論文 한국공작기계기술학회지 제 5 권 제 3 호 1996. 9
Journal of the Korean Society of Machine Tool Engineers

물림조건에 따른 경화강의 절삭저항 특성에 관한 연구

김 광 래*

A Study on the Cutting Resistance Characteristics of Hardened Steel according to Engagement Condition

Kwang-Lae Kim*

Abstract

This thesis is concerned with the study on the characteristics of the cutting resistance occurring in finish machining of hardened steels such as carbon tool steel and alloy tool steel by a ceramic tool with nose radius. For the purpose, the shape of cutting cross-section made at nose part of the tool was analyzed geometrically and the wear mechanism on the flank face of the ceramic tool is investigated.

In order to investigate the characteristics of cutting resistance, two categories of cutting conditions are suggested, along with geometrical analysis. One category includes the conventional cutting parameters such as feed and depth of cut, another containing new cutting parameters of thickness of cut and width of cut etc. Thickness of cut, width of cut and area of undeformed chip section formed by the condition of engagement between workpiece and cutting tool are determined as the function of feed, depth of cut and nose radius of cutting tool. And an effective approach angle is determined by depth of cut and nose radius.

Keywords : Hardened Steel(경화강), Ceramic Tool(세라믹공구), Cutting Force(절삭저항)

I. 서 론

절삭공정의 개념에서 경화강이 난삭재(difficult-to-cut material)[1] 라 하는 것은 공구손상(tool failure)이 일반적인 절삭가공 공정에서 나타나는 것 보다 발생시기가 매우 빠르고 그 정도가 크다는 것을 의미한다. 최근의 경향으로서 부품의 경량화 및 고강도화를 목적하여 재료를 경화 열처리하여 사용하는 경화강(hardened steel)의 소요가 증가하고 있다.

경화강은 경도와 강도가 높은 기계적 성질이 가공성에 큰 영향을 미치는 난삭재료로, 절삭가공시 절삭저항이 크고, 발생되는 절삭온도가 높아 공구손상이 문제점으로 나타나기 때문에 가공능률과 가공정밀도의 양면을 고려하여 주로 연삭가공에 의존하고 있는 실정이다.

* 인덕전문대학 기계과

경화강의 절삭에 관한 초기의 연구는 대부분 초경합금 공구를 이용한 것으로 1970년 Kumabe[2]는 경도가 다양한 가공재에 대한 진동절삭으로 칩형상, 표면거칠기를 조사한 실용적인 연구결과를 발표하였으며, Sakamoto 등[3]은 경도가 다양한 두 종류의 가공재에 대한 칩형상, 표면거칠기 및 공구의 음의 경사각에 따른 절삭성능에 관한 연구를 하여 이 분야의 기초를 다졌다.

Ohtani 등[4,5]은 CBN과 서어멧공구 그리고 CBN과 세라믹공구의 공구수명 변동의 표준편차에 대한 조사와 연속절삭에서는 세라믹공구의 내마멸성이 CBN공구보다 우수하다는 연구결과를 발표하였으며, Ammi 등[6]은 경도를 변화시킨 가공재에 대한 세라믹공구와 CBN 공구의 마멸기구는 기계적마멸이 지배적이고 가공재의 경도보다 그 조직에 영향을 받는다고 발표하였다. König 등[7,8]은 CBN과 세라믹공구 그리고 CBN과 다이아몬드공구를 사용하여 생산시간 및 생산원가의 절감을 위하여 공구수명, 표면거칠기 및 공구마멸에 관한 조사와 잔류응력 등 가공면에 대한 특성을 연구하였다.

본 연구에서는 세라믹공구에 의한 경화강의 절삭에서 발생되는 절삭저항 특성을 조사하기 위하여 물림조건에 따른 절삭 입력조건을 새로이 제안하였다.

Ⅱ. 절삭단면의 해석

Fig. 1은 노즈반경을 갖는 절삭공구에 의한 선삭에서 절삭깊이가 노즈반경의 크기보다 작은 경우의 물림조건을 나타낸 것으로 절삭단면의 형상은 두개의 원호와 가공재 표면의 외곽을 나타내는 직선으로 둘러싸여 있다.

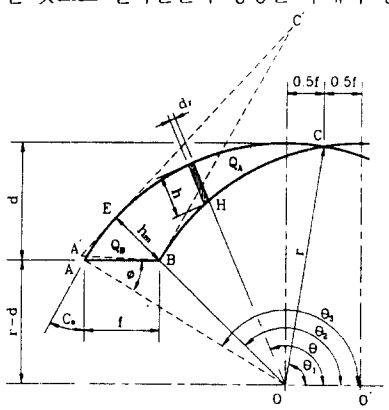


Fig. 1 Geometric relations of cutting cross-section for nose radius tool(d<r)

(1) 절삭두께

Fig. 1에서 공구날의 위치마다 크기가 다르게 나타나는 절삭두께는 노즈반경의 중심인 점 O 로 부터 절삭단면을 지나는 선분의 길이로 정의할 수 있으며, 절삭단면은 절삭두께가 최대로 되는 선분 $\overline{BE}$를 기준하여 분할 절삭면적 Q_A 와 Q_B 로 구분할 수 있다.

분할 절삭면적 Q_A에서 노즈반경이 r 이라면 안쪽 원호의 점 H 를 지나는 절삭두께는 $r - \overline{HO}$가 된다. 삼각형 OHO′에 대한 코사인 법칙은 다음과 같다.

$$\overline{HO'}^2 = \overline{HO}^2 + \overline{OO'}^2 - 2\,\overline{HO}\,\overline{OO'}\cos\theta \quad (1)$$

여기서 θ는 X축으로 부터 반시계방향으로 측정한 절삭두께의 각위치이고, $\overline{OO'}$는 이송(f), $\overline{HO'}$는 노즈반경(r) 과 같다. 이들을 식 (1)에 대입하면 다음과 같은 관계식이 성립한다.

$$\overline{HO} = f\cos\theta + (r^2 - f^2\sin^2\theta)^{1/2} \quad (2)$$

따라서, 절삭단면에서 점 H 를 지나는 반경방향의 선분의 길이를 절삭두께로 하면

$$h(\theta) = r - f\cos\theta - (r^2 - f^2\sin^2\theta)^{1/2} \quad (3)$$

인 관계가 성립하고, $\theta_1 \le \theta \le \theta_2$ 이므로,

$$\theta_1 = \cos^{-1}\left(\frac{f}{2r}\right)$$

$$\theta_2 = \pi - \tan^{-1}\left\{\frac{r-d}{(2rd-d^2)^{1/2} - f}\right\}$$

분할 절삭면적 Q_B 에서의 절삭두께는 다음과 같다.

$$\begin{aligned} h(\theta) &= r - (r-d)\csc(\pi-\theta) \\ &= r - (r-d)\csc\theta \end{aligned} \quad (4)$$

$\theta_2 \le \theta \le \theta_3$ 이므로,

$$\theta_3 = \pi - \sin^{-1}\left(\frac{r-d}{r}\right)$$

(2) 절삭면적

최대절삭두께(h_m)를 경계로 위·아래부분의 위치에 분할 절삭면적 Q_A 와 Q_B 로 구분되어 표현되는 절삭면적은 다음식과 같이 적분하면 구할 수 있다.

$$Q = Q_A + Q_B = (\int dQ)_A + (\int dQ)_B \qquad (5)$$

dQ 는 $h \cdot dr$ 이나 $h \cdot r d\theta$ 로 치환되며, dr 은 미소 원호길이다.

$$Q = (\int h \cdot r\, d\theta)_A + (\int h \cdot r\, d\theta)_B \qquad (6)$$

식 (3)과 식 (4)를 식 (6)에 대입하면

$$Q = r \cdot \left[\int \left\{ r - f\cos\theta - (r^2 - f^2 \cdot sin^2\theta)^{\frac{1}{2}} \right\} d\theta \right]_A + r \cdot \left[\int \{ r - (r-d)\, csc\theta \} d\theta \right]_B \qquad (7)$$

(3) 절삭폭

절삭에 관여하는 절삭날길이 ($\widehat{AC}$)를 b 로 나타내면 다음과 같다.

$$b = r\left(cos^{-1}\frac{r-d}{r} + sin^{-1}\frac{0.5f}{r}\right) \qquad (8)$$

식 (3)에서 가장 큰 값을 나타내는 최대절삭두께(h_m)와 식 (8)의 절삭날 길이(b) 의 곱은 식 (7)에서 해석된 절삭면적(Q) 의 2배에 해당한다. 따라서, 최대절삭두께를 나타내는 반경방향의 선분에 위치한 점 E 에 접선방향으로 선을 긋고 $\widehat{AE} = \overline{A'E}$, $\widehat{CE} = \overline{C'E}$ 로 하면 삼각형의 면적 A'BC' 는 도형 ABC 인 절삭면적과 같으므로 절삭날길이 ($\widehat{AC}$)는 삼각형의 절삭면적을 절삭하는 2차원 절삭과정에서의 절삭폭으로 가정할 수 있다.

(4) 유효어프로치각

가공재의 표면과 만나는 절삭날의 점 A 에 있어서의 접선방향과 절삭깊이의 방향이 이루는 각을 주절삭날각에 상당하는 유효어프로치각(Effective approach angle) Ce 로 가정하면 다음과 같다.

$$Ce = sin^{-1}\frac{r-d}{r} \qquad (9)$$

Ⅲ. 실험방법

가공재는 탄소공구강재 STC3와 합금공구강재 STD11 (직경 70mm, 길이 300mm)인 환봉으로 경화 열처리한 후(H_RC 60~62), 절삭실험시 편심 등 제반요인들을 없애기 위하여 전가공을 실시하였다. 가공재의 화학적 성분은 Table 1과 같으며, Fig. 2는 가공재의 단면조직 사진이다.

공구의 재종은 시판되는 것으로 기계적충격과 열충격에 강하여 경화처리된 고경도 강재의 절삭에 적합한 Al_2O_3/TiC 인 흑세라믹이다. 공구형상은 -25°X 0.2mm의 참퍼를 채용한 SNGN1204로, CSBNR (-5, -6, 5, 6, 15, 15, r) 홀더를 사용하였다.

Table 1 Chemical compositions of workmaterial

Work KS	Chemical Composition, %							
	C	Mn	P	S	Si	Cr	Mo	V
STC3	1.04	0.28	0.02	0.02	0.23			
STD11	1.50	0.62	0.03	0.03	0.41	12.0	1.0	0.25

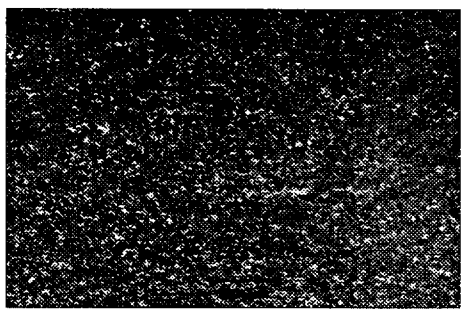


Fig. 2(a) Optical microstructure of STC3(X200)

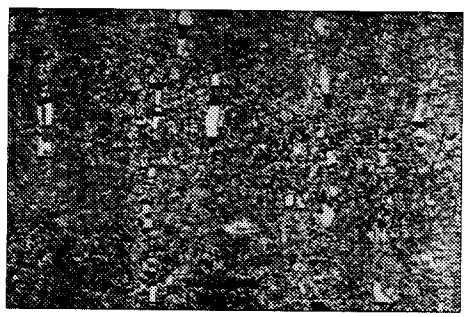


Fig. 2(b) Optical microstructure of STD11 (X200)

Table 2 Physical properties of ceramic tool

E (GPa)	H (H_RA)	MOR (GPa)	K_{IC} ($MPam^{1/2}$)	κ (W/m.°K)	α (10^{-6} °K)
414	93.5	0.78	4.5	29.3	8.0

E : young's modulus
H : hardness
MOR : modulus of rupture
K_{IC} : fracture toughness
κ : thermal conductivity
α : thermal expansion. coeff.

Fig. 3 Fractured surface of Al_2O_3 / TiC ceramic tool

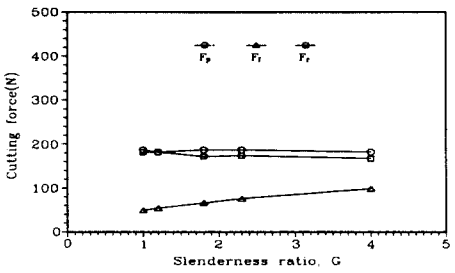
세라믹공구의 물리적 성질은 Table 2와 같다. Fig. 3은 세라믹공구의 파단된 면을 주사 전자 현미경(SEM)을 이용하여 후방 산란 전자상(backscattered electron image)을 4000배로 확대하여 촬영한 것이다.

절삭은 대구중공업 선반(DLF)을 이용하여 축방향 건식절삭을 하였다. 절삭저항의 삼분력은 AST식 공구동력계(TSM-TH)를 사용하여 측정하였다. 절삭속도는 정상적인 절삭과정 중에서도 돌발적인 파손이 일어나는 세라믹공구의 특성을 고려하여 낮은 절삭속도 영역인 55m/min으로 선정하였다. 이송은 0.2mm/rev, 절삭깊이는 0.4mm 이하로 선정하고, 각 절삭조건에서 4회 반복된 절삭저항의 평균값을 측정하였다.

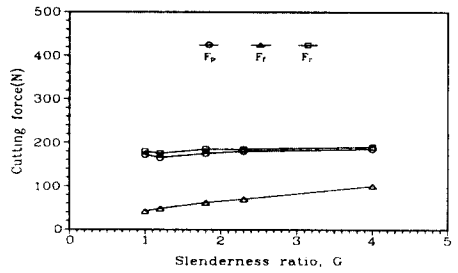
4. 실험결과 및 고찰

4-1 이송과 절삭깊이의 영향

절삭과정 중에 절삭날과 가공재에 가해지는 절삭저항과



(a) STC3



(b) ST11

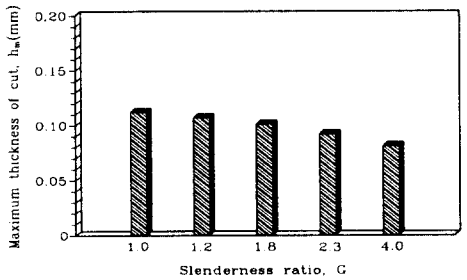
Fig. 5 Relation between slenderness ratio and cutting force (V=55m/min, r=0.8mm, Q=0.04mm²)

그 변동은 여러경로를 통해서 공구손상에 직접·간접으로 영향을 미친다. Fig. 5는 노즈반경이 0.8mm인 세라믹공구를 선정하고, 이송(0.1~0.2mm/rev)과 절삭깊이(0.2~0.4mm)를 조합하여 절삭면적을 0.04mm²로 동일하게 하였을 때, 절삭깊이와 이송의 비로 되는 세장비의 크기 1.0, 1.2, 1.8, 2.3, 4.0에 대하여 절삭저항의 변화를 살펴 본 것이다. 삼분력을 측정한 결과 42N 에서 190N 사이의 절삭저항 데이타를 얻을 수 있었다.

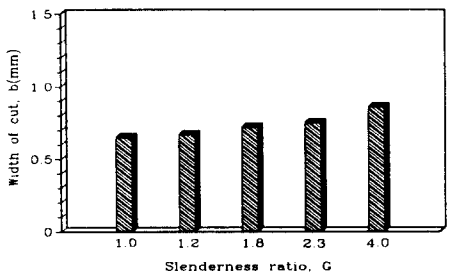
세장비가 다섯 단계로 커지면서 두 가공재에서 모두 주분력(F_p)과 배분력(F_r)이 비슷한 경향으로 거의 일정하며, 이송분력(F_f)은 증가한다. 이와같이 절삭면적이 동일한 실험조건의 결과에서 나타나는 세장비에 대한 절삭저항의 변화를 고찰하기 위해서는 공구와 가공재가 접촉하는 물림조건의 상황을 조사할 필요가 있다고 생각된다. 즉, 세장비의 변화는 절삭단면형상의 변화를 가져온다. 이는 이송과 절삭깊이의 변화와 이에 따른 최대 절삭두께와 절삭폭의 변화를 의미한다. Fig. 6(a),

(b), (c)는 세장비의 변화에 대한 최대절삭두께와 절삭폭 그리고 유효어프로치각의 관계를 나타낸 것으로 동일 면적하에서 세장비가 증가하면 최대절삭두께가 감소하고 절삭폭은 증가하며 유효어프로치각은 감소하게 된다.

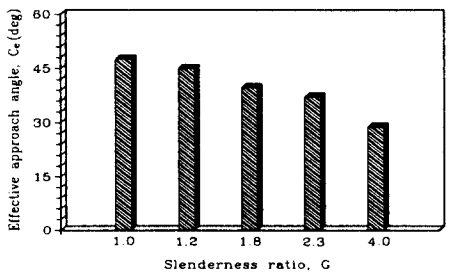
일반적으로 삼차원 절삭에서 주절삭날각이라고 정의되는 어프로치각은 각 절삭분력의 크기에 영향을 주고, 특히 이송분력과 배분력의 크기에 영향을 미친다[9].



(a)



(b)

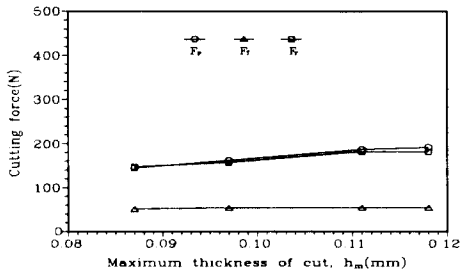


(c)

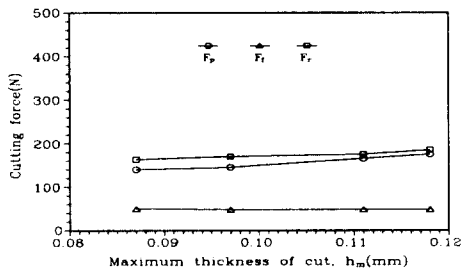
Fig. 6 Maximum thickness of cut, width of cut and effective approach angle at various slenderness ratio (r=0.8mm, Q=0.04mm^2)

따라서, 이송분력의 기울기가 크게 나타나는 것은 세장비의 증가에따른 절삭깊이의 증가에 의해 유효어프로치각이 감소하고, 이에 따라 이송분력이 증가하는 것이라고 생각된다. 그리고 배분력이 감소하지 않고 거의 일정한 것은 절삭폭의 증가에 원인이 있다고 생각되며, 주분력이 일정한 것은 절삭면적이 일정하기 때문이라고 판단된다.

이제까지 고찰된 내용을 토대로 하여 절삭단면의 형상을 구성하는 최대절삭두께와 절삭폭 및 노즈반경이 절삭저항에 어떠한 영향을 미치는 가를 다음 절의 실험에서 검토한다.



(a) STC3



(b) STD11

Fig. 7 Relation between maximum thickness of cut and cutting force (V=55m/min, r=0.8mm, b=0.7mm)

4-2 최대절삭두께의 영향

절삭공구의 노즈부만을 사용하는 다듬질 절삭에서는 절삭날의 위치에 따라서 절삭두께가 다르기 때문에, 절

삭날의 위치별로 발생되는 절삭저항의 규모가 다르게 나타날 것이라고 예상된다. 즉, 절삭날의 단위길이당 절삭면적이 최대로 되는 영역인 최대절삭두께의 위치에서 최대절삭면적($h_{max} \times 1$)이 나타나므로 이곳에서 절삭날의 부담이 가장 크게 된다.

Fig. 7은 이송(0.13~0.2mm/rev)과 절삭깊이(0.21~0.24mm)를 조합하여 절삭폭을 0.7mm로 일정하게 하고, 0.087, 0.097, 0.111, 0.118mm인 네 단계로 구분된 최대절삭두께와 절삭저항과의 관계를 살펴 본 것이다.

삼분력을 측정한 결과 48N 에서 191N 사이의 절삭저항 데이타를 얻을 수 있었다. 노즈반경보다 절삭깊이가 큰 일반적인 절삭조건하에서는 절삭두께나 절삭폭이 증가하게 되면 절삭면적이 증가하게 되므로, 측정되는 각 절삭분력은 거의 비례적으로 상승하게 된다[9]. 그러나 네 단계로 구분된 최대절삭두께가 커지면서 두 가공재에서 모두 주분력과 배분력이 약간의 차이는 있지만 비슷한 크기로 완만한 증가를 보이고, 이송분력은 상당히 작은 값으로 거의 일정하게 나타낸다.

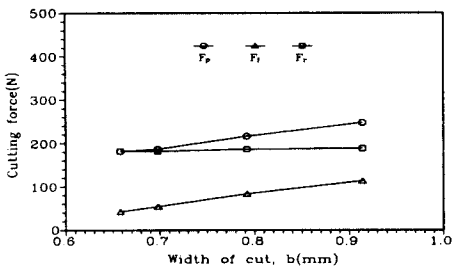
이와같이 최대절삭두께의 증가는 절삭면적을 증가시킴에도 불구하고 이송분력의 변화에 영향을 주지 못하는 것은, 절삭폭을 일정한 상태로 하기 위해 조절된 절삭깊이의 감소에 의한 유효어프로치각이 증가하기 때문이라고 판단된다.

4-3 절삭폭의 영향

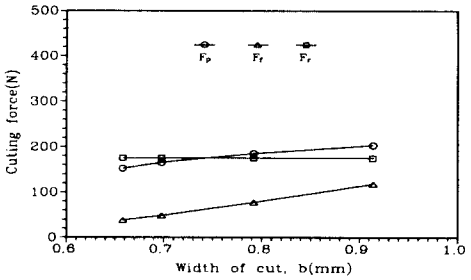
Fig. 8은 이송(0.13~0.2mm/rev)과 절삭깊이(0.18~0.41mm)를 조합하여 최대절삭두께를 0.111mm로 일정하게 하고, 네 단계로 구분된 0.658, 0.700, 0.792, 0.914mm인 절삭폭과 절삭저항과의 관계를 살펴 본 것이다. 절삭시 발생되는 삼분력을 측정한 결과 38N 에서 247N 사이의 절삭저항 데이타를 얻을 수 있었다.

절삭폭을 증가시킴에 따라 두 가공재 모두 주분력과 이송분력은 증가함을 나타내므로 일반적인 경우와 유사하다. 그러나 배분력은 절삭폭의 변화와 관계없이 일정한 값을 나타낸다.

이와같이 주분력과 이송분력이 증가하는 것은 절삭폭의 증가와 이로 인한 절삭면적의 증가에 기인하며, 배분력이 일정한 것은 최대절삭두께의 일정함과 이에 따른



(a) STC3



(b) STD11

Fig. 8 Relation between width of cut and cutting force (V=55m/min, r=0.8mm, h_m=0.111mm)

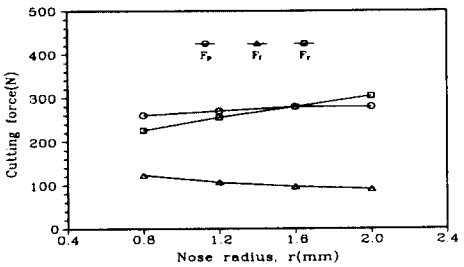
절삭깊이의 증가에 의한 유효어프로치각이 감소하기 때문이라고 생각된다.

4-4 노즈반경의 영향

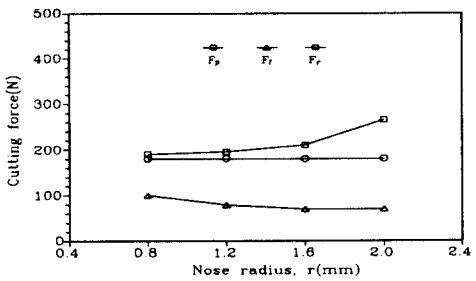
노즈반경의 변화는 절삭면적의 크기에는 영향을 주지 못하지만, 절삭단면의 형상을 구성하는 최대절삭두께와 절삭폭을 변화시키므로 각 절삭분력에 영향을 미칠 것이 예상된다. Fig. 9는 이송 0.15mm/rev와 절삭깊이 0.4mm를 일정하게 하고, 노즈반경을 0.8, 1.2, 1.6, 2.0mm인 네 단계로 구분하여 절삭저항과의 관계를 살펴 본 것으로 70N 에서 304N 사이의 절삭저항 데이타를 얻을 수 있었다.

노즈반경의 증가에 따라 나타나는 각 절삭분력의 변화에서 주분력의 변화는 거의 일정하며, 배분력은 증가하

고, 이송분력은 감소한다. 노즈반경이 증가하게 되면 Fig. 10에서와 같이 유효어프로치각이 증가하므로 배분력이 증가한다고 판단된다.



(a) STC3



(b) STD11

Fig.9 Relation between nose radius and cutting force(V=55m/min, f=0.1mm/rev, d=0.4mm)

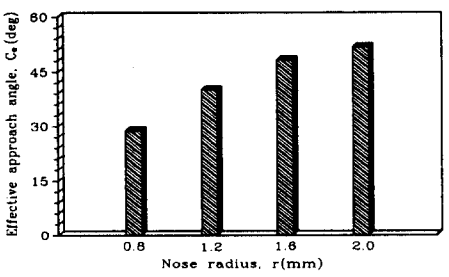


Fig. 10 Effective approach angle at various nose radius (d=0.4mm)

V. 결 론

경화강의 절삭에서 물림조건에 따라 발생되는 절삭저항 특성을 조사하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 배분력과 주분력의 크기가 비슷한 경향을 보이고, 이송분력이 작은 값을 갖는다.

(2) 주분력, 이송분력 그리고 배분력은 각기 절삭면적, 절삭폭 그리고 최대절삭두께의 영향을 받는다.

(3) 유효어프로치각은 이송분력과 배분력에 영향을 미친다.

(4) 노즈반경이 큰 공구는 유효어프로치각을 크게하여 이송분력을 감소시키고, 배분력을 증가시킨다.

후 기

본 연구는 인덕전문대학 연구비 지원에 의하여 연구되었슴.

참고문헌

1. 木會弘隆, "難削材に對應する切削工具," 機械と工具, 6月號, pp. 37~42, 1991.
2. J. Kumabe, M. Daimon and O. Taniguchi, "Study on Lathe Turning of Carbon Steel Quenched," JSPE, Vol. 36, No. 9, pp. 595~601, 1970.
3. M. Sakamoto and J. Matsuno, "On the Light Cutting of the Hardened Steel," JSPE, Vol. 46, No.8, pp. 77~82, 1980.
4. 大谷敏昭, 藤瀨健領, 橫川 洪, 三井武良男, "CBNおよびサ-メツト工具による燒入鋼の旋削," 精密機械, 第48卷, 第5號, pp. 661~664, 1982.
5. 大谷敏昭, 藤瀨健領, 橫川 洪, 三井武良男, "CBNおよびセラミツク工具による燒入鋼の旋削," 精密機械, 第49卷, 第6號, pp. 804~808, 1983.
6. S. Ammi, M. Doi, H. Sato and H. Ishida, "Wear Characteristics of Hard Tools in the

Cutting of High-Carbon Steels," JSPE, Vol. 59, No. 559, pp. 909~914, 1993.
7. W. König, M. Klinger and R. Link, "Machining Hard Materials with Geometrically Defined Cutting Edges," Annals of the CRIP, Vol. 39, No.1, pp. 61~64, 1990.
8. W. König, A. Berktold and K. F. Koch, "Turning versus Grinding - A Comparison of Surface Integrity Aspects and Attainable Accuracies," Annals of the CIRP, Vol. 42, No. 1, pp. 39~43, 1993.
9. K. Nakayama and M. Arai, "On the Storage of Metal Cutting Force," Annals of the CIRP, Vol.25, No. 1, pp. 13~18, 1976.