tố ảnh hưởng đến mòn dụng cụ PCBN

Các nhân tố đã được nhận biết có ảnh hưởng quyết định đến tuổi thọ và hiệu suất dụng cụ PCBN bao gồm: thành phần của vật liệu phôi và dụng cụ, thông số hình học của dao, điều kiện gia công và độ cứng vững của hệ thống công nghệ.

+) Thành phần của vật liệu dụng cụ: Là nhân tố quan trọng có ảnh hưởng đáng kể tới mòn dụng cụ. Với hai loại vật liệu PCBN có thành phần CBN cao và thấp, cả giá trị nhám bề mặt gia công và mòn dụng cụ ở vật liệu có thành phần CBN cao đều lớn hơn vật liệu có thành phần CBN thấp và CBN thấp có khả năng chống mòn nhiệt tốt hơn [16], [22], [31], [38], [44], [46], [67]. Tốc độ mòn có quan hệ gần như tuyến tính với vận tốc cắt và sự khác nhau về tốc độ mòn của hai loại vật liệu PCBN tăng theo vận tốc cắt [22].

+) Thông số hình học của dụng cụ: Các thông số góc vát cạnh lưỡi cắt, chiều rộng vát cạnh lưỡi cắt, cung mài tròn cạnh lưỡi cắt có ảnh hưởng quyết định đến tuổi thọ của dụng cụ cắt. Góc trước âm sẽ làm tăng tuổi thọ dụng cụ PCBN [16], [47], [50], [51], [68], [84], [92]. Việc tăng bán kính mũi dao sẽ làm tăng mức độ mòn mặt sau vì làm giá trị của các thành phần lực cắt tăng, chủ yếu là lực dọc trục và lực hướng kính. Việc chế tạo sẵn cạnh viền lưỡi cắt không làm thay đổi tốc độ mòn dụng cụ [43]. Chiều rộng vát cạnh lưỡi cắt có ảnh hưởng đến lực cắt khi lực cắt tăng cùng với sự tăng chiều rộng vát cạnh lưỡi cắt [84]. Phân tích cũng cho thấy dạng mòn thành rãnh trên cạnh dụng cụ PCBN là do cạnh phoi gây ra [37], [43].

+) Vật liệu phôi: Mòn dụng cụ PCBN phụ thuộc vào thành phần cấu trúc tế vi của vật liệu phôi như thành phần và kích thước của các hạt cacbit, thành phần mactenxit [22], [72], [74]. Nghiên cứu cũng cho thấy trong quá trình bóc vật liệu ở tốc độ cao, mòn dụng cụ PCBN phụ thuộc vào loại, kích thước và thành phần của các pha cứng trong phôi và cả các hạt CBN bị tách ra từ vật liệu dụng cụ [49], [61], [67].

+) Hệ thống gia công: Bao gồm dụng cụ cắt, cán dao, đồ gá, trục chính máy gia công và nền móng đặt máy [45]. Điều kiện tiếp xúc giữa phôi và dụng cụ quyết định cơ chế mòn dụng cụ PCBN và chúng được điều khiển bởi nhiều nhân tố. Ngoài thành phần vật liệu dụng cụ PCBN và vật liệu phôi, các thông số hình học của dụng cụ, còn có độ ổn định của hệ thống công nghệ [23], [25], [45], [93]. Bất kỳ sự không ổn định nào trong máy gia công cũng sẽ có ảnh hưởng tiêu cực tới mòn dụng cụ và lực cắt, và đến lượt nó quyết định chất lượng và độ chính xác gia công.

1.7. Kết luận chương 1

Mặc dù đã có nhiều nghiên cứu được tiến hành song các nghiên cứu về quá trình tiện cứng còn chưa đủ để khái quát hóa các kết quả đạt được và dự đoán trạng thái của các loại vật liệu trong các điều kiện gia công khác nhau.

Nghiên cứu về quá trình tiện thép hợp kim qua tôi bằng dao PCBN còn nhiều khía cạnh cần tiếp tục nghiên cứu để làm rõ như: Nghiên cứu quá trình tạo phoi mới được tiến hành ở một vài vật liệu, chưa có nhiều kết quả của các nghiên cứu khác nhau để kiểm chứng và đối chiếu. Nghiên cứu về nhiệt cắt hầu hết mới dừng ở nội dung tính toán phân tích hoặc mô phỏng số, chưa được kiểm chứng bằng thực nghiệm. Một vài nghiên cứu thực nghiệm về nhiệt cắt khi tiện cứng còn chưa tiếp cận được vào vùng cắt như sử dụng thiết bị đo bức xạ hồng ngoại, đặt ngẫu nhiên đo nhiệt độ trung bình ở đáy mảnh dao hoặc dùng phương pháp nhiệt điện bằng cách phủ lớp kim loại dẫn điện lên dụng cụ [59], [79].

Khi độ cứng vững của hệ thống công nghệ được đảm bảo, việc điều khiển chất lượng và hiệu quả gia công chỉ có thể thực hiện được bằng việc nghiên cứu đánh giá các thông số ảnh hưởng, ước tính giá trị lực cắt, nhiệt cắt và mòn dụng cụ, các nhân tố chủ yếu làm thay đổi độ chính xác về kích thước của sản phẩm cũng như nhám bề mặt hoặc làm biến đổi cơ tính của vật liệu gia công [24], [53].

Xuất phát từ thực trạng việc ứng dụng công nghệ tiện cứng còn nhiều hạn chế, các nghiên cứu về tiện cứng hầu như chưa được thực hiện ở Việt Nam, nội dung tiếp theo của luận án sẽ tập trung nghiên cứu các vấn đề:

- Nghiên cứu quá trình tạo phoi khi tiện thép hợp kim qua tôi bằng dao PCBN. Làm rõ mối liên hệ giữa hình thái phoi và cơ chế hình thành phoi với độ cứng vật liệu và vận tốc gia công khi tiện hai loại thép hợp kim 9XC và X12M.

- Khảo sát biến thiên lực cắt phụ thuộc vào vật liệu gia công, vận tốc cắt và chiều dài gia công. Nhận biết quy luật phát triển lực cắt và các nhân tố ảnh hưởng đến lực cắt khi tiện thép hợp kim 9XC và X12M qua tôi bằng dao PCBN.

- Sử dụng phương pháp phần tử hữu hạn giải bài toán truyền nhiệt và xác định trường phân bố nhiệt trong quá trình tiện cứng trục giao thép 9XC bằng dao PCBN thông qua tính toán bằng phần mềm ABAQUS. Bằng cách phủ các kim loại nguyên chất có điểm nóng chảy xác định để lấy thông tin về nhiệt độ, kiểm

chứng mô hình lý thuyết.

- Phân tích các cơ chế mòn và dạng mòn dụng cụ PCBN khi tiện cứng hai loại thép hợp kim 9XC và X12M. Khảo sát ảnh hưởng của vật liệu phôi, vận tốc cắt và chiều dài gia công tới mòn dụng cụ và chất lượng bề mặt gia công. Rút ra mối liên hệ giữa nhiệt cắt và mòn dụng cụ.

- Ứng dụng giải thuật di truyền để xác định tập hợp các thông số cắt tối ưu thỏa mãn mục tiêu nhám bề mặt và tuổi thọ dụng cụ khi tiện thép 9XC qua tô bằng dao PCBN. Xây dựng các mô hình lực cắt, nhám bề mặt và tuổi thọ dụng cụ bằng phương pháp hồi quy thực nghiệm.

Chương 2

NGHIÊN CỨU ĐẶC TRƯNG CỦA QUÁ TRÌNH TẠO PHOI KHI TIỆN THÉP HỢP KIM QUA TÔI BẰNG DAO PCBN

2.1. Phương pháp nghiên cứu sự hình thành phoi

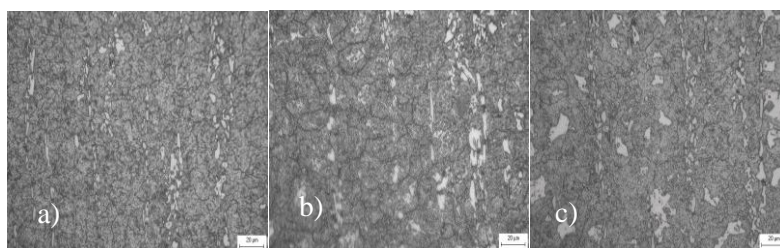
Nghiên cứu sự hình thành phoi rất khó khăn bởi vì tốc độ gia công thực tế lớn và kích thước của đối tượng cần quan sát rất nhỏ. Sử dụng máy quay tốc độ cao với độ phóng đại nhỏ chỉ giới hạn ở việc quan sát sự thay đổi hình dạng bên ngoài của phoi trong quá trình biến dạng và có thể dẫn đến sai sót khi giải thích cho các hiện tượng xảy ra tại trung tâm phoi. Kết hợp máy quay phim và sử dụng đĩa silica trong suốt ghép với vật liệu phôi có thể quan sát các điều kiện tại trung tâm phoi nhưng cũng chỉ giới hạn ở dải tốc độ và kích cỡ nhỏ [94]. Dao saphia trong suốt cho phép quan sát bề mặt tiếp xúc giữa dao và phoi song không thể áp dụng cho các hiện tượng xảy ra đối với vật liệu dụng cụ kim loại. Bằng việc dùng quá trình cắt đột ngột, tức là làm đông lạnh quá trình cắt có thể lưu giữ lại rất nhiều chi tiết quan trọng xảy ra trong quá trình cắt. Để đáp ứng mục tiêu này, các loại các cơ cấu dừng nhanh đã được phát triển [15], [21], [98], [101]. Loại cơ cấu dừng nhanh sử dụng thành công nhất là dùng lực đẩy nổ để đẩy dụng cụ ra khỏi vị trí cắt ở tốc độ rất cao theo chiều chuyển động của phôi [18], [32], [72]. Tuy nhiên, phương pháp này rất khó áp dụng ở điều kiện trong nước do gặp khó khăn về việc tiếp cận các vật liệu nổ. Mẫu thu được khi sử dụng cơ cấu dừng dao nhanh thường là phoi bị đứt gấn trên dụng cụ hoặc mẫu phoi còn gấn nguyên trên phôi. Quan sát mẫu trên kính hiển vi điện tử sẽ cho các hình ảnh giá trị về quá trình hình thành phoi như biến dạng, tốc độ biến dạng, các vùng trượt và góc tạo phoi [42].

Để phục vụ cho quá trình nghiên cứu sự hình thành phoi khi tiện thép hợp kim qua tôi sử dụng dao PCBN, một loại thiết bị dừng dao nhanh áp dụng nguyên lý đòn bẩy và lò xo đã được thiết kế và chế tạo như trình bày trong phần Phụ lục II.

2.2. Ảnh hưởng của độ cứng phôi đến hình thái phoi khi tiện thép hợp kim qua tôi bằng dao PCBN

Nghiên cứu thực nghiệm về ảnh hưởng của độ cứng phôi đến hình thái phoi được tiến hành với hai loại thép hợp kim 9XC và X12M. Các phôi thép được nhiệt luyện đạt ba độ cứng khác nhau. Phân tích cấu trúc tế vi của vật liệu phôi X12M

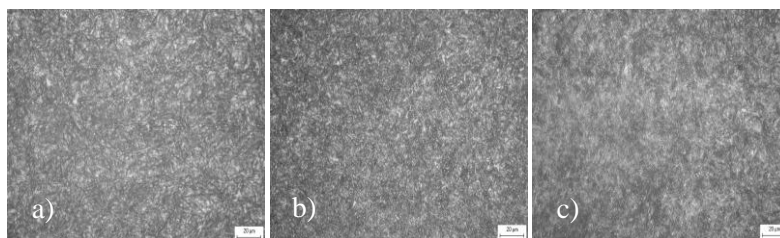
cho thấy tổ chức mactenxit xen lẫn cacbit nhiều loại nằm rải rác. Có thể thấy rõ khi độ cứng càng cao, mức độ hòa tan của các hạt cacbit càng thấp dẫn đến kích



Hình 2.1. Cấu trúc tế vi của thép X12M (a) độ cứng 45HRC; (b) độ cứng 57HRC; (c) độ cứng 62HRC.

thước cacbit thô trong phôi tăng: $\sim 3 \div 5 \mu\text{m}$ ở độ cứng 45HRC; $\sim 5 \div 10 \mu\text{m}$ và kéo thành dải ở độ cứng 57HRC; $\sim 10 \div 25 \mu\text{m}$ với mật độ dày đặc với kích thước lớn ở độ cứng 62HRC (Hình 2.1).

Với phôi thép 9XC kích thước của các hạt cacbit nhỏ và đồng đều, kích thước dưới $1 \mu\text{m}$, chủ yếu là mactenxit dạng hình kim bên cạnh austenit dư màu sáng (Hình 2.2). Cấu trúc tế vi không thay đổi nhiều khi độ cứng tăng từ 45HRC đến 62HRC.



Hình 2.2. Cấu trúc tế vi của thép 9XC (a) độ cứng 45HRC; (b) độ cứng 57HRC (c) độ cứng 62HRC.

Thành phần hóa học của hai loại phôi thép cho trong Bảng 2.1 và Bảng 2.2.

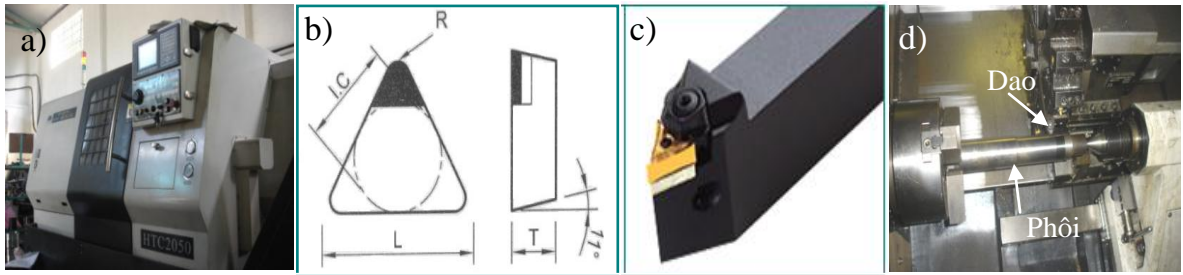
Bảng 2.1. Thành phần hóa học của thép X12M

Nguyên tố	C	Si	P	Mn	Ni	Cr	Mo
Hàm lượng %	0,823	1,2351	0,0241	0,5862	0,0332	1,113	0,0192
Nguyên tố	Cu/	W	Ti	Al	Fe	V	
Hàm lượng %	0,2876	0,1768	0,0299	0,0011	95,447	0,1499	

Bảng 2.2. Thành phần hóa học của thép 9XC

Nguyên tố	C	Si	P	Mn	Ni	Cr	Mo
Hàm lượng %	1,4916	0,3589	0,0112	0,2404	0,2125	11,393	0,3803
Nguyên tố	Cu	Ti	Al	Fe	V		
Hàm lượng %	0,3383	0,0063	0,0249	85,396	0,1799		

Thí nghiệm được tiến hành trên máy tiện số CNC-HTC2050 (Trung Quốc) (Hình 2.3a), sử dụng các mảnh dao PCBN ký hiệu TPGN160308T200-EB28X của

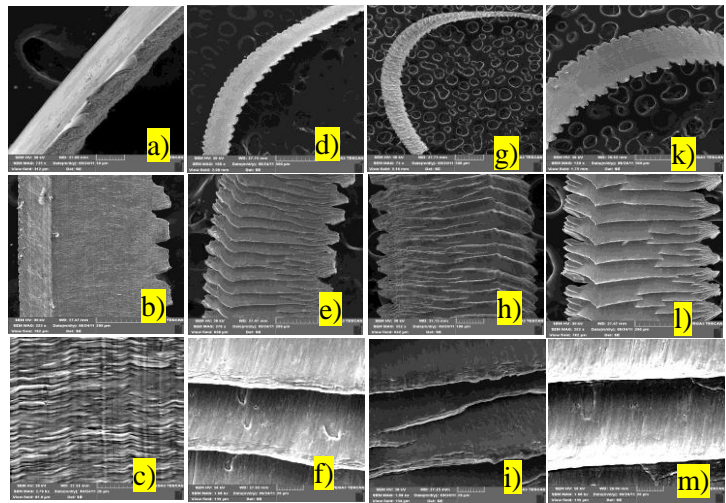


Hình 2.3. Thiết bị và sơ đồ thí nghiệm khảo sát mòn và cơ chế mòn dụng cụ PCBN. Máy tiện CNC-HTC2050 (a); Mảnh (b) và thân dao (c); Sơ đồ thí nghiệm (d).

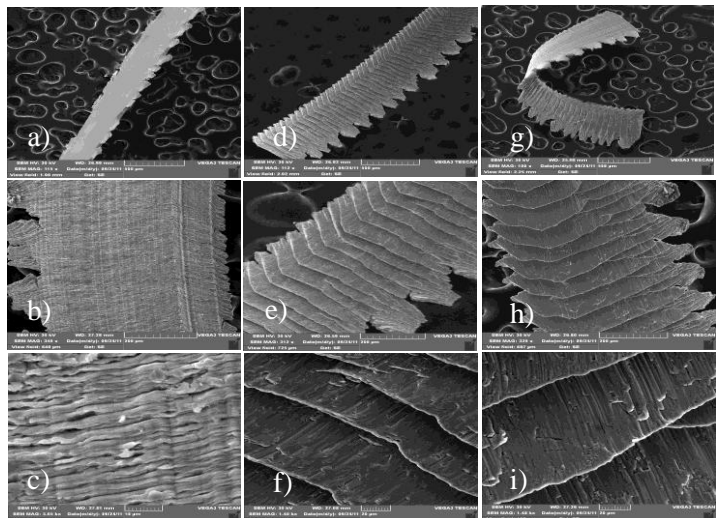
hãng EHWA - Hàn quốc (Hình 2.3b,c), chế độ cắt: $v=100\text{m/p}$; $s=0,15\text{mm/v}$; $t=0.2\text{mm}$. Sơ đồ thí nghiệm như trên Hình 2.3d.

Kết quả cho thấy ở cả hai loại thép, sự thay đổi về hình thái phoi đều xảy ra khi độ cứng lớn hơn 50HRC (Hình 2.4 và Hình 2.5).

Khi độ cứng nhỏ hơn 50HRC, phoi tạo thành ở dạng phoi liền với các biến dạng trượt đồng đều, liên tục, bước biến dạng nhỏ có thể quan sát thấy ở mặt trên của phoi (Hình 2.4 và Hình 2.5a,b,c). Khi độ cứng lớn hơn 50HRC phoi hình thành ở dạng phoi phân đoạn dạng răng cưa với biến dạng trượt trở nên ngắt quãng theo chu kỳ (Hình 2.4d-m; Hình 2.5d-i). Trong dải độ cứng từ 57



Hình 2.4. Hình thái phoi khi tiện thép 9XC ở độ cứng khác nhau: 43HRC (a,b,c); 52HRC (d,e,f); 57HRC(g,h,i); 62HRC (k,l,m).



Hình 2.5. Hình thái phoi khi tiện thép X12M 9XC ở độ cứng khác nhau: 43HRC (a,b,c); 57HRC (d,e,f); 62HRC (g,h,i).

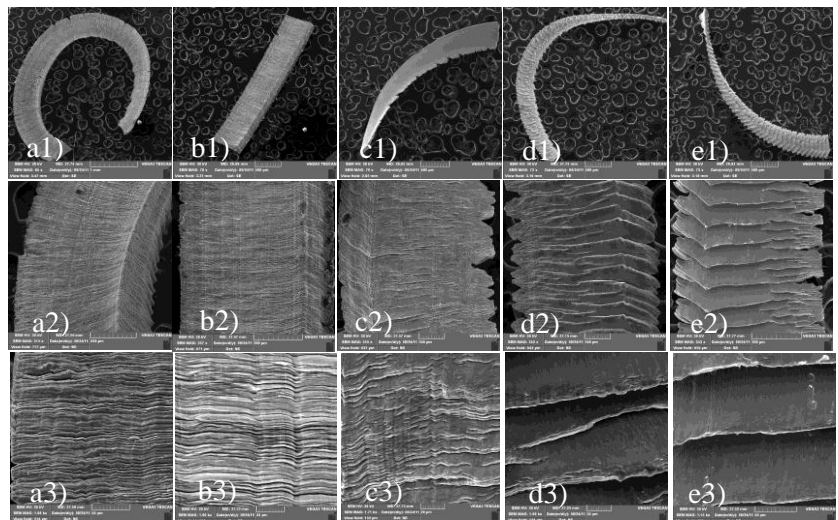
đến 62HRC, các phoi răng cưa có bước biến dạng vào khoảng $70\mu\text{m}$, tương ứng với tần số của các phân đoạn phoi là 160Hz đối với cả hai loại thép (Hình 2.4f,i,m và Hình 2.5f,i). Sự tăng tần số của các phân đoạn phoi trong dải độ cứng 57 đến 62HRC không rõ nét.

Có thể thấy, khi độ cứng phôi tăng, vật liệu trở nên giòn hơn. Khi gia công vật liệu giòn, năng lượng yêu cầu cho quá trình cắt ít hơn do độ bền liên kết của các đứt gãy yếu. Khi độ bền liên kết giảm đến giá trị nhất định, các nứt gãy trở nên nổi trội và sự trượt cục bộ xảy ra gián đoạn trong vùng trượt, phoi phân đoạn được hình thành.

2.3. Ảnh hưởng của vận tốc cắt đến hình thái phoi

Hình thái phoi tạo thành không chỉ phụ thuộc vào độ cứng của vật liệu gia công mà còn phụ thuộc vào tốc độ cắt. Khi tốc độ biến dạng lớn, thời gian không đủ để nhiệt sinh ra từ công biến dạng dẻo được truyền đi làm nhiệt độ tăng đáng kể dẫn đến làm mềm vật liệu biến dạng. Vùng vật liệu chịu cường độ biến dạng lớn tập trung ở vùng trượt thứ nhất bị yếu đi một cách mạnh mẽ và vì vậy, sự biến dạng trong phoi trở nên không đồng nhất. Trong một dải hẹp giữa các phân đoạn (khoảng $0,002\text{mm}$), biến dạng là rất lớn. Trái lại, bên trong các phân đoạn, biến dạng tương đối nhỏ. Về hình dạng, các phoi phân đoạn tương tự như phoi rời được ghép lại với nhau. Dạng phoi này giữ nguyên khi vận tốc tăng ít nhất là đến tốc độ $30,488\text{m/ph}$ mà không có sự thay đổi sang dạng phoi khác hoặc chuyển về dạng phoi liền [94].

Vận tốc mà dạng phoi chuyển đổi từ phoi liền sang phoi phân đoạn cũng thay đổi đối với các vật

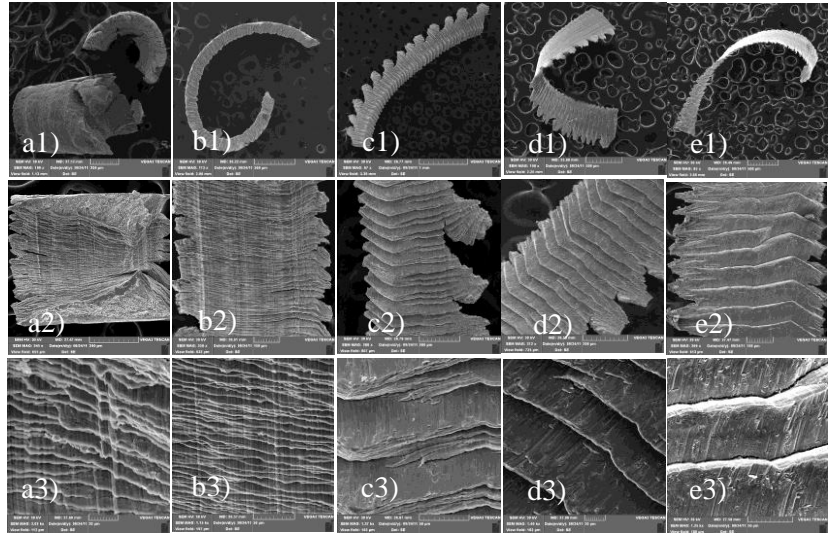


Hình 2.6. Hình thái phoi khi tiện thép 9XC độ cứng 57HRC, chiều sâu cắt $t=0,02\text{mm}$; $s=0,15\text{mm/v}$ lần lượt ứng với vận tốc $v=9,42$ (a); $26,4$ (b); 64 (c); 113 (d) và $282,6\text{m/ph}$ (e).

liệu khác nhau đã được kiểm chứng trong một số nghiên cứu. Nghiên cứu ảnh

hưởng của tốc độ cắt đến hình thái phoi đối với thép hợp kim 9XC và X12M được tôi cứng đạt 57HRC cho thấy, ở tốc độ cắt thấp, phoi hình thành ở dạng phoi rời và chuyển sang phoi liền ở tốc độ cắt trung bình và phoi răng cưa ở tốc độ cắt cao. Tuy nhiên, thí nghiệm với thép 9XC cho thấy khi tốc độ cắt giảm xuống 9,42m/p phoi vẫn hình thành ở dạng liền. Ở tốc độ cắt trên 100m/p bắt đầu có sự chuyển đổi từ phoi liền sang phoi răng cưa, chuyển hoàn toàn sang phoi răng cưa ở tốc độ 113,04m/p (Hình 2.6).

Với thép X12M sự thay đổi về hình thái phoi xảy ra với tốc độ nhanh hơn. Khi vận tốc cắt dưới 16,9m/p phoi tạo thành ở dạng phoi rời và chuyển thành phoi liền trong dải vận tốc từ 16÷26m/p. Ở tốc độ cắt trên 42,3m/p bắt đầu có sự chuyển



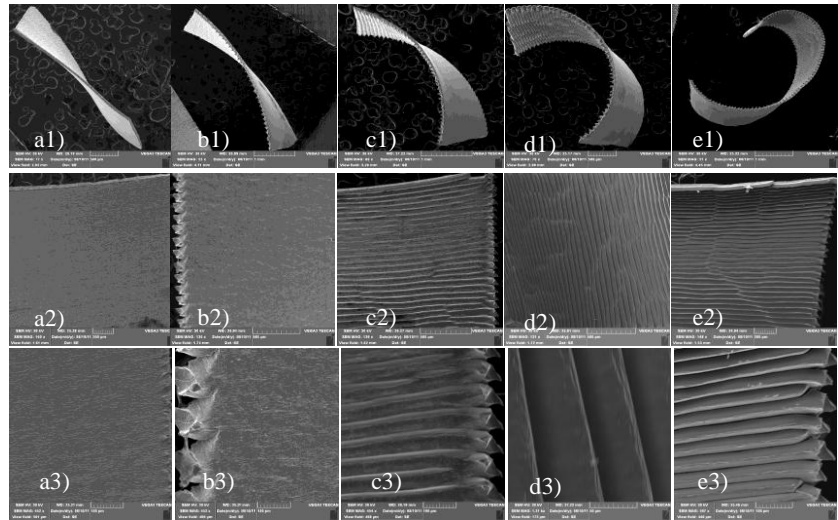
Hình 2.7. Hình thái phoi khi tiện thép X12M độ cứng 57HRC với chiều sâu cắt $t=0,02\text{mm}$; $s=0,15\text{mm/v}$ ở vận tốc $v=9,42$ (a); 26,4(b); 64(c); 113(d) và 282,6m/p(e).

đổi từ phoi liền sang phoi răng cưa, chuyển hoàn toàn sang phoi răng cưa ở tốc độ 64m/p và giữ nguyên dạng phoi đến tốc độ 282,6m/p (Hình 2.7).

Khác với các nghiên cứu trước cho rằng phoi răng cưa có hình dạng giống phoi rời được ghép với nhau, hình ảnh SEM cho thấy phoi rời có hình dạng khác hẳn phoi răng cưa khi chiều dài các đoạn phoi rời lớn hơn nhiều so với các phân đoạn răng cưa. Phân tích ảnh chụp SEM có thể thấy rõ phoi rời nhận được ở tốc độ cắt thấp thực ra là các đoạn phoi liền bị đứt. Nguyên nhân gây ra sự đứt đoạn của phoi liền khi tốc độ cắt thấp là do rung động quá lớn khiến việc hình thành các vết nứt phát triển mạnh mẽ ở bề mặt dưới của phoi và bề mặt gia công mới tạo thành. Khi phoi bị cuộn lại với bán kính cong nhỏ và bị chèn ép trong không gian hẹp sẽ dễ dàng đứt rời thành từng đoạn ngắn (Hình 2.7a).

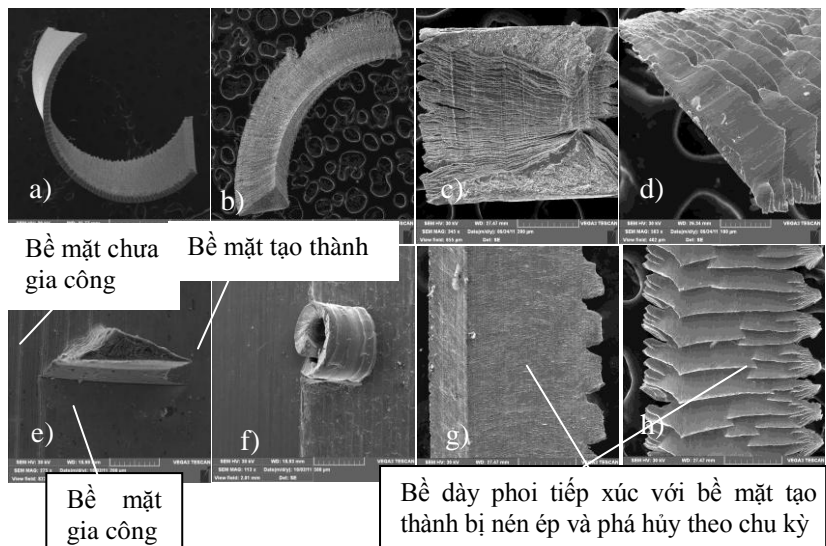
Nghiên cứu cũng chứng tỏ hình thái phoi không chỉ phụ thuộc vào vận tốc cắt mà còn phụ thuộc vào chiều sâu cắt và lượng chạy dao khi tiện trục giao thép 9XC

với chiều sâu cắt $t=2\text{mm}$, lượng chạy dao $s=0,08\text{m/vg}$ vận tốc cắt $v=119\text{m/p}$, giới hạn chuyển đổi hình thái phoi xảy ra ở vận tốc cao hơn: $v=188\text{m/p}$. Tần số các phân đoạn của phoi răng cưa có sự tăng rõ rệt theo vận tốc cắt, vào khoảng 157kHz tương ứng với bước $50\mu\text{m}$ ở vận tốc cắt 471m/p và $44,8\text{kHz}$ tương ứng với bước răng bằng $70\mu\text{m}$ ở vận tốc cắt 188m/p (Hình 2.8).



Hình 2.8. Hình thái phoi khi tiện trực giao thép 9XC độ cứng 50 HRC tương ứng với các vận tốc cắt $v=75$ (a); 119 (b) ; 188 (c) ; 298 (d) ; 471m/p (e).

Ảnh chụp SEM còn cho thấy, khác với quá trình cắt trực giao, khi cắt nghiêng tiết diện ngang chữ nhật của phoi đã chuyển thành hình tam giác. Phần diện tích phoi tiếp xúc với bề mặt mới tạo thành của chi tiết gia công bị biến dạng mạnh mẽ theo phương lực cắt chính. Thể tích kim loại tương ứng với chiều rộng bằng bước tiến dao s trên bề mặt chi tiết gia công đã bị nén ép xuống giá trị rất nhỏ gần bằng không và bị phá hủy theo chu kỳ (Hình 2.9). Sự tạo thành bề mặt mới của chi tiết gia công không phải do tác dụng cắt



Hình 2.9. Mặt cắt ngang của phoi khi cắt trực giao (a) và khi cắt nghiêng (b-f).

của dụng cụ để tách ra các lớp vật liệu mà do tác dụng “cày” lên bề mặt chi tiết để

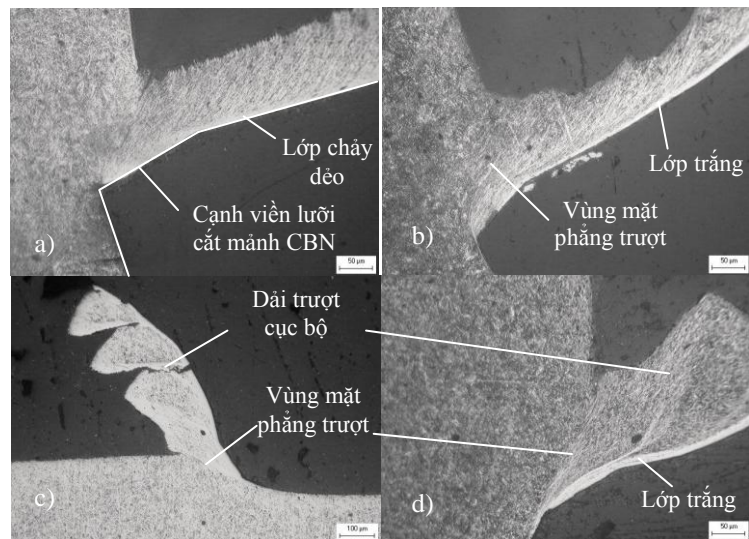
nén các lớp vật liệu và cuối cùng vật liệu bị phá hủy dưới tác dụng của ứng suất nén lớn. Đặc trưng này của quá trình tạo phoi cũng góp phần quyết định các tính chất đặc trưng của bề mặt mới tạo thành như nhám bề mặt, ứng suất dư, lớp biến cứng và luồng vật liệu biến dạng dẻo trên bề mặt gia công.

2.4. Cơ chế hình thành phoi khi tiện thép hợp kim qua tô bằng dao PCBN

Cơ chế hình thành phoi khi tiện cứng được phân tích dựa vào hình ảnh chụp SEM các mẫu gốc phoi thu được nhờ sử dụng thiết bị dùng dao nhanh. Có thể thấy rõ phân bố biến dạng khác biệt trong quá trình hình thành phoi dây ổn định và phoi răng cưa.

Trong quá trình hình thành phoi dây ổn định, thấy rõ hình ảnh biến dạng tổng thể đồng đều dọc theo thân phoi và lớp chảy dẻo bên ở mặt dưới của phoi. Điều này chứng tỏ tồn tại lớp chảy dẻo tại bề mặt tiếp xúc giữa phoi và mặt tiếp xúc dụng cụ (Hình 2.10a,b).

Khi hình thành phoi răng cưa, phân bố biến dạng có sự thay đổi với biến dạng lớn tại vị trí các dải hẹp giữa các răng cưa và biến dạng không đáng

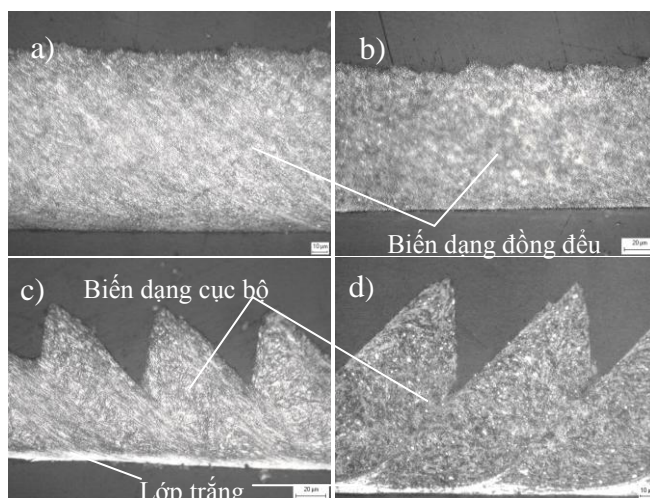


Hình 2.10. Cấu trúc gốc phoi thép 9XC độ cứng 55HRC khi cắt ở vận tốc $v=45,2\text{m/p}$ (a); 113m/p (b); 283m/p (c,d) với $t=0,7\text{mm}$; $s=0,1\text{mm/v}$.

kể tại trung tâm của các răng cưa. Lớp chảy dẻo tại bề mặt dưới của phoi nơi tiếp xúc với mặt trước của dụng cụ đã chuyển thành lớp trắng dưới tác dụng của biến dạng lớn và nhiệt độ cao (Hình 2.10c,d). Như vậy sự hình thành phoi răng cưa đi cùng với biến dạng cục bộ rất lớn và nhiệt độ cục bộ tăng cao làm thay đổi cấu trúc tế vi của vật liệu và hình thành các lớp trắng. Hình ảnh phân tích cấu trúc tế vi của phoi thép 9XC cho thấy rõ tổ chức mactenxit xen lẫn các hạt cacbit với kích thước nhỏ ở phần thân phoi, các hạt bị biến dạng kéo dài ở phần giữa các phân đoạn răng cưa và lớp biến trắng nằm ở mặt dưới của các phân đoạn (Hình 2.11).

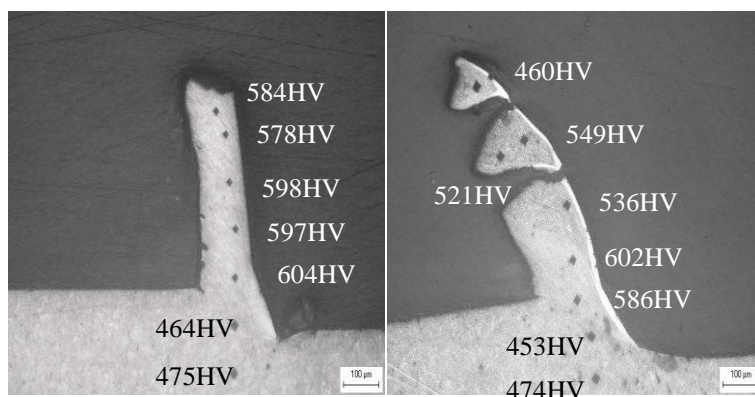
Phân tích ảnh chụp cấu trúc tế vi gốc phoi thu được nhờ sử dụng cơ cấu dùng dao nhanh cho thấy rõ các dải trượt cục bộ xuất hiện trong quá trình hình thành phoi răng cưa và không thấy hình ảnh các vết nứt ở phía trước lưỡi cắt trong quá trình tạo phoi (Hình 2.10).

Như vậy có thể khẳng định cơ chế hình thành phoi răng cưa trong nghiên cứu này là do trượt đoạn nhiệt bởi trạng thái mất ổn định nhiệt dẻo của vật liệu như kết luận của Zhen[103], [104] mà không phải do sự xuất hiện và lan truyền của các vết nứt như trong nghiên cứu của Poulachon [73].



Hình 2.11. Phân bố biến dạng đồng đều trong phoi dây ổn định (a,b); biến dạng không đều với lớp trắng tạo thành ở phoi răng cưa (c,d).

Trong quá trình gia công, vật liệu trong vùng cắt dưới tác dụng của biến dạng lớn và nhiệt độ cao sẽ chịu tác động của hai hiện tượng cơ nhiệt là tăng bền do biến cứng và giảm bền do mềm hóa vì nhiệt. Khi phoi dây ổn định được hình thành, hiện tượng biến cứng chiếm ưu thế so với quá trình mềm hóa vì nhiệt. Sự biến cứng khiến cho giới hạn bền của vật liệu tăng cao và vì vậy, ứng suất yêu cầu cho biến dạng phá hủy tiếp theo tăng lên, quá trình trượt tại mặt phẳng trượt sẽ nhanh chóng được chuyển sang mặt phẳng kế tiếp yếu hơn làm biến dạng tổng thể trong phoi trở nên đồng đều. Trái lại, khi hình thành phoi dây tuần hoàn dạng răng cưa, hiện tượng mềm hóa vì nhiệt chiếm ưu thế khiến cho biến dạng trượt tập trung tại dải trượt cục bộ, nơi vật liệu bị yếu đi do tác dụng mềm hóa vì nhiệt. Trượt mạnh trong một dải hẹp đã tạo thành các phân đoạn phoi làm cho phân bố biến dạng



Hình 2.12. Kiểm tra độ cứng tại các vị trí biến dạng khác nhau ở gốc phoi liền (a); phoi răng cưa (b).

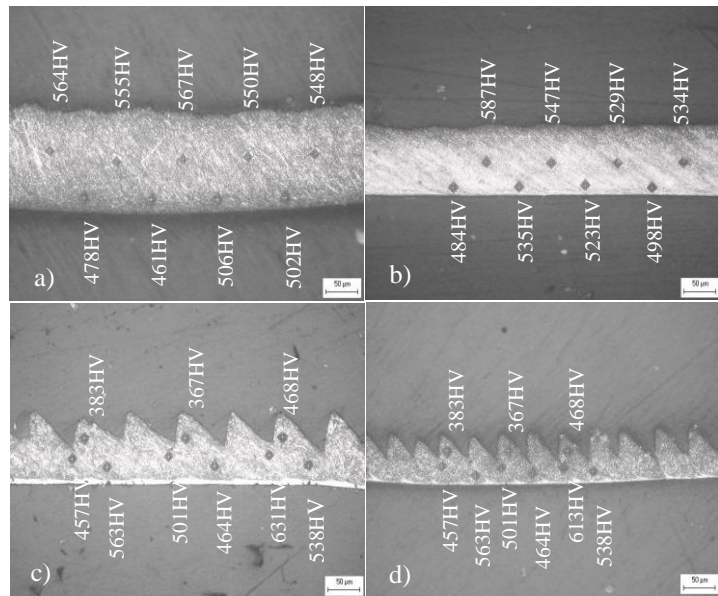
tổng thể trong phôi trở nên không đều. Kiểm tra độ cứng của phôi tại vị trí biến dạng khác nhau đã chứng tỏ điều này khi độ cứng của phôi thay đổi so với độ cứng vật liệu phôi ban đầu (Hình 2.12). Với mẫu phôi thu được khi gia công thép 9XC ở chế độ cắt $s=0,07$; $t=0,115$; $v=47\text{m/p} \div 471\text{m/p}$, các phôi liền có độ cứng trung bình tại trung tâm phôi là $549 \div 559\text{HV}$, tăng 19%; các phôi răng cưa có độ cứng trung bình tại các răng cưa từ $406 \div 494\text{HV}$, giảm 3% so với độ cứng phôi ban đầu là 464HV .

Với quá trình hình thành phôi răng cưa, biến dạng mạnh tại các dải trượt cục bộ dẫn đến nhiệt độ sinh ra lớn đã làm thay đổi tổ chức tế vi của kim loại và tạo thành các lớp trắng với độ cứng tăng cao: Độ cứng trung bình tại các dải trượt cục bộ của các răng cưa là $523 \div 571\text{HV}$, tăng 17,8% so với độ cứng phôi ban đầu (Hình 2.13).

Như vậy có thể thấy, khi độ cứng vật liệu gia công

tăng đã dẫn đến năng lượng cần thiết cho biến dạng trượt của vật liệu tăng và làm tăng nhiệt độ tại vùng biến dạng và làm mềm vật liệu gia công tạo điều kiện cho phôi dây tuần hoàn dạng răng cưa được hình thành. Vùng nhiệt độ cao phát triển trong dải trượt cục bộ của phôi tạo thành các lớp trắng.

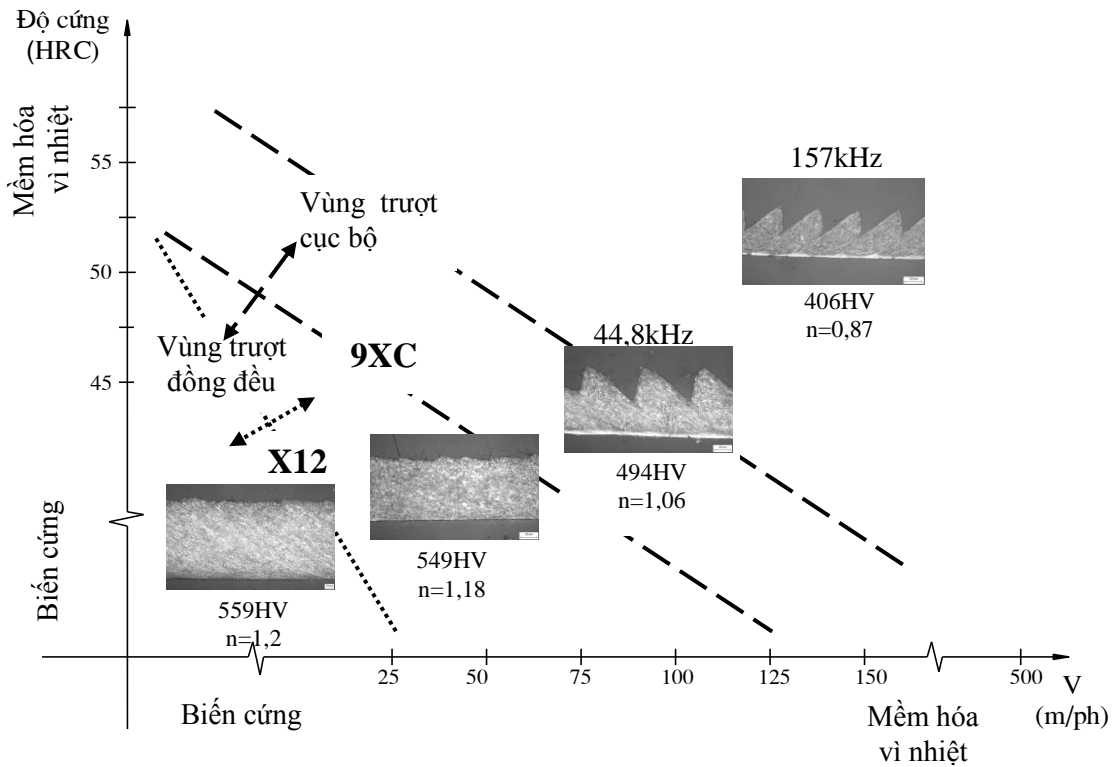
Tương tự như vậy, sự thay đổi của tốc độ cắt khi gia công các loại vật liệu khó gia công đã gây ra sự không ổn định của quá trình đã dẫn đến phản ứng cơ nhiệt của vật liệu phôi dưới điều kiện cắt gọt. Tốc độ cắt cao tương ứng với tốc độ biến dạng cao khiến cho nhiệt sinh ra trong vùng biến dạng không kịp truyền đi làm nhiệt độ tăng cao dẫn đến làm mềm vật liệu. Kết quả là sự trượt cục bộ và dạng phôi tuần hoàn được hình thành. Như vậy, bản chất của cơ chế tạo phôi ở đây chỉ là sự cạnh tranh của hai hiện tượng cơ nhiệt là biến cứng và mềm hóa vì nhiệt. Có



Hình 2.13. Độ cứng phôi thay đổi theo cơ chế hình thành phôi: Độ cứng tăng khi hình thành phôi liền (a,b), độ cứng giảm khi hình thành phôi răng cưa (c,d).

thể đánh giá đặc trưng này bằng tỉ số giữa độ cứng lớn nhất của phoi với độ cứng ban đầu của phoi gia công $n: n=HV_{ph}/HV_{bd}$. Sự phụ thuộc của hình thái phoi vào tốc độ cắt và độ cứng của vật liệu phoi khi tiện cứng thép 9XC và X12M được tổng hợp như trên Hình 2.14.

Sự hình thành phoi dây tuần hoàn do trượt cục bộ làm lực cắt thay đổi tuần hoàn và gây ra dao động hoặc va đập trong quá trình cắt, đặc biệt khi sự cứng vững của



Hình 2.14. Hình thái phoi thay đổi theo độ cứng vật liệu phoi và tốc độ gia công của thép 9XC (nét chấm là giới hạn chuyển đổi hình thái phoi của thép X12M).

hệ thống thấp và nhiệt độ trên bề mặt tiếp xúc giữa phoi và dụng cụ lớn. Các kết quả thực nghiệm cho thấy, dạng phoi tuần hoàn làm tăng sự mài mòn của dao do sự hình thành các phân đoạn phoi đi cùng với tải trọng dao động mỗi tác dụng lên lưỡi cắt mảnh của dụng cụ. Tuy vật liệu bị mềm hóa khi biến dạng ở tốc độ rất cao nhưng lực cắt giảm không đáng kể và mòn dụng cụ tăng rất nhanh cùng với sự tăng tốc độ cắt. Một khi sự không ổn định của kim loại bắt đầu, nó gây ra những va đập trong vật liệu, trong thân dao và máy gia công. Vì vậy, bất kỳ điều gì làm giảm cường độ của sự phân đoạn luôn đem lại lợi ích cho hiệu quả gia công nói chung.

2.5. Kết luận chương 2

- Dạng phôi hình thành trong quá trình tiện thép hợp kim qua tôi sử dụng dao PCBN bao gồm phôi rời, phôi dây ổn định và phôi răng cưa, trong đó dạng phôi răng cưa là dạng phôi chủ yếu, hình thành trong một dải rộng điều kiện cắt và vật liệu gia công. Phôi rời hình thành ở tốc độ cắt thấp và là các đoạn đứt rời của phôi liền mà không phải của phôi răng cưa.

- Hình thái phôi phụ thuộc vào độ cứng vật liệu và chế độ gia công, chủ yếu là vận tốc cắt. Giới hạn chuyển đổi hình thái phôi từ phôi dây ổn định sang phôi răng cưa đối với cả hai loại thép 9XC và X12M đều ở độ cứng trên 50HRC. Vận tốc tương ứng với sự thay đổi về hình thái phôi là 113m/p với thép 9XC và 42,3m/p với thép X12M. Giới hạn chuyển đổi hình thái phôi cũng phụ thuộc vào các thông số cắt khác như chiều sâu cắt và lượng chạy dao.

- Dạng phôi hình thành phụ thuộc vào sự cạnh tranh của hai quá trình mềm hóa vì nhiệt và biến cứng của vật liệu gia công. Quá trình hình thành phôi liền đi cùng với hiện tượng biến cứng với độ cứng phôi tăng 19,3% so với độ cứng phôi ban đầu. Phôi răng cưa được hình thành khi quá trình mềm hóa vì nhiệt chiếm ưu thế với độ cứng trung bình của phôi giảm 3% so với độ cứng phôi ban đầu. Biến dạng mạnh tại các dải trượt cục bộ làm thay đổi cơ tính vật liệu dẫn đến sự hình thành các lớp trắng với độ cứng tăng 17,3% so với độ cứng phôi ban đầu.

- Cơ chế hình thành phôi răng cưa là sự trượt đoạn nhiệt do hiện tượng mất ổn định nhiệt dẻo của vật liệu, xảy ra trong dải hẹp vật liệu bị mềm hóa vì nhiệt, không phải do sự hình thành và lan truyền của các vết nứt tế vi. Tần số các răng cưa tăng từ 44,8kHz lên 157kHz khi vận tốc cắt tăng từ 188m/p lên 471m/p.

- Sự hình thành phôi răng cưa làm tăng rung động và gây tải trọng thay đổi tuần hoàn trong quá trình cắt. Tải trọng thay đổi có thể làm lưỡi cắt bị phá hủy vì mỏi.

Chương 3

NGHIÊN CỨU ĐẶC TRƯNG VỀ LỰC CẮT

KHI TIỆN THÉP HỢP KIM QUA TÔI BẰNG DAO PCBN

3.1. Biến thiên lực cắt theo chiều dài cắt khi tiện thép hợp kim qua tôi bằng dao PCBN

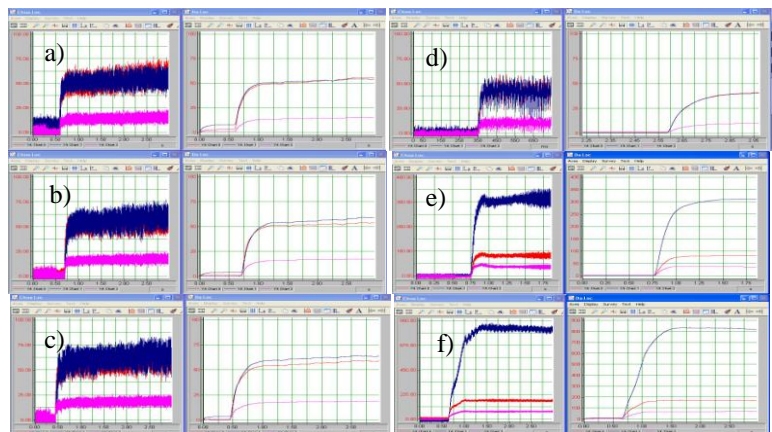
Nghiên cứu biến thiên lực cắt theo chiều dài cắt khi tiện thép hợp kim qua tôi bằng dao PCBN được tiến hành với quá trình tiện bề mặt trụ ngoài trên hai loại thép 9XC và X12M tôi đạt độ cứng $55\pm 57\text{HRC}$. Các thành phần lực cắt được đo bằng thiết bị đo lực cắt ba chiều Kistler-Thủy sĩ cùng bộ khuếch đại và thiết bị ngoại vi NI-USB 6009-Hungari. Thí nghiệm được tiến hành trên máy tiện vạn năng HOWA STRONG 860 (Nhật Bản). Sơ đồ và thiết bị dùng trong thí nghiệm như Hình 3.1.



Hình 3.1. Sơ đồ (a,b) và thiết bị thí nghiệm đo lực cắt (c) khi tiện thép hợp kim qua tôi bằng dao PCBN.

Khảo sát sự phát triển của lực cắt theo chiều dài cắt được thực hiện ở chế độ cắt cố định $v=110\text{m/p}$; $s=0,07\text{mm/v}$; $t=0,115\text{mm}$. Sử dụng dao gắn mảnh PCBN ký hiệu TPGN160308-EB15 của hãng EHWA (Hàn quốc) có bán kính mũi $r=0,8\text{mm}$.

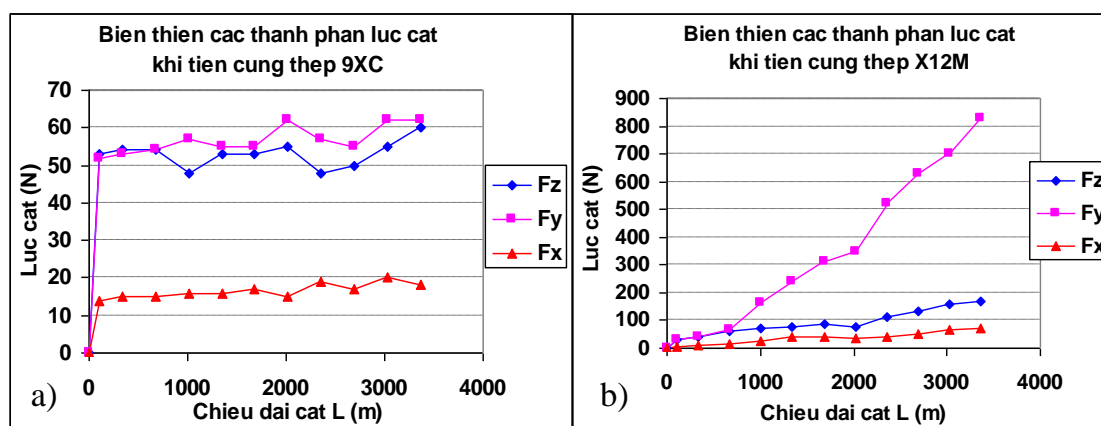
Dữ liệu đo lực nhận được cho thấy giá trị lực cắt tương đối ổn định, dao động là không đáng kể (Hình 3.2). Đồ thị biểu diễn sự thay đổi của lực cắt theo chiều dài cắt của



Hình 3.2. Dữ liệu đo lực cắt khi tiện cứng thép 9XC(a,b,c) và X12M(d,e,f) ở chế độ cắt $v=110\text{m/p}$; $s=0,07\text{mm/v}$; $t=0,115\text{mm}$ ứng với chiều dài cắt khác nhau $L=336; 1680; 3360\text{m}$.

hai loại thép 9XC và X12M được biểu diễn như trên Hình 3.3.

Phân tích đồ thị lực cắt trên hình Hình 3.2 và Hình 3.3 cho thấy, khi tiện cứng thép 9XC, giá trị của các thành phần lực cắt khá nhỏ, chỉ vài chục Niuton. Lực cắt tăng không đáng kể trên toàn bộ chiều dài cắt hơn 3000m. Thành phần lực dọc trục F_y và lực tiếp tuyến F_z có giá trị gần bằng nhau, xấp xỉ 60N. Chênh lệch giữa hai thành phần lực tăng nhẹ theo chiều dài cắt. Lực dọc trục F_x có giá trị nhỏ nhất, chỉ khoảng 15÷17N và hầu như không thay đổi (Hình 3.3a).

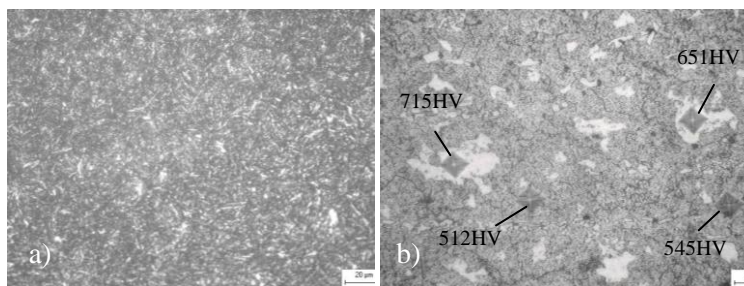


Hình 3.3. Đồ thị biến thiên các thành phần lực cắt theo chiều dài cắt khi tiện thép 9XC(a) và X12M(b) độ cứng 57HRC ở chế độ cắt $v=110\text{m/p}$; $s=0,07\text{mm/v}$; $t=0,115\text{mm}$.

Giá trị của các thành phần lực cắt khi tiện thép X12M lớn hơn rất nhiều so với lực cắt khi tiện cứng thép 9XC. Tốc độ tăng lực cắt rất lớn, từ vài chục Niu ton ở chiều dài cắt 300m lên tới gần 1000N ở chiều dài cắt trên 3000m. Lực hướng kính F_y lớn hơn nhiều so với lực tiếp tuyến F_z . Sự chênh lệch giữa hai thành phần tăng mạnh khi chiều dài cắt tăng, giá trị lực F_y luôn lớn gấp khoảng 4 lần lực tiếp tuyến F_z (Hình 3.3b).

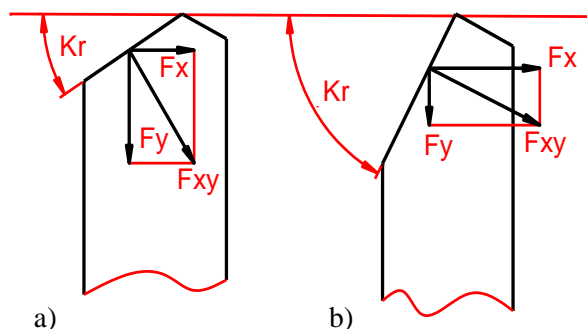
Có thể xác định được nguyên nhân của sự chênh lệch lực cắt khi gia công hai loại thép 9XC và X12M thông qua phân tích cấu trúc tổ chức tế vi của chúng ở cùng độ cứng 57HRC. Thép 9XC có tổ chức hạt nhỏ mịn, các hạt cacbit kích thước dưới 1µm phân bố đồng đều xen lẫn tổ chức mactenxit hình kim bên cạnh austenit dư màu sáng (Hình 2.2). Cấu trúc tế vi của thép X12M cho thấy các hạt cacbit có kích thước lớn, đôi khi kết thành dải dài nằm rải rác với mật độ cao bên cạnh tổ chức mactenxit (Hình 2.1b). Với độ cứng rất cao của các hạt cacbit, có thể đạt tới 658÷713HV so với tổ chức nền có độ cứng 512÷545HV đã cản trở quá trình cắt loại

vật liệu này và làm giá trị các thành phần lực cắt tăng cao (Hình 3.4). Bên cạnh đó, các hạt cacbit cũng đóng vai trò các hạt mài mòn đẩy nhanh tốc độ mòn do khiến cho tốc độ gia tăng của lực cắt lớn.



Hình 3.4. Tổ chức tế vi của thép 9XC(a) và kiểm tra độ cứng của các hạt cacbit trong tổ chức thép X12M(b).

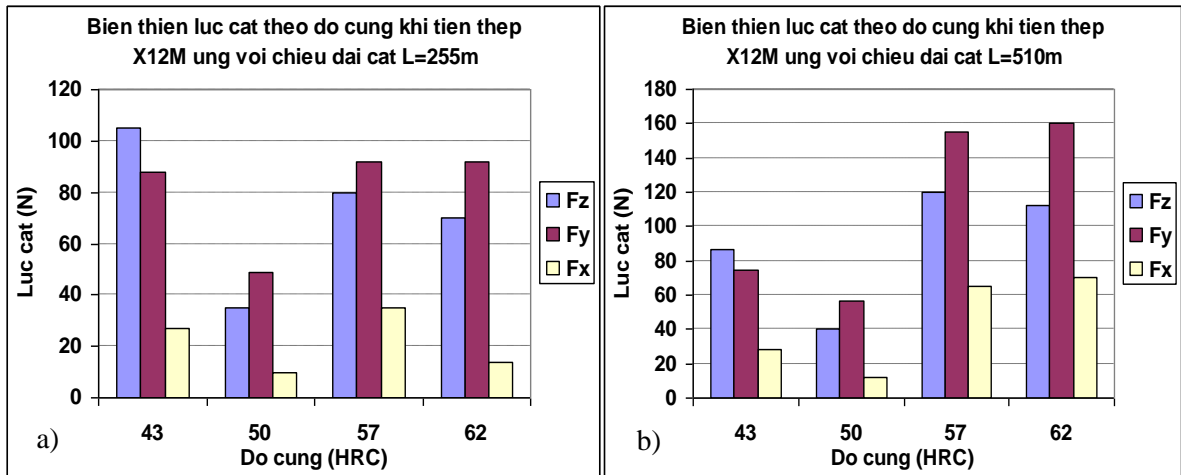
Trong cả hai trường hợp tiện cứng thép 9XC và X12M, lực hướng tâm F_y luôn có giá trị lớn nhất trong ba thành phần lực cắt. Hiện tượng này có thể lý giải dựa trên phân tích hình học lưỡi cắt và đặc điểm quá trình tiện cứng chính xác. Do bán kính mũi dao lớn ($r=0,8\text{mm}$) và chiều sâu cắt nhỏ ($t=0,115\text{mm}$) nên quá trình cắt chỉ diễn ra tại bán kính mũi dao làm góc tiếp xúc của lưỡi cắt và bề mặt gia công nhỏ khiến cho lực hướng tâm F_y có giá trị lớn vượt trội (Hình 3.5). Khi dao bị mòn, hình học lưỡi cắt và mũi dao thay đổi làm thay đổi tương quan giữa các thành phần lực đồng thời làm cho quá trình cắt diễn ra chủ yếu là nén và cày lên bề mặt gia công thay cho quá trình cắt nên giá trị các thành phần lực cần thiết để tạo phoi tăng [20].



Hình 3.5. Ảnh hưởng của bán kính mũi dao và chiều sâu cắt đến tương quan giữa các thành phần lực cắt [20].

Sự biến thiên của lực cắt theo chiều dài cắt còn phụ thuộc vào độ cứng vật liệu gia công (Hình 3.6). Khi độ cứng nhỏ hơn 50HRC, lực cắt giảm khi độ cứng tăng, giá trị lực tiếp tuyến F_z có giá trị lớn nhất trong ba thành phần lực cắt. Khi độ cứng lớn hơn 50HRC, lực cắt tăng cùng với sự tăng độ cứng vật liệu gia công. Lực hướng tâm F_y có giá trị vượt trội trong ba thành phần lực cắt. Quy luật này vẫn giữ nguyên khi tăng chiều dài cắt.

Từ kết quả nghiên cứu quá trình hình thành phoi có thể thấy mối liên quan giữa quy luật biến thiên của lực cắt với hình thái phoi được tạo thành. Ở độ cứng dưới 50HRC phoi liền được hình thành và sự xuất hiện của phoi răng cưa khi độ cứng vật

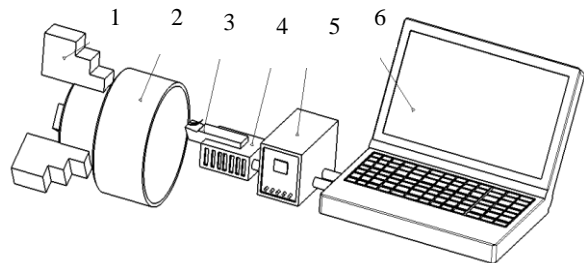


Hình 3.6. Biến thiên của các thành phần lực cắt theo độ cứng khi tiện thép X12M ứng với chiều dài cắt L=255m(a) L=510m(b); v=110m/ph; s=0,12mm/v; t=0,15mm.

liệu phôi tăng. Sự hình thành phoi răng cưa đi cùng với sự mềm hóa vì nhiệt do hiện tượng trượt đoạn nhiệt với biến dạng dẻo lớn và nhiệt độ cục bộ tăng đã dẫn đến lực cắt yêu cầu cho quá trình tạo phoi giảm.

3.2. Ảnh hưởng của tốc độ cắt đến các thành phần lực cắt khi tiện cứng trực giao thép 9XC bằng dao PCBN.

Nghiên cứu ảnh hưởng của tốc độ cắt đến các thành phần lực cắt được tiến hành cho quá trình tiện cứng trực giao thép 9XC qua tôi như sơ đồ trên Hình 3.7. Thí nghiệm được thực hiện trên phôi ống ở chế độ cắt t=2mm; s=0,06mm; vận tốc cắt lần lượt là v=18,8; 29,8; 47,1; 75,4; 119,3; 188,4; 298,3; 471m/ph.

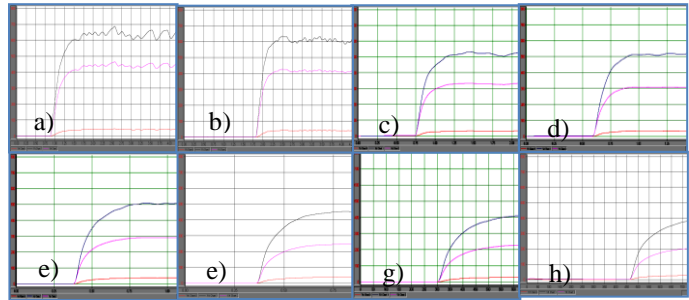


Hình 3.7. Sơ đồ thí nghiệm tiện cứng trực giao: 1-Mâm cặp, 2-phôi, 3-đao, 4-thiết bị đo lực, 5-bộ chuyển đổi tín hiệu, 6-màn hình hiển thị.

Các dữ liệu thu được như trên Hình 3.8 cho thấy tốc độ cắt có ảnh hưởng lớn đến các thành phần lực cắt. Quá trình tiện cứng ở vận tốc cắt nhỏ cho thấy rung động lớn, đặc biệt ở vận tốc dưới 50m/ph (Hình 3.8a,b). Trong khoảng vận tốc nghiên cứu từ 18,8÷471 m/ph lực cắt giảm dần theo thời gian với tốc độ giảm lực cắt khác nhau. Tốc độ giảm lực cắt lớn nhất ứng với vận tốc nhỏ hơn 50m/p, tốc độ giảm lực cắt nhỏ hơn trong khoảng vận tốc $50\text{m/ph} \leq v \leq 200\text{m/ph}$. Khi lực cắt lớn hơn 200m/ph, tốc độ giảm lực cắt gần như bằng hằng số. Đồ thị biểu diễn mối liên

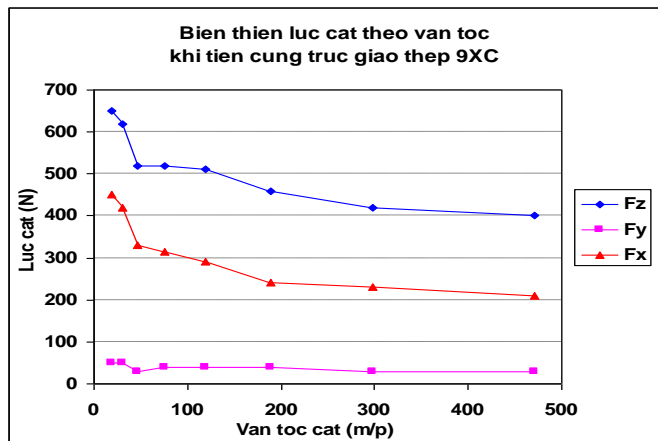
hệ giữa lực cắt và vận tốc cắt như trên Hình 3.9.

Hiện tượng rung động lớn khi tiện cứng ở vận tốc thấp cho thấy giá trị lực cắt liên quan trực tiếp đến dạng phoi được hình thành. Khi vận tốc rất thấp, phoi hình thành ở dạng phoi rời đi cùng với các rung động mạnh. Mặt khác, tốc độ thấp làm tăng rung động do tác động của các yếu tố lệch tâm gây ra trong khi tốc độ cao làm tăng khả năng tự định tâm của chi tiết gia công.



Hình 3.8. Biến thiên lực cắt theo vận tốc cắt khi tiện trục giao thép 9XC độ cứng 52HRC với $t=2\text{mm}$; $s=0,06\text{mm/v}$; $v=18,8$; $29,8$; $47,1$; $75,4$; $119,3$; $188,4$; $298,3$; 471m/ph .

Hiện tượng lực cắt giảm khi vận tốc cắt tăng trong quá trình tiện cứng đã được ghi nhận ở một số nghiên cứu [20], [34], [78]. Nguyên nhân của hiện tượng này được cho rằng khi tăng vận tốc cắt, tốc độ biến dạng tăng khiến ma sát và nhiệt sinh ra lớn làm giảm độ cứng của vật liệu gia công. Vì thế năng lượng yêu cầu cho quá trình cắt giảm làm lực cắt giảm.



Hình 3.9. Đồ thị biến thiên lực cắt theo vận tốc cắt khi tiện cứng trục giao thép 9XC với $s=0,06\text{mm/v}$; $t=2\text{mm}$; chiều dài cắt $L=200\text{m}$.

3.3. Phân tích ảnh hưởng của điều kiện cắt đến các thành phần lực cắt khi tiện cứng trục giao thép 9XC bằng dụng cụ PCBN.

Việc nghiên cứu ảnh hưởng của các thông số cắt và tương tác giữa chúng đến lực cắt khi tiện cứng thép 9XC qua tôi bằng dao PCBN được thực hiện bằng phương pháp phân tích thống kê. Nghiên cứu được tiến hành trên sơ đồ cắt trục giao như Hình 3.7. Với sơ đồ này, chiều sâu cắt t không đổi và thành phần lực hướng kính F_y sẽ được loại bỏ. Các thí nghiệm được quy hoạch theo kế hoạch bậc một hai nhân tố ở hai mức yếu tố như trong Bảng 3.1. Ngoài 4 điểm thí

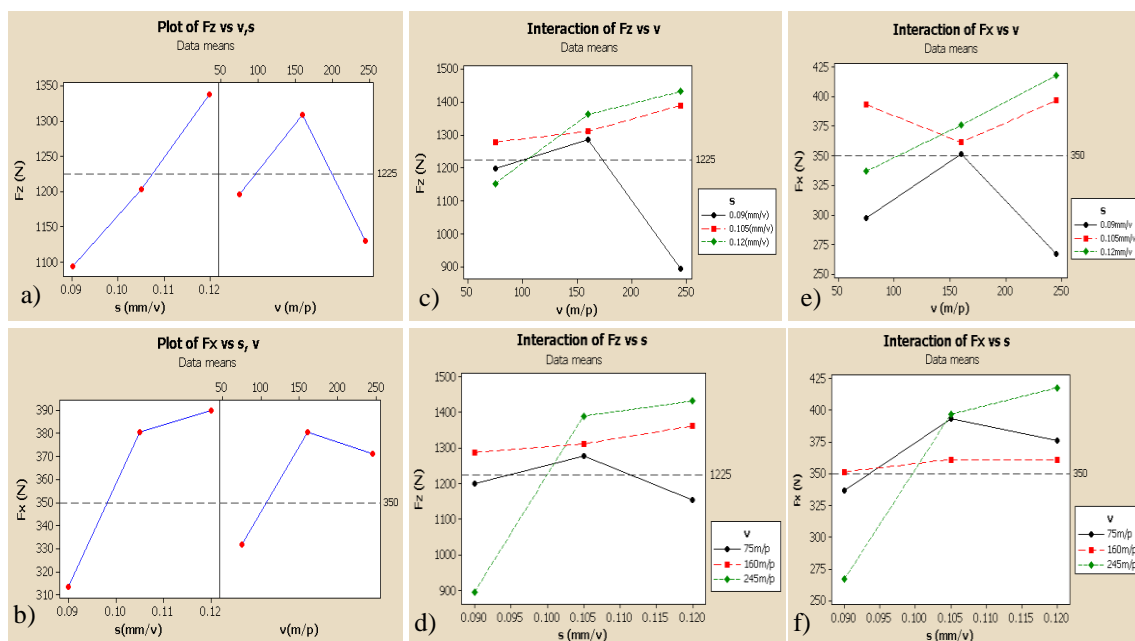
thí nghiệm cần thực hiện theo quy hoạch còn có các thí nghiệm được thực hiện song song tại tâm. Mỗi thí nghiệm được thực hiện tương ứng với chiều dài cắt $L=25\text{mm}$ theo phương dọc trục ở chiều sâu cắt cố định $t=3\text{mm}$. Kết quả thí nghiệm được tổng hợp trong hai cột cuối của Bảng 3.1.

Bảng 3.1. Kết quả thí nghiệm xác định các thành phần lực cắt.

Thí nghiệm	Nhân tố		Lực cắt	
	v (m/p)	s (mm/vg)	F_z (N)	F_x (N)
1	75	0,09	1199.41	297.35
2	245	0,09	894.85	267.09
3	75	0,12	1153.09	337.03
4	245	0,12	1432.56	417.85
5	160	0,105	1362.48	351.48
6	160	0,105	1287.28	376.02
7	160	0,105	1311.52	361.33

Hình 3.10 là đồ thị biểu diễn ảnh hưởng của các nhân tố vận tốc cắt v, lượng chạy dao s và tương tác giữa chúng đến các thành phần lực cắt F_z và F_x .

Từ đồ thị cho thấy các thành phần lực cắt F_z và F_x bị ảnh hưởng đáng kể bởi vận tốc cắt và lượng chạy dao. Với chiều sâu cắt lớn $t = 2\text{mm}$, giá trị của các thành phần



Hình 3.10. Ảnh hưởng của các nhân tố v và s và tương tác giữa chúng đến các thành phần lực cắt trong tiện cứng trục giao thép 9XC bằng dụng cụ PCBN.

lực đo được tương đối cao, trong đó lực cắt chính F_z có giá trị lớn nhất. Đồ thị cũng cho thấy ảnh hưởng của lượng chạy dao đến các thành phần lực cắt lớn hơn ảnh hưởng của vận tốc cắt. Có thể giải thích hiện tượng này là do khi tăng lượng chạy dao, chiều dày phoi khi chưa biến dạng tăng. Vì lực cắt tỉ lệ trực tiếp với

chiều dày phoi khi chưa biến dạng nên lượng chạy dao đóng vai trò là nhân tố ảnh hưởng chính đến lực cắt. Tương tác giữa vận tốc cắt và lượng chạy dao tác động đến lực cắt nhiều hơn vận tốc cắt.

Mô hình hồi quy biểu diễn các giá trị lực cắt có dạng:

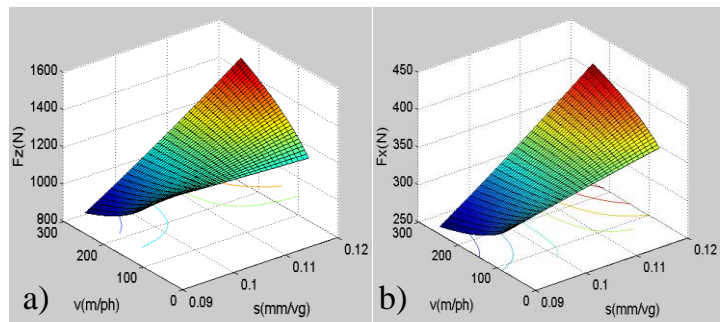
$$F_z = 3,719 \cdot 10^{-4} v^{3,3903} s^{1,4974} \ln v - 6,6020 \quad (3.1)$$

$$F_x = 0,0837 v^{2,1426} s^{0,9463} \ln v - 3,6504 \quad (3.2)$$

Mô hình đã được kiểm tra thỏa mãn các tiêu chuẩn thống kê nên hoàn toàn tương hợp với hệ thống thực nghiệm.

Mặt hồi quy biểu diễn biến thiên lực cắt theo các thông số vận tốc cắt v và lượng chạy dao s như trong Hình 3.11.

Phân tích mặt hồi quy thấy rõ tác dụng tương tác giữa các biến ảnh hưởng đến các giá trị lực cắt. Trên cả hai đồ thị, lượng chạy dao và tương tác giữa lượng chạy



Hình 3.11. Mặt hồi quy và đồ thị đường mức của các thành phần lực cắt F_z (a) và F_x (b).

dao với vận tốc cắt có ảnh hưởng lớn nhất đến lực cắt. Vận tốc cắt có ảnh hưởng ít nhất, đặc biệt khi lượng chạy dao nhỏ, việc tăng vận tốc cắt lại cho giá trị lực cắt giảm. Điều này được cho là liên quan đến sự hình thành phoi răng cưa làm giảm yêu cầu năng lượng tiêu thụ cho quá trình tạo phoi dẫn đến giảm lực cắt [73].

3.4. Kết luận chương 3

- Giá trị lực cắt trong quá trình tiện cứng thép hợp kim qua tôi sử dụng dao PCBN không lớn hơn giá trị lực cắt khi tiện thông thường. Lực hướng tâm F_y luôn có giá trị lớn nhất trong ba thành phần lực cắt. Độ lớn và tương quan giữa các thành phần lực cắt phụ thuộc mạnh mẽ vào vật liệu gia công.

- Khi độ cứng vật liệu gia công nhỏ hơn 50HRC, lực cắt có xu hướng giảm khi độ cứng vật liệu gia công tăng. Khi độ cứng vật liệu gia công lớn hơn 50HRC, lực cắt tăng khi tăng độ cứng của vật liệu gia công. Lực cắt có giá trị nhỏ nhất khi vật liệu gia công có độ cứng khoảng 50HRC, tương ứng với sự xuất hiện dạng phoi răng cưa.

- Trong dải tốc độ khảo sát từ 18,8m/p÷471m/ph, lực cắt giảm dần khi vận tốc cắt tăng. Tốc độ giảm lực cắt cũng giảm cùng với sự tăng của vận tốc cắt. Đặc biệt dao động và lực cắt sinh ra lớn khi tiện thép hợp kim qua tôi ở tốc độ thấp (dưới 50m/ph).

- Ảnh hưởng của lượng chạy dao và tương tác giữa lượng chạy dao và vận tốc cắt tới lực cắt lớn hơn ảnh hưởng của vận tốc cắt.

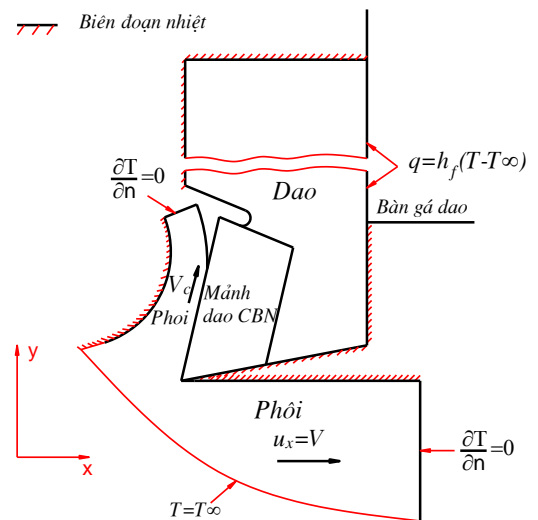
Chương 4
XÁC ĐỊNH TRƯỜNG PHÂN BỐ NHIỆT TRONG DỤNG CỤ PCBN
KHI TIỆN THÉP HỢP KIM QUA TÔI

4.1. Xác định trường phân bố nhiệt trong dụng cụ PCBN khi tiện cứng trực giao bằng phương pháp phần tử hữu hạn (FEM)

4.1.1. Mô hình tính nhiệt

Bài toán truyền nhiệt cho hệ thống dao-phoi-phôi khi tiện cứng bức là bài toán truyền nhiệt trong không gian ba chiều. Tuy nhiên, có thể quy về bài toán truyền nhiệt theo hai chiều với sự hiệu chỉnh thích hợp.

Vùng mô hình nhiệt và các điều kiện biên được mô tả trên Hình 4.1 [90]. Vì chiều rộng dụng cụ và chiều rộng phoi (theo hướng pháp tuyến với mặt phẳng trong hình) lớn hơn 30 lần chiều dày phoi khi chưa bị biến dạng, mô hình thỏa mãn hoàn toàn với bài toán truyền nhiệt theo hai phương. Kích thước hình học của mô hình được xác định trong phạm vi vùng chịu tác động của gradient nhiệt độ. Hầu hết các bề mặt ngoài là đoạn nhiệt, nghĩa là nhiệt mất mát do đối lưu và bức xạ vào môi trường là không đáng kể. Điều này tương đương với việc không sử dụng dung dịch trơn nguội.



Hình 4.1. Mô hình bài toán tính nhiệt và các điều kiện biên [90].

Phương trình truyền nhiệt ổn định trong không gian hai chiều trong quá trình cắt kim loại được viết dưới dạng [90] :

$$\rho c \left(u_x \frac{\partial T}{\partial x} + u_y \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \dot{q}(x, y) = \frac{\partial}{\partial x} \left(k_x \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(k_y \frac{\partial T}{\partial y} \right) \quad (4.1)$$

trong đó: ρ là khối lượng riêng của vật liệu; c là nhiệt dung riêng; u_x, u_y là thành phần vận tốc của vật liệu theo hai phương x và y ; k_x, k_y là hệ số dẫn nhiệt theo hai phương x và y ; \dot{q} là tốc độ sinh nhiệt riêng.

Giả sử $k_x = k_y = k$ và coi nguồn nhiệt chỉ tập trung trên các mặt phẳng trượt và mặt trước của dụng cụ thì phương trình (4.1) có thể viết thành:

$$\rho c \left(u_x \frac{\partial T}{\partial x} + u_y \frac{\partial T}{\partial y} \right) - k \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \right) + \dot{q}(x, y) = 0 \quad (4.2)$$

Phương trình này phải được giải trên miền minh họa trên Hình 4.2, trên đó biểu diễn các điều kiện biên mà phương trình phải thỏa mãn ứng với quá trình cắt trực giao như sau [30]:

$$T = T_s \text{ Trên bề mặt } S_T \text{ cần xác định.} \quad (4.3)$$

$$-k \frac{\partial T}{\partial n} = q_0$$

$$\text{Trên bề mặt } S_{q_0} \text{ cần xác định.} \quad (4.4)$$

$$-\left(k \frac{\partial T}{\partial n} \right)_I - \left(k \frac{\partial T}{\partial n} \right)_{II} = q_1 \quad \text{Trên mặt phẳng } S_{q_1} \text{ (mặt trượt AB).} \quad (4.5)$$

$$-\left(k \frac{\partial T}{\partial n} \right)_{II} - \left(k \frac{\partial T}{\partial n} \right)_{IV} = q_2 \quad \text{Trên mặt } S_{q_2} \text{ (mặt trước AC).} \quad (4.6)$$

$$-k \frac{\partial T}{\partial n} = h(T - T_\infty) \quad \text{Trên bề mặt } S_h \text{ cần xác định.} \quad (4.7)$$

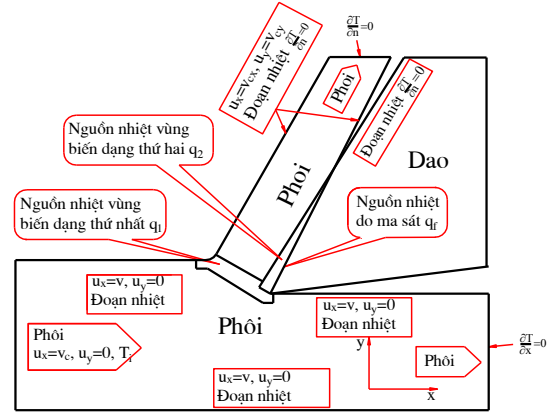
Giải phương trình (4.2) thỏa mãn các điều kiện (4.3) đến (4.7) tương đương với việc tìm cực tiểu của phiếm hàm I [89].

$$I = \iint_A \left[\rho c \left(u_x \frac{\partial T}{\partial x} + u_y \frac{\partial T}{\partial y} \right) T + \frac{1}{2} \left\{ k_x \left(\frac{\partial T}{\partial x} \right)^2 + k_y \left(\frac{\partial T}{\partial y} \right)^2 \right\} - \dot{q}T \right] dA \quad (4.8)$$

$$+ \int_{S_q} qT dS_q + \int_{S_h} h \left(\frac{1}{2} T^2 - TT_\infty \right) dS_h$$

với T_s là nhiệt độ dọc theo biên S_T ; $\dot{q}(x, y)$ là tốc độ sinh nhiệt thể tích theo hai phương x, y ; q_0, q_1, q_2 là cường độ dòng nhiệt vuông góc với biên S_q ; h là hệ số truyền nhiệt riêng đối lưu dọc theo biên S_h ; T_∞ là nhiệt độ môi trường xung quanh; n là pháp tuyến ngoài của biên; $\frac{\partial T}{\partial x}, \frac{\partial T}{\partial y}$ là biến thiên nhiệt độ theo các phương x và y ;

S_T, S_q, S_h là các biên phân biệt tạo nên toàn bộ biên của diện tích A của phần tử



Hình 4.2. Các điều kiện biên sử dụng trong mô hình nhiệt [30].

khảo sát.

Có thể biểu diễn phiếm hàm (4.8) dưới dạng:

$$I = \iint_A \rho c [U] [\nabla T] T dA + \iint_A [\nabla T]^T [D] [\nabla T] dA - \iint_A \dot{q} T dA + \int_{S_q} q T dS_q + \int_{S_h} h \left(\frac{1}{2} T - T_\infty \right) T dS_h \quad (4.9)$$

$$\text{Với } [U] = [u_x \ u_y]; [D] = \begin{bmatrix} k_x & 0 \\ 0 & k_y \end{bmatrix} \text{ và } \nabla T = \begin{Bmatrix} \frac{\partial T}{\partial x} \\ \frac{\partial T}{\partial y} \end{Bmatrix} \quad (4.10)$$

$$\text{Điều kiện cực tiểu của I (4.9) là biến phân } \delta I = 0 \quad (4.11)$$

$$\delta I = \iint_A \rho c [U] [\nabla T] \delta T dA + \iint_A [\nabla \delta T]^T [D] [\nabla T] dA - \iint_A \dot{q} \delta T dA + \int_{S_q} q \delta T dS_q + \int_{S_h} h \left(\frac{1}{2} T - T_\infty \right) \delta T dS_h \quad (4.12)$$

Sử dụng phương pháp phần tử hữu hạn [1], [76] để tính toán và biến đổi, phương trình (4.11) được đưa về phương trình tính toán nhiệt độ tổng quát cho một phần tử e như sau:

$$\begin{aligned} & \frac{k_e}{4A_e} \begin{bmatrix} b_i b_i + c_i c_i & b_j b_i + c_j c_i & b_k b_i + c_k c_i \\ b_i b_j + c_i c_j & b_j b_j + c_j c_j & b_i b_j + c_k c_j \\ b_i b_k + c_i c_k & b_j b_k + c_j c_k & b_k b_k + c_k c_k \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} T_i \\ T_j \\ T_k \end{Bmatrix} \\ & + \frac{\rho c}{6} \begin{bmatrix} u_x b_i + u_y c_i & u_x b_j + u_y c_j & u_x b_k + u_y c_k \\ u_x b_i + u_y c_i & u_x b_j + u_y c_j & u_x b_k + u_y c_k \\ u_x b_i + u_y c_i & u_x b_j + u_y c_j & u_x b_k + u_y c_k \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} T_i \\ T_j \\ T_k \end{Bmatrix} + \frac{h l_h}{6} \begin{bmatrix} 2 & 1 & 0 \\ 1 & 2 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} T_i \\ T_j \\ T_k \end{Bmatrix} \\ & = -q_{e1} \frac{l_q}{2} \begin{Bmatrix} 1 \\ 1 \\ 0 \end{Bmatrix} - q_{e2} \frac{l_q}{2} \begin{Bmatrix} 1 \\ 1 \\ 0 \end{Bmatrix} + \frac{h l_h T_\infty}{2} \begin{Bmatrix} 1 \\ 1 \\ 0 \end{Bmatrix} \end{aligned} \quad (4.13)$$

với $A^{(e)}$ là diện tích của phần tử (e) và T_i, T_j, T_k nhiệt độ nút của phần tử e; a,b,c là hệ số của các hàm nhiệt độ tại các nút được xác định theo tọa độ của các nút; l_q là chiều dài chịu sự tác động của mật độ dòng nhiệt trên biên S_q ; l_h là chiều dài chịu sự trao đổi nhiệt do đối lưu trên biên S_h của phần tử e; q_{e1}, q_{e2} là nhiệt lượng

truyền vào các phần tử e_1 và e_2 có chung cạnh trên các biên S_q .

Vì tỉ lệ truyền nhiệt vào 2 phần tử e_1 và e_2 trên các biên S_{q1} và S_{q2} chưa biết ta có thể lấy tổng các phân bố nhiệt để được dòng nhiệt tổng $q_e = q_{e1} + q_{e2}$ trong phương trình chính tắc tổng quát (4.13).

Viết phương trình (4.13) cho tất cả E phần tử và kết hợp sẽ nhận được hệ phương trình tuyến tính cần tìm. Giải hệ phương trình này sẽ nhận được giá trị nhiệt độ T tại các điểm nút của tất cả các phần tử. Hệ phương trình xác định nhiệt độ có thể giải được nhờ lập trình trong phần mềm như MATLAB hoặc giải tự động nhờ các phần mềm khác. Ở đây việc giải phương trình truyền nhiệt xác định giá trị nhiệt độ và trường phân bố nhiệt được thực hiện bằng phần mềm ABAQUS. Phần tính toán biến đổi phương trình (4.11) được trình bày như trong Phụ lục III.

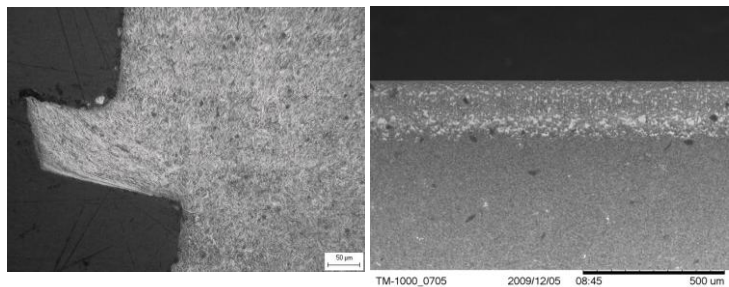
4.1.2. Các thông số xác định từ thực nghiệm

Thí nghiệm để xác định các thông số khảo sát nhiệt cắt trong quá trình tiện cứng bằng dụng cụ PCBN được thực hiện với thép 9XC cho trường hợp cắt trực giao. Sơ đồ và thiết bị thí nghiệm như trong Hình 3.1a,c. Các thông số hình học của dụng cụ cắt cho trong Bảng 4.1. Thí nghiệm được tiến hành ở chế độ cắt $v=119,3$ m/p; $t=3$ mm; $s=0,06$ mm/v.

Các thông số chiều dày phoi t_c , chiều dài tiếp xúc của phoi với mặt trước dụng cụ l_c được xác định dựa trên ảnh SEM của góc phoi và bề mặt dụng cụ (Hình 4.3): $t_c=110\mu\text{m}$; $l_c=240\mu\text{m}$.

Bảng 4.1. Thông số mảnh dao PCBN tiện cứng thép 9XC.

Dao	Góc trước γ	Góc sau α	Góc nâng λ	Góc nghiêng chính φ	Góc nghiêng phụ φ_1
PCBN	-6°	6°	0°	0°	0°



Hình 4.3. Ảnh SEM chụp mặt cắt góc phoi và vết tiếp xúc trên bề mặt dụng cụ khi tiện trực giao thép 9XC độ cứng 52HRC ở chiều sâu cắt $t=3$ mm; $s=0,06$ mm/v; $v=119,3$ m/p.

Các giá trị lực cắt F_z , F_y , F_x được xác định bằng thiết bị đo lực cắt ba chiều Kistler số hiệu 9257BA (Thụy Sĩ). Đồ thị đo giá trị lực cắt tương ứng với chế độ cắt

khảo sát như trên Hình 3.8.

Để phục vụ cho quá trình tính toán nhiệt, cần xác định các thông số về lực cắt, vận tốc trượt cũng như diện tích biến dạng tại các nguồn sinh nhiệt.

Góc trượt ϕ được xác định dựa vào tỉ số chiều dày phoi và góc trước γ :

$$\operatorname{tg}\phi = \frac{t \cos \gamma}{t_c - t \sin \gamma} = \frac{r \cos \gamma}{1 - r \sin \gamma} \text{ với } \gamma \text{ là góc trước; } r = \frac{t}{t_c}; t \text{ là chiều dày phoi khi}$$

chưa biến dạng (lượng chạy dao); t_c là chiều dày phoi;

Vận tốc trượt của vật liệu phôi tại mặt phẳng trượt lượng chạy dao V_s và của phoi trên mặt trước dụng cụ V_c được xác định [81]:

$$\text{Vận tốc trượt của vật liệu phôi trên mặt phẳng trượt } V_s: V_s = \frac{V \cos \alpha}{\cos(\phi - \alpha)}$$

$$\text{Vận tốc trượt của phoi trên mặt trước dụng cụ } V_c: V_c = \frac{V \sin \phi}{\cos(\phi - \alpha)}$$

Giá trị lực cắt tác dụng trên mặt phẳng trượt và trên mặt trước dụng cụ được xác định dựa vào mô hình tính lực của Merchant:

$$\text{Lực tiếp tuyến với mặt phẳng trượt } F_s: F_s = F_c \cos \phi - F_t \sin \phi$$

Lực tiếp tuyến với mặt tiếp xúc giữa phoi và mặt trước dụng cụ:

$$F_F = F_c \sin \alpha + F_t \cos \alpha$$

Các thông số về kích thước, lực và vận tốc cắt tại các nguồn sinh nhiệt được tổng hợp trong Bảng 4.2.

Bảng 4.2. Các thông số tính toán trường nhiệt độ xác định từ thực nghiệm.

V (m/p)	s (mm/v)	t (mm)	t_c (mm)	l (mm)	r (t/ t_c)	ϕ (rad)	V_s (m/p)	V_c (m/p)	F_z (N)	F_x (N)	F_s (N)	F_F (N)
119,3	0,06	3	0,13	0,24	0,46	0,412	136,5	55,07	410,6	250,4	275,6	206,2

Các thuộc tính nhiệt của vật liệu phôi và dụng cụ cho mô hình bao gồm: Hệ số dẫn nhiệt k , khối lượng riêng ρ và nhiệt dung riêng c . Khối lượng riêng ρ được coi như không thay đổi, còn hệ số dẫn nhiệt và nhiệt dung riêng phụ thuộc nhiệt độ, đặc biệt đối với vật liệu dụng cụ PCBN [79]:

- Khối lượng riêng của vật liệu PCBN : $\rho = 3120(\text{kg/m}^3)$.

Các thuộc tính nhiệt của vật liệu dụng cụ PCBN thay đổi theo nhiệt độ:

- Hệ số dẫn nhiệt của mảnh PCBN: $k_{(20^0C)} = 100(W/mK)$ đến $k_{(900^0C)} = 130(W/mK)$
- Nhiệt dung riêng của vật liệu PCBN: $c_{(20^0C)} = 1000(J/kgK)$ đến $c_{(900^0C)} = 1966(J/kgK)$

Với thép hợp kim, các thuộc tính nhiệt có thể coi bằng hằng số vì chúng thay đổi không đáng kể trong dải nhiệt độ tiến hành khảo sát [79]:

- Hệ số dẫn nhiệt của thép hợp kim: $k = 47(W/mK)$
- Khối lượng riêng của thép hợp kim: $\rho = 7800(kg/m^3)$
- Nhiệt dung riêng của thép hợp kim: $c_{(20^0C)} = 486(J/kgK)$

Với môi trường cắt khô, hệ số truyền nhiệt đối lưu: $h=5\div 25W(m^2\cdot^0C)$ [30].

Nếu có dòng khí hoặc nước áp lực: $h=10\div 500W(m^2\cdot^0C)$ hoặc $h=100\div 15000W(m^2\cdot^0C)$, hệ số đối lưu $h=10500W/(m^2\cdot K)$. Nhiệt độ môi trường $T_\infty = 22^0C$.

4.1.3. Tính toán tốc độ sinh nhiệt riêng

+) Tốc độ sinh nhiệt riêng trung bình trên một đơn vị diện tích của mặt phẳng trượt (biên S_{q1}) [94] :

$$q_1 = k_{AB}V_s \quad (4.14)$$

với k_{AB} là ứng suất cắt trên mặt phẳng trượt, được xác định theo lực trượt và diện tích mặt phẳng trượt. $k_{AB} = \frac{F_s}{A_s}$ với F_s là lực hướng dọc theo mặt phẳng trượt; A_s là diện tích mặt phẳng trượt [81].

$$F_s = F_c \cos \phi - F_t \sin \phi ; A_s = \frac{bt}{\sin \phi}$$

trong đó: F_c , F_t là lực tiếp tuyến và lực dọc trục; b và t là chiều rộng và chiều dày phoi tương ứng với chiều sâu cắt và lượng chạy dao; ϕ là góc trượt.

$$\rightarrow k_{AB} = \frac{[F_c \cos \phi - F_t \sin \phi] \sin \phi}{bt} \quad (4.15)$$

Theo Tay [89]: vận tốc trượt thay đổi trong vùng trượt thứ nhất theo công thức:

$$V_\beta = V \frac{\sin \phi}{\sin(\phi + \beta)} \text{ với } \beta \text{ là góc làm bởi đường xiên hypecbol với phương cắt.}$$

Giả thiết vận tốc trượt trên mặt phẳng trượt là không đổi :

$$V_{\beta} = V_s = \frac{V \cos \alpha}{\cos(\phi - \alpha)} = \text{const} \text{ thay vào công thức (4.14):}$$

$$q_1 = k_{AB} V_s = \frac{[F_c \cos \phi - F_t \sin \phi] \cos \alpha}{A_s \cos(\phi - \alpha)} V \quad (4.16)$$

$$q_1 = \frac{[F_c \cos \phi - F_t \sin \phi] \sin \phi \cos \alpha}{bt \cos(\phi - \alpha)} V \quad (4.17)$$

Tương ứng với các thông số chế độ cắt ở trên, xác định giá trị của q_1 .

+) Tốc độ sinh nhiệt riêng trên vùng tiếp xúc giữa phoi và mặt trước dụng cụ (biên S_{q2}):

Tốc độ sinh nhiệt riêng trên vùng mặt trước dụng cụ gồm hai thành phần q_{21} và q_{22} . Thành phần q_{21} sinh ra do ma sát giữa phoi và mặt trước và q_{22} sinh ra do biến dạng dẻo của phoi trong miền biến dạng thứ hai.

* Xác định tốc độ sinh nhiệt riêng q_{21} :

Tốc độ sinh nhiệt riêng do ma sát trên mặt trước dụng cụ được tính theo công thức:

$$q_{21} = \tau(x)V(x) \quad (4.18)$$

Trong đó: $\tau(x)$ là ứng suất tiếp mặt trước, $V(x)$ là vận tốc của lớp phoi dưới cùng.

Để tính giá trị tốc độ sinh nhiệt riêng trên mặt tiếp xúc của dao và phoi, có thể dựa vào mô hình phân bố ứng suất như trên Hình 1.11.

Ứng suất tiếp biến thiên theo quy luật [81], [106]:

$$\begin{aligned} \tau(x) &= \tau_s & 0 \leq x \leq l_1 \\ \tau(x) &= \mu \sigma(x) = \tau_s \left(\frac{l-x}{l-l_1} \right)^n & l_1 \leq x \leq l \end{aligned} \quad (4.19)$$

Với τ_s là giới hạn chảy trượt trung bình trên bề mặt tiếp xúc ; l là chiều dài tiếp xúc; l_1 là chiều dài phần dính, nơi ứng suất trượt có giá trị bằng hằng số; n là hằng số thực nghiệm phụ thuộc vào vật liệu và điều kiện gia công: $n=19 \div 22$ cho một dải rộng các số liệu thực nghiệm [55].

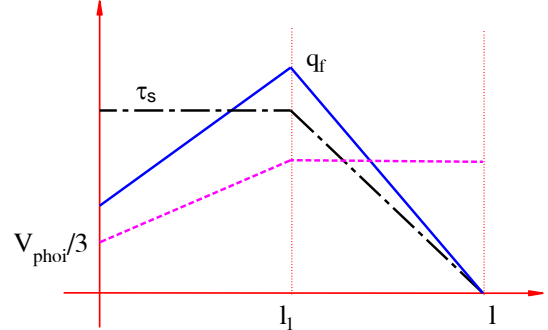
Vận tốc lớp phoi cuối cùng thay đổi theo chiều dài tiếp xúc (Hình 4.4):

$$V(x) = \left(\frac{1}{3} + \frac{2x}{3l_1} \right) V_c \quad 0 \leq x \leq l_1 \quad (4.20)$$

$$V(x) = V_c = \frac{V \sin \phi}{\cos(\phi - \alpha)} \quad l_1 \leq x \leq l$$

Gần đúng có thể coi ứng suất trượt thay đổi bậc nhất trên chiều dài từ $l_1 \leq x \leq l$ và được biểu diễn theo quan hệ (Hình 4.4) [55]:

$$\begin{aligned} \tau(x) &= \tau_s \quad 0 \leq x \leq l_1 \\ \tau(x) &= \tau_s \left(\frac{l-x}{l-l_1} \right) \quad l_1 < x \leq l \end{aligned} \quad (4.21)$$



Hình 4.4. Biến thiên vận tốc trượt, ứng suất trượt và nhiệt tạo thành trên mặt tiếp xúc giữa phoi và dụng cụ.

Từ (4.17) đến (4.21) có thể vẽ được biểu đồ phân bố nhiệt tạo thành do ma sát trên mặt trước với giá trị cực đại ứng với vị trí $x = l_1$.

$$q_{21} = \begin{cases} \frac{\tau_s V_c}{3} \left(1 + \frac{2x}{l_1} \right) & 0 \leq x \leq l_1 \\ \tau_s V_c \left(\frac{l-x}{l-l_1} \right) & l_1 < x \leq l \end{cases} \quad (4.22)$$

* Xác định tốc độ sinh nhiệt riêng q_{22}

Tốc độ sinh nhiệt trên một đơn vị thể tích vật liệu trong vùng biến dạng dẻo thứ hai được tính theo công thức [62]:

$$q_{22} = \tau_{\text{sec}} \dot{\gamma}_{\text{sec}} \quad (4.23)$$

với τ_{sec} là ứng suất chảy trượt trong vùng biến dạng thứ hai; $\dot{\gamma}_{\text{sec}}$ là tốc độ biến dạng trong vùng trượt thứ hai:

$$\tau_{\text{sec}} = \frac{F_F}{lW} \quad (4.24)$$

với F_F là lực ma sát trên bề mặt tiếp xúc, tính theo công thức:

$$F_F = F_C \sin \alpha + F_T \cos \alpha \quad (4.25)$$

F_C , F_T là lực tiếp tuyến và lực dọc trục; α là góc trước; l là chiều dài tiếp xúc; w là chiều rộng tiếp xúc (chiều sâu cắt).

Theo một số nghiên cứu [62], [90], vùng biến dạng dẻo thứ hai được giả thiết có dạng hình tam giác với t_p là chiều dày lớn nhất của vùng. Do kết quả của hiện tượng dính nên vận tốc biến đổi từ giá trị bằng 0 tại vị trí tiếp xúc trên bề mặt dụng cụ đến giá trị V_c ở mặt cắt ngang cách mặt tiếp xúc một khoảng bằng chiều dày t_p (Hình 4.5). Tốc độ biến dạng tỉ lệ thuận với vận tốc trượt và tỉ lệ nghịch với khoảng cách t_p và được tính theo công thức [62], [86] :

$$\dot{\gamma}_{\text{sec}} = \frac{V}{t_p}; t_p = \delta t_2 \quad (4.26)$$

với t_2 là chiều dày phoi. δt_2 được xác định từ hình ảnh biến dạng trong ảnh chụp cấu trúc tế vi của phoi, giả thiết bằng hằng số 0,05 cho một dải rộng tốc độ cắt và thép các bon thấp [90] hoặc bằng 1/8 cho dải rộng tốc độ cắt xem xét [62].

* Xác định ứng suất tương đương:

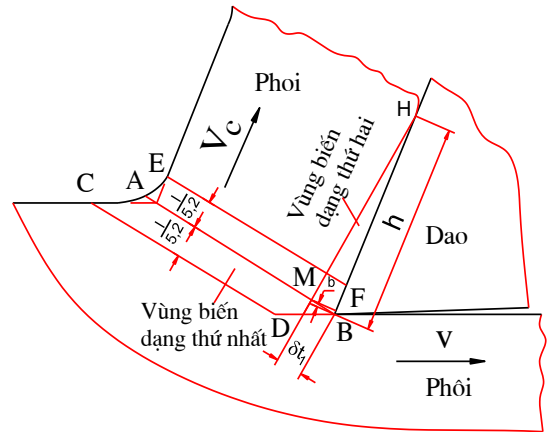
Để đơn giản, khi tính toán coi nhiệt sinh ra trong vùng biến dạng thứ hai và ma sát giữa phoi và mặt trước tương đương với nhiệt sinh ra do ma sát tương đương giữa phoi và mặt trước, xác định theo nguyên tắc bảo toàn năng lượng, nghĩa là tổng tốc độ tiêu thụ năng lượng trong vùng biến dạng thứ hai và do ma sát giữa phoi và dụng cụ bằng tốc độ tiêu thụ năng lượng của lực trượt F_F trên mặt trước [6].

Theo mô hình này, quy luật biến thiên ứng suất tiếp tương đương trên mặt trước phân bố như sau:

$$\begin{aligned} \tau'(x) &= \tau'_s & 0 \leq x \leq l/2 \\ \tau'(x) &= 2\tau'_s \left(1 - \frac{x}{l}\right) & l/2 < x \leq l \end{aligned} \quad (4.27)$$

Với $l \approx 2l_1$; $\tau'(x)$, τ'_s là ứng suất tương đương biến thiên và không đổi được xác định từ nguyên tắc bảo toàn năng lượng nêu trên.

Tốc độ sinh nhiệt riêng trên vùng tiếp xúc giữa phoi và dụng cụ là:



Hình 4.5. Hình dạng và kích thước vùng biến dạng [90].

$$q_2 = \begin{cases} \frac{\tau'_s V_c}{3} \left(1 + \frac{4x}{l}\right) & 0 \leq x \leq l/2 \\ 2\tau'_s V_c \left(1 - \frac{x}{l}\right) & l/2 < x \leq l \end{cases} \quad (\text{W/mm}^2) \quad (4.28)$$

Với τ'_s được xác định dựa vào giả thiết trên như sau:

Tốc độ sinh nhiệt do ma sát trên toàn bộ vùng tiếp xúc giữa phôi và dụng cụ là:

$$Q_2 = \int_0^{l/2} \frac{\tau'_s V_c}{3} \left(1 + \frac{4x}{l}\right) b dx + \int_{l/2}^l 2V_c \tau'_s \left(1 - \frac{x}{l}\right) b dx \quad (4.29)$$

$$Q_2 = \frac{\tau'_s V_c b}{3} \int_0^{l/2} \left(1 + \frac{4x}{l}\right) dx + 2V_c \tau'_s b \int_{l/2}^l \left(1 - \frac{x}{l}\right) dx$$

$$Q_2 = \tau'_s V_c b l \left(\frac{1}{3} + \frac{1}{4}\right) = F_F V_c$$

$$\tau'_s = \frac{F_F}{bl \left(\frac{1}{3} + \frac{1}{4}\right)} \quad (4.30)$$

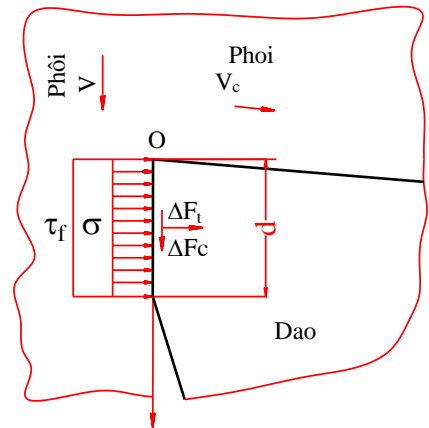
Thay vào (4.28), với các giá trị đã biết của F_F , b bằng chiều sâu cắt t ; chiều dài tiếp xúc l ; vận tốc phôi V_c ; xác định được tốc độ sinh nhiệt trên mặt trước của dụng cụ $q_2(x)$ phân bố theo quan hệ hàm số bậc nhất dọc theo chiều dài tiếp xúc của phôi và dụng cụ.

+ Tính nhiệt sinh ra trên mặt tiếp xúc giữa dao và phôi:

Nhiệt sinh ra trên mặt tiếp xúc giữa dao và phôi được coi như phân bố đều (Hình 4.6). Tốc độ sinh nhiệt được tính theo công thức [55]:

$$q_3 = K_c V F_c \frac{1}{t_1 w} \quad (4.31)$$

Với K_c là hệ số do lực cắt khi dụng cụ mòn được xác định bằng thực nghiệm; V là vận tốc cắt; F_c là lực cắt tiếp tuyến; t_1 là chiều dày phôi khi chưa biến dạng; w là chiều rộng phôi, xác định như sau:



Hình 4.6. Phân bố ứng suất trên mặt tiếp xúc giữa dao và phôi [55].

$$\frac{\Delta F_t}{F_t} = \frac{F_{tf} - F_t}{F_t} = K_t \frac{d}{t_1} \quad (4.32)$$

$$\frac{\Delta F_c}{F_c} = \frac{F_{cf} - F_c}{F_c} = K_c \frac{d}{t_1} \quad (4.33)$$

F_{tf}, F_{cf} là lực cắt dọc trục và lực cắt tiếp tuyến khi dụng cụ mòn; $K_c; K_t$ là hệ số xác định từ thực nghiệm; d là chiều cao vùng mòn mặt sau; w là chiều rộng phoi; t_1 là chiều dày phoi khi chưa biến dạng (lượng chạy dao);

Thực nghiệm cho thấy:

$$K_c=0.0671; K_t=0.0528 \text{ [55];}$$

$$q_3 = 0.0671VF_c \frac{1}{t_1 w} \quad (4.34)$$

Với các giá trị đã biết tương ứng của vận tốc cắt V , lực tiếp tuyến $F_c=F_z$, chiều dày phoi $t_1=t_c$, xác định được mật độ dòng nhiệt không đổi trên bề mặt tiếp xúc giữa mặt sau dụng cụ bị mòn với bề mặt phôi a_3 .

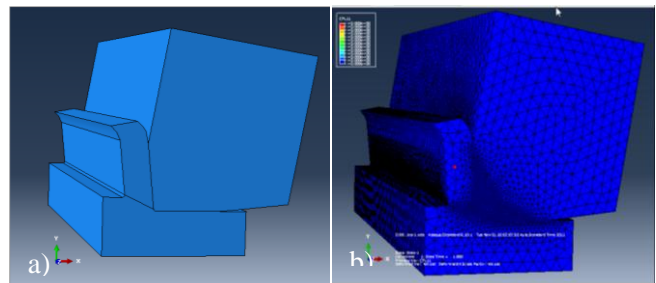
Giá trị tốc độ sinh nhiệt tại các nguồn nhiệt được tính toán và tổng hợp trong Bảng 4.3.

Bảng 4.3. Các thông số tính toán xác định các nguồn nhiệt

k_{AB} (N/mm ²)	A_s (mm ²)	q_1 (W/mm ²)	$\dot{\gamma}_{sec}$ (1/s)	τ_{sec} (N/mm ²)	τ' (N/mm ²)	q_{2max} (W/mm ²)	q_3 (W/mm ²)
919,32	0,45	1397	1,2	286	490	450	303

4.1.4. Trường phân bố nhiệt trong dụng cụ PCBN khi tiện cứng trục giao thép 9XC bằng dao PCBN xác định bằng phương pháp phần tử hữu hạn

Trường phân bố nhiệt trong quá trình tiện cứng trục giao thép 9XC sử dụng dao PCBN được xác định bằng phương pháp phần tử hữu hạn với sự hỗ trợ của phần mềm ABAQUS. Mô hình tính toán được xây dựng ở dạng mô hình 3D như Hình 4.7a. Toàn bộ



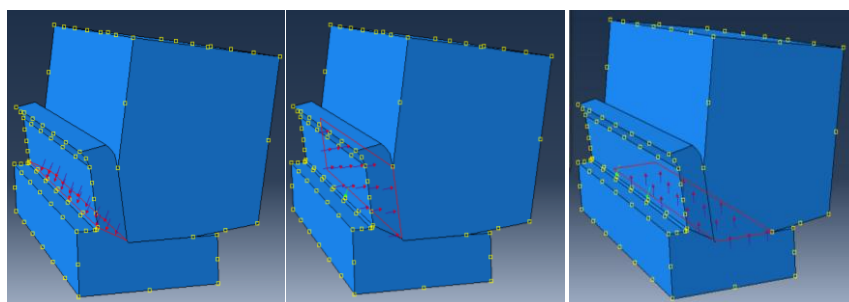
Hình 4.7. Mô hình tính toán trường phân bố nhiệt trong tiện cứng trục giao bằng FEM (a) và sơ đồ chia lưới các phần tử (b).

hệ thống dao-phoi-phôi được xem xét trong mối quan hệ tương tác về truyền nhiệt.

Quá trình truyền nhiệt giữa phôi, phoi và dụng cụ được coi như thực hiện trong môi trường liên tục.

Thủ tục chia lưới các phần tử của mô hình được thực hiện trong phần mềm ABAQUS với các thông số điều khiển phù hợp để các vùng sinh nhiệt được chia với các phần tử có kích thước nhỏ mịn nhằm đạt độ chính xác cao. Tổng cộng, toàn bộ mô hình được chia thành 557.758 phần tử dạng tứ diện, mỗi phần tử có 4 nút với tổng số 2.231.032 nút như Hình 4.7b.

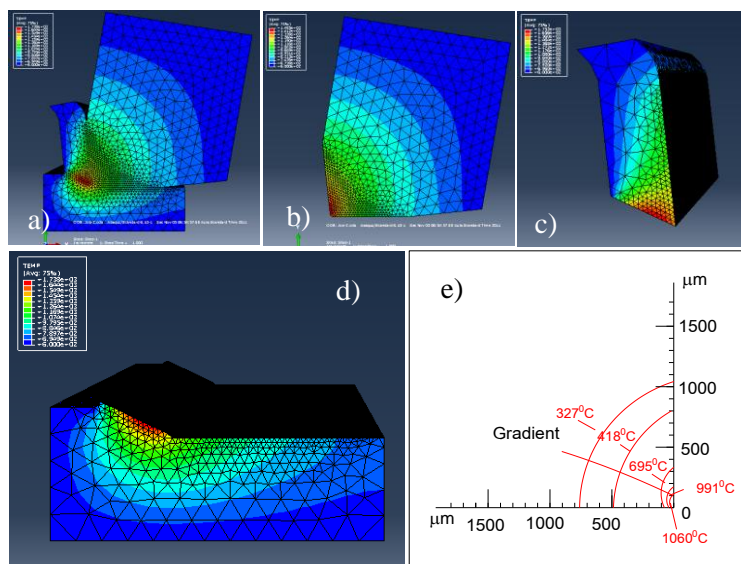
Với các thông số đầu vào đã xác định bao gồm kích thước hình học của vùng khảo sát, các thuộc tính vật liệu của dụng cụ và chi tiết gia công, mật độ



Hình 4.8. Sơ đồ tác dụng của các nguồn nhiệt trong mô hình tính toán trường phân bố nhiệt.

dòng nhiệt và các điều kiện biên, sơ đồ tác dụng của các nguồn nhiệt của bài toán được thực hiện như trong Hình 4.8.

Quá trình phân tích trường phân bố nhiệt độ khi tiện trục giao thép 9XC bằng dao PCBN với các thông số cắt như trên được tiến hành cho hai trường hợp dụng cụ sắc và dụng cụ mòn. Trường phân bố nhiệt nhận được như trên Hình 4.9 và Hình 4.10.



Hình 4.9. Trường phân bố nhiệt khi tiện cứng trục giao thép 9XC bằng dao PCBN trong trường hợp dụng cụ sắc (a-d) và sơ đồ các đường đẳng nhiệt phân bố trong dụng cụ (e).

Giá trị nhiệt độ tại các nút được xuất ra file kết quả như trong Phụ lục III.

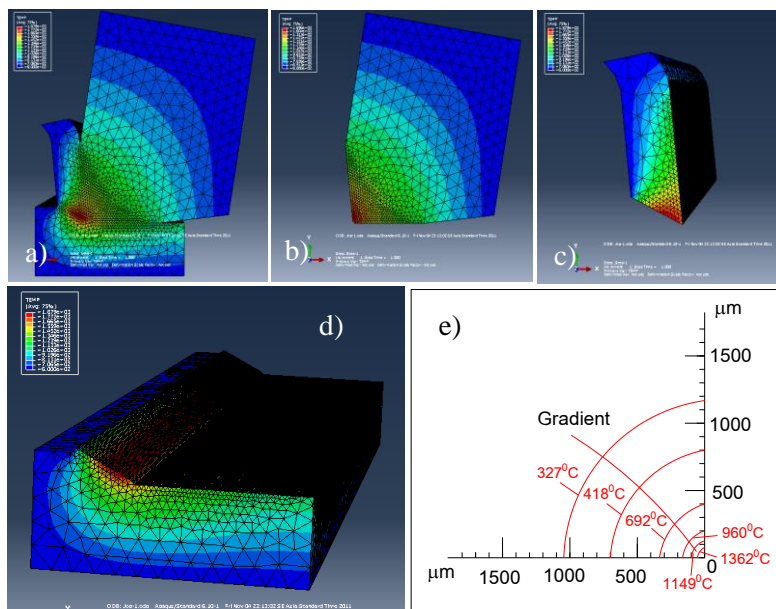
Kết quả phân tích cho trường phân bố nhiệt cho thấy:

Với cả hai trường hợp dụng cụ sắc và mòn, vùng sinh nhiệt lớn nhất luôn là vùng mặt phẳng trượt với giá trị nhiệt độ cực đại là 1436°K (1163°C) khi dụng cụ sắc và 1810°K (1537°C) khi dụng cụ mòn (Hình 4.9a, Hình 4.10a).

Khi dụng cụ còn sắc, trường phân bố nhiệt trong dụng cụ có trung tâm nhiệt lớn nhất nằm ở mặt trước dụng cụ với nhiệt độ cực đại đạt 1333°K (1060°C) tại vị trí cách lưỡi cắt khoảng $45\mu\text{m}$ (Hình 4.9b). Phân bố nhiệt trên chi tiết gia công cũng tập trung ở vùng mặt phẳng trượt, phần lớn nhiệt lượng truyền vào phoi, phần nhiệt truyền xuống chi tiết gia công làm nhiệt độ chi tiết tăng đến khoảng $400\div 500^{\circ}\text{C}$ với vùng phân bố nhiệt tương đối hẹp (Hình 4.9d).

Khi dụng cụ bắt đầu bị mòn, phần tiếp xúc giữa mặt sau dụng cụ và chi tiết gia công hình thành một trung tâm sinh nhiệt mới khiến cho trường phân bố nhiệt trong dụng cụ dịch chuyển về phía lưỡi cắt với các cung đẳng nhiệt gần như đối xứng giữa mặt trước và mặt sau của dụng cụ. Trung tâm nhiệt lớn nhất sẽ nằm tại vùng lưỡi cắt với giá trị là 1635°K tương đương với 1362°C (Hình 4.10b). Lượng nhiệt ở mặt sau truyền vào bề mặt mới hình thành và dụng cụ làm tăng nhiệt độ chi tiết đến $800\div 900^{\circ}\text{C}$ và mở rộng vùng tác động của nhiệt độ cao trên chi tiết gia công (Hình 4.10d).

Như vậy với việc dụng cụ bị mòn sẽ hình thành một trung tâm sinh nhiệt ở mặt sau làm tăng đáng kể nhiệt cắt đồng thời làm thay đổi trường phân bố nhiệt độ trong dụng cụ và chi tiết gia công.



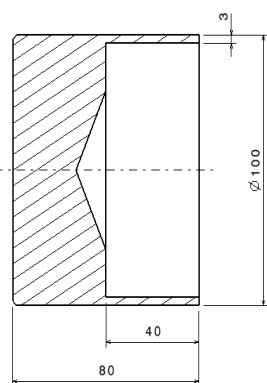
Hình 4.10. Trường phân bố nhiệt khi tiện cứng trục giao thép 9XC bằng dao PCBN trong trường hợp dụng cụ bị mòn mặt sau (a-d) và sơ đồ các đường đẳng nhiệt phân bố trong dụng cụ (e).

4.2. Trường phân bố nhiệt trong dụng cụ PCBN khi tiện cứng trục giao thép 9CX xác định bằng phương pháp thực nghiệm

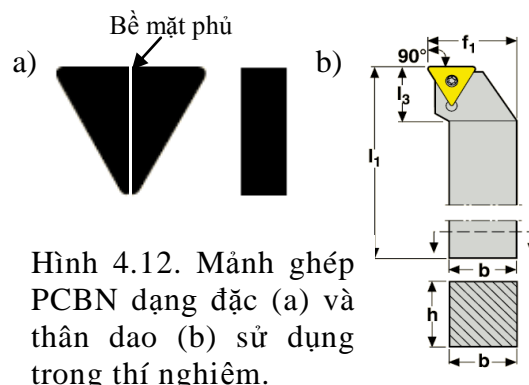
4.2.1. Thiết bị và chế độ thí nghiệm

Để xác định trường phân bố nhiệt trong dụng cụ cắt đòi hỏi một phương pháp cho phép vẽ nên các đường đẳng nhiệt trong lòng dụng cụ và dễ dàng lưu giữ chúng sau khi gia công. Điều này có thể thực hiện được nhờ sử dụng các lớp vật liệu có nhiệt độ nóng chảy xác định phủ vào bề mặt ghép của dụng cụ cắt.

Thí nghiệm xác định trường phân bố nhiệt cắt trong dụng cụ PCBN được tiến hành cho sơ đồ tiện trục giao trên máy tiện vạn năng HOWA STRONG 860 - Nhật Bản (Hình 3.1a). Vật liệu thí nghiệm là thép 9XC nhiệt luyện đạt độ cứng 52HRC với kích thước phôi dạng ống như Hình 4.11.



Hình 4.11. Phôi thép 9XC dùng trong thí nghiệm.



Hình 4.12. Mảnh ghép PCBN dạng đặc (a) và thân dao (b) sử dụng trong thí nghiệm.

Dụng cụ sử dụng cho thí nghiệm là mảnh dao PCBN dạng đặc ký hiệu TPGN160308T200-BAO-EB28X của hãng EHWA (Hàn quốc), được chế tạo theo đơn đặt hàng để

khi ghép lại có dạng tam giác đều dùng để tiện trục giao mặt đầu (Hình 4.12). Mảnh dao ghép sau khi lắp với thân dao sẽ tạo thành các thông

Bảng 4.4. Kim loại phủ và điểm nóng chảy tương ứng

TT	Vật liệu	Điểm nóng chảy ($^{\circ}\text{C}$)
1	Thiếc (Sn)	232
2	Chì (Pb)	327
3	Kẽm (Zn)	419
4	Nhôm (Al)	659
5	Bạc (Ag)	961
6	Vàng (Au)	1064



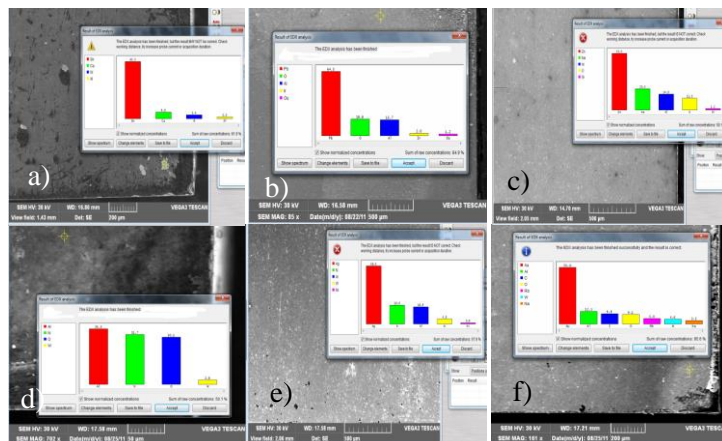
Hình 4.13. Kính hiển vi điện tử quét Jeol-JSM 5410 LV.

số hình học cụ thể sau: Góc trước $\gamma = -6^{\circ}$, góc sau $\alpha = 6^{\circ}$, cạnh viền lưỡi cắt được vát

mép với góc vát $\theta=20^{\circ}$, cạnh vát rộng $a=0,1\text{mm}$.

Bề mặt ghép là mặt trung trục của tam giác sẽ được phủ các kim loại nguyên chất có nhiệt độ nóng chảy xác định như trong Bảng 4.4. Chiều dày lớp phủ là 150nm để đảm bảo lớp phủ đồng đều. Thành phần lớp phủ và tình trạng mảnh dao trước và sau khi gia công được kiểm tra trên kính hiển vi điện tử quét Jeol-JSM 5410 LV (Hình 4.13).

Phân tích EDX cho biết hàm lượng của lớp vật liệu phủ như sau: Sn chiếm 63,5% ; Pb chiếm 64,5% ; Zn chiếm 53,5%; Al chiếm 45,5%, Ag chiếm 58,5%; Au chiếm 55,8% (Hình 4.14).



Hình 4.14. Phân tích EDX thành phần lớp phủ: Sn(a), Pb(b); Zn(c); Al(d); Ag(e); Au(f).

Mỗi mảnh dao sau khi phủ lớp kim loại nguyên chất sẽ được ghép lại với nhau và dùng để gia công phôi ống tương ứng với quá trình cắt trục giao với chiều sâu cắt $t=3\text{mm}$, lượng chạy dao $s=0,06\text{mm/v}$, vận tốc cắt $v=75,3\text{m/p}$ trong thời gian 10 giây để đảm bảo trường nhiệt trong dao đạt trạng thái ổn định [60]. Sau đó mảnh dao được tháo ra và bề mặt ghép được kiểm tra trên kính hiển vi điện tử quét để xác định hình ảnh các đường đẳng nhiệt. Dưới tác dụng của nhiệt cắt, các lớp phủ kim loại sẽ bị nóng chảy tại vùng có nhiệt độ cao hơn điểm nóng chảy của kim loại phủ. Biên giới giữa phần nóng chảy và chưa nóng chảy của lớp phủ sẽ xác định các đường đẳng nhiệt tương ứng với nhiệt độ nóng chảy của vật liệu phủ.

4.2.2. Trường phân bố nhiệt trong dụng cụ PCBN

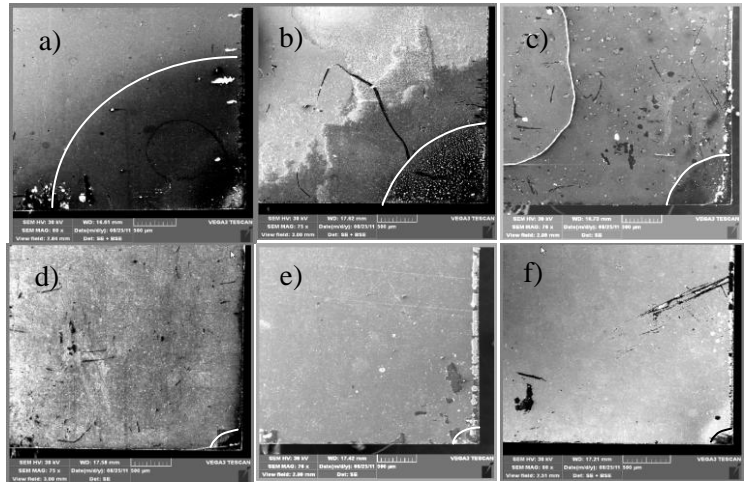
Ảnh chụp SEM bề mặt ghép được phủ kim loại nguyên chất của các mảnh dao cho thấy rõ các đường biên giới giữa vùng nóng chảy và không nóng chảy của kim loại phủ. Các biên giới này xác định các đường đẳng nhiệt tương ứng với nhiệt độ nóng chảy của lớp phủ (Hình 4.15).

Kết quả từ đo đạc thực nghiệm cho thấy profin vùng nhiệt độ ảnh hưởng lên dao tương ứng với trường hợp dao bị mòn mặt sau trong mô hình lý thuyết với chiều cao

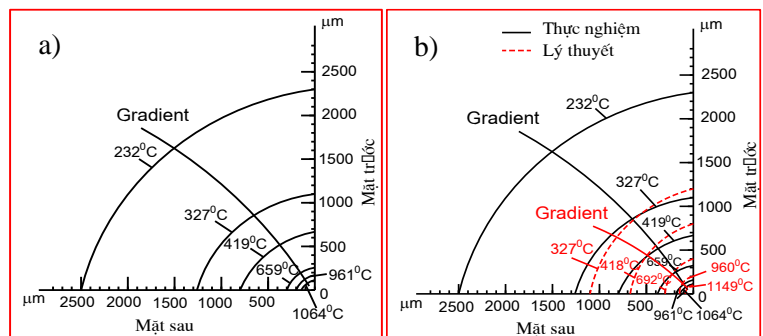
vùng mòn khoảng $200\mu\text{m}$. Hiện tượng này được cho là do bề mặt ghép không hoàn toàn kín khít nên nhiệt truyền vào bề mặt ghép ngoài tác dụng dẫn nhiệt còn có tác dụng của truyền nhiệt do đối lưu.

Vùng nhiệt độ tương ứng với điểm nóng chảy của Au là 1064°C cách lưỡi cắt khoảng $200\mu\text{m}$, của Al là 659°C cách lưỡi cắt khoảng $350\mu\text{m}$, của Zn là 419°C cách lưỡi cắt khoảng $800\mu\text{m}$, của Pb là 327°C cách lưỡi cắt khoảng $1200\mu\text{m}$ và của Sn là 232°C cách lưỡi cắt khoảng $2500\mu\text{m}$ (Hình 4.16a).

So sánh giữa mô hình các đường đẳng nhiệt lý thuyết và thực nghiệm cho thấy mô hình lý thuyết có sự tương hợp cao với các đo đạc thực nghiệm. Vị trí các đường đẳng nhiệt xác định theo mô hình lý thuyết gần như trùng khớp với các đường đẳng nhiệt xác định theo phương pháp đo đạc thực nghiệm với sai khác nhỏ ở vị trí biên nóng chảy của Zn (419°C) là 1°C chiếm 0,2%, của Al (659°C) là 33°C chiếm 5%, Ag(919°C) là 1°C chiếm 0,1% và của Au (1064°C) chiếm 7,9% (Hình 4.16b). Tuy nhiên có sự sai khác về phân bố nhiệt trên mặt trước và mặt sau dụng cụ ở hai mô hình khi phân bố nhiệt trong mô hình lý thuyết mở rộng hơn ở phía mặt trước dụng cụ trong khi phân bố nhiệt xác định bằng thực nghiệm lại mở rộng hơn về phía mặt sau. Nguyên nhân của hiện tượng này đã được giải thích là do khe hở giữa hai bề mặt ghép đã khiến cho ngoài quá trình



Hình 4.15. Ảnh SEM bề mặt ghép mảnh PCBN được phủ các kim loại tương ứng Sn(a), Pb(b), Zn(c), Al(d), Ag(e), Au(f) sau khi gia công 10s ở chế độ cắt $t=3\text{mm}$, $s=0,06\text{mm/v}$, $v=75,3\text{m/p}$.



Hình 4.16. Các đường đẳng nhiệt trong dụng cụ PCBN xác định theo đo đạc thực nghiệm (a), so sánh giữa các đường đẳng nhiệt lý thuyết và thực nghiệm (b).

Tuy nhiên có sự sai khác về phân bố nhiệt trên mặt trước và mặt sau dụng cụ ở hai mô hình khi phân bố nhiệt trong mô hình lý thuyết mở rộng hơn ở phía mặt trước dụng cụ trong khi phân bố nhiệt xác định bằng thực nghiệm lại mở rộng hơn về phía mặt sau. Nguyên nhân của hiện tượng này đã được giải thích là do khe hở giữa hai bề mặt ghép đã khiến cho ngoài quá trình

truyền nhiệt do dẫn nhiệt còn có truyền nhiệt do đối lưu ở bề mặt ghép làm tốc độ truyền nhiệt trên bề mặt này cao hơn so với truyền nhiệt trên mặt trước dụng cụ.

Kết quả tính toán về nhiệt cho thấy, nhiệt cắt sinh ra trong quá trình tiện trục giao thép 9XC rất lớn. Mặc dù phần lớn nhiệt cắt được mang đi bởi phoi và chỉ một phần nhỏ nhiệt lượng truyền vào dụng cụ nhưng nhiệt độ vùng cắt của dụng cụ PCBN vẫn rất cao (trên 1000°C). Có thể thấy, nguyên nhân làm nhiệt độ cục bộ trên lưỡi cắt dụng cụ tăng cao là do tính dẫn nhiệt kém của vật liệu PCBN khi có nguồn nhiệt liên tục truyền vào một vị trí cố định của dụng cụ. Mặt khác, trong quá trình tiện cứng, vật liệu gia công có độ bền cao nên yêu cầu năng lượng phá hủy lớn làm lực cắt lớn dẫn đến tốc độ sinh nhiệt cao.

Nhiệt độ rất cao tại vùng lưỡi cắt dụng cụ PCBN trong quá trình tiện cứng sẽ làm thay đổi cơ tính vật liệu chất nền của dụng cụ dẫn đến hiện tượng mòn và biến dạng dẻo nhanh chóng lưỡi cắt dụng cụ PCBN chỉ trong thời gian ngắn sau khi gia công. Nhiệt độ rất cao còn là nguyên nhân thúc đẩy các quá trình hóa lý diễn ra nhanh hơn, thúc đẩy các cơ chế mòn và phá hủy dụng cụ mà sẽ được phân tích tỉ mỉ ở chương 5.

4.3. Kết luận chương 4

Trường phân bố nhiệt trong hệ thống phôi, phoi và dụng cụ khi tiện trục giao thép 9XC tôi đạt độ cứng 55HRC bằng dao PCBN xác định bằng phương pháp phân tử hữu hạn với các giá trị tốc độ sinh nhiệt tại các nguồn nhiệt được tính toán dựa trên nghiên cứu của nhiều tác giả với các giả thiết nhất định.

Ở chế độ cắt $v=119\text{m/p}$; $s=0,06\text{mm/v}$; $t=2\text{mm}$, kết quả chạy mô hình từ phần mềm ABAQUS cho hình ảnh trung tâm nhiệt độ lớn nhất nằm ở vùng mặt phẳng trượt với nhiệt độ đạt tới 1752°K (1479°C) khi dụng cụ sắc và 1873°K (1600°C) khi chiều cao mòn mặt sau đạt giá trị $h_s=300\mu\text{m}$. Tương ứng, trung tâm nhiệt lớn nhất của dụng cụ nằm ở mặt trước với nhiệt độ lớn nhất đạt tới 1425°K (1142°C), cách lưỡi cắt $45\mu\text{m}$ khi dụng cụ sắc và nằm ngay trên lưỡi cắt với nhiệt độ đạt tới 1635°K (1352°C) khi chiều cao mòn mặt sau đạt $h_s=300\mu\text{m}$.

Trường phân bố nhiệt trong dụng cụ PCBN khi tiện trục giao thép 9XC xác định bằng phương pháp đo đặc thực nghiệm ở chế độ cắt tương ứng sau thời gian gia công 10s có trung tâm nhiệt lớn nhất nằm trên lưỡi cắt đạt nhiệt độ 1337°K

(1064⁰C). Các đường đẳng nhiệt xác định từ phương pháp thực nghiệm cho thấy vùng ảnh hưởng của nhiệt độ cao tương đối rộng, bán kính tới 150 μ m ở nhiệt độ 1337⁰K (1064⁰C) và 2000 μ m ở 505⁰K (232⁰C). Trung tâm nhiệt độ cao nằm ngay trên lưỡi cắt là nguyên nhân thúc đẩy tốc độ mòn và phá hủy lưỡi cắt của dụng cụ PCBN.

Kết quả đo đạc thực nghiệm có sự tương thích khá cao với kết quả nhận được từ mô hình lý thuyết khi sai lệch không quá 7,8%. Điều này chứng tỏ mô hình lý thuyết được xây dựng sát với điều kiện thực tế, đảm bảo độ tin cậy và có thể sử dụng để khảo sát cho các chế độ gia công khác.

Chương 5

MÒN DỤNG CỤ PCBN VÀ CHẤT LƯỢNG BỀ MẶT KHI TIỆN THÉP HỢP KIM QUA TÔI

5.1. Mòn và cơ chế mòn dụng cụ PCBN khi tiện thép hợp kim qua tôi

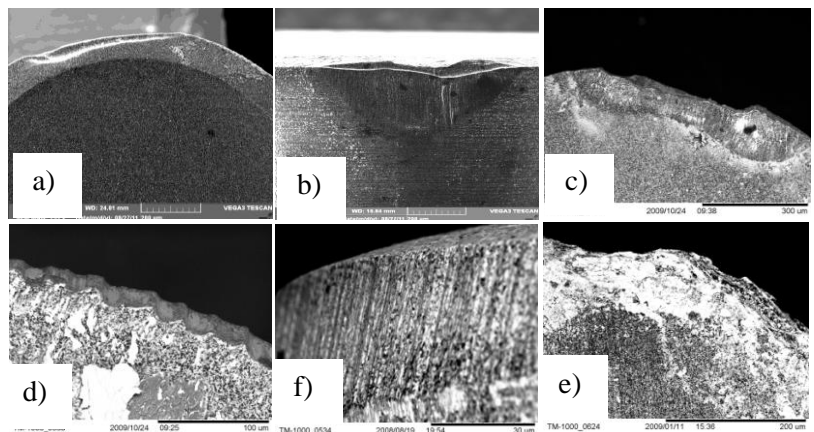
5.1.1. Ảnh hưởng của độ cứng vật liệu gia công đến mòn và cơ chế mòn dụng cụ PCBN

Nghiên cứu về ảnh hưởng của độ cứng vật liệu gia công đến mòn và cơ chế mòn dụng cụ PCBN được tiến hành trên phôi thép X12M ở các độ cứng khác nhau.

Các thiết bị thí nghiệm nghiên cứu về mòn và cơ chế mòn dụng cụ PCBN như trên Hình 2.3 bao gồm: Máy tiện kỹ thuật số CNC-HTC2050 - Trung Quốc (Hình 2.3a); Mảnh dao PCBN của hãng EHWA - Hàn quốc ký hiệu TPGN160308T200-EB15 (Hình 2.3b) có các thông số: $L=16\text{mm}$, $LC=9,25\text{mm}$, $T=3,18\text{mm}$, $R=0,8\text{mm}$. Chất kết dính TiN, cỡ hạt $4\mu\text{m}$. Thân dao của hãng CANELA) ký hiệu: MTENN2020K16-N (Hình 2.3c). Góc tạo thành khi đã gá mảnh lên thân dao: $\gamma=110$, $\lambda=110$. Sơ đồ thí nghiệm tiện mặt trụ ngoài như Hình 2.3d.

Quan sát trên kính hiển vi điện tử các mảnh dao PCBN dùng trong quá trình thí nghiệm cho thấy chúng đều bị mòn cả mặt trước và mặt sau. Các vết mòn thể hiện các vết biến dạng dẻo, các vết cào xước, lớp kim loại phôi dính bám và hiện tượng lưỡi cắt bị phá hủy (Hình 5.1).

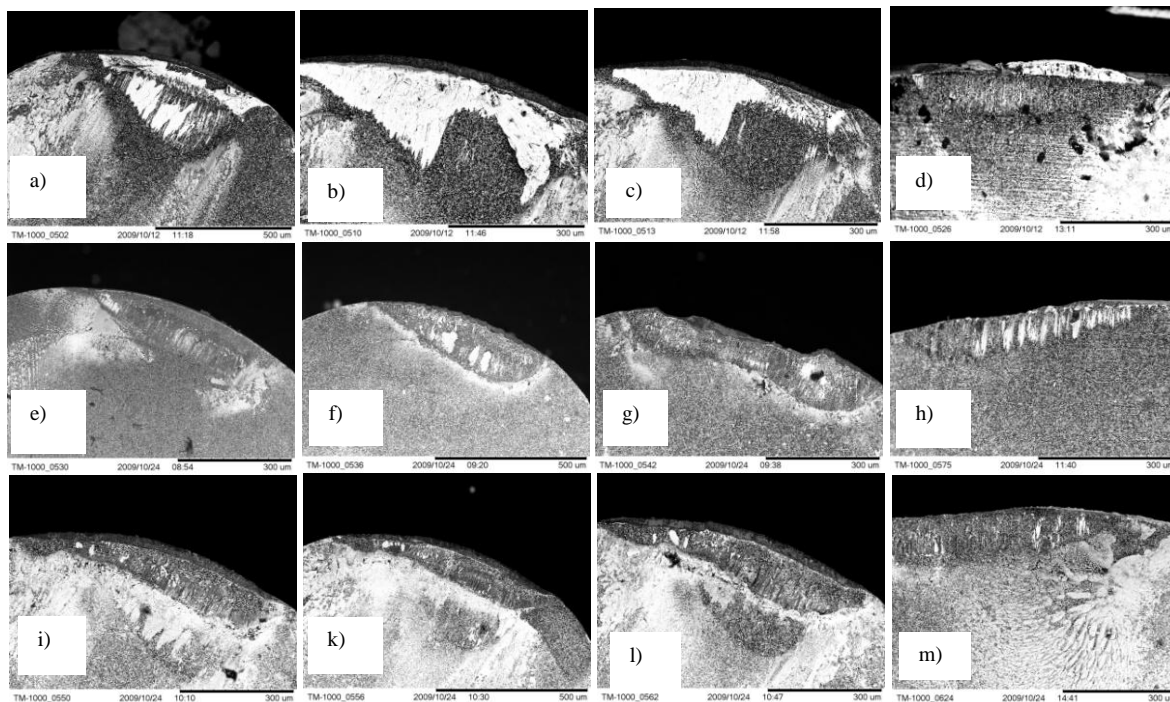
Như vậy, mòn dụng cụ PCBN được gây bởi một cơ chế kết hợp giữa mài mòn, biến dạng dẻo, dính, khuếch tán và phá hủy vì nhiệt. Khác với nhận định của các nghiên cứu trước đó cho rằng lưỡi cắt dụng cụ PCBN không bị biến dạng dẻo, có thể quan



Hình 5.1. Các dạng hỏng của dụng cụ PCBN : (a) mòn mặt trước, (b) mòn mặt sau, (c) phá hủy lưỡi cắt, (d) biến dạng dẻo và dính, (e) cào xước, (f) nứt và phá hủy.

sát rất rõ hình ảnh của biến dạng dẻo lưỡi cắt dụng cụ PCBN.

Kích thước vết mòn lõm trên mặt trước dụng cụ thay đổi theo độ cứng vật liệu gia công. Trong trường hợp tiện thép X12M, vết mòn lõm có chiều rộng xấp xỉ $150\mu\text{m}$, chiều dài tăng theo độ cứng: $\sim 600\mu\text{m}$ khi độ cứng $\leq 45 \div 47\text{HRC}$, $\sim 700\mu\text{m}$ khi độ cứng $54 \div 56\text{HRC}$, $\sim 800\mu\text{m}$ khi độ cứng $60 \div 62\text{HRC}$ (Hình 5.2).



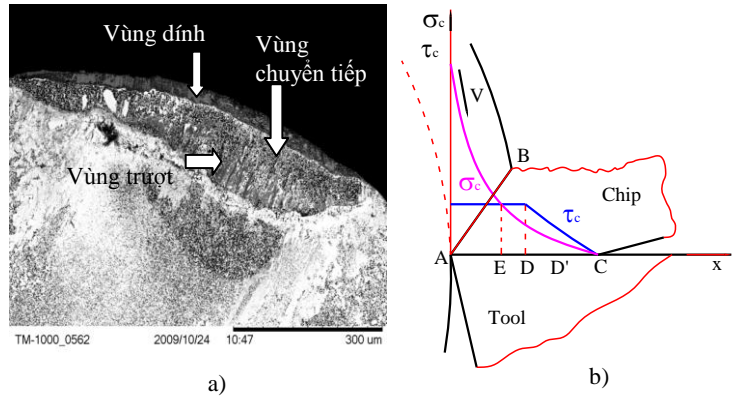
Hình 5.2. Hình ảnh mòn mặt trước và mặt sau của dao PCBN khi cắt phôi thép X12M ở các độ cứng $45 \div 47$ (a,b,c,d); $54 \div 56$ (e,f,g,h) $60 \div 62$ HRC (i,k,l,m).

Hiện tượng dính và lắng đọng của vật liệu phôi trên mặt trước của dao cũng phụ thuộc vào độ cứng của vật liệu phôi. Ở độ cứng $45 \div 47\text{HRC}$, lớp kim loại phôi dính bám trên toàn bộ vùng trượt và vùng chuyển tiếp. Khi độ cứng $> 50\text{HRC}$, vùng chuyển tiếp gần như không có kim loại phôi dính bám, chỉ còn lớp dính ở vùng trượt. Lớp vật liệu phôi bám phủ ngoài vùng tiếp xúc tăng mạnh khi độ cứng $> 60\text{HRC}$ (Hình 5.2).

Vùng mòn mặt trước dụng cụ PCBN khi tiện cứng thép X12M qua tôi phân biệt thành ba vùng rõ rệt: vùng dính, vùng trượt và vùng chuyển tiếp (Hình 5.3a). Các vùng mòn này cũng tương ứng với biểu đồ phân bố ứng suất trên mặt trước dụng cụ (Hình 5.3b) [81].

Từ biểu đồ phân bố ứng suất trên Hình 5.3b có thể thấy, tại vùng mòn dính, dưới tác dụng của ứng suất pháp lớn và nhiệt độ cao, vật liệu phôi và dao tạo thành môi liên kết kim loại bền chặt khiến cho phoi có quá trình dừng ở đây và bị nén lại [67].

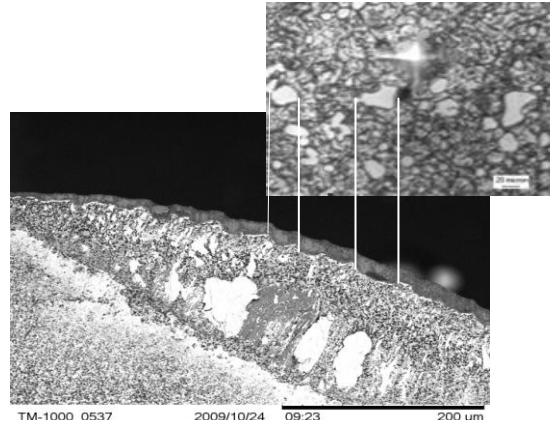
Hai bề mặt dao-phoi không tiếp xúc tại các đỉnh nhô mà tiếp xúc hoàn toàn trên toàn bộ diện tích, giữa hai bề mặt không tồn tại các vết nứt tế vi. Quá trình trượt sẽ xảy ra trong lòng vật liệu nào yếu hơn. Ứng suất tiếp τ có giá trị không đổi, không phụ thuộc vào ứng suất pháp



Hình 5.3. Các vùng mòn mặt trước dụng cụ PCBN khi gia công thép X12M, độ cứng 60÷62 HRC (a); Biến thiên ứng suất trên bề mặt dụng cụ (b) [83].

σ . Quan hệ của lực ma sát với áp lực pháp tuyến không còn theo quy luật thông thường [61].

Tuy nhiên, khác với tiện thông thường các vật liệu có độ cứng thấp cho thấy sự trượt ở vùng dính này xảy ra ở bên trong lớp vật liệu phoi, gần với bề mặt tiếp xúc giữa phoi và dụng cụ. Ở đây, quá trình trượt xảy ra bên trong lớp vật liệu dụng cụ khi không thấy vật liệu phoi dính bám ở vùng này. Cơ chế trượt trong điều kiện tiếp xúc chịu ứng suất lớn như vậy có thể gắn liền với cơ chế lệch cạnh bởi vì yêu cầu năng lượng ít hơn nhiều so với trượt trên toàn bộ bề mặt [81]. Vùng kẹt dính có bề rộng nhỏ hơn nhiều so với lượng chạy dao cũng là một khác biệt của quá trình tiện cứng so với tiện thông thường [94]. Nguyên nhân của hiện tượng này được cho là do ranh giới của vùng kẹt dính và vùng trượt không phải bắt đầu từ trung điểm của chiều dài tiếp xúc như các tài liệu đã đề cập, mà bắt đầu từ điểm E nào đó, khi giá trị ứng suất pháp σ bắt đầu nhỏ hơn ứng suất tiếp τ (Hình 5.3b).



Hình 5.4. Vết mòn dạng sóng do tác dụng của các hạt cacbit trong vật liệu phôi.

Quan sát vùng mòn dính có thể thấy rõ các vết biến dạng dẻo với bề mặt nhẵn, chủ yếu là kim loại nền, không có kim loại phôi dính bám. Mật độ của các hạt CBN ở vùng này giảm mạnh. Ở độ cứng cao, đôi khi bắt gặp các biến dạng hình sóng (Hình 5.4).

Các rãnh dạng sóng là do các hạt cacbit có độ cứng rất cao có trong phôi gây ra, đặc biệt với thép X12M. Kiểm tra cấu trúc tế vi cho thấy khác với tổ chức của thép 9XC chủ yếu là mactenxit dạng hình kim xen kẽ với các hạt cacbit nhỏ mịn phân bố đồng đều (Hình 2.2), cấu trúc tế vi của thép X12M chứa nhiều hạt cacbit với kích thước lớn nằm xen lẫn tổ chức mactenxit trong thép (Hình 2.1). Độ cứng của các hạt cacbit này đạt tới 658÷713HV tương đương 58,2÷60,6HRC trong khi tổ chức nền chỉ có độ cứng 512÷545HV tương đương 49,9÷52HRC (Hình 3.4). Điều này lý giải tính khó gia công của loại vật liệu này ngay cả khi được mài và nguyên nhân khiến dụng cụ bị mòn với tốc độ rất nhanh khi gia công thép X12M. Chênh lệch độ cứng giữa các pha trong vật liệu phôi X12M đã khiến dụng cụ bị mòn không đều, tạo nên các biến dạng sóng ở lưỡi cắt dụng cụ. Lý do này càng được khẳng định khi khoảng cách các rãnh sóng có chiều rộng xấp xỉ kích thước của các hạt cacbit trong phôi: ~20÷25 μ m. Nhiệt độ cao làm giảm cơ tính của chất dính kết trong vật liệu dụng cụ khiến cho liên kết giữa chúng với các hạt PCBN giảm. Dưới tác dụng của chuyển động vừa lăn vừa trượt của các hạt cacbit, các hạt PCBN dễ dàng bị đẩy bật ra hoặc bị lún sâu vào chất dính kết tạo nên vùng mòn có bề mặt tương đối nhẵn của chất nền (Hình 5.4).

Như vậy, dạng mòn vùng dính có nguyên nhân từ các pha cứng trong cấu trúc tổ chức tế vi của vật liệu phôi. Tổ chức hạt nhỏ mịn sẽ gây ra vùng mòn bằng phẳng và đều hơn. Vùng mòn dính sẽ hình thành một bề mặt trước phụ cho dao với góc trước mới âm lớn hơn góc trước âm ban đầu. Vì đây là vùng dung dịch trơn nguội không thể tiếp cận nên có thể cải thiện khả năng chống mòn cho dao bằng cách chế tạo dao với lưỡi cắt được vát cạnh có góc âm lớn hơn để tăng độ bền cho dao. Việc lựa chọn các chế độ nhiệt luyện để tạo thành các pha cacbit với tổ chức nhỏ mịn cũng có thể cải thiện được dạng mòn vùng kẹt dính.

Trong vùng trượt, kim loại chuyển động với vận tốc rất cao vì ngoài tốc độ cắt còn có hiện tượng trượt đàn hồi của các phân tử kim loại do bị nén trong vùng dính.

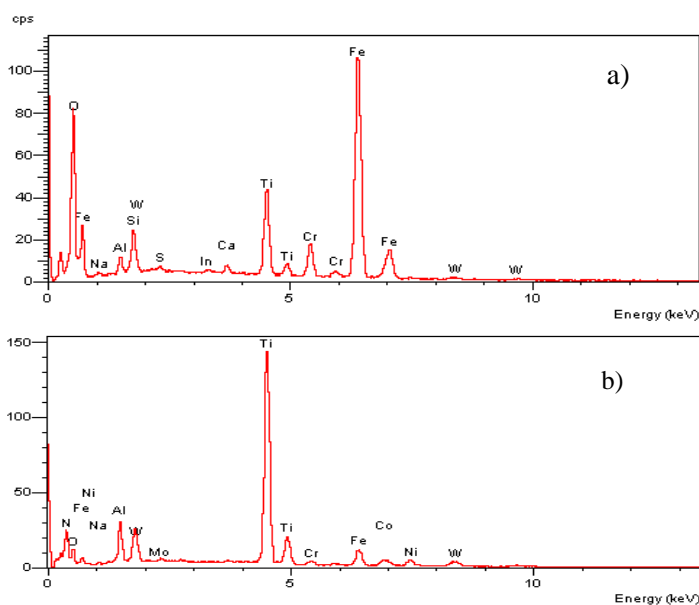
Hệ số ma sát tuân theo các quy luật ma sát thông thường và bằng hằng số $\mu = \frac{\tau}{\sigma}$.

Kim loại phôi bám nhiều ở vùng trượt. Vị trí lớp kim loại dính bám phụ thuộc vào vận tốc cắt và độ nhớt của pha lỏng tồn tại giữa bề mặt tiếp xúc của phôi và dụng cụ. Bằng chứng về một pha lỏng tồn tại trên mặt tiếp xúc giữa phôi và dụng cụ có

thể thấy rõ qua hình ảnh của vật liệu phôi nóng chảy bắn ra xung quanh vùng tiếp xúc (Hình 5.2). Có thể thấy khi độ cứng phôi thấp, nhiệt sinh ra không lớn nên pha lỏng có độ nhớt cao. Do đó, chúng có thể bám lại trên vùng trượt thành một lớp phủ có tác dụng bôi trơn vùng trượt và bảo vệ bề mặt dụng cụ. Điều này lý giải hình ảnh của vết mòn lõm không rõ và kim loại phôi dính bám trên toàn bộ vùng trượt khi độ cứng phôi nhỏ (Hình 5.2a,b,c). Khi độ cứng phôi tăng, độ nhớt của pha lỏng giảm, kim loại lỏng dễ dàng bị ép bắn ra khỏi bề mặt tiếp xúc và đọng lại ở vùng xung quanh. Vì vậy vùng chuyển tiếp không có kim loại phôi dính bám và kim loại bám nhiều ở ngoài vùng tiếp xúc. Độ cứng càng cao vị trí đọng lại trên bề mặt tiếp càng xa vị trí tiếp xúc chứng tỏ độ nhớt của pha lỏng càng thấp vì vận tốc cắt không đổi. Có thể thấy, việc pha lỏng tồn tại trên bề mặt tiếp xúc giữa phôi và dụng cụ có khả năng thể cải thiện khả năng chống mòn cho dụng cụ ở vùng này. Như vậy, việc nghiên cứu lựa chọn chế độ cắt thích hợp có thể điều khiển được độ nhớt của pha lỏng và cải thiện được tuổi thọ cho dụng cụ PCBN.

Mòn mặt sau cũng có cùng cơ chế như mòn mặt trước. Có sự tăng nhẹ của chiều cao vùng mòn khi tăng độ cứng phôi. Ở độ cứng $\leq 45\text{HRC}$, chiều cao vết mòn $\sim 100\ \mu\text{m}$, tăng lên $\sim 150\ \mu\text{m}$ khi độ cứng $\geq 60\div 62\text{HRC}$ (Hình 5.2).

Thành phần của vật liệu phôi và dao có ảnh hưởng lớn đến dạng mòn do khuếch tán và tương tác hóa học của dụng cụ. Các bằng chứng về mòn do khuếch tán và tương tác hóa học được thể hiện qua kết quả phân tích thành phần các chất trên bề mặt dao và mặt dưới của phôi. Sự xuất hiện của các nguyên tố có trong cả vật liệu phôi và dụng cụ như Fe, Cr, Mo, Ti... chứng tỏ có sự khuếch tán của vật liệu từ dao vào phôi và ngược lại (Hình 5.5). Mặt khác, ô xy được tìm thấy trên toàn bộ vùng mòn chứng tỏ các



Hình 5.5. Phân tích EDX các chất trên bề mặt dụng cụ(a) vùng kết dính, (b) vùng trượt.

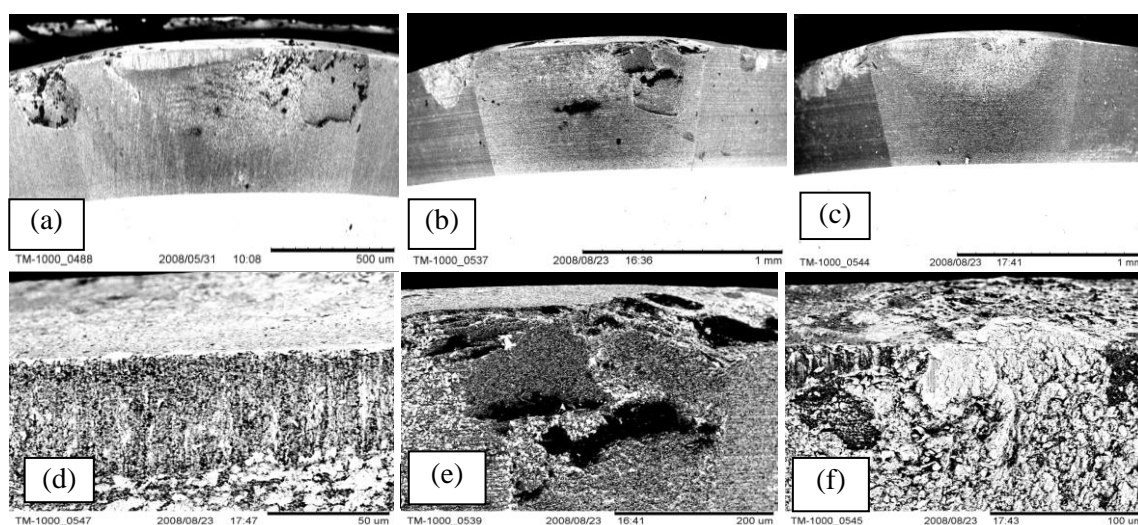
nguyên tố kết hợp với ô xy ngay từ vùng đỉnh dưới tác dụng của nhiệt độ và áp suất cao. Tương tác hóa học đã tạo ra các hợp chất có nhiệt độ nóng chảy thấp hơn nhiệt độ nóng chảy của kim loại nguyên gốc, ví dụ F_2B có nhiệt độ nóng chảy khoảng 1450^0K , B_2O_3 có nhiệt độ nóng chảy 723^0K khiến cho kim loại vùng tiếp xúc dễ dàng chuyển thành pha lỏng như kết luận ở trên.

Nhiệt độ vùng cắt cao là nguyên nhân và xúc tác của các quá trình mòn như biến dạng dẻo, dính, khuếch tán và tương tác hóa học. Khi nhiệt độ quá lớn, vật liệu dụng cụ sẽ xuất hiện các nứt mẻ do nhiệt dẫn đến vỡ vụn lưỡi cắt (Hình 5.2g).

Khi dụng cụ bị mòn đến một giá trị nhất định làm tăng diện tích tiếp xúc giữa dao và phôi khiến ma sát sinh ra lớn, nhiệt độ tăng cao dẫn đến hiện tượng phá hủy lưỡi cắt dưới tác dụng của nhiệt độ.

5.1.2. Ảnh hưởng của chế độ cắt đến mòn và cơ chế mòn dụng cụ PCBN

Khảo sát mặt sau các mảnh dao PCBN khi gia công thép 9XC độ cứng 57HRC ở ba chế độ cắt khác nhau tương ứng với vận tốc cắt $v=140$ m/p; 160m/p và 180 m/p cho thấy, mòn mặt sau luôn tồn tại từ lưỡi cắt chính với chiều cao h_s tăng dần từ phía mũi dao đến cuối chiều dài cắt trên lưỡi cắt chính, chiều cao mòn đều đạt $h_{smax} \approx 0,1$ mm mặc dù thời gian cắt khác nhau nhiều. Cấu trúc của bề mặt mòn này bao gồm lớp dính của vật liệu gia công trên bề mặt và các vết cào xước. Các rãnh mòn có chiều sâu lớn khi tăng vận tốc cắt (Hình 5.6).

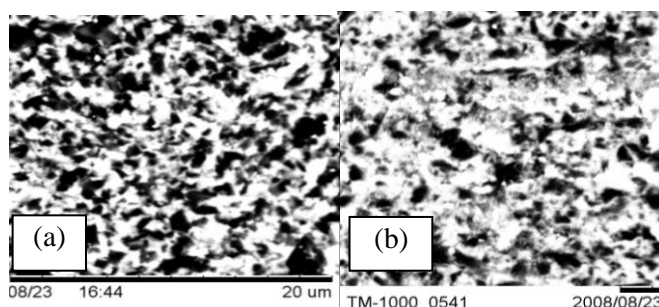


Hình 5.6. Ảnh vùng mòn mặt sau của mảnh dao PCBN cắt với vận tốc cắt (a) $v_1=180$ m/p sau 7,69 phút; (b) $v_2=160$ m/p sau 12,36 phút; (c) $v_3=140$ m/p sau 19,72 phút; Ảnh phóng to vùng mòn mặt sau trên lưỡi cắt chính (d,e,f).

Khi cắt với vận tốc cắt 180 m/p, sau 7,69 phút, trên mặt sau xuất hiện hai vùng vật liệu dụng cụ bị phồng rộp phía dưới lưỡi cắt chính và phụ nhưng vùng phồng rộp dưới lưỡi cắt phụ lớn hơn và gần mũi dao hơn (Hình 5.6a).

Khi giảm vận tốc cắt xuống 160 m/p, sau 12,36 phút, trên mặt sau chỉ xuất hiện một vùng bị “phồng” ở phía dưới lưỡi cắt phụ (Hình 5.6b). Tiếp tục giảm vận tốc cắt tới 140 m/p, sau 19,72 phút, mặt sau chỉ tồn tại vùng dính vật liệu gia công (Hình 5.6c).

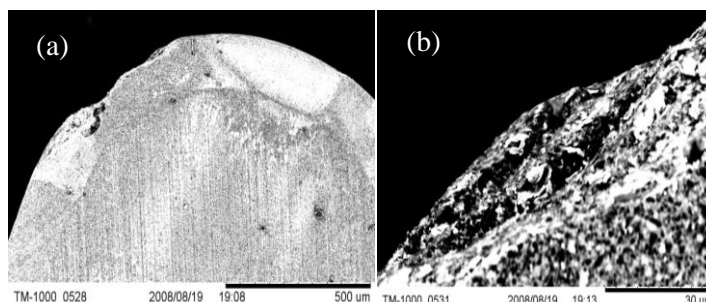
Kết quả phân tích vùng “phồng” dưới lưỡi cắt phụ cho thấy vật liệu dụng cụ trong vùng này bị “phồng” lên từng mảng và lần lượt bong ra khỏi mặt sau tạo thành những hốc rộng và nông trên bề mặt này (Hình 5.6e). So sánh hình ảnh cấu trúc bề mặt nguyên thủy của mảnh dao



Hình 5.7. Cấu trúc tế vi tổ chức vật liệu vùng phồng rộp dưới lưỡi cắt phụ (a) và vùng vật liệu nguyên thủy của dụng cụ PCBN (b).

PCBN và cấu trúc bề mặt của mảnh dao PCBN trên vùng phồng rộp cho thấy, mật độ các hạt PCBN trên vùng phồng rộp cao hơn rất nhiều so với mật độ PCBN trên bề mặt nguyên thủy (Hình 5.7).

Hình ảnh vùng lưỡi cắt phụ trên mặt trước khi gia công sau 12,36 phút cắt ở vận tốc cắt 160 m/p cho thấy vùng lưỡi cắt phụ dưới mũi dao bị phá hủy (Hình 5.8). Cơ chế phá hủy của vùng này là sự vỡ ra từng mảng vật liệu dụng cụ dưới tác dụng của lực cắt trong các mặt phẳng gần vuông góc với mặt trước (Hình 5.8b). Quá trình phá hủy bộ phận lưỡi cắt phụ phát triển dần đến mũi dao và làm tăng nhám bề mặt gia công.



Có thể thấy, cơ chế mòn mặt sau trên lưỡi cắt chính là do tương tác giữa lớp dính

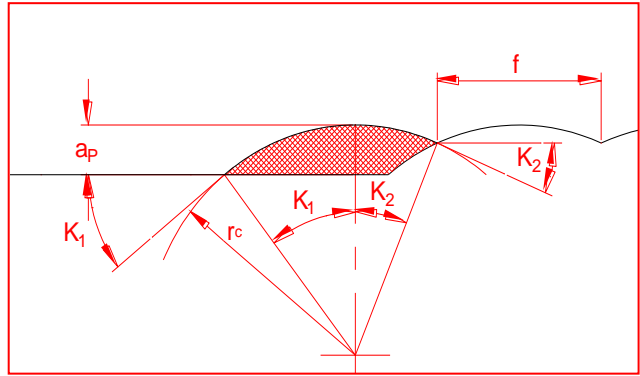
Hình 5.8. a) Ảnh vùng mòn mặt trước mảnh PCBN (khi cắt ở vận tốc cắt 160 m/p sau 12,36 phút); b) Ảnh phóng to thể hiện cơ chế phá hủy lưỡi cắt phụ.

của vật liệu gia công trên mặt sau dụng cụ với chất dính kết của vật liệu dụng cụ làm các hạt CBN bị tách ra khỏi bề mặt sau của dao tạo nên nguồn hạt mài mòn gây cào xước bề mặt sau (Hình 5.6d). Các hạt cacbit $(FeCr)_3C$ với mật độ cao và đường kính xấp xỉ $3\mu m$ trong thép 9XC cũng là một nguyên nhân gây ra mòn do cào xước trên mặt sau. Mòn mặt sau từ lưỡi cắt chính xảy ra liên tục với tốc độ chậm. Tốc độ mòn và chiều cao mòn h_s tăng khi tăng vận tốc cắt. Khi giảm vận tốc cắt từ 180 m/p xuống 140 m/p thời gian để mòn đạt tới giá trị h_{smax} tăng lên 2,5 lần.

Mòn mặt sau trên vùng phía dưới lưỡi cắt chính và phụ khi cắt với vận tốc 180 m/p và chỉ dưới lưỡi cắt phụ khi cắt với vận tốc 160 m/p là nguyên nhân chủ yếu gây phá hủy lưỡi cắt phụ, dẫn tới phá hủy mũi dao. Mòn ở vùng này xảy ra với tốc độ cao do vật liệu của dao trên mặt sau bị bong ra từng mảng làm yếu vùng dưới lưỡi cắt, đặc biệt là vùng dưới lưỡi cắt phụ. Có thể thấy rõ cơ chế mòn này liên quan đến nhiệt độ phát triển trên mặt sau vì khi giảm vận tốc cắt từ 180m/p xuống 160m/p (tức là giảm nhiệt cắt) mòn dạng này chỉ còn tồn tại dưới lưỡi cắt phụ nhưng phát triển chậm hơn (sau 12,36 phút so với 7,69 phút) và gây phá hủy lưỡi cắt phụ như trên Hình 5.6a,b. Khi giảm vận tốc cắt tới 140 m/p, sau 19,72 phút cắt, cơ chế mòn chính là nổi trội khi hình ảnh vùng mòn mặt sau cho thấy chủ yếu là vật liệu gia công bám thành lớp và sau đó bong ra từng mảng để lộ các mảng vật liệu dụng cụ bên dưới (Hình 5.6f). Giảm vận tốc cắt là giảm nhiệt độ phát triển trên vùng mặt sau dẫn đến thay đổi cơ chế mòn từ mòn do ảnh hưởng của nhiệt sang mòn do dính.

Phân tích hình ảnh vùng phòng rộp trên Hình 5.6e có thể giải thích bản chất hình thành vùng “phòng rộp” và sự bong ra các mảnh vật liệu dụng cụ do hai nguyên nhân. Thứ nhất, do khả năng dẫn nhiệt kém của vật liệu mảnh dao (PCBN và chất dính kết), vùng nhiệt độ cao xuất hiện trên mặt sau sẽ gây nên giãn nở không đồng đều so với vật liệu bên trong tạo nên vùng “phòng” làm yếu liên kết vùng đó với các lớp bên trong. Thứ hai, nhiệt độ cao thúc đẩy quá trình ôxy hóa chất dính kết của vật liệu dụng cụ trên bề mặt vùng “phòng” làm các hạt CBN dễ bị bật ra khỏi vùng này và ôxy hóa sâu vào các lớp bên trong (Hình 5.7). Sau đó, từng mảng vật liệu dụng cụ bị bong ra dưới tác dụng của lực ma sát trên mặt sau. Đây là kết quả nghiên cứu mới so với các nghiên cứu trước đây về cơ chế mòn dụng cụ khi tiện cứng.

Hiện tượng mòn mặt sau dưới lưỡi cắt phụ diễn ra nhanh hơn và rộng hơn có thể được giải thích dựa vào đặc trưng hình học của dụng cụ PCBN và quá trình tiện cứng chính xác. Với mũi dụng cụ được vẽ tròn có bán kính $r=0,2 \div 1,2\text{mm}$ và chiều sâu cắt thông thường từ $t=0,05 \div 0,25\text{mm}$, lượng chạy dao $s=0,05 \div 0,2\text{mm/v}$, toàn bộ quá trình cắt chỉ diễn ra tại vùng bán kính mũi dụng cụ. Các đặc trưng hình học này đã tạo nên một góc thoát nhiệt K_2 tại vùng lưỡi cắt phụ nhỏ hơn góc thoát nhiệt ở vùng lưỡi cắt chính K_1 và làm cho nhiệt độ tại đây tăng cao, là nguyên nhân khiến cho quá trình mòn mặt sau bên dưới lưỡi cắt phụ diễn ra khốc liệt hơn vùng bên dưới lưỡi cắt chính (Hình 5.9).



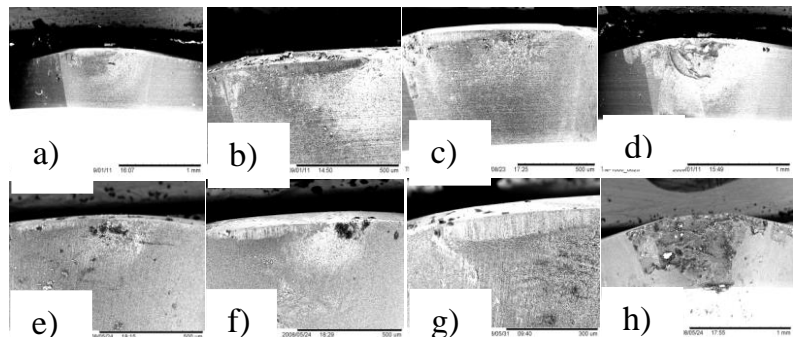
Hình 5.9. Góc thoát nhiệt trên mặt sau dưới lưỡi cắt chính và phụ.

Từ kết quả nghiên cứu trên có thể thấy rằng vùng mặt sau dưới lưỡi cắt phụ là vùng chịu ảnh hưởng nặng nề nhất của mòn kể cả mòn do nhiệt và mòn do dính khi vận tốc cắt thay đổi từ 140 m/p đến 180 m/p. Sự phát triển của mòn ở vùng này là nguyên nhân làm tăng nhanh nhám bề mặt chi tiết gia công, dẫn đến phá hủy lưỡi cắt phụ và mũi dao. Vì đây là vùng dung dịch trơn nguội có thể tiếp cận nên sử dụng dung dịch trơn nguội sẽ làm giảm vùng mòn này.

5.1.3. Biến thiên chiều cao mòn dụng cụ PCBN theo chiều dài cắt khi tiện thép hợp kim qua tôi

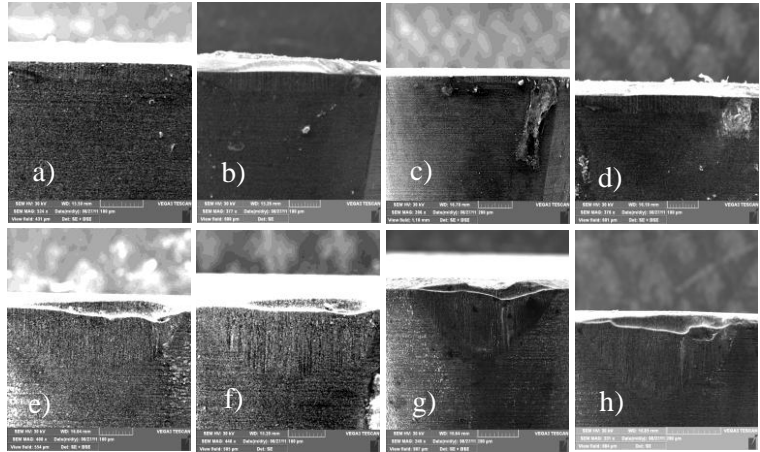
Nghiên cứu quá trình tiến triển mòn mặt sau mảnh dao PCBN theo chiều dài cắt được thực hiện trên hai loại thép 9XC và X12M.

Quan sát các mảnh dao PCBN nhận được sau khi tiện với chiều dài cắt khác nhau trên



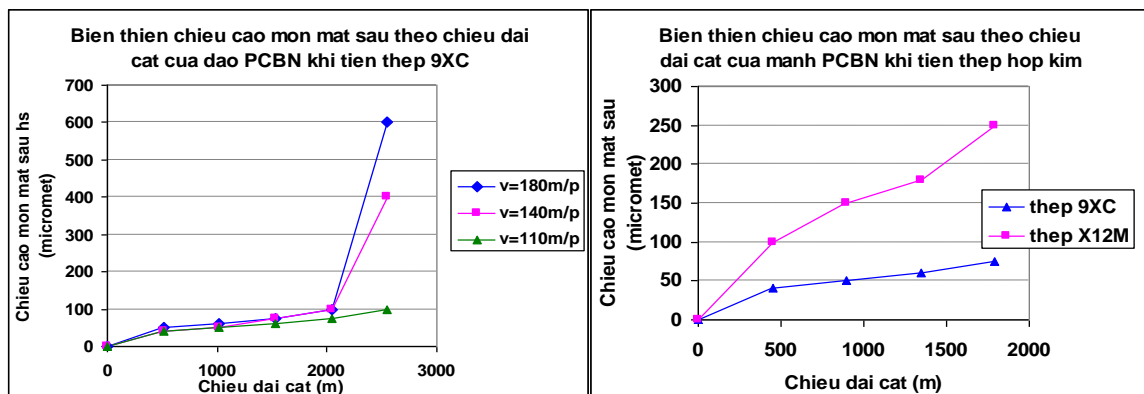
Hình 5.10. Ảnh SEM vùng mòn mặt sau mảnh PCBN khi tiện cứng thép 9XC với $t=0,12\text{mm}$; $s=0,1\text{mm/v}$; $v=140\text{m/p}$ (a-d); $v=180\text{m/p}$ (e-h); chiều dài cắt tương ứng $l_1=510; 1020; 1530; 2551\text{m}$ (e-h).

kính hiển vi điện tử có thể thấy rõ quá trình tiến triển chiều cao mòn mặt sau như trên Hình 5.10 và Hình 5.11. Ảnh vùng mòn mặt sau cho thấy, chiều cao mòn phát triển nhanh hơn khi vận tốc tăng. Cùng chiều dài cắt $l=2551\text{m}$, chiều cao mòn đạt $h_s \approx 400\mu\text{m}$ ở tốc độ cắt $v=140\text{m/ph}$ và $h_s \approx 600\mu\text{m}$ ở tốc độ $v=180\text{m/ph}$ (Hình 5.10). Tốc độ phát triển chiều cao mòn khi tiện thép X12M lớn hơn nhiều so với khi tiện thép 9XC ở cùng điều kiện cắt. Với chiều dài cắt $L=1794\text{m}$, chiều cao mòn $h_s \approx 75\mu\text{m}$ với thép 9XC và $h_s \approx 255\mu\text{m}$ với X12M (Hình 5.11).



Hình 5.11. Ảnh SEM vùng mòn mặt sau mảnh PCBN khi tiện thép 9XC (trên) và thép X12M (dưới) ở chế độ cắt $v=110\text{m/p}$; $t=0,115$; $s=0,07\text{mm/v}$ lần lượt ứng với chiều dài cắt $l=448,6$; $897,1$; $1345,7$; $1794,3\text{m}$.

Đồ thị biến thiên chiều cao mòn mặt sau theo chiều dài cắt được thể hiện như trên Hình 5.12. Từ đồ thị cho thấy, đường cong mòn của mảnh PCBN khi tiện thép hợp kim qua tôi cũng tuân theo quy luật mòn thông thường gồm ba giai đoạn: giai đoạn chạy rà, giai đoạn mòn ổn định và giai đoạn mòn khốc liệt. Trong dải vận tốc cắt $v=110\div 180\text{m/p}$, tốc độ mòn ổn định gần như không đổi: $\frac{dh_s}{dL} \approx 0,022\div 0,032\mu\text{m/m}$ (Hình 5.12a). Tuy nhiên, giai đoạn mòn ổn định ngắn hơn ở vận tốc $v=140\div 180\text{m/p}$, chỉ kéo dài trong khoảng 2000m chiều dài cắt. Khi vận tốc cắt giảm xuống



Hình 5.12. Đồ thị biến thiên chiều cao mòn mặt sau theo chiều dài cắt của mảnh PCBN khi tiện thép 9XC(a) ; So sánh giữa hai loại thép 9XC và X12M (b).

$v=110\text{m/p}$, giai đoạn mòn ổn định tăng, đến 2551m chiều dài cắt vẫn chưa xuất hiện mòn khốc liệt. Tốc độ mòn khốc liệt ở vận tốc 180m/p diễn ra dữ dội hơn: khoảng $0,98\mu\text{m/m}$ so với $0,05\mu\text{m/m}$ ở vận tốc $v=140\text{m/ph}$. Chiều cao mòn tăng từ $100\mu\text{m}$ đến $600\mu\text{m}$ ở vận tốc $v=180\text{m/p}$ so với $400\mu\text{m}$ ở vận tốc $v=140\text{m/p}$ trong khoảng 500m chiều dài cắt (Hình 5.12a).

So sánh giữa biến thiên chiều cao mòn khi tiện thép 9XC và thép X12M thể hiện trên đồ thị Hình 5.12b cho thấy, tốc độ mòn của thép X12M lớn hơn nhiều so với thép 9XC. Cùng chiều dài cắt $l=1794\text{m}$, chiều cao mòn tương ứng khi tiện thép 9XC là $75\mu\text{m}$, đối với thép X12M là $250\mu\text{m}$, lớn gấp hơn ba lần. Tốc độ mòn trung bình của thép 9XC $\frac{dh_s}{dL} \approx 0,025\mu\text{m/m}$; của thép X12M $\frac{dh_s}{dL} \approx 0,111\mu\text{m/m}$.

5.2. Chất lượng bề mặt gia công khi tiện thép hợp kim qua tôi bằng dao PCBN

5.2.1. Nhám bề mặt gia công

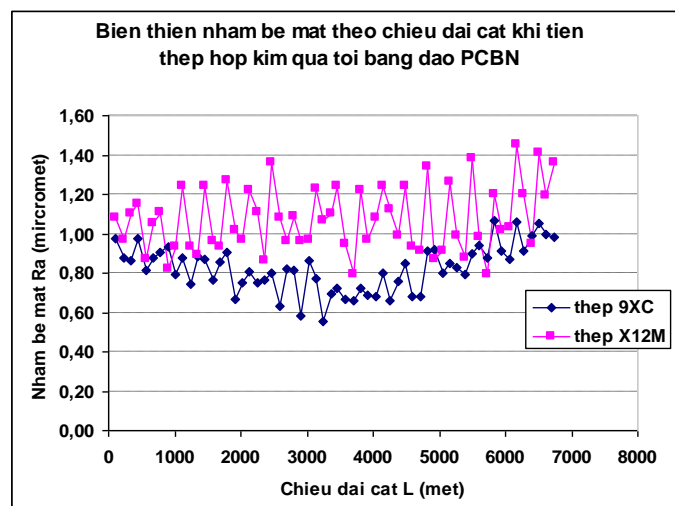
Nghiên cứu nhám bề mặt gia công khi tiện thép hợp kim qua tôi bằng dao PCBN được tiến hành trên phôi thép 9XC và X12M, độ cứng 57HRC ở chế độ cắt $v=110\text{m}$; $s=0,07\text{mm/vg}$; $t=0,115\text{mm}$. Nhám bề mặt gia công được đo bằng thiết bị đo nhám cầm tay Mitutoyo SI-201 - Nhật bản (Hình 5.13).



Hình 5.13. Thiết bị đo nhám Mitutoyo SI-201.

Biến thiên nhám bề mặt theo chiều dài cắt được biểu diễn như đồ thị trên Hình 5.14.

Đồ thị cho thấy, nhám bề mặt gia công nhận được khi tiện cứng chính xác thép hợp kim bằng dụng cụ PCBN có trị số khá nhỏ: $R_a=0,57\div 1,07\mu\text{m}$ tương đương độ nhám cấp 7÷8 khi tiện thép 9XC và $R_a=0,79\div 1,38\mu\text{m}$ tương đương độ nhám cấp 6÷7 khi tiện thép X12M.

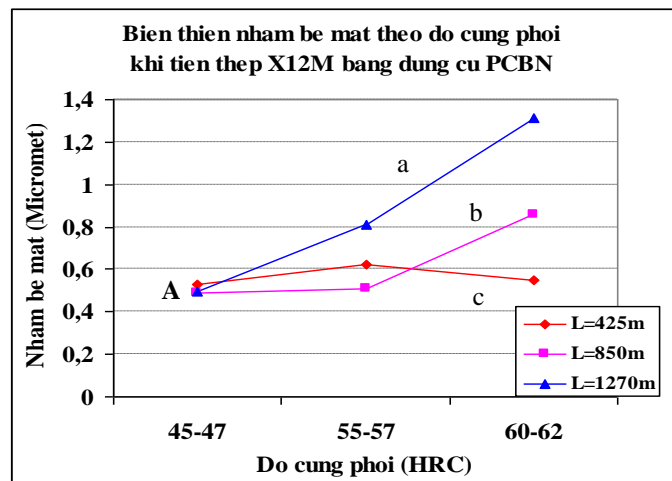


Hình 5.14. Biến thiên nhám bề mặt theo chiều dài cắt khi tiện thép 9XC và X12M độ cứng 57HRC bằng dao PCBN với $v=110\text{m/p}$; $s=0,07\text{mm/v}$; $t=0,115\text{mm}$.

Trong khoảng 4000m chiều dài cắt đầu tiên, nhám bề mặt gia công khi tiện thép 9XC có xu hướng giảm dần và sau đó tăng dần trong khoảng 4000÷6000m chiều dài cắt. Nhám bề mặt gia công khi tiện thép X12M không có giai đoạn giảm, trị số độ nhám khá ổn định, dao động và tăng nhẹ trong dải trên 6000m chiều dài cắt.

Nghiên cứu cho thấy độ cứng vật liệu gia công cũng ảnh hưởng đến nhám bề mặt chi tiết khi tiện thép hợp kim qua tôi bằng dao PCBN. Quan hệ phụ thuộc của nhám bề mặt vào độ cứng của vật liệu gia công được biểu diễn như trên Hình 5.15.

Đồ thị cho thấy, khi độ cứng thấp, nhám bề mặt hầu như không phụ thuộc vào độ cứng phôi (điểm A và đường c). Khi độ cứng phôi tăng, nhám bề mặt tăng. Tốc độ tăng của nhám bề mặt ngoài phụ thuộc vào độ cứng phôi còn phụ thuộc mạnh mẽ vào chiều dài gia công do ảnh hưởng của mòn dao. Chiều dài gia công càng lớn và độ cứng phôi càng cao, tốc độ tăng của nhám bề mặt càng nhanh. Khi độ cứng phôi tăng từ 45÷47HRC lên 60÷62HRC, nhám bề mặt tăng 4%, 76%, 166% tương ứng với chiều dài cắt $L=250; 500; 750\text{mm}$.

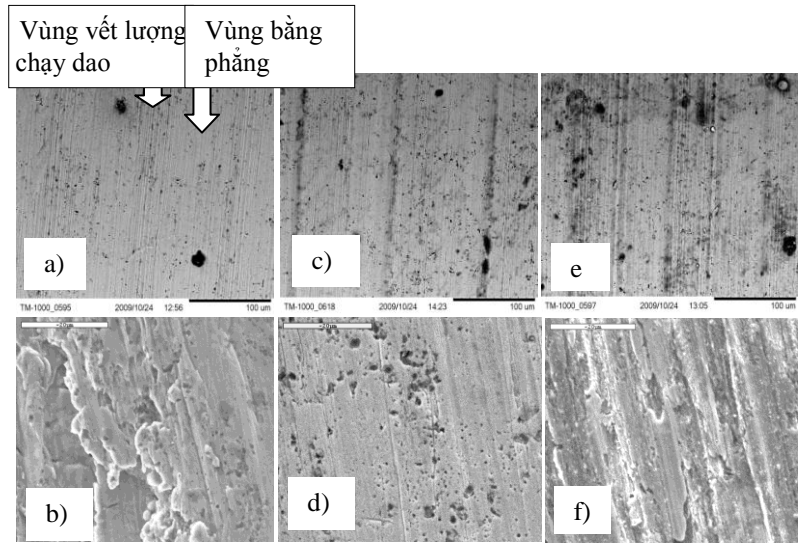


Hình 5.15. Đồ thị biến thiên nhám bề mặt theo độ cứng khi tiện thép X12M chế độ cắt $v=110\text{m/p}$; $s=0,12\text{mm/v}$; $t=0,15\text{mm}$.

5.2.2. Luồng vật liệu biến dạng dẻo và lớp biến cứng bề mặt gia công

Hiện tượng xuất hiện các luồng vật liệu biến dạng dẻo trên bề mặt gia công là một yếu tố quan trọng ảnh hưởng đến chất lượng bề mặt trong quá trình tiện cứng. Các luồng vật liệu biến dạng này được cho là vật liệu phôi dịch chuyển theo hướng ngược với hướng tiến dao và tạo thành các ba vĩa theo vết của lượng chạy dao. Lớp vật liệu biến dạng dẻo là một nguyên nhân làm giảm chất lượng bề mặt, ngay cả khi nhám bề mặt vẫn nằm trong phạm vi cho phép. Do có độ cứng và khả năng mài mòn cao nên chúng sẽ làm mòn mọi bề mặt tiếp xúc [43].

Nghiên cứu ảnh chụp topography bề mặt gia công khi tiện thép X12M ở các độ cứng khác nhau trên Hình 5.16 cho thấy: tại các khoảng cách tương ứng với lượng chạy dao, xuất hiện các luồng kim loại biến dạng dẻo. Mặc dù các luồng kim loại biến dạng dẻo giảm khi độ cứng vật liệu phôi tăng nhưng giá trị nhám bề mặt vẫn tăng (Hình 5.15). Sở dĩ như vậy là vì ứng với giá trị nhám



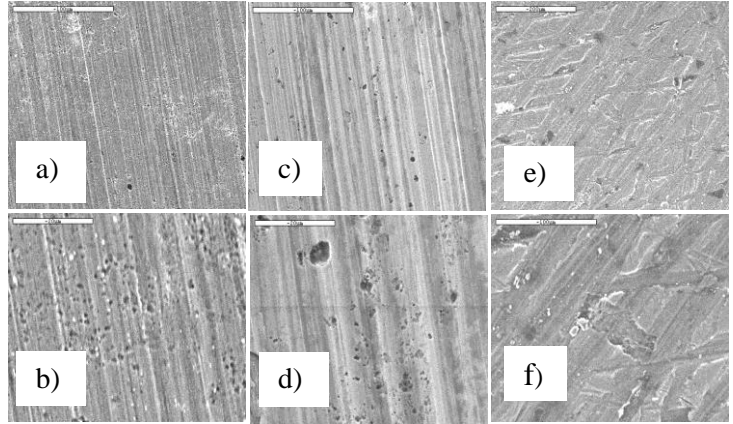
Hình 5.16. Ảnh chụp topography bề mặt khi tiện thép X12M ứng với độ cứng phôi khác nhau: 45 HRC (a,b); 56 HRC (c,d); 62 HRC (e,f).

bề mặt khảo sát tương đương cấp 7÷8, chiều dài chuẩn bằng 0,8mm, vết của lượng chạy dao sẽ tạo thành các nhấp nhô chủ yếu nên có ảnh hưởng quyết định đến nhám bề mặt chi tiết. Tuy nhiên, ngoài các vùng có vết nhấp nhô do lượng chạy dao gây ra, bề mặt gia công tương đối bằng phẳng với các nhấp nhô nhỏ hơn được cho là tạo thành từ các rãnh mòn của dụng cụ (Hình 5.16a,c,e). Bề rộng vùng bằng phẳng lớn là nguyên nhân nhám bề mặt có giá trị nhỏ ở dải độ cứng <50HRC mặc dù xuất hiện các vết biến dạng dẻo rất mạnh của kim loại trên bề mặt gia công. Khi độ cứng tăng, các luồng vật liệu bị biến dạng dẻo giảm nhưng giá trị nhám bề mặt vẫn tăng do tỉ lệ bề rộng vùng nhấp nhô trong một bước tiến dao tăng: chiếm 20% ở độ cứng <50HRC nhưng tăng lên ~50% khi độ cứng phôi >60HRC.

Quan sát mẫu gốc phoi từ Hình 2.8 có thể thấy các vết biến dạng dẻo trên bề mặt gia công chủ yếu hình thành từ quá trình tạo phoi ở vùng biến dạng vết thứ nhất và quá trình ma sát giữa mặt sau của dụng cụ với bề mặt gia công. Như vậy các luồng vật liệu biến dạng trên bề mặt gia công có liên quan trực tiếp đến cơ chế hình thành phoi và quá trình mòn mặt sau của dụng cụ. Dưới tác dụng của nhiệt độ và ứng suất cao, vật liệu gia công trong vùng cắt bị chảy dẻo hoàn toàn. Một phần vật liệu chảy dẻo bị đẩy ép dịch chuyển theo phương vuông góc với phương chuyển động thông thường của dòng phoi, bám vào bề mặt gia công tạo thành các ba via gồ

ghè dọc theo vết của lượng chạy dao. Các nhấp nhô hình thành ở giữa các vết chạy dao là sự in dập của các rãnh mòn mặt sau dụng cụ lên bề mặt vật liệu chảy dẻo. Chiều cao các nhấp nhô tăng khi dụng cụ bị mòn.

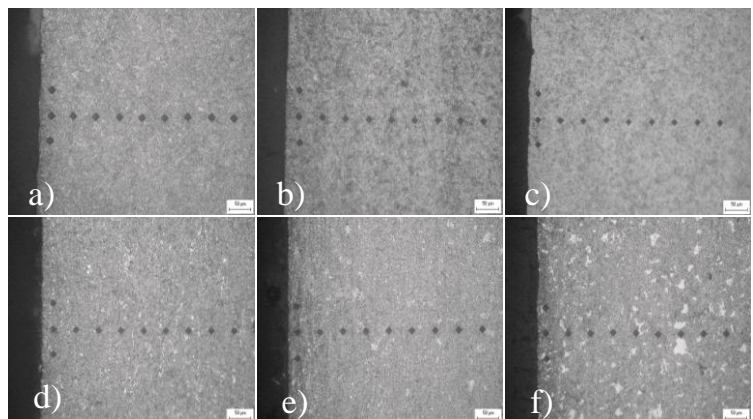
Ảnh chụp topography bề mặt khi tiện thép 9XC độ cứng 52HRC ứng với các vận tốc khác nhau trên Hình 5.17 cho thấy, vận tốc càng cao, luồng vật liệu biến dạng dẻo xuất hiện càng nhiều. Vận tốc cắt cao đi cùng tốc độ biến dạng lớn dẫn đến nhiệt độ cao khiến vật liệu bị chảy dẻo nhiều hơn. Dưới



Hình 5.17. Ảnh chụp topography bề mặt khi tiện thép 9XC độ cứng 52HRC ứng với các vận tốc 50m/p(a,b) 100m/p(c,d); 150m/p(e-f).

tác dụng của áp suất cục bộ, một phần vật liệu chảy dẻo bị đẩy ép ra khỏi bề mặt tiếp xúc giữa dao, phôi và dụng cụ theo hướng ngược với hướng tiến dao và bám vào bề mặt gia công.

Hiện tượng các luồng vật liệu biến dạng dẻo giảm khi độ cứng phôi tăng có liên quan đến sự thay đổi về cơ chế hình thành phoi. Từ phoi liên chuyển thành phoi răng cưa ở dải độ cứng 50÷55HRC với yêu cầu năng lượng cắt giảm bởi lực cắt giảm (Hình 3.6). Chiều rộng vùng luồng biến dạng dẻo tăng khi tăng độ cứng là do sự gia tăng tốc độ mòn dao khi độ cứng phôi tăng làm tăng diện tích tiếp xúc của bề mặt gia công với mặt sau của dao.

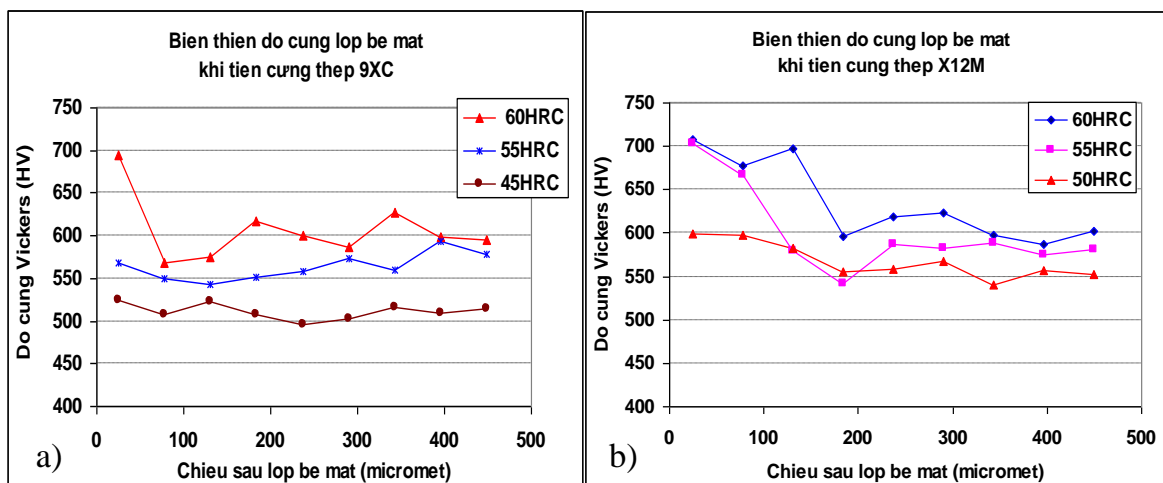


Hình 5.18. Kiểm tra độ cứng tế vi lớp bề mặt gia công khi tiện thép 9XC và X12M ở các độ cứng khác nhau: 45HRC(a,d); 57HRC(b,e); 62HRC(c,f).

Ngoài việc hình thành các luồng vật liệu chảy dẻo, bề mặt gia công khi tiện

thép hợp kim qua tôi bằng dao PCBN cũng bị thay đổi về cơ tính. Kiểm tra độ cứng tế vi lớp bề mặt gia công cho thấy, lớp bề mặt nhận được sau gia công có độ cứng cao hơn độ cứng lớp vật liệu nguyên thủy: tăng $7\div 20\%$ đối với thép X12M và tăng $0,6\div 15\%$ đối với thép 9XC. Tuy nhiên, lớp sâu hơn bên dưới bề mặt lại có sự giảm nhẹ độ cứng: giảm $0,3\div 5\%$ ở chiều sâu $70\mu\text{m}$ đối với 9XC và $1,5\div 7\%$ đối ở chiều sâu $170\mu\text{m}$ với X12M (Hình 5.18).

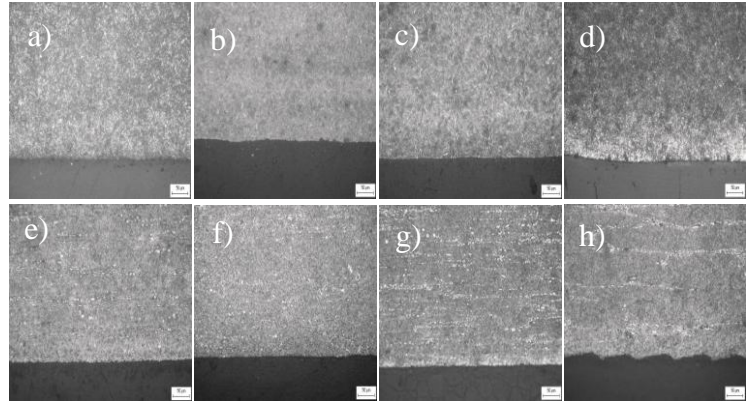
Đồ thị biểu diễn sự thay đổi độ cứng tế vi theo chiều sâu lớp bề mặt khi tiện thép 9XC và X12M tương ứng với các độ cứng khác nhau như trên Hình 5.19. Có sự tăng độ cứng ở lớp bề mặt và giảm nhẹ độ cứng ở lớp sâu hơn, sát lớp bề mặt so với độ cứng của kim loại nguyên thủy. Hiện tượng này cũng tương tự kết quả trong nghiên cứu của Schwach [80] khi phát hiện các lớp bên dưới bề mặt gia công nhận được khi tiện cứng bao gồm lớp trắng, nơi nhiệt độ vượt quá nhiệt độ austenite hóa, tổ chức tế vi bao gồm mactenxit xen lẫn austenit dư, có độ cứng tăng 30% so với vật liệu nguyên thủy và lớp sẫm màu, nơi nhiệt độ vượt qua nhiệt độ tôi của vật liệu, có độ cứng giảm khoảng 60% so với độ cứng vật liệu nguyên thủy mặc dù có sự khác biệt về giá trị thay đổi độ cứng và chiều sâu các lớp.



Hình 5.19. Biến thiên độ cứng của lớp bề mặt gia công nhận được khi tiện thép 9XC(a) và X12M(b) ở các độ cứng khác nhau.

Kiểm tra cấu trúc tế vi lớp bề mặt gia công của thép 9XC và X12M, độ cứng 57HRC ứng với chiều dài cắt khác nhau cho thấy, cấu trúc tế vi bề mặt gia công hầu như không thay đổi so với cấu trúc kim loại nguyên thủy (Hình 5.20). Riêng bề mặt thép X12M ở chiều dài cắt $L=2803\text{m}$, bề mặt xuất hiện lớp trắng nhẹ (Hình 5.20g).

Các mẫu kiểm tra tương ứng với chế độ cắt khác nhau cũng cho kết quả tương tự. Tổ chức kim loại của bề mặt gia công không có thay đổi đáng kể, không thấy xuất hiện lớp biến trắng hoặc lớp sẫm màu. Kết quả này cũng phù hợp với các nghiên cứu trước đó khi cho rằng



Hình 5.20. Cấu trúc tế vi lớp bề mặt gia công khi tiện thép 9XC(a-d) và X12M(e-h) độ cứng 57HRC ở cùng chế độ cắt ứng với chiều dài cắt khác nhau và bề mặt chưa gia công (d,h).

lớp biến trắng, đặc trưng cho sự thay đổi về cấu trúc tế vi khi vật liệu bị nóng chảy và kết tinh lại chỉ xuất hiện trong trường hợp dụng cụ bị mòn [80].

5.3. Kết luận chương 5

Nghiên cứu về mòn và đặc tính bề mặt gia công khi tiện thép hợp kim qua tôi bằng dao PCBN cho các kết luận sau:

- Mòn dụng cụ PCBN được gây ra bởi nhiều cơ chế kết hợp như dính, mài mòn, khuếch tán, tương tác hóa học và phá hủy vì nhiệt.

- Vật liệu gia công và chế độ cắt có ảnh hưởng lớn tới mòn và cơ chế mòn dụng cụ PCBN. Khi độ cứng và vận tốc cắt nhỏ, cơ chế mòn do dính chiếm ưu thế. Khi độ cứng tăng cơ chế mòn do mài mòn chiếm ưu thế. Khi vận tốc cắt tăng, mòn do tác động của nhiệt cắt là nguyên nhân chủ yếu gây mòn hỏng dụng cụ PCBN.

- Đường cong mòn của vật liệu PCBN cũng tuân theo quy luật mòn thông thường. Giai đoạn mòn ổn định giảm khi vận tốc cắt tăng. Chiều cao mòn của dụng cụ PCBN khi cắt vật liệu X12M lớn gấp hơn 3 lần so với khi cắt thép 9XC ở cùng điều kiện.

- Tương tác của các nguyên tố có trong vật liệu dụng cụ với ô xy trong không khí ở vùng tiếp xúc đã tạo ra các hợp chất mới có cơ tính và nhiệt độ nóng chảy thấp tạo điều kiện xuất hiện pha lỏng trên bề mặt tiếp xúc giữa dụng cụ với phôi và phôi. Tính chất của pha lỏng phụ thuộc vào vật liệu gia công, vật liệu dụng cụ, điều kiện cắt và có ảnh hưởng trực tiếp đến tốc độ mòn dụng cụ.

- Có thể làm giảm dạng mòn dính và mài mòn bằng các biện pháp nhiệt luyện tạo ra cấu trúc tế vi nhỏ mịn và lựa chọn các thông số cắt thích hợp. Sử dụng các biện pháp bôi trơn và làm nguội sẽ hạn chế được dạng mòn mặt sau dưới lưỡi cắt phụ.

- Nhám bề mặt gia công nhận được có trị số khá nhỏ, tương đương độ nhám cấp 7÷8. Cùng điều kiện cắt như nhau, nhám bề mặt nhận được khi gia công thép 9XC nhỏ hơn khi gia công thép X12M. Nhám bề mặt tăng khi độ cứng vật liệu gia công tăng.

- Bề mặt gia công nhận được có các luồng vật liệu biến dạng dẻo dọc theo vết lượng chạy dao. Sự xuất hiện các luồng vật liệu biến dạng dẻo giảm khi độ cứng vật liệu gia công tăng và tăng khi tăng vận tốc cắt.

- Có sự thay đổi về độ cứng tế vi của bề mặt gia công. Độ cứng tăng ở lớp bề mặt và độ cứng giảm nhẹ ở bên dưới lớp bề mặt, so với độ cứng vật liệu ban đầu.

Chương 6

TỐI ƯU HÓA ĐA MỤC TIÊU CHẾ ĐỘ CẮT KHI TIỆN THÉP HỢP KIM QUA TÔI BẰNG ĐAO PCBN

6.1. Xây dựng mô hình toán

Việc mô hình hóa mối quan hệ của các thông số đầu vào và đầu ra là một bước cơ bản của quá trình tối ưu. Mô hình quan hệ của các thông số đầu vào và đầu ra được xem như là sự đặc trưng tóm lược về mối quan hệ nguyên nhân và kết quả hoặc sự chuyển đổi quá trình từ đầu vào đến đầu ra. Kỹ thuật tối ưu cung cấp các giải pháp tối ưu hoặc gần tối ưu cho các bài toán tối ưu tổng quát, được công thức hóa và sau đó được thực hiện trong quá trình gia công [40]. Việc tối ưu hóa các thông số cắt trong gia công đòi hỏi các kiến thức về nhiều khía cạnh như: quá trình gia công, các phương trình thực nghiệm liên quan đến chỉ tiêu gia công: tuổi thọ dụng cụ, lực cắt, công tiêu thụ, nhám bề mặt... để xây dựng các ràng buộc, các đặc trưng kỹ thuật của máy gia công, cách phát triển một tiêu chuẩn tối ưu có hiệu quả đồng thời cũng cần các kiến thức về toán học và kỹ thuật số tối ưu [85].

Trong các thủ tục tối ưu, yếu tố đầu ra quan trọng chính được gọi là mục tiêu tối ưu hoặc tiêu chuẩn tối ưu. Tiêu chuẩn tối ưu được sử dụng nhiều nhất trong gia công là chi phí gia công. Ngoài ra, thời gian gia công, tốc độ bóc vật liệu, tuổi thọ dụng cụ, chất lượng bề mặt... cũng được sử dụng. Trong gia công tinh như tiện cứng, chỉ tiêu về chất lượng bề mặt đóng vai trò quan trọng. Ngoài ra, tuổi thọ dụng cụ cũng đặc trưng cho chi phí gia công khi giá thành dụng cụ CBN cao và ảnh hưởng trực tiếp tới chất lượng bề mặt. Tuy nhiên, việc tối ưu đơn mục tiêu chỉ có giá trị giới hạn bởi vì bản chất phức tạp của quá trình gia công đòi hỏi các mục tiêu khác nhau và đôi kháng phải được tối ưu hóa đồng thời [75]

Các mô hình của quá trình cắt có thể được xây dựng bằng phương pháp phân tích, phương pháp số và phương pháp thực nghiệm. Trong phương pháp phân tích, mô hình được xây dựng dựa trên các định luật vật lý cơ bản như mô hình lực cắt của Merchant, mô hình tính góc mặt phẳng trượt của Oxley... Phương pháp thực nghiệm xây dựng mô hình dựa trên các đo đạc thực nghiệm, điển hình là mô hình xác định tuổi thọ dụng cụ của Taylor. Phương pháp phân tích số xây dựng mô hình dựa trên toán học ứng dụng kết hợp với máy tính thông qua các thuật toán và chương trình

như phương pháp phần tử hữu hạn, phương pháp sai phân hữu hạn, các phương pháp mô hình trí tuệ nhân tạo như: mạng nơron nhân tạo, lý thuyết logic mờ...

Các mô hình thực nghiệm được xây dựng dựa trên các dữ liệu thí nghiệm thu được trong một điều kiện cụ thể nên mặc dù đôi khi không đúng khi áp dụng cho các điều kiện tương tự khác nhưng chúng cho phép nghiên cứu một dải rộng các vấn đề phức tạp một cách nhanh chóng và cực kỳ hữu dụng khi cho phép sử dụng kết quả dễ dàng và thuận tiện. Có thể coi các kết quả nhận được từ mô hình thực nghiệm là điểm khởi phát của quá trình điều khiển để người sử dụng có thể chắc chắn không có sai hỏng nghiêm trọng nào xảy ra và là cơ sở vững chắc để kiểm chứng hoặc cải tiến cho mô hình phân tích lý thuyết [94]. Mức độ chính xác của mô hình còn phụ thuộc vào nhiều yếu tố khi lựa chọn các thông số đầu vào cho mô hình cũng như cách xử lý các dữ liệu. Ngay cả việc xây dựng một mô hình phân tích có xét đến đầy đủ các nhân tố ảnh hưởng cũng rất phức tạp, ít tính ứng dụng và thường là điều không thể thực hiện được. Cần phải sàng lọc lựa chọn các nhân tố quyết định để xây dựng một mô hình có đủ độ chính xác cần thiết.

Các nghiên cứu đã có cho thấy trong gia công, các yếu tố ảnh hưởng lớn nhất tới chất lượng bề mặt và tuổi thọ dụng cụ là các thông số chế độ cắt bao gồm vận tốc cắt v , chiều sâu cắt t và lượng chạy dao s . Quan hệ phụ thuộc của hàm mục tiêu vào các thông số này là quan hệ hàm số mũ [2], [4], [5], [69]:

$$F = C v^r s^p t^q \quad (6.1)$$

Mô hình dự đoán nhám bề mặt chi tiết gia công và mòn dụng cụ trong tiện cứng chính xác thép hợp kim qua tôi bằng dao PCBN được xây dựng bằng phương pháp hồi quy thực nghiệm [3], [8], [9], dựa trên các quy tắc thống kê và tối ưu hóa thống kê và được trình bày trong phần Phụ lục V.

6.1.1. Thiết bị và chế độ thực nghiệm

Thiết bị thí nghiệm xác định nhám bề mặt và diện tích gia công theo quy hoạch thực nghiệm được mô tả trong mục 2.2 bao gồm: Máy tiện kỹ thuật số CNC-HTC2050 (Hình 2.3a), mảnh và thân dao PCBN (Hình 2.3b,c); thiết bị đo nhám bề mặt Mitutoyo SJ 201- Nhật Bản (Hình 5.13); Phôi thép 9XC sử dụng trong thí nghiệm có chiều dài: $L=300\text{mm}$, đường kính: $\varnothing 62$, tôi thể tích đạt độ cứng $56\div 58\text{HRC}$. Thành phần hoá học của phôi như trong Bảng 2.2.

+ Sơ đồ thí nghiệm được mô tả như trên Hình 2.3d.

+) Chế độ thực nghiệm:

Chất lượng bề mặt gia công và tuổi thọ dụng cụ phụ thuộc vào ba nhân tố chính của chế độ cắt với miền giá trị như sau:

- 1) Vận tốc cắt: $v=100\div 170\text{m/s}$
- 2) Chiều sâu cắt: $t= 0,09\div 0,15\text{ mm}$
- 3) Lượng chạy dao: $s= 0,07\div 0,15\text{mm/vòng}$

Mỗi mảnh dao PCBN được dùng để tiện liên tục bề mặt trụ ngoài của phôi thép 9XC cho đến khi chiều cao vùng mòn mặt sau đạt giá trị xác định là $120\mu\text{m}$. Sau đó, mảnh dao được tháo ra để kiểm tra và tuổi thọ dụng cụ được đánh giá thông qua diện tích bề mặt gia công đã đạt được $S_c(\text{cm}^2)$. Nhám bề mặt được đo bằng thiết bị phân tích bề mặt Mitutoyo SJ hiển thị số sau khi thực hiện thời gian cắt $t=4,5$ phút ứng với mỗi chế độ thực nghiệm được quy hoạch như trong bảng V.1 của Phụ lục V.

6.1.2. Xây dựng mô hình hồi quy mô tả nhám bề mặt

Kết quả đo nhám bề mặt sau thời gian cắt xác định $t=4,5$ phút tại các điểm thí nghiệm theo quy hoạch như trong Bảng 6.1.

Bảng 6.1. Giá trị nhám bề mặt tại các điểm thí nghiệm theo qui hoạch

Số TT	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
$R_a(\mu\text{m})$	0,45	0,39	0,39	0,46	0,51	0,50	0,39	0,60	0,38	0,42	0,39
$\ln R_a$	-0,798	-0,941	-0,941	-0,776	-0,673	-0,693	-0,941	-0,510	-0,967	-0,867	-0,942

Dựa trên các số liệu đo được từ các thí nghiệm theo quy hoạch, lần lượt tiến hành theo các bước theo công thức từ V.12 đến V.23 trong Phụ lục V:

1. Tính các hệ số của mô hình hồi quy b_j, b_{ju} :

$$b_0=-0,7846; b_1= 0,0541; b_2=-0,0080; b_3= 0,0799;$$

$$b_{12}=0,0948; b_{13}=0,0486; b_{23}=-0,0135; b_{123} =0,0178$$

2. Tính phương sai lặp:

$$\bar{y}^0 = \frac{1}{m} \sum_{a=1}^m y_a^0 = -0,9256 \rightarrow S_{11}^2 = \frac{1}{3-1} \sum_{a=1}^3 (y_a^0 - \bar{y}^0)^2 = 0,0027$$

3. Tính sai lệch trung bình của phân bố b_j :

$$S_b = \left(\frac{S_{11}^2}{N} \right)^{0,5} = 0,0184$$

4. Kiểm tra tính có nghĩa của các hệ số hồi quy:

Các hệ số có nghĩa khi thỏa mãn điều kiện: $|b_j| \geq S_b t_{p,f_2}$

Tra phụ lục 7 [9] nhận được $t_{p,f_2}=4,3 \rightarrow S_b t_{p,f_2}=0,0790$

Vậy các hệ số $b_1, b_2, b_{13}, b_{23}, b_{123}$ là không có nghĩa.

5. Xác định mô hình toán học: Sau khi loại bỏ các hệ số không có nghĩa, phương trình hồi quy có dạng:

$$y = -0,7846 + 0,0799x_3 + 0,0948x_1x_2$$

Tính giá trị hàm hồi quy \hat{y}_i tại các điểm thí nghiệm:

$$y_1 = -0.7697; y_2 = -0.9594; y_3 = -0.9594; y_4 = -0.7697;$$

$$y_5 = -0.6099; y_6 = -0.7996; y_7 = -0.7996; y_8 = -0.6099;$$

6. Tính phương sai dư S_d với $l=3$: $S_d^2 = \frac{1}{N-l} \sum_1^N (y_i - \hat{y}_i)^2 = 0,0094$

7. Kiểm tra độ tương hợp của mô hình: $F = \frac{S_d^2}{S_{11}^2} \leq F_{p,f_2,f_1}$

Với mức có nghĩa $p=0,05$, bậc tự do lặp $f_2=m-1=3-1=2$, bậc tự do dư $f_1=N-l$ với l là số hệ số có nghĩa trong phương trình hồi quy: $f_1=8-3=5 \rightarrow$ chuẩn số Fisher tra bảng phụ lục 7 [9] $\rightarrow F_{p,f_2,f_1} = 19,2$

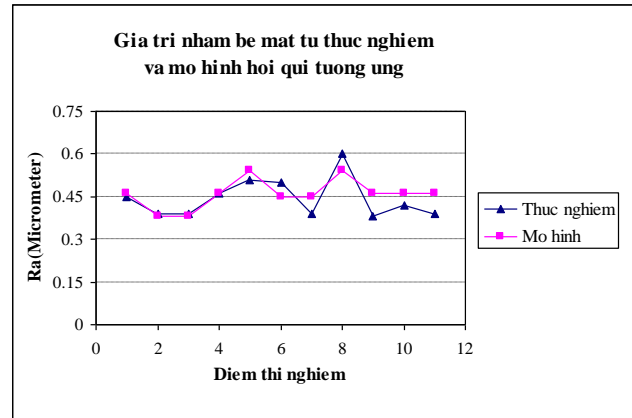
$F = \frac{S_d^2}{S_{11}^2} = 3,439 < F_{p,f_1,f_2} = 19,3 \rightarrow$ mô hình thống kê tương hợp với hệ thống thực.

Chuyển phương trình hồi quy với các biến mã hóa x_j về phương trình với các biến thực $\ln z_j$ nhận được:

$$\ln R_a = -14,9819 + 3,013 \ln v - 6,8176 \ln t + 0,2097 \ln s + 1,3998 \ln v \ln t \quad (6.2)$$

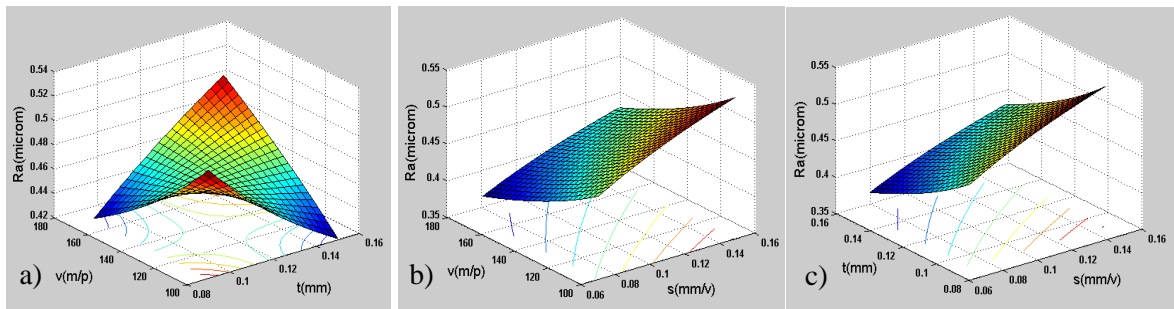
$$\rightarrow R_a = 3,115 \cdot 10^{-7} v^{3,013} s^{0,2097} t^{1,3998} \ln v^{-6,8176} \quad (6.3)$$

So sánh giá trị nhám bề mặt xác định theo phương trình hồi quy và thực nghiệm tại các điểm thí nghiệm như Hình 6.1. Đồ thị cho thấy mức độ tương hợp của mô hình hồi quy với hệ thống thực nghiệm khá cao khi các giá trị nhám bề mặt từ thực nghiệm và phương trình hồi quy ở các điểm thí nghiệm tương đối gần nhau.



Hình 6.1. Giá trị nhám bề mặt xác định từ thực nghiệm và mô hình hồi qui.

Đồ thị quan hệ của độ nhám phụ thuộc vào các thông số chế độ cắt được vẽ bằng MATLAB như Hình 6.2.



Hình 6.2. Mặt hồi qui và đồ thị đường mức của độ nhám R_a theo các thông số chế độ cắt: vận tốc và chiều sâu cắt (a); vận tốc cắt và lượng chạy dao (b), chiều sâu cắt và lượng chạy dao (c).

Từ phương trình hồi quy và đồ thị cho thấy:

Trong vùng khảo sát:

- Nhám bề mặt tăng khi tăng vận tốc cắt v , lượng chạy dao s và chiều sâu cắt t .
- Vận tốc cắt v có ảnh hưởng rõ nhất tới độ nhám bề mặt chi tiết.
- Việc tăng chiều sâu cắt t hầu như không có ảnh hưởng tới độ nhám bề mặt. Do đó trong vùng khảo sát có thể chọn chiều sâu cắt lớn mà vẫn đảm bảo độ nhám cần thiết.

Tuy nhiên để đánh giá hiệu quả quá trình gia công cần phải xem xét đồng thời các nhân tố để vừa đạt được độ nhám cần thiết, vừa đảm bảo tuổi thọ dụng cụ lớn nhất cũng như năng suất gia công cao.

6.1.3. Xây dựng mô hình hồi quy mô tả mòn dụng cụ

Tiêu chuẩn để đánh giá tuổi thọ dụng cụ cắt rất đa dạng: Dụng cụ cần phải mài lại hoặc thay thế khi hỏng và không còn khả năng cắt gọt, khi nhiệt cắt tăng cao và tạo thành hoa lửa, khi quá trình cắt gây ồn lớn hoặc rung động mạnh, khi kích thước hay độ hoàn thiện của bề mặt gia công thay đổi hoặc khi hình dạng dụng cụ thay đổi một lượng cụ thể [94]. Thông thường, có thể khảo sát tuổi thọ dụng cụ thông qua thời gian gia công ứng với một chế độ cắt xác định. Tuy nhiên, nếu chế độ cắt thay đổi, việc đánh giá bằng chỉ tiêu thời gian gia công trở nên thiếu chính xác vì không phản ánh đúng thực chất hiệu quả làm việc của dao. Trong trường hợp này, tuổi thọ dụng cụ cần được đánh giá qua các chỉ tiêu khác như khối lượng vật liệu cắt được hoặc độ mòn dụng cụ tương ứng với yêu cầu đảm bảo chất lượng bề mặt gia công. Với quá trình gia công tinh có lượng dư nhỏ như tiện cứng chính xác bằng dụng cụ PCBN, khối lượng vật liệu cắt đi không ý nghĩa bằng diện tích bề mặt được gia công. Vì vậy, trong nghiên cứu này tuổi thọ dụng cụ được khảo sát thông qua chỉ tiêu diện tích bề mặt gia công đảm bảo đạt nhám bề mặt theo yêu cầu.

Kết quả đo diện tích bề mặt được gia công S_c khi chiều cao vùng mòn mặt sau đạt giá trị $h=160\mu\text{m}$ tương ứng với các chế độ cắt tại các điểm thí nghiệm theo quy hoạch như Bảng 6.2.

Bảng 6.2. Giá trị diện tích bề mặt gia công tại các điểm thí nghiệm theo qui hoạch

Số TT	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
S_c (cm^2)	8792	6044,5	7143,5	2747,5	13188	2198	5495	1648,5	3297	2747,5	3077,2
$\ln S_c$	9,08	8,71	8,87	7,92	9,48	7,69	8,61	7,41	8,10	7,92	8,03

Dựa trên các số liệu đo được từ các thí nghiệm theo quy hoạch, lần lượt tiến hành theo các bước theo các công thức từ V.12 đến V.23 trong Phụ lục V :

1. Tính các hệ số của mô hình hồi quy b_j, b_{ju} :

$$b_0=8.4728; b_1= -0.5407;$$

$$b_2= -0.2699; b_3= -0.1724$$

$$b_{12}=0.0009; b_{13}= -0.2082;$$

$$b_{23}= -0.0209; b_{123}=0.1461$$

2. Tính phương sai lặp:

$$\bar{y}^0 = \frac{1}{m} \sum_{a=1}^m y_a^0 = 8.0170 \rightarrow S_{11}^2 = \frac{1}{3-1} \sum_{a=1}^3 (y_a^0 - \bar{y}^0)^2 = 0.0085$$

3. Tính sai lệch trung bình của phân bố b_j :

$$S_b = \left(\frac{S_{11}^2}{N} \right)^{0.5} = 0.0325$$

4. Kiểm tra tính có nghĩa của các hệ số hồi quy: $|b_j| \geq S_b t_{p,f_2}$

Tra phụ lục 7 [9] nhận được: $t_{p,f_2} = 4,3 \rightarrow S_b t_{p,f_2} = 0,0325 \cdot 4,3 = 0,1400$

Vậy, các hệ số b_{12} , b_{23} không có nghĩa.

5. Xác định mô hình toán học:

Sau khi loại bỏ các hệ số không có nghĩa, phương trình hồi quy có dạng:

$$y = 8,4728 - 0,5407x_1 - 0,2699x_2 - 0,1724x_3 - 0,2082x_1x_3 + 0,1461x_1x_2x_3$$

Tính giá trị hàm hồi quy \hat{y}_i tại các điểm thí nghiệm:

$$y_1 = 9.1016; y_2 = 8.7287; y_3 = 8.8539; y_4 = 7.8967;$$

$$y_5 = 9.4653; y_6 = 7.6753; y_7 = 8.6333; y_8 = 7.4276;$$

6. Tính phương sai dư S_d với $l = 6$:

$$S_d^2 = \frac{1}{N-l} \sum_{i=1}^N (y_i - \hat{y}_i)^2 = 0.0017$$

7. Kiểm tra độ tương hợp của mô hình :

$$F = \frac{S_d^2}{S_{11}^2} \leq F_{p,f_2,f_1} = 3,024 < F_{p,f_1,f_2} = 19,3$$

Với F_{p,f_1,f_2} là chuẩn số Fisher tra bảng ở mức ý nghĩa $p=0,05$, bậc tự do lặp $f_1 = m-1$, m là số thí nghiệm lặp lại ở tâm, f_2 là bậc tự do dư: $f_2 = N-1 = 8-6 = 2$, l là số hệ số có nghĩa trong phương trình hồi quy. Tra bảng [9]: $F_{p,f_1,f_2} = 19,3$.

$$\rightarrow F = \frac{S_d^2}{S_{11}^2} = 0.2062 < F_{p,f_1,f_2} = 19,3$$

\rightarrow mô hình thống kê tương hợp với hệ thống thực.

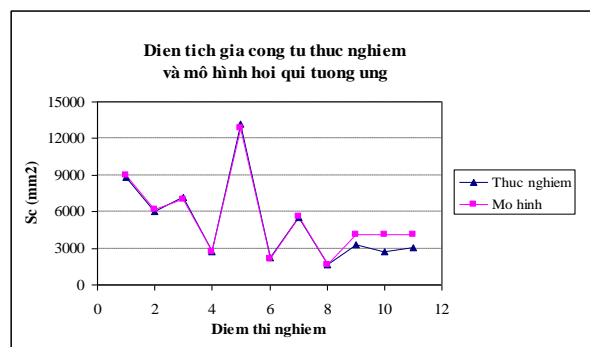
Chuyển phương trình hồi quy với các biến mã hóa x_j về phương trình với các

biến thực \ln , nhận được:

$$\ln S_c = -97,1678 + 21,0112 \ln v - 63,8259 \ln t - 49,7292 \ln s + 12,8876 \ln v \ln t + 10,1174 \ln v \ln s - 27,5521 \ln s \ln t + 5,6569 \ln t \ln s \quad (6.4)$$

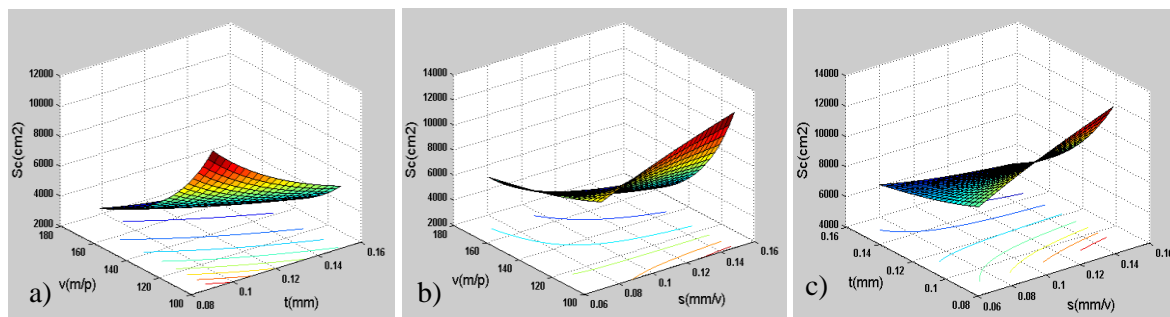
$$S_c = 6,3178 \cdot 10^{-43} v^{21,0112} s^{10,1174} t^{-49,7292} t^{\ln v(12,8876 + 5,6569 \ln s) - 63,8259 - 27,5521 \ln s} \quad (6.5)$$

So sánh giá trị diện tích gia công xác định từ phương trình hồi quy và thực nghiệm tại các điểm thí nghiệm như Hình 6.3. Đồ thị cho thấy mức độ tương hợp của mô hình hồi quy với hệ thống thực nghiệm là rất cao khi các giá trị diện tích gia công tại các điểm thí nghiệm là gần như trùng khít nhau.



Hình 6.3. Giá trị diện tích gia công xác định từ thực nghiệm và mô hình hồi qui.

Đồ thị biểu diễn quan hệ giữa diện tích gia công S_c và các thông số chế độ cắt được vẽ bằng MATLAB như Hình 6.4.



Hình 6.4. Mặt hồi qui và đồ thị đường mức của diện tích gia công S_c theo các thông số chế độ cắt: vận tốc và chiều sâu cắt (a); vận tốc cắt và lượng chạy dao (b), chiều sâu cắt và lượng chạy dao (c).

Từ phương trình hồi quy và đồ thị cho thấy:

Trong vùng khảo sát:

- Tuổi thọ dụng cụ giảm khi tăng vận tốc cắt, chiều sâu cắt và lượng chạy dao.
- Vận tốc cắt v có ảnh hưởng lớn nhất tới tuổi thọ dụng cụ.
- Việc tăng lượng chạy dao ít có ảnh hưởng tới tuổi thọ dụng cụ. Thậm chí ứng với chiều sâu cắt t không thay đổi ($t=0,12$), việc tăng lượng chạy dao làm tăng tuổi thọ dụng cụ. Vì vậy trong phạm vi lượng chạy dao $s = 0,07 \div 0,15$, có thể chọn lượng chạy dao lớn để tăng hiệu quả quá trình gia công.

6.2. Tối ưu hóa đa mục tiêu chế độ cắt khi tiện thép 9XC qua tôi bằng giải thuật di truyền (GAs)

6.2.1. Xác định bài toán

Các biến thiết kế

Trong quá trình tiện cứng bằng dụng cụ PCBN, việc tối ưu hóa các thông số cắt đóng vai trò đặc biệt quan trọng. Trong khi các thông số chế độ cắt có thể được điều khiển dễ dàng phù hợp với từng quá trình gia công thì rất khó thay đổi các thông số khác về máy, dao hay vật liệu. Để đảm bảo hiệu quả, quá trình tiện cứng thường chỉ được thực hiện trên các máy gia công tự động có độ cứng vững và độ chính xác cao với dụng cụ cắt được chế tạo sẵn, có giá thành cao và không mài lại.

Vì vậy, các biến được xem xét trong quá trình tối ưu hóa chế độ cắt là ba thông số: vận tốc cắt v (m/p), lượng chạy dao s (mm/v) và chiều sâu cắt t (mm).

Hàm mục tiêu

Mục tiêu quan trọng nhất của quá trình gia công tinh là chất lượng bề mặt gia công được đặc trưng bằng nhám bề mặt. Bên cạnh đó, mòn dụng cụ được đặc trưng bởi diện tích gia công cũng là chỉ tiêu được quan tâm vì nó ảnh hưởng trực tiếp đến chất lượng bề mặt và đồng thời là nhân tố quyết định chi phí gia công bởi PCBN là vật liệu dụng cụ có giá thành rất cao. Vì vậy mục tiêu của bài toán tối ưu hóa đa mục tiêu chế độ cắt trong quá trình tiện cứng là tối ưu hai mục tiêu đối lập: cực đại hóa diện tích gia công và cực tiểu hóa nhám bề mặt. Sau khi xác định được tập hợp các giải pháp tối ưu, năng suất gia công cũng được xem xét trong quá trình lựa chọn phương án gia công tối ưu phù hợp.

Sử dụng các hàm hồi quy mô tả nhám bề mặt và diện tích gia công đã được xây dựng, các hàm mục tiêu có dạng:

$$R_a = 3,115.10^{-7} v^{3,0130} s^{0,2097} t^{1,3998} \ln v - 6,8176$$

$$S_c = 6,3178.10^{-43} v^{21,0112} s^{10,1174} \ln v - 49,7292$$

$$t^{\ln v(12,8876+5,6569 \ln s) - 27,5521 \ln s - 63,8259}$$

Các ràng buộc

Các thông số ràng buộc ảnh hưởng đến việc xác định chế độ cắt tối ưu là các giới hạn của các thông số cắt. Các giá trị giới hạn trên và dưới của các thông số cắt

được xác định dựa trên đề xuất của các nhà sản xuất dụng cụ và kết quả từ các thí nghiệm sàng lọc [28], [75]: $100 \leq v \leq 170$; $0,09 \leq s \leq 0,15$; $0,07 \leq t \leq 0,15$;

Ngoài ra, trong một số nghiên cứu còn kể đến một số thông số liên quan đến đặc trưng của máy gia công như lực cắt (giới hạn bởi công suất máy), độ cứng vững của dao... Tuy nhiên vì tiện cứng là quá trình gia công tinh nên các thông số này thường không vượt quá giới hạn cho phép nên không cần đưa vào ràng buộc.

Bài toán tối ưu có dạng:

Cực tiểu hóa:

$$\begin{aligned} f_1 &= 3,115 \cdot 10^{-7} x_1^{3,0130} x_2^{0,2097} x_3^{1,3998} \ln x_1 - 6,8176 \\ f_2 &= -6,3178 \cdot 10^{-43} x_1^{21,0112} x_2^{10,1174} \ln x_1 - 49,7292 \\ &\quad x_3^{\ln x_1 (12,8876 + 5,6569 \ln x_2) - 27,5521 \ln x_2 - 63,8259} \end{aligned} \quad (6.6)$$

Chịu các ràng buộc:

$$\begin{aligned} x_{1\min} &\leq x_1 \leq x_{1\max} \\ x_{2\min} &\leq x_2 \leq x_{2\max} \\ x_{3\min} &\leq x_3 \leq x_{3\max} \end{aligned} \quad (6.7)$$

Mục tiêu giải bài toán tối ưu hóa chế độ cắt trong tiện cứng thép 9XC bằng dụng cụ PCBN là tìm kiếm các giải pháp tối ưu thỏa mãn điều kiện về chất lượng bề mặt và tuổi thọ dụng cụ gia công thông qua thông qua nhám bề mặt và diện tích gia công, đồng thời cũng chọn ra một giải pháp tối ưu tốt nhất để sử dụng trong trường hợp chỉ yêu cầu thực hiện một chế độ gia công.

Các giải pháp tối ưu khi không có giải pháp nào tốt hơn trong không gian tìm kiếm khi tất cả các mục tiêu được tối ưu hóa đồng thời chính là các tối ưu Pareto [10]. Giải pháp tối ưu gần với điểm lý tưởng nhất được gọi là giải pháp thỏa hiệp [41]. Các khái niệm về tối ưu Pareto và giải pháp tối ưu thỏa hiệp được trình bày trong Phụ lục IV.

Các phương pháp tối ưu truyền thống như phương pháp tổng trọng số, quy hoạch đích, phương pháp cực tiểu cực đại, phương pháp thứ tự từ điển học... [41], [52], [63] thường không hiệu quả vì chúng không thể tìm ra nhiều giải pháp tối ưu trong một lần chạy chương trình. Do đó, số lần chạy yêu cầu phải bằng số giải pháp tối ưu Pareto mong muốn tìm được. Phương pháp giải thuật di truyền thực

hiện quá trình với một quần thể các cá thể và vì vậy, thích hợp với việc tìm kiếm nhiều giải pháp song song [7], [36], [65], [95]. Việc so sánh, lựa chọn phương pháp tối ưu đa mục tiêu và các thuật toán tối ưu của giải thuật di truyền được trình bày trong phần Phụ lục IV.

Sử dụng giải thuật di truyền trong cả hai trường hợp tối ưu hóa đa mục tiêu để tìm kiếm các giải pháp tối ưu Pareto và tối ưu hóa đơn mục tiêu khi xác định điểm lý tưởng mà tại đó tất cả các hàm mục tiêu đều đạt giá trị tối ưu để làm căn cứ khi xác định giải pháp tối ưu thỏa hiệp. Giải pháp thỏa hiệp được xác định bằng việc cực tiểu hóa khoảng cách từ các điểm tối ưu Pareto đến điểm lý tưởng [41]. Các tính toán được thực hiện trên phần mềm MATLAB.

6.2.2. Kết quả thực hiện giải thuật di truyền cho bài toán tối ưu đơn mục tiêu

Hàm đơn mục tiêu nhám bề mặt f_1 :

- Giá trị hàm mục tiêu tốt nhất: $R_{amin} = 0,382982 \mu m$
- Điểm tối ưu: $v=100m/p$; $s=0,07mm/v$; $t=0,15mm$
- Số thế hệ : 49
- Số lần lượng giá hàm thích nghi: 50980
- Điều kiện dừng thuật toán: Thay đổi trung bình của giá trị hàm mục tiêu và sự vi phạm các ràng buộc trên thế hệ xác định nhỏ hơn 10^{-50} .

Hàm đơn mục tiêu diện tích gia công f_2 :

- Giá trị hàm mục tiêu tốt nhất: $S_{cmax} = 12896,7 \text{ cm}^2$.
- Điểm tối ưu: $v=100m/p$; $s=0,15mm/v$; $t=0,09mm$
- Số thế hệ: 39
- Số lần lượng giá hàm thích nghi: 43440
- Điều kiện dừng thuật toán: thay đổi trung bình của giá trị thích nghi và sự vi phạm các ràng buộc trên số thế hệ xác định nhỏ hơn dung sai cho trước: 10^{-40} .

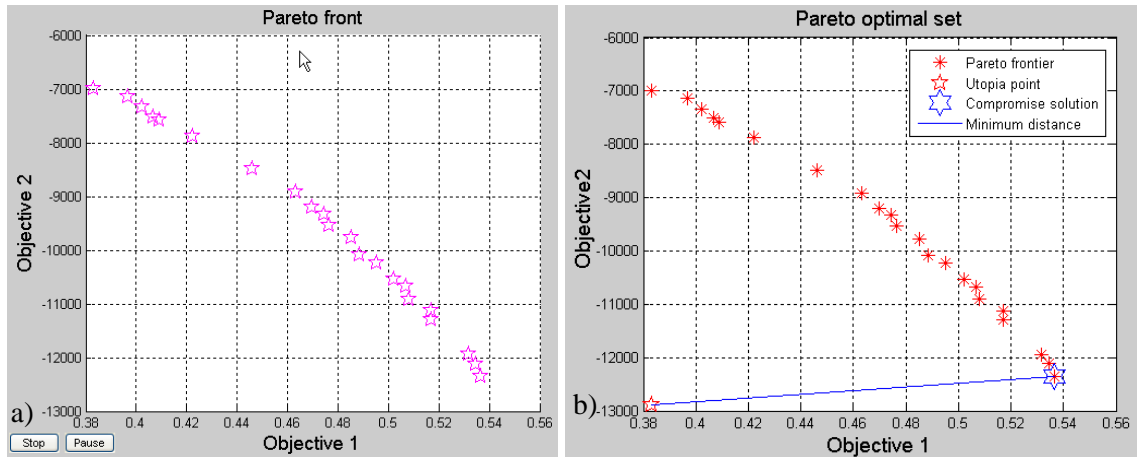
6.2.3. Kết quả thực hiện giải thuật di truyền cho bài toán tối ưu đa mục tiêu

- Giá trị các điểm tối ưu Pareto tìm được như Bảng 6.3. Đồ thị biểu diễn mặt biên Pareto và giải pháp tối ưu thỏa hiệp như trên Hình 6.5.

Bảng 6.3. Các giá trị tối ưu Pareto và chế độ cắt tương ứng tìm được từ quá trình tối ưu hóa

STT	Nhám bề mặt R_a (μm)	Diện tích gia công S_c (cm^2)	Vận tốc cắt v (m/p)	Lượng chạy dao s (mm/v)	Chiều sâu cắt t (mm)	Năng suất gia công Q (mm^3/p)	Điểm tối ưu thỏa hiệp
1	0.3830	6996.36	100.0000	0.0700	0.1500	1050.00	
2	0.5365	12346.00	100.1960	0.1456	0.0913	1331.93	X
3	0.3966	7145.92	100.3060	0.0729	0.1399	1022.99	
4	0.3830	6996.36	100.0000	0.0700	0.1500	1050.00	
5	0.4952	10231.10	100.2800	0.1073	0.0954	1026.51	
6	0.5365	12346.00	100.1960	0.1456	0.0913	1331.93	
7	0.5169	11118.80	100.4130	0.1295	0.0944	1227.53	
8	0.4852	9771.07	100.4000	0.1010	0.0973	986.66	
9	0.5317	11936.10	100.2570	0.1436	0.0928	1336.03	
10	0.4461	8478.10	100.1180	0.0789	0.1064	840.49	
11	0.5080	10906.20	100.2690	0.1150	0.0925	1066.61	
12	0.5170	11292.10	100.1620	0.1259	0.0930	1172.77	
13	0.5345	12114.30	100.6050	0.1440	0.0914	1324.12	
14	0.5069	10678.60	100.6470	0.1178	0.0942	1116.86	
15	0.4763	9537.91	100.3200	0.0884	0.0949	841.60	
16	0.4221	7873.92	100.2920	0.0718	0.1171	843.23	
17	0.4696	9198.67	100.3070	0.0905	0.1000	907.78	
18	0.4068	7511.99	100.3550	0.0704	0.1281	905.03	
19	0.5021	10533.6	100.2760	0.1132	0.0947	1074.96	
20	0.4745	9333.27	100.2830	0.0955	0.1002	959.62	
21	0.4023	7337.98	100.5210	0.0713	0.1331	953.95	
22	0.4886	10078.10	100.0420	0.0969	0.0935	906.40	
23	0.4100	7581.60	100.0440	0.0710	0.1268	900.68	
24	0.4632	8915.07	100.7710	0.0877	0.1017	898.79	

- Số lượng các điểm trên mặt biên Pareto là 24.
- Số thế hệ là 152.
- Điều kiện dừng thuật toán: Thay đổi trung bình dải rộng của các giải pháp tối ưu Pareto nhỏ hơn 10^{-3} .



Hình 6.5. Đồ thị mặt biên tối ưu Pareto (a) và giải pháp tối ưu thỏa hiệp (b).

Phân tích đồ thị mặt biên tối ưu Pareto có thể thấy các điểm tối ưu Pareto phân bố tương đối đều. Mặt biên Pareto không có tiệm cận. Giá trị nhám bề mặt R_a giảm khi diện tích gia công S_c giảm. Tốc độ giảm của nhám bề mặt là 6.25% và diện tích gia công là 6.44% gần như tỉ lệ thuận.

Giải pháp tối ưu gần với giải pháp lý tưởng nhất là tại điểm thứ 2, tương ứng với vận tốc cắt $v=100,26\text{m/p}$; lượng chạy dao $s=0,15\text{mm/v}$; chiều sâu cắt $t=0,09\text{mm}$. Diện tích gia công tại đây đạt được là $S_c=12.731,41\text{ cm}^2$, nhám bề mặt đạt được là $R_a=0,5421\text{ }\mu\text{m}$. Tuy nhiên cũng có thể căn cứ vào tình hình thực tế để chọn chế độ gia công phù hợp. Ví dụ nếu ưu tiên tuổi thọ của dụng cụ thì nên chọn các chế độ gia công ứng với các điểm có diện tích gia công lớn như điểm 2,4,5,6... Khi yêu cầu đạt nhám bề mặt nhỏ nên chọn các điểm 1,3,10,11,18...

Năng suất gia công

Năng suất gia công được tính bằng biểu thức [70]:

$$Q = 1000vts \quad (\text{mm}^3 / \text{ph}) \quad (6.8)$$

Như vậy, có thể nhận thấy một cách trực quan là phương án tối ưu nhất về phương diện năng suất là phương án tương ứng với các giá trị giới hạn trên của các thông số cắt trong vùng khảo sát. Khảo sát tập hợp các giải pháp tối ưu Pareto nhận được ở trên cho thấy, các giải pháp tối ưu tương ứng với lượng chạy dao lớn sẽ đạt được năng suất gia công cao nhất. Từ đó có chọn lựa dễ dàng các chế độ gia công tối ưu thỏa mãn chỉ tiêu về năng suất, chất lượng bề mặt và tuổi thọ dụng cụ.

6.3. Kết luận chương 6

- Quá trình tối ưu hóa đa mục tiêu chế độ cắt khi tiện thép 9XC qua tôi bằng dụng cụ PCBN đã xác định được bộ tối ưu Pareto và giải pháp tối ưu thỏa hiệp gần với giải pháp lý tưởng nhất, cung cấp được một khối lượng lớn thông tin cho việc ra quyết định khi chọn lựa các thông số gia công.

- Các giải pháp tối ưu tìm được đáp ứng được sự cân bằng giữa các chỉ tiêu đối lập về chất lượng bề mặt gia công và tuổi thọ dụng cụ.

- Các hàm mục tiêu sử dụng trong quá trình tối ưu được xây dựng bằng phương pháp phân tích hồi quy thực nghiệm thỏa mãn các tiêu chuẩn thống kê. Sau khi xác định được tập hợp các giải pháp tối ưu, năng suất gia công cũng được xem xét trong quá trình lựa chọn phương án gia công tối ưu phù hợp.

- Các kết quả nhận được cho thấy vận tốc cắt có ảnh hưởng quyết định đến trạng thái tối ưu của các phương án gia công trong miền khảo sát. Giá trị vận tốc cắt tối ưu tập trung ở gần tốc độ 100m/ph. Các giá trị tối ưu của chiều sâu cắt và lượng chạy dao phân bố tương đối đều trong miền khảo sát. Như vậy, việc thay đổi chiều sâu cắt và lượng chạy dao không ảnh hưởng nhiều đến trạng thái tối ưu của các phương án gia công.

- Các giải pháp tối ưu Pareto tìm được trong vùng khảo sát cho thấy giá trị nhám bề mặt R_a giảm khi diện tích gia công S_c giảm. Tốc độ giảm của nhám về mặt (6.25%) và diện tích gia công (6.44%) gần như tỉ lệ thuận. Giải pháp tối ưu thỏa hiệp gần với giải pháp lý tưởng nhất tương ứng với vận tốc cắt $v=100,26\text{m/ph}$, lượng chạy dao $s=0,15\text{mm/v}$, chiều sâu cắt $t=0,09\text{mm}$. Diện tích gia công tại đây đạt được là $S_c=12.731,41\text{cm}^2$, nhám bề mặt đạt được là $R_a=0,5421\mu\text{m}$.

- Việc giải bài toán tối ưu đa mục tiêu bằng giải thuật di truyền đã cung cấp một công cụ giải các bài toán tối ưu đơn giản và thuận tiện với độ đảm bảo cao, tránh được các nhược điểm như hội tụ sớm, đòi hỏi các hàm mục tiêu phải có tính khả vi... với chi phí tính toán tương đối thấp, thời gian tính toán nhanh, đặc biệt hữu hiệu với các bài toán có kích thước lớn.

KẾT LUẬN VÀ PHƯƠNG HƯỚNG NGHIÊN CỨU TIẾP THEO

I. KẾT LUẬN

Từ những nghiên cứu của luận án có thể rút ra những kết luận sau:

- Các dạng phoi hình thành trong quá trình tiện cứng thép hợp kim qua tôi sử dụng dao PCBN bao gồm dạng phoi rời, phoi dây ổn định không có lẹo dao và phoi răng cưa, trong đó dạng phoi răng cưa là dạng phoi chủ yếu hình thành trong một dải rộng điều kiện cắt và vật liệu gia công. Giới hạn chuyển đổi hình thái phoi phụ thuộc vào độ cứng vật liệu và chế độ gia công, chủ yếu là vận tốc cắt đối với cả hai loại thép 9XC và X12M. Cơ chế hình thành phoi phụ thuộc vào sự cạnh tranh của hai quá trình mềm hóa vì nhiệt và biến cứng của vật liệu gia công. Cơ chế hình thành phoi răng cưa là sự trượt đoạn nhiệt do hiện tượng mất ổn định nhiệt dẻo của vật liệu.

- Lực cắt khi tiện thép hợp kim qua tôi sử dụng dao PCBN không lớn hơn giá trị lực cắt khi tiện thông thường. Lực hướng tâm F_y luôn có giá trị lớn nhất trong ba thành phần lực cắt. Độ lớn và tương quan giữa các thành phần lực cắt phụ thuộc mạnh mẽ vào vật liệu gia công và chế độ cắt. Lực cắt có giá trị nhỏ nhất khi vật liệu gia công có độ cứng khoảng 50HRC, tương ứng với sự xuất hiện dạng phoi răng cưa. Trong phạm vi nghiên cứu, lực cắt giảm khi tăng vận tốc cắt. Giá trị lực cắt khi tiện thép X12M lớn hơn nhiều so với khi tiện thép 9XC ở cùng điều kiện.

- Trung tâm nhiệt độ lớn nhất của dụng cụ PCBN khi tiện thép hợp kim qua tôi nằm ở mặt trước khi dụng cụ sắc và nằm ngay trên lưỡi cắt khi dụng cụ mòn. Nhiệt độ cao tại lưỡi cắt là nguyên nhân thúc đẩy các cơ chế mòn và phá hủy lưỡi cắt dụng cụ PCBN. Kết quả xác định trường phân bố nhiệt trong dụng cụ nhận được từ mô hình lý thuyết sai lệch không quá 7,8% so với mô hình thực nghiệm.

- Mòn dụng cụ PCBN được gây ra bởi nhiều cơ chế kết hợp như dính, mài mòn, khuếch tán, tương tác hóa học và phá hủy vì nhiệt. Vật liệu gia công và chế độ cắt có ảnh hưởng lớn tới mòn và cơ chế mòn dụng cụ PCBN. Tồn tại pha lỏng trên bề mặt tiếp xúc giữa phoi và mặt trước dụng cụ. Tính chất pha lỏng phụ thuộc vào điều kiện cắt, vật liệu phôi và dụng cụ. Pha lỏng có ảnh hưởng lớn tới tốc độ mòn dụng cụ.

- Đường cong mòn của vật liệu PCBN cũng tuân theo quy luật mòn thông thường. Giai đoạn mòn ổn định giảm khi vận tốc cắt tăng. Chiều cao và tốc độ mòn

mặt sau dụng cụ PCBN khi cắt thép X12M lớn gấp hơn 3 lần so với khi cắt thép 9XC ở cùng điều kiện.

- Nhám bề mặt gia công khi tiện thép hợp kim qua tôi bằng dao PCBN có trị số khá nhỏ, tương đương độ nhám cấp 7÷8. Cùng điều kiện cắt như nhau, nhám bề mặt nhận được khi gia công thép 9XC nhỏ hơn khi gia công thép X12M. Nhám bề mặt tăng khi độ cứng vật liệu gia công tăng.

- Bề mặt gia công nhận được khi tiện thép hợp kim qua tôi bằng dao PCBN xuất hiện các luồng vật liệu biến dạng dẻo do kim loại chảy dẻo dịch chuyển theo phương vuông góc với phương chuyển động thông thường của dòng phoi, tạo thành ba vĩa dọc theo vết lượng chạy dao và làm giảm chất lượng lớp bề mặt. Lớp bề mặt không có sự thay đổi về cấu trúc tế vi. Tuy nhiên có sự biến đổi về cơ tính khi độ cứng tế vi tăng ở lớp bề mặt và giảm nhẹ ở bên dưới lớp bề mặt, so với độ cứng vật liệu ban đầu.

- Các kết quả nhận được từ quá trình tối ưu hóa đa mục tiêu chế độ cắt khi tiện cứng chính xác thép 9XC bằng dụng cụ PCBN cho thấy vận tốc cắt có ảnh hưởng quyết định đến trạng thái tối ưu của các phương án. Giá trị vận tốc cắt tối ưu tập trung ở gần tốc độ 100m/p. Chiều sâu cắt và lượng chạy dao trong miền khảo sát không ảnh hưởng nhiều đến trạng thái tối ưu của các phương án gia công.

II. PHƯƠNG HƯỚNG NGHIÊN CỨU TIẾP THEO

Để phát triển và hoàn thiện nghiên cứu về lý thuyết cho công nghệ tiện cứng ở Việt nam, phương hướng nghiên cứu tiếp theo cần tập trung vào các nội dung:

- Nghiên cứu ảnh hưởng của thành phần vật liệu dụng cụ PCBN đến tính năng cắt gọt, tuổi thọ dụng cụ và chất lượng bề mặt khi tiện cứng chính xác thép hợp kim qua tôi.

- Nghiên cứu ảnh hưởng của các thông số hình học dụng cụ cắt đến quá trình hình thành phoi, lực cắt và nhiệt cắt khi tiện cứng.

- Nghiên cứu mở rộng đối với các loại vật liệu gia công khác được sử dụng phổ biến ở Việt Nam như thép hợp kim thép 40X, các loại thép không gỉ...

- Nghiên cứu tối ưu hóa triệt để hơn, xem xét đồng thời các chỉ tiêu về chi phí gia công, năng lượng tiêu thụ, rung động... để có thể đạt được một giải pháp tối ưu tổng thể.

**DANH MỤC CÁC CÔNG TRÌNH ĐÃ CÔNG BỐ
LIÊN QUAN ĐẾN LUẬN ÁN**

- [1] Nguyen Thi Quoc Dung, Phan Quang The, Vu Thi Lien (2011), "Multiobjective optimization of machining condition in finish hard turning 9XC steel with CBN cutting tool using genetic algorithms", *Proceedings the 5th SEATUC Symposium*, pp. 419-425.
- [2] Nguyễn Thị Quốc Dung*, Phan Quang Thế, Hoàng Minh Phúc (2011), "Nghiên cứu ảnh hưởng của điều kiện cắt đến các thành phần lực cắt trong tiện cứng trực giao thép 9XC bằng dụng cụ CBN", *Tạp chí Khoa học & Công nghệ các trường đại học Kỹ thuật*, 80, tr. 91-96.
- [3] Nguyễn Thị Quốc Dung, Phan Quang Thế và Ngô Ngọc Tân (2010), "Ảnh hưởng của độ cứng và thành phần vật liệu phôi đến mòn dụng cụ và chất lượng bề mặt gia công trong tiện cứng chính xác thép X12M bằng dụng cụ CBN", *Tuyển tập công trình Hội nghị Khoa học toàn quốc Cơ học Vật rắn biến dạng lần thứ X*, tr. 123-129.
- [4] Nguyễn Thị Quốc Dung, Phan Quang Thế (2010), "Mô hình dự đoán nhám bề mặt và mòn dụng cụ trong tiện cứng chính xác bằng dụng cụ cắt PCBN", *Tạp chí Khoa học & Công nghệ Đại học Thái nguyên*, 63(01), tr. 40-46.
- [5] Phan Quang Thế, Nguyễn Thị Quốc Dung*, Vũ Thị Liên (2010), "Tối ưu hóa đa mục tiêu chế độ cắt trong tiện cứng chính xác thép 9XC sử dụng giải thuật di truyền", *Tuyển tập hội nghị khoa học cấp trường về cơ khí 10-2010*, tr. 1-7.
- [6] Nguyễn Thị Quốc Dung (2009), "Dụng cụ cắt PCBN và xu hướng ứng dụng", *Tuyển tập hội nghị khoa học cấp trường về cơ khí, 10-2009*, tr. 62-67.
- [7] Phan Quang Thế, Nguyễn Thị Quốc Dung, Nguyễn Thị Thanh Vân (2008), "Ảnh hưởng của vận tốc cắt tới mòn và cơ chế mòn dao gắn mảnh PCBN sử dụng tiện tinh thép 9XC qua tôi", *Tạp chí Khoa học & Công nghệ các trường đại học Kỹ thuật*, Số 68, tr. 39-43.
- [8] Phan Quang Thế, Nguyễn Thị Quốc Dung (2008), "Tương tác ma sát giữa phoi và mặt trước dao gắn mảnh PCBN dùng tiện tinh thép 9XC qua tôi", *Tạp chí Khoa học & Công nghệ các trường đại học Kỹ Thuật*, Số 66, tr. 16-20.

- [9] Nguyễn Thị Quốc Dung (2008), "Nghiên cứu và ứng dụng công nghệ tiện cứng trong chế tạo con lăn dẫn hướng cho các dây chuyền cán thép ở Việt Nam", *Đề tài nghiên cứu khoa học và công nghệ cấp Bộ, mã số B2008 - TN02 - 09*.

TÀI LIỆU THAM KHẢO

Tiếng Việt

- [1] Nguyễn Bốn (2001), *Phương pháp tính truyền nhiệt*, Nxb Đà Nẵng.
- [2] Đào Cán (1959), *Nguyên lý cắt kim loại*, Nxb Giáo dục, Hà Nội.
- [3] Nguyễn Cảnh (2004), *Quy hoạch thực nghiệm*, Nxb Đại học Quốc gia TP. Hồ Chí Minh.
- [4] Nguyễn Duy, Trần Sỹ Túy, Trịnh Văn Tụ (1977), *Nguyên lý cắt kim loại*. Nxb Đại học và Trung học chuyên nghiệp, Hà Nội.
- [5] Bành Tiến Long, Trần Thế Lục, Trần Sỹ Túy (2001), *Nguyên lý gia công vật liệu*, Nxb Khoa học và Kỹ thuật, Hà Nội.
- [6] Phan Quang Thế (2002), *Nghiên cứu khả năng làm việc của dụng cụ thép gió dùng cắt thép các bon trung bình*, Luận án tiến sĩ kỹ thuật, Trường Đại học Bách khoa Hà Nội.
- [7] Nguyễn Đình Thúc (2002), *Trí tuệ nhân tạo-Lập trình tiến hóa*, Nxb Giáo dục, Hà Nội.
- [8] Bùi Minh Trí (2005), *Xác xuất thống kê và Quy hoạch thực nghiệm*, Nxb Khoa học và Kỹ thuật, Hà Nội.
- [9] Nguyễn Minh Tuyển (2005), *Quy hoạch thực nghiệm*, Nxb Khoa học và Kỹ thuật, Hà Nội.

Tiếng Anh

- [10] Abbass H. A., Sarker R., Newton C. (2001), “A Pareto-frontier differential evolution approach for multi-objective optimization problems”, *Congress on evolutionary computation*, pp. 971-978.
- [11] Angseryd J., Elfving M., Olsson E., Andrén H. O. (2009), “Detailed microstructure of a CBN cutting tool material”, *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials*, 27(2), pp. 249-255.
- [12] Arsecularatne J. A., Zhang L. C., Montross C., Mathew P. (2006), “On machining of hardened AISI D2 steel with PCBN tools”, *Journal of Materials Processing Technology*, 171, pp. 244-252.

- [13] Barry J., Byrne G. (2001), "Cutting tool wear in the machining of hardened steels Part II: cubic boron nitride cutting tool wear", *Wear*, 247, pp. 152-160.
- [14] Barry J., Byrne G. (2002), "Chip Formation, Acoustic Emission and Surface White Layers in Hard Machining", *Annals of the CIRP*, 51(1), pp. 65-70.
- [15] Black J. T., James C. R. (1981), "The hammer QSD-quick stop device for high speed machining and rubbing", *Journal of Engineering for Industry*, 103, pp. 13-21.
- [16] Bossom P. K. (1990), "Finish machining of hard ferrous workpieces", *Industrial Diamond Review*, pp. 228-232.
- [17] Bossom P. K., Cook M. W. (2000), "Trends and recent developments in the material manufacture and cutting tool application of polycrystalline diamond and polycrystalline cubic boron nitride", *International Journal of Refractory Metals & Hard Materials*, 18(2-3), pp. 147-152.
- [18] Brown R. H. (1976), "A Double shear-pin quick-stop device for very rapid disengagement of a cutting tool", *International Journal of Machine Tool Design and Research*, 16(2), pp. 115-121.
- [19] Bruni C., Forcellese A., Gabrielli F., Simoncini M. (2008), "Hard turning of an alloy steel on a machine tool with a polymer concrete bed", *Journal of Materials Processing Technology*, 202(1-3), pp. 493-499.
- [20] Chen W. (2000), "Cutting forces and surface finish when machining medium hardness steel using CBN tools", *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 40, pp. 455-466.
- [21] Chern G. L. (2005), "Development of a new and simple quick-stop device for the study on chip formation", *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 45, pp. 789-794.
- [22] Chou Y. K., Evans C. J., Barash M. M. (2002), "Experimental investigation on CBN turning of hardened AISI 52100 steel", *Journal of Materials Processing Technology*, 124(3), pp. 274-283.
- [23] Chou Y. K., Hui Song. (2005), "Thermal modeling for white layer predictions in finish hard turning", *International Journal of Machine Tools &*

Manufacture, 45, pp. 481-495.

- [24] Chou Y. K., Huang Y., Liang S. Y. (2006), "CBN tool wear in hard turning: a survey on research progresses", *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 35(5-6), pp. 443-453.
- [25] Chryssolouris G., Toenshoff H. K. (1982), "Effects of machine-tool-workpiece stiffness on the wear behaviour of superhard cutting materials", *Annals of the CIRP*, 31(1), pp. 65-69.
- [26] David A. S., John S. A. (1997), "*Metal cutting theory and practice*", Marcel Dekker, Inc, New York, USA.
- [27] Dawson T. G., Thomas R. K. (2002), "Wear trends of PCBN cutting tool in hard turning", *Metal Cutting and High Speed Machining*, pp. 221-231.
- [28] Dereli D., Filiz I. H., Bayakosoglu A. (2001), "Optimizing cutting parameters in process planning of prismatic parts by using genetic algorithms", *International Journal of Production Research*, 39(15), pp. 3303-3328.
- [29] Diniz A. E., Ferreira J. R., Filho F. T. (2003), "Influence of Refrigeration/Lubrication Condition on SAE 52100 Hardened Steel Turning at Several Cutting Speeds", *International Journal of Machine Tools and Manufacturing*, 43, pp. 317-326.
- [30] Dogu Y., Ersan A., Necip C. (2006), "A numerical model to determine temperature distribution in orthogonal metal cutting", *Journal of Materials Processing Technology*, 171, pp. 1-9.
- [31] Eda H., Kishi K., Hashimoto H. (1980), "Wear resistance and cutting ability of a newly developed cutting tool", *Proceedings of an international conference on cutting tool materials*, Kentucky, USA: American Society for Metals, Ft. Mitchell, pp. 265-280.
- [32] Ellis J., Kirk R., Barrow G. (1969), "The development of a quick-stop device for metal cutting research", *International Journal of Machine Tool Design and Research*, 9(3), pp. 321-339.
- [33] Farhat Z. N. (2003), "Wear mechanism of CBN cutting tool during high-speed machining of mold steel", *Materials Science and Engineering A*,

361(1) , pp. 100-110.

- [34] Fnides B., Aouici H., Yallese M. A. (2008), "Cutting forces and surface roughness in hard turning of hot work steel X38CrMoV5-1 using mixed ceramic", *Mechanika (ISSN 1392-1207)*, Nr.2, pp.73-78.
- [35] Gavrichev K. S., Solozhenkn V. L., Gorbunov V. E., Golushina L. N., Totrova G. A. (1993), "Low-temperature heat capacity and thermodynamic properties of four boron nitride modification", *Thermochimica Acta*, 217, pp. 77-89.
- [36] Gillet V. J., Khatib W., Willett P., Fleming P. J. (2002), "Green DVS. Combinatorial library design using a multiobjective genetic algorithm", *Journal of Chemical Information and Computer Sciences*, 42(2), pp. 375-385.
- [37] Hodgson T., Trendler P. H. (1981), "Turning hardened tool steel with cubic born nitride inserts", *Annals of the CIRP*, 30 (1), pp. 63-66.
- [38] Hooper R. M., Shakib J. I., Parry A., Brookes C. A. (1989), "Mechanical properties, microstructure and wear of DBC50", *Industrial Diamond Review*, pp. 170-173.
- [39] Huang Y., Liang S. Y. (2005), "Modeling of cutting forces under hard turning conditions considering tool wear effect. Trans ASME", *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 127, pp. 262-270.
- [40] Indrajit Mukherjee, Pradip Kumar Ray (2006), "A review of optimization techniques in metal cutting processes", *Computers & Industrial Engineering*, 50, pp. 15-34.
- [41] Jasbir S. A. (2004), *Introduction to Optimum Design*, Elsevier Inc Publisher, USA.
- [42] Jaspers S. (1999), *Metal Cutting Mechanics and Material Behaviour*, Technische Universiteit Eindhoven, Holland.
- [43] Kishawy H. A., Elbestawi M. A. (1999), "Effects of Process Parameters on Materials Side Flow during Hard Turning", *International Journal of Machine Tools and Manufacturing*, 39(7), pp. 1017-1030.
- [44] Klimenko S. A., Mukovoz Y. A., Lyashko V. A., Vashchenko A. N.,

- Ogorodnik V. V. (1992), "On the wear mechanism of cubic boron nitride base cutting tools", *Wear*, 157, pp. 1-7.
- [45] Klocke F., Brinksmeier E., Weinert K. (2005), "Capability profile of hard cutting and grinding processes", *Annals of the CIRP*, 54(2), pp. 552-580.
- [46] König W., Komanduri R., Tonshoff H. K., Ackershott G. (1984), "Machining of hard materials", *Annals of the CIRP*, 33, pp. 417-427.
- [47] König W., Klinger M., Link R. (1990), "Machining Hard Materials with Geometrically Defined Cutting Edges-Field of Applications and Limitations", *Annals of the CIRP*, 39, pp. 61-64.
- [48] König W., Berktold A., Koch K. F. (1993), "Turning versus Grinding - A Comparison of Surface Integrity Aspects and Attainable Accuracies", *Annals of the CIRP*, 42(1), pp. 39-43.
- [49] König W., Neises A. (1993), "Wear mechanisms of ultrahard, non-metallic cutting materials", *Wear*, 162-164, pp. 12-21.
- [50] Kountanya R., Varghese B., Al-Zkeri I., D'Anna L., Altan T. (2005), "Study of PCBN tool edge preparation in orthogonal hard turning", *Proceedings of the first international diamond at work conference*.
- [51] Kurt A., Ulvi S. (2005), "The effect of chamfer angle of polycrystalline cubic boron nitride cutting tool on the cutting forces and the tool stresses in finishing hard turning of AISI 52100 steel", *Material and Design*, 26, Gazi University, Technical Education Faculty, Besevler, Turkey, pp. 351-356.
- [52] Kyung-Wook J., Daniel L. McShan., Benedick A. F. (2007), "Lexicographic ordering: intuitive multicriteria optimization for IMRT", *Physics in Medicine and Biology*, 52, pp. 1845-1861.
- [53] Lahiff C., Gordon S., Phelan P. (2007), "PCBN tool wear modes and mechanisms in finish hard turning", *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing*, 23, pp. 638-644.
- [54] Laurence Vel., Gerard Demazeau, Jean Etourneau (1991), "Cubic boron nitride: synthesis, physicochemical properties and applications", *Materials Science and Engineering B*, 10(2), pp. 149-164.

- [55] Li X., Kopalinsky E. M., Oxley P. L. B. (1995), "A numerical method for determining temperature distribution in machining with coolant", *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers*, 209, pp. 33-43.
- [56] Lin Zone-Ching, Chen Din-Yan (1995), "A study of cutting with a CBN tool", *Journal of Materials Processing Technology*, 49, pp. 149-164.
- [57] Liu C. R., Salah R. Agha. (2000), "Experimental study on the performance of superfinish hard turned surfaces in rolling contact", *Wear*, 244, pp. 52-59.
- [58] Liu X. L., Wen D. H., Li Z. J., Xiao L., Yan F. G. (2002), "Experimental study on hardturning hardened GCr15 steel with PCBN tool", *Journal of Materials Processing Technology*, 129, pp. 217-221.
- [59] Liu X. L., Wen D. H., Li Z. J., Xiao L., Yan F. G. (2002), "Cutting temperature and tool wear of hard turning hardened bearing steel", *Journal of Materials Processing Technology*, 129, pp. 200-206.
- [60] Lo Casto S., Lo Valvo E., Micari F. (1989), "Measurement of temperature distribution within tool in metal cutting. Experimental tests and numerical analysis", *Journal of Mechanical Working Technology*, 20, pp. 35-46.
- [61] Luo S. Y., Liao Y. S., Tsai Y. Y. (1999), "Wear characteristics in turning high hardness alloy steel by ceramic and CBN tools", *Journal of Material Processing Technology*, 88, pp. 114-121.
- [62] Majumdar P., Jayaramachandran R., Ganesan S. (2005), "Finite element analysis of temperature rise in metal cutting processes", *Applied Thermal Engineering*, 25, pp. 2152-2168.
- [63] Maria João Alves, Marla Almeida (2007), "A multiobjective Tchebycheff based genetic algorithm for the multidimensional knapsack problem", *Computers & Operations Research*, 34, pp. 3458 - 3470.
- [64] Matsumoto Y., Hashimoto F., Lahoti G. (1999), "Surface Integrity Generated by Precision Hard Turning", *Annals of the CIRP*, 48(1), pp. 59-62.
- [65] Mitsuo Gen, Cheng Runwei (2000), *Genetic Algorithms and Engineering Optimization*, John & Sons Inc Publisher, USA.

- [66] Nakayama K., Arai M., Kanda T. (1988), "Machining characteristics of hard materials", *Annals of the CIRP*, 37, pp. 89-92.
- [67] Narutaki N., Yamane Y. (1979), "Tool wear and cutting temperature of CBN tools in machining of hardened steels", *Annals of the CIRP*, 28, pp. 23-28.
- [68] Özel T. (2003), "Modeling of hard part machining: Effect of insert edge preparation in CBN cutting tools", *Journal of Materials Processing Technology*, 141, pp. 284-293.
- [69] Özel T., Yiğit Karpat (2005), "Predictive modeling of surface roughness and tool wear in hard turning using regression and neural networks", *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 45, pp. 467-479.
- [70] Özel T., Yiğit Karpat (2007), "Multi-objective optimization for turning processes using neural network modeling and dynamic-neighborhood particle swarm optimization", *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, DOI*, 35, pp. 234-247.
- [71] Özel T., Yiğit Karpat (2007), "3-D FEA of hard turning: investigation of PCBN cutting tool micro-geometry effects", *Transactions of NAMRI/SME*, 35, pp. 9-16.
- [72] Phillip (1971), "Study of the performance characteristics of an explosive quick-stop device for freezing cutting action", *International Journal of Machine Tool Design and Research*, 11(2), pp. 133-144.
- [73] Poulachon G., Moisan A., Jawahir I. S. (2001), "Tool-wear mechanisms in hard turning with polycrystalline cubic boron nitride tools", *Wear*, 250, pp. 576-586.
- [74] Poulachon G., Bandyopadhyay B. P., Jawahir I. S., Pheulpin S., Seguin E. (2004), "Wear behaviour of CBN tools while turning various hardened steels", *Wear*, 256, pp. 302-310.
- [75] Ramón Quiza Sardiñas, Pedro Reis, J Paulo Davim. (2006), "Multi-objective optimization of cutting parameters for drilling laminate composite materials by using genetic algorithms", *Composites Science and Technology*, 66, pp. 3083-3088.

- [76] Rao S. S. (2004), *The finite element method in engineering*, Elsevier Science & Technology Book Publisher, Miami.
- [77] Rech J., Moisan A. (2003), "Surface integrity in finish hard turning of case-hardened steels", *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 43, pp. 543-550.
- [78] Remadna M., Rigal J.F. (2006), "Evolution during time of tool wear and cutting forces in the case of hard turning with CBN inserts", *Journal of Materials Processing Technology*, 178, pp. 67-75.
- [79] Ren X. J., Yang Q. X., James R. D., Wang L. (2004), "Cutting temperatures in hard turning chromium hardfacings with PCBN tooling", *Journal of Materials Processing Technology*, 147, pp. 38-44.
- [80] Schwach D. W., Guo Y. B. (2005), "Feasibility of producing optimal surface integrity by process design in hard turning", *Materials Science and Engineering A*, 395, pp. 116-123.
- [81] Shaw M. C. (1984), *Metals cutting Principles*, Oxford University Press, New York, USA.
- [82] Shaw M. C., Vyas A. (1993), "Chip Formation in the Machining of Hardened Steel", *Annals of the CIRP*, 42(1), pp. 29-33.
- [83] Shaw M. C., Vyas. A. (1998), "The Mechanism of Chip Formation with Hard Turning Steel", *Annals of the CIRP*, 47(1), pp. 77-82.
- [84] Shintani K., Ueki M., Fujimura Y. (1989), "Optimum tool geometry of CBN tool for continuous turning of carburized steel", *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 29 (3), pp. 403-413.
- [85] Sönmez A. I., Baykasoglu A., Dereli T., Filiz I. H. (1999), "Dynamic optimization of multipass milling operation via geometric programming", *International Journal of Machine Tools & Manufacturing*, 39, pp. 297-320.
- [86] Stevenson M. G., Oxley P. L. B. (1970), "An experimental investigation of the influence of speed and scale on the strain-rate in a zone of intense plastic deformation", *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers*, 185, pp. 561-576.

- [87] Strafford K. N., Audy J. (1997), "Indirect monitoring of machinability in carbon steels by measurement of cutting forces", *Journal of Materials Processing Technology*, 67, pp. 150-156.
- [88] Takashi Ueda, Mahfudz Al Huda, Keiji Yamada, Kazuo Nakayama (1999), "Temperature Measurement of CBN Tool in Turning of High Hardness Steel", *Annals of the CIRP*, 48(1), pp. 63-66.
- [89] Tay A. O., Stevenson M. G., Davis G. de Vahl (1974), "Using the finite element method to determine temperature distributions in orthogonal machining", *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers*, 188, pp. 627-638.
- [90] Tay A. O., Stevenson M. G., Davis G. de Vahl, Oxley P. L. B. (1976), "A numerical method for calculating temperature distributions in machining from force and shear angle measurements", *International Journal of Machine Tool Design and Research*, 16(4), pp. 335-349.
- [91] Thiele J. D., Melkote S. N. (1999), "The effect of tool edge geometry on workpiece subsurface deformation and through thickness residual stresses for hard turning of AISI 52100 steel", *Transactions of North American Manufacturing Research Institute*, 27, pp. 135-140.
- [92] Thiele J. D., Melkote S. N. (1999), "Effect of cutting edge geometry and workpiece hardness on surface generation in the finish hard turning of AISI 52100 steel", *Journal of Materials Processing Technology*, 94, pp. 216-226.
- [93] Tonshoff H. K., Arendt C., Ben A. R. (2000), "Cutting of hardened steel", *Annals of the CIRP* 49, pp. 547-566.
- [94] Trent E. M., Paul K. Wright (2000), *Metal cutting*, Butterworth-Heinemann, New Delhi, India.
- [95] Van Veldhuizen D. A., Lamont G. B. (2000), "Multi-objective evolutionary algorithms: analyzing the state-of-the-art", *Evolutionary Computation*, 8(2), pp. 125-147.
- [96] Viktoria Bana (2006), *Manufacturing of high precision bores*, Doctoral thesis 2006, Delft University of Technology, Holland.

- [97] Volkmar R., Michael Fripan (2006), "Demand for greater efficiency is good news for PCBN", *Metal-powder.net. MPR December*.
- [98] Vorm T. (1976), "Development of a quick-stop device and an analysis of the "frozen-chip" technique", *International Journal of Machine Tool Design and Research*, 16 (4), pp. 241-250.
- [99] Wakatsuki M., Ichinose K., Aoki T. (1972), "Synthesis of polycrystalline cubic BN", *Materials Research Bulletin*, 7, pp. 999-1004.
- [100] Yan H., Hua J., Shivpuri R. (2005), "Numerical simulation of finish hard turning for AISI H13 die steel", *Science and Technology of Advanced Materials*, 6(5), pp. 540-547.
- [101] Yeo S. H. , Lui Woei-Wen, Viet Phung (1992), "A quick-stop device for orthogonal machining", *Journal of Materials Processing Technology*, 29, pp. 41-46.
- [102] Zhao Yucheng, Mingzhi Wang (2008), "Preparation of polycrystalline CBN containing nanodiamond", *Journal of materials processing technology*, 198(1-3), pp. 134-138.
- [103] Zhen Bing Hou, Ranga Komanduri (1995), "On a Thermomechanical Model of Shear Instability in Machining", *Annals of the CIRP*, 44(1), pp. 69-73.
- [104] Zhen Bing Hou, Ranga Komanduri (1997), "Modeling of thermomechanical shear instability in machining", *International Journal of Mechanical Sciences*, 39(11), pp. 1273-1314.
- [105] Zimmermann M., Lahres M., Viens D. V., Laube B. L. (1997), "Investigations of the wear of cubic boron nitride cutting tools using Auger electron spectroscopy and X-ray analysis by EPMA", *Wear*, 209, pp. 241-246.
- [106] Zorev N. N. (1963), "Interrelationship Between Shear Processes Occurring Along Tool Face and on Shear plane in Metal Cutting", *International Research in Production Engineering*, The American Society of mechanical Engineers, New York, pp. 48-57.
- [107] Zorev N. N. (1966), *Metal cutting mechanisms*, Pergamon Press, London.