

# CV 黑鉛鑄鐵의 基地組織變化가 切削성에 미치는 영향 (剪斷應力, 切削에너지, 切削定數, 工具壽命을 중심으로)

安相郁\*, 朴鍾奉\*\*

## The Effect of Matrix of Compact Vermicular Graphite Cast Iron on Machinability in Lathe Turning

(Shear Stress, Cutting Energy, Machining Constant and Tool Life)

Sang-Ook, An , Jong-Bong Park

### Key Word

Shear Strain(剪斷變形率)

Cutting Energy(切削에너지)

Tool Life(工具壽命)

Shear Stress(剪斷應力)

Machining Constant(切削定數)

Cutting Equation(切削方程式)

### ABSTRACT

An experimental investigation of the machining characteristics of compact vermicular cast iron whose matrix were formulated under two kinds of annealing conditions has been conducted. The various characteristics of the machinability of CV cast iron depending upon its matrix and cutting condition have been obtained from the experiment. The result are as follow .

- As depth of cut increases, the shear stress slightly decreases in order  $P_1, P_2, P_3$  which are classified by ferrite matrix of CV cast iron.  
As depth of cut increases, the normal stress increases, and annealing effect in heavy cutting is smaller than that in light cutting.  
The cutting energy slightly decreases, as depth of cut increases and the effect of annealing on cutting energy in light cutting is higher than that in heavy cutting.  
The cutting equation in this study are as follow .
- $P_1 : 2\phi + 1.49(\beta - \alpha) = 84^\circ$
- $P_2 : 2\phi + 1.36(\beta - \alpha) = 82^\circ$
- $P_3 : 2\phi + 1.34(\beta - \alpha) = 79^\circ$
- Machining constants in this study for  $P_1, P_2, P_3$  give  $74^\circ, 66^\circ, 61^\circ$
- Tool wear increases as depth of cut increases, and decreases as ferrit matrix increases.

\* 仁荷大學校 機械工學科 安相郁

\*\* 慶北産業大學 機械工學科 朴鍾奉

## 1. 緒 論

H. Morroh 와 W. J. William 이 高炭表, 低硫黃 鑄鐵에 Ce 를 첨가하여 球狀黑鉛 鑄鐵을 만들었고 A. P. Gagnebin 이 Mg 을 첨가하여 球狀黑鉛 鑄鐵을 제조하므로써 1952년경부터 公 業재 료로서의 球狀黑鉛鑄鐵을 생산하여 현재 鑄鐵管, 自動車 部品 및 각종 産業機械등에 많이 이 용되고 있으며 使用領域이 점차 넓어지고 있다. 그러나, 強度面에 있어서 실제 사용상 많은 餘裕 가 있어 반드시 구상흑연주철을 쓰지않아도 될 경우에도 GC 30 정도의 적당한 灰鑄鐵이 없기 때문에 할수 없이 구상흑연주철을 사용하는 제품 도 많다. 따라서 일반 灰鑄鐵과 같이 鑄造性도 양호하고 구상흑연주철과 같이 우수한 機械的 性質을 가진 CV黑鉛鑄鐵이 발견되어 工業材料로 서 새로운 관심을 모으고 있다. 1, 2, 3)

CV흑연 주철은 흑연의 모양이 구상흑연주철의 黑鉛形態와 片狀黑鉛鑄鐵의 흑연형태의 중간 형 태로 흑연의 길이가 짧고 폭이 넓어 끝 부분이 등 근벌레 모양을 나타내고 있으며 共晶セル (Eutectic cell) 내에서 相互 連結되어 있다.

흑연이 상호 연결되어 있으며 끝이 뾰족하여 應 力을 받을때 應力 集中 현상으로 강도가 떨어지 는 片狀 黑鉛 鑄鐵 (Flake graphite cast iron)에 비하여 CV 흑연 주철은 흑연의 끝부분 이 둥글기 때문에 응력 집중 현상이 적어 強度는 구상흑연주철에 가깝고 熱的性質은 灰鑄鐵에 가깝다. 더욱이 鑄造性이 좋아 얇은 鑄物에 유리하 고 鐵造收縮 발생경향은 球狀黑鉛 鑄鐵에 비하여 극히 적기 때문에 廻收率이 좋다. 3, 4)

제조방법은 鑄入하기전 溶湯에 (1)稀土類元素를 添加하는법과 (2) 黑鉛의 球狀化促進劑인 Mg 과 구상화 抑制劑인 Ti 을 적당량 첨가하는 법 (3) Mg 합금을 小量 添加하는 방법이 있으나 (3)의 방 법중 Fe-Mg Si 합금을 소량 첨가하여 제조하 는 경우가 일반적이다. CV흑연 주철의 基地 組 織은 구상흑연 주철에 비하여 페라이트化 경향이 강하여 페라이트 100%까지 鑄放狀態에서 얻을 수는 있으나 耐磨耗 CV주철을 얻기 위하여합금 첨가를 통한 퍼얼라이트化 한후 필요에 따라 1

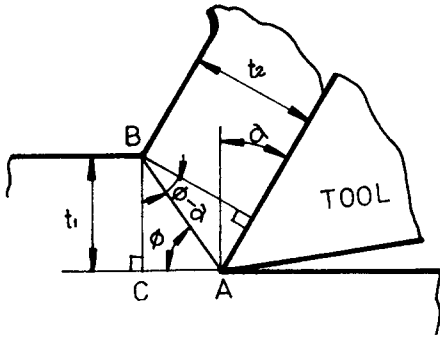
단 혹은 2 단으로 풀림하여 기지조직을 변화시 키는 방법이 일반적이다. 요근래 일부 自動車 工 場에서는 Diesel Engine 용 Cylinder Block 등 이 CV 흑연주철로서 제조되므로써 加工性을 향상시키기 위한 많은 연구가 이루어지고 있다. CV 흑연 주철을 소재로 한 기계부품에 切削 加工 工程이 차지하는 비중은 매우 크고 生産 原 價 構成의 중요한 부분을 차지한다. 따라서 切削 費用의 節減과 가공된 부품의 品質向上을 기하기 위한 여러가지 연구, 切削機構의 이론적 해석이 나 실험적 연구가 많이 이루어졌으며 이러한 연 구는 超硬切削 工具의 출현으로 더욱 활발해졌다. Taylor, Merchant 등의 절삭이론이라든가, K-ronenberg, Taylor 등의 절삭 저항 및 공구 수 명에 관한 실험적 연구는 이분야의 학문적 기초 를 이루고 있다. 6)

절삭에 관한 많은 연구중에는 切削 抵抗과 工具 磨耗에 관한 연구 7, 8) 공구마모와 壽命에 관한 연구 9, 10, 11) 구상흑연 주철의 切削性에 관한 연 구 12, 13) 와 특히 成煥泰, 安相郁의 구상흑연 주 철의 基地組織이 절삭성에 미치는 영향 14) 등이 발표되었으나 CV흑연주철의 절삭성에 관한 연 구는 그리 많지 않다.

따라서 본 연구에서는 국내에서 생산되고 있는 球狀化率이 30%인 CV흑연주철을 1단, 2단으로 풀림 (Annealing) 하여 基地組織을 3 가지 ( $P_1$  ; ferrite 14.01% pearlite 76.49%,  $P_2$  ; ferrite 44.5% pearlite 45.74%,  $P_3$  ; ferrite 75.61% pearlite 13.79%)로 變化시켜 선반에서 2次元切削을 실시하여 剪斷 角, 磨擦角, 剪斷變形率, 剪斷應力, 切削에너지 등을 비교 검토하고 3次元 절삭을 하여 工具磨 耗 및 壽命을 비교 검토하여 CV흑연 주철의 조 직변화가 被削性에 미치는 영향을 조사하고 切 削方程式, 切削常數, 工具磨耗方程式을 구했다.

## 2. 關聯 理論 15, 16, 17)

旋盤으로 그림 1 과 같이 2次元 切削을 할때 칩(chip)의 폭 b가 절삭 전후에 일정하다고 하면



- $t_1$  : 절삭깊이
- $t_2$  : chip의 두께
- $R_c$  : 절삭비
- $\alpha$  : 공구경사각
- $\phi$  : 전단각

그림 1 Schematic of orthogonal cutting operation

절삭비  $R_c$  는

$$R_c = \frac{t_1}{t_2} = \frac{\sin \phi}{\cos(\phi - \alpha)} \quad \dots\dots\dots (1)$$

그림 (1)에서와 같이 전단각  $\phi$  는

$$\phi = \tan^{-1} \left( \frac{R_c \cdot \cos \alpha}{1 - R_c \sin \alpha} \right) \quad \dots\dots\dots (2)$$

剪斷變形率을 구하기 위해서 작은 범위에서 剪斷되는 流動形 칩의 剪斷過程은 그림 2와 같이 표시할 수 있으며 전단변형률  $\gamma$  를 다음과 같이 구

할 수 있다.

$$\gamma = \frac{\Delta S}{\Delta y} = \frac{AB}{CD} = \frac{AD + BD}{CD} = \cot \phi + \tan(\phi - \alpha) \quad \dots\dots\dots (3)$$

또 삼각형 ABC에서

$$\frac{BC}{\sin \phi} = \frac{AB}{\sin(90 - \alpha)} = \frac{AB}{\cos \alpha}$$

$$\frac{CD}{\sin \phi \cos(\phi - \alpha)} = \frac{AB}{\cos \alpha}$$

$$\frac{AB}{CD} = \frac{\cos \alpha}{\sin \phi \cos(\phi - \alpha)}$$

$$\gamma = \frac{\cos \alpha}{\sin \phi \cdot \cos(\phi - \alpha)} \quad \dots\dots\dots (4)$$

일반적으로  $\phi$  와  $\alpha$  의 값은  $\phi = 5 \sim 30^\circ$ ;  $\alpha = 0 \sim 6^\circ$  범위이므로  $\alpha$  가 커지면  $\phi$  도 커져서  $\gamma$  는 감소되는 경향임을 알수있다.

剪斷面에 작용하는  $\tau_s$  와 수직응력  $\sigma_n$  는 그림 3의  $F_s, F_n$  에서 다음과 같이 구할 수 있다.

$$F_s = F_c \cdot \cos \phi - F_t \cdot \sin \phi, \quad F_n = F_c \sin \phi + F_t \cos \phi$$

$$\tau_s = \frac{F_s}{A_s} = \frac{(F_c \cos \phi - F_t \sin \phi) \sin \phi}{A}$$

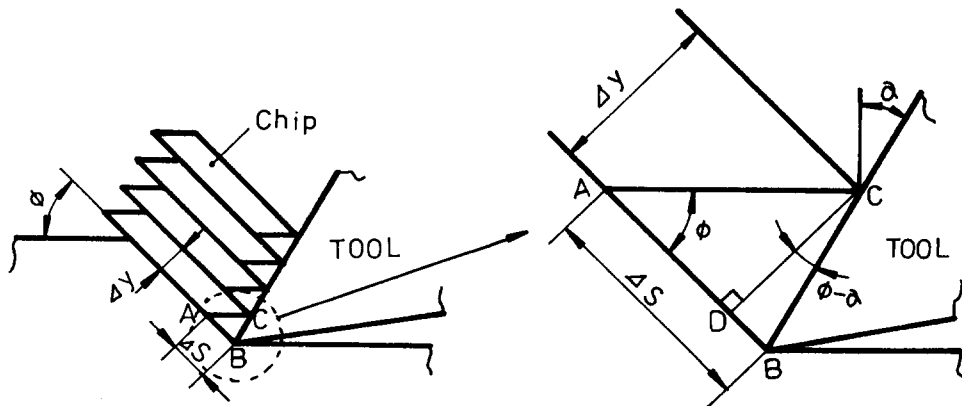
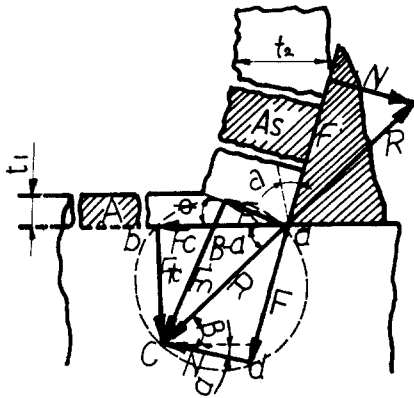


그림 2 Shear strain cutting



R, R' : 가공물과 chip의 基部에서 일어나는 저항력  
 A : 절삭폭 × 절삭깊이  
 As : 전단면의 면적

그림 3 Cutting force relation at tool point

$$\sigma_n = \frac{F_n}{A_s} = \frac{(F_c \cdot \sin \phi + F_t \cdot \cos \phi) \sin \phi}{A} \dots (5)$$

$\tau_s$  를 이용하여 절삭저항을 구하려면

$$\begin{aligned} F_s &= R \cdot \cos(\phi + \beta - \alpha) \\ F_c &= R \cdot \cos(\beta - \alpha) \\ &= F_s \cdot \cos(\beta - \alpha) / \cos(\phi + \beta - \alpha) \\ &= \tau_s \cdot A \cdot \cos(\beta - \alpha) / \cos(\phi + \beta - \alpha) \cdot \sin \phi \\ &= \tau_s \cdot b \cdot t_1 \cdot \cos(\beta - \alpha) / \sin \phi \cdot \cos(\phi + \beta - \alpha) \dots (6) \end{aligned}$$

같은 방법으로

$$\begin{aligned} F_t &= R \cdot \sin(\beta - \alpha) \\ &= F_s \cdot \sin(\beta - \alpha) / \sin \phi \cdot \cos(\phi + \beta - \alpha) \\ &= \tau_s \cdot b \cdot t_1 \sin(\beta - \alpha) / \sin \phi \cdot \cos(\phi + \beta - \alpha) \dots (7) \end{aligned}$$

$$R = \tau_s \cdot A / \sin \phi \cdot \cos(\phi + \beta - \alpha) \dots (8)$$

식 (6) (7)에 표시한바와 같이 공작물의 전단응력  $\tau_s$ , 전단각  $\phi$ , 공구경사면의 마찰각  $\beta$  및 공구 경사각  $\alpha$ 와의 관계를 이용하여 이론적으로 절삭 저항을 구할수 있다.

절삭에 필요한 단위시간당의 일량을 절삭력  $F_c$  와 절삭속도  $V_c$  로 나타내면

$$W_t = F_c \cdot V_c \dots (10)$$

단위 절삭용적당 일량은

$$W = F_c \cdot V_c / V_c \cdot b \cdot t_1 = F_c / b \cdot t_1 \dots (11)$$

절삭에 소모되는 에너지는 전단하는데 요하는 단위 체적당의 전단에너지  $W_s$ , 공구 경사면에서 마찰을 이기는데 요하는 단위체적당의 마찰에너지  $W_f$ , 절삭할때 새로운 표면적의 형성으로 인한 表面에너지  $W_s$  와 전단면 통과시 운동량 변화를 일으키게하는 운동에너지  $W_m$ 으로,  $W_s$  와  $W_m$ 은 극히 작은 값이므로  $W_f$  와  $W_s$  의 합을 比切削에너지라 하고 單位 體積當 절삭所要에너지  $W$ 는 다음과 같이 구할 수 있다.

$$W = W_s + W_f$$

$$W_f = \frac{F_s \cdot V_s}{V_c \cdot b \cdot t_1} = \frac{\tau_s \cdot V_s}{V_c \cdot \sin \phi} = \tau_s \cdot \gamma$$

단  $\gamma$ 는 전단변형률이다.

$$W_f = \frac{F \cdot V_f}{V_c \cdot b \cdot t_1} = \frac{F \cdot R_c}{b \cdot t_1} = R_c$$

$$\frac{V_f}{V_c} = \frac{\sin \phi}{\cos(\phi - \alpha)} = R_c$$

$$W = W_s + W_f = \tau_s \cdot \gamma + \frac{F \cdot R_c}{b \cdot t_1}$$

$$= \tau_s [ \cot \phi + \tan(\phi - \alpha) ] +$$

$$\frac{F \cdot \sin \phi}{A \cdot \cos(\phi - \alpha)}$$

$$= \frac{F_c \cdot \cos \phi \cdot \sin \phi - F_t \sin^2 \phi}{A}$$

$$\left[ \frac{\cos \phi}{\sin \phi} + \frac{\sin(\phi - \alpha)}{\cos(\phi - \alpha)} \right] + \frac{\sin \phi \cdot (F_t \cdot \cos \alpha + F_c \sin \alpha)}{A \cdot \cos(\phi - \alpha)} = \frac{F_c}{A} \dots (12)$$

절삭중에  $\tau_s, \phi = f(\alpha, \beta)$ 는 변형이 극히 급격하게 발생하는 剪斷領域의 彈性學的인 문제라든가 공구경사면에 있어서 高壓力下의 磨擦現狀에 영향을 주는것으로서 재료의 변형이라는 입장에서부터 검토하는 연구가 진행된 사례가 많다. M.E. Merchant 는 재료를 完全塑性體로 생각하여 전단응력  $\tau_s$  가 전단면의 수직응력  $\sigma_n$ 에 관계없이 일정하다고 보고 단위체적당 일량이 最小가 되는 방향으로 剪斷面이 형성된다고 생각했다. 식(6) (12)으로부터 단위체적당의 일량은

$$W = \frac{\tau_s \cos(\beta - \alpha)}{\sin \phi \cos(\phi + \beta - \alpha)} \dots\dots\dots (13)$$

$dW/d\phi$  일때 즉  $dFc/d\phi = 0$  일때의 전단각  $\phi$ 를 구하면

$$\begin{aligned} \frac{dFc}{d\phi} &= -b \cdot A \cdot \cos(\beta - \alpha) \left[ \frac{\cos \phi \cdot \cos(\phi + \beta - \alpha)}{\sin^2 \phi \cos^2} \right. \\ &\quad \left. \frac{\alpha}{(\phi + \beta - \alpha)} - \frac{\sin \phi \sin(\phi + \beta - \alpha)}{(\phi + \beta - \alpha)} \right] \\ &= \frac{-b \cdot A \cdot \cos(\beta - \alpha) \cdot \cos(2\phi + \beta - \alpha)}{\sin^2 \phi \cdot \cos^2(\phi + \beta - \alpha)} \\ &= 0 \dots\dots\dots (14) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \cos(\beta - \alpha) \approx 0 \text{ 이면 } \cos(2\phi + \beta - \alpha) &= 0 \\ 2\phi + \beta - \alpha &= 90^\circ \dots\dots\dots (15) \end{aligned}$$

$$\phi = 45^\circ - \frac{\beta}{2} + \frac{\alpha}{2} \dots\dots\dots (16)$$

가 되며 식(16)을 Ernst-Merchant 의 제 1 방정식이라 한다.

그러나 완전소성체가 아닌 일반 금속재료에서는 내부마찰로 인하여  $\phi$ 의 값이  $(45^\circ - \beta/2 + \alpha/2)$  보다 작아지며 전단응력  $\tau_s$  가 수직응력  $\sigma_n$ 의 영향을 받는다고 보고 Bridgeman 은 내부마찰설을 채용하여 다음과 같은 식을 설정하였다.

$$\tau_s = \tau_0 + K\sigma_n \dots\dots\dots (17)$$

- 단,  $\tau_0$  : 대기압하에서의 항복전단응력
- $\sigma_n$  : 전단면의 수직응력
- K : 상수

여기서  $\tau_0$  는  $\sigma_n$  가 0 일때 降伏剪斷應力 으로

서 K는 定數이다.

그림 3 과 같이 2차원 切削線圖로 부터

$$\sigma_n = \tau_s \cdot \tan(\phi + \beta - \alpha)$$

이를 식 (17)에 대입하면

$$\tau_s = \tau_0 + K \cdot \tau_s \cdot \tan(\phi + \beta - \alpha)$$

$$\tau_s [1 - K \cdot \tan(\phi + \beta - \alpha)] = \tau_0$$

$$\tau_s = \frac{\tau_0}{1 - K \cdot \tan(\phi + \beta - \alpha)}$$

$\tau_s$  를 식 (6) (12)에 대입하면

$$W = \frac{\tau_0 \cdot \cos(\beta - \alpha)}{(1 - K \cdot \tan(\phi + \beta - \alpha)) \cdot \sin \phi \cdot \cos(\phi + \beta - \alpha)}$$

여기서 W가 최소가 되는  $\phi$ 를 구하기 위하여

$$dW/d\phi = 0 \text{ 를 풀면}$$

$$\cot(2\phi + \beta - \alpha) = K$$

$$2\phi + \beta - \alpha = \cot^{-1} K = C \dots\dots\dots (18)$$

가 얻어진다.

이러한  $\cot^{-1} K = C$ 를 切削定數라고 하며 Ernst-Merchant 의 제 2의 切削方程式이라 한다.

절삭정수 C의 의미는 그림 4에서와 같이  $\tau_s - \sigma_n$  선도에 있어서 기울기이며 그림으로 부터

$$\beta = \tan(\tau_s / \sigma_n) = 90^\circ + 2\phi - C \dots (19)$$

여기서 K=0 이면 C=90°가 되어 제 1 방정식의 결과와 일치한다.

일반적으로 금속을 절삭할때 C의 값이  $\pi/2$  보다 작은 값을 나타내고 있으며 이는  $\tau_s$ 의 값이  $\sigma_n$ 의 영향을 받아 직선적으로 증가하고 있음을 의미한다.

Lee-Shaffer 는 실재는 전단면외에도 slip line 이 존재한다고 가정하고 구성인선이 없는 경우

$$\phi = 45^\circ + \beta + \alpha \dots\dots\dots (20)$$

과 같은 식을 세운바 있다.

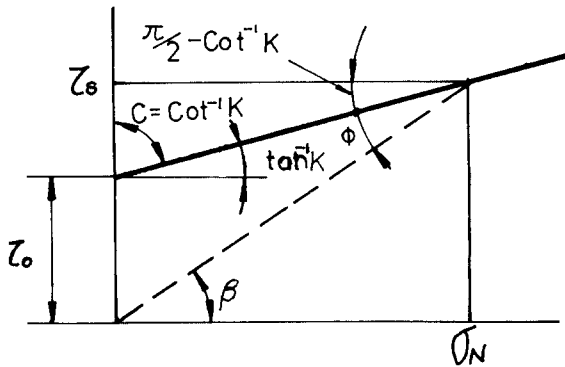


그림 4 Machining constant

공구마모량  $W_p$ , 절삭시간  $T$ 와의 관계를 다음과 같은 식으로 나타낼 수 있다.

$$\begin{aligned} W_{p1} &= C \cdot (T_a)^n \dots\dots\dots (21) \\ W_{p2} &= C \cdot (T_b)^n \end{aligned}$$

단  $C$ 는 공구 및 재료에 따른 상수

$$n \cdot \log \left( \frac{T_a}{T_b} \right) = \log \left( \frac{W_{p1}}{W_{p2}} \right)$$

$$n = \frac{\log W_{p1} - \log W_{p2}}{\log T_a - \log T_b}$$

$n$ 을 (21)식에 대입하면

$$C = \frac{W_{p1}}{(T_a)^n} = \frac{W_{p2}}{(T_b)^n}$$

### 3. 실험방법

#### 3.1 試片製作

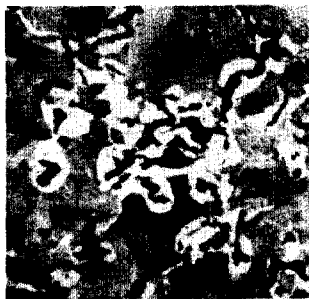
본 실험에 사용된 試片은 400 KVA 1ton 酸性低周波誘導爐에서 용해하여 1450 °C에서 1.5 % CV化 처리제 (OGRC; Si 44 % Mg 5.9 % Ca 2.1 % RE 2.1% 나머지 Fe)로 400 kg Ladle에서 Sandwich 법으로 CV化 하고 Fe-Si (75%) 으로 接種하고 퍼얼라이트를 안정시키기 위하여 Cu 0.2 %, Sn 0.1 %를 첨가하여 1350 °C에서  $\phi 50 \times L 300 \text{ mm}$ 의 원주형으로 砂型으로 鑄造하였다.

표 1은 시편의 化學的 成分 組成比이다.

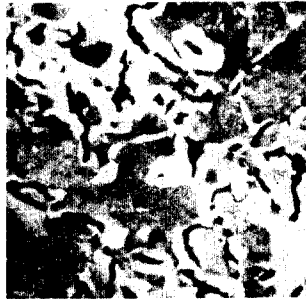
표 1 Chemical composition of CV graphite cast iron (wt %)

C	Si	Mn	P	S	Mg	Cu	Sn
3.68	2.6	0.33	0.021	0.012	0.014	0.19	0.09

이들 시편을 1단 풀림 (920 °C × 5 hr, 爐冷) 및 2단 풀림 (920 °C × 5 hr, 750 °C × 6 hr 爐冷)하여 基地組織을 변화시켰으며 그림 5는 鑄放狀態의 시편 ( $P_1$ ) 1단 풀림한 시편 ( $P_2$ ), 2단 풀림한 시편 ( $P_3$ )의 光學 顯微鏡 조직이다.



$P_1$



$P_2$



$P_3$

그림 5 Microstructure of test piece (X 200)

표 2는 시편 P1, P2, P3의 基地組織 및 機械的 성질이다.

기지 조직은 顯微鏡像處理裝置 (LUZEX-500)를 사용하여 分析하였으며 절삭시편은 2차원 절삭을 하기 위하여 외경  $\phi 40\text{ mm}$  두께 2mm 길이 200 mm인 원통으로 가공하였고 工具磨耗를 조사하기 위하여 그림 7과 같이 L 40 ×  $\phi 250\text{ mm}$ 인 원통으로 가공하였다.

표 2 Matrix and mechanical properties

Material		P 1	P 2	P 3
Matrix (%)	Graphite	9.50	9.76	10.61
	Ferrite	14.01	44.50	75.61
	Pearlite	76.49	45.74	13.79
Mechanical Properties	Yield Stress ( $\text{kg/mm}^2$ )	26.4	18.4	16.3
	Tensile Stress ( $\text{kg/mm}^2$ )	42.6	38.6	28.4
	Elongation (%)	6.3	8.4	10.3
	Hardness (H <sub>B</sub> )	235	187	137

3.2 절삭실험

절삭시험은 NC선반 (Pro-6, 대우중공업)으로 2차원 및 3차원 절삭을 하였고 切削力은 工具動力計 (500 × 300 × 200 kg Sato Electronic Instrument Co. Japan)와 동적 변형을 증폭기 (Matsusita Electronic Co. Japan)와 기록계 (Oscillograph)를 사용하여 主分力과 背分力을 그림 6 같이 測定하고 chip의 두께는 Point micrometer로 10회 측정하여 그 평균값으로 정했다.

공구마모량은 그림 7과 같이 周速一定-制御로 正面切削하여 工具顯微鏡 (Mitsutoyo Co. Japan)으로 측면마모 (Flank wear)를 측정하였다.

절삭공구는 燒結超硬合金 (K 20 ; 13 × 19 × 5 mm, W ; 86.4% Co ; 5.75% Ta ; 2.0% C ; 5.8% HRC ; 92)을 사용하였고 공

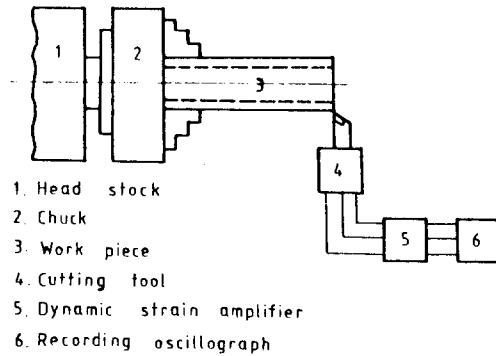


그림 6 Schematic of orthogonal cutting

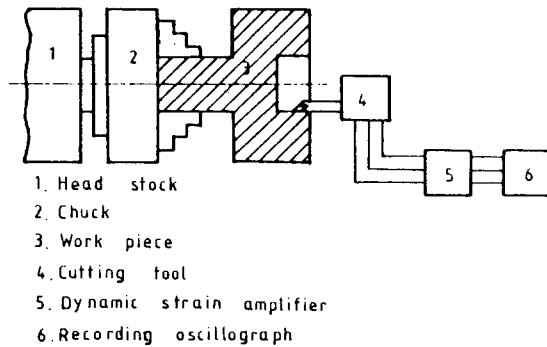


그림 7 Schematic of oblique cutting

구의 기하학적 형상은 표 3과 같이 연삭하였으며 절삭력에 대한 工具磨耗의 영향을 적게 하기 위하여 시편 1개 절삭마다 공구를 교체하였다. 절삭 조건은 74.6 m/min, 140.6 m/min로 일정하게 하고 이송은 0.13, 0.15, 0.17, 0.19, 0.21, 0.23 mm/rev로 변화시켰고 切削油는 사용하지 않았다.

표 3 Cutting Tool Angle (degree)

Back rake angle	0, 6
side rake angle	0, 6
End relief angle	6
Side relief angle	6
End cutting edge angle	8
Side cutting edge angle	0
Nose radius (mm)	0.5

### 4. 실험결과 및 검토

#### 4.1 剪斷應力과 剪斷變形率

절삭점에서의 전단면에서 전단작용이 일어날 때 전단면에 작용하고 전단응력과 수직응력의 값을 식 (5)로 구하여 그림 8에 도시하였다. 수직응력은 절삭깊이가 증가할수록 약간 증가하고 절삭속도 140.6 m/min 절삭깊이 0.13 mm일 때 P<sub>2</sub> 및 P<sub>3</sub>가 P<sub>1</sub>보다 27%, 36% 감소하고 절삭깊이를 0.23 mm로 증가시켰을 때 18%, 26%나 감소되고 있어 重切削일수록 감소율이

낮으나, 剪斷面에서 발생되는 수직응력에는 폴림효과가 큼을 알수 있다.

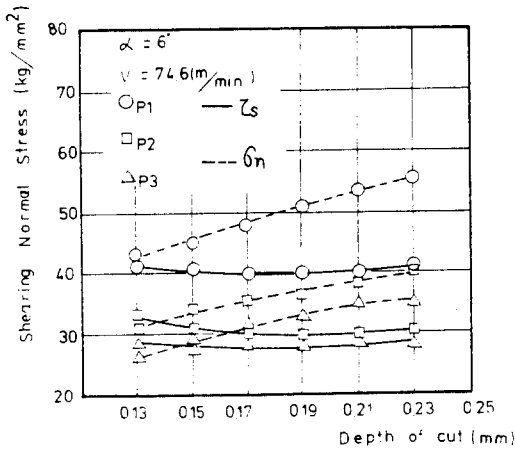
전단 응력은 고속, 저속절삭 다같이 절삭깊이가 증가할수록 P<sub>1</sub>, P<sub>2</sub>, P<sub>3</sub> 순으로 약간 감소하며 절삭깊이에 따른 큰 변화는 없다.

이러한 현상은 P<sub>1</sub>보다 P<sub>2</sub>, P<sub>3</sub>가 페라이트가 증가하여 전단강도가 작아지기 때문이라고 생각 된다.

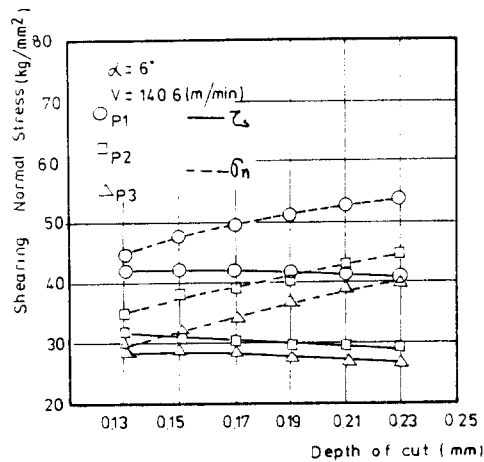
그림 9, 10는 페라이트 및 퍼얼라이트기지에 대한 전단응력의 변화를 도시한 그림으로 페라이트가 증가하고 퍼얼라이트가 감소할수록 전단응력과 수직응력이 감소하고 있다.

특히 페라이트 45%이상, 퍼얼라이트 40% 이하에서 각 응력의 변화가 적음을 알수 있다.

전단변형율은 식(3)으로부터 전단각  $\phi$ 가 작고( $\phi - \alpha$ )의 값이 클수록 커지는 값으로 그림 11과 같이 절삭깊이의 증가로 전단 변형율은 감소되고 있으며 저속에서보다 고속에서 2% 정도 감소하며 같은 절삭조건에서는 페라이트가 많을수록 다소 증가하고 있는 경향을 나타내고 있으나 폴림효과가 절삭기구의 전단변형에 미치는 영향은 그다지 크지 않음을 알 수 있다.



(a)



(b)

그림 8 Shear & normal stress vs depth of cut

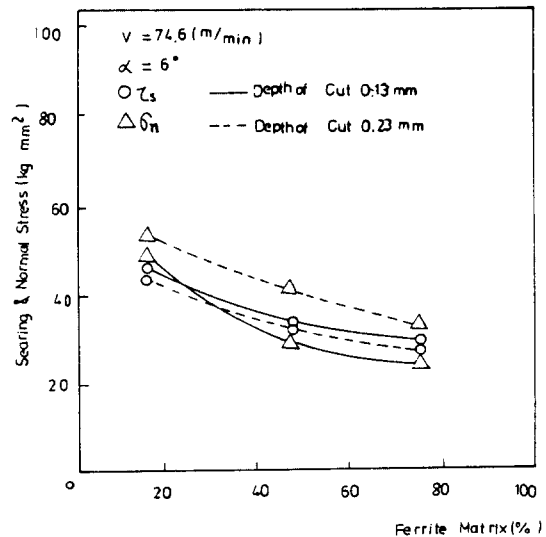


그림 9 Shear & normal stress vs ferrite matrix



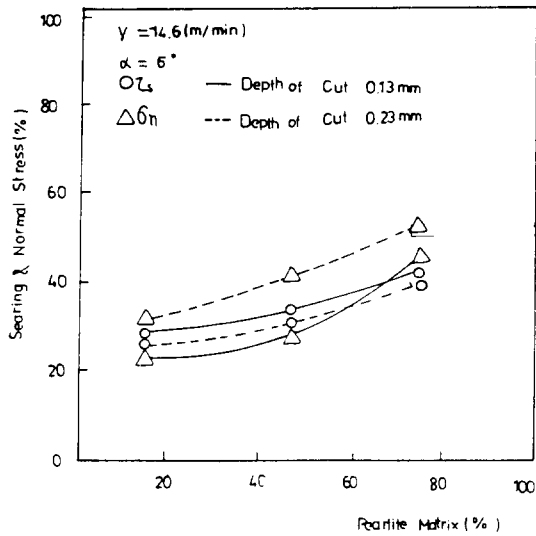


그림 10 Shear & normal stress vs pearlite matrix

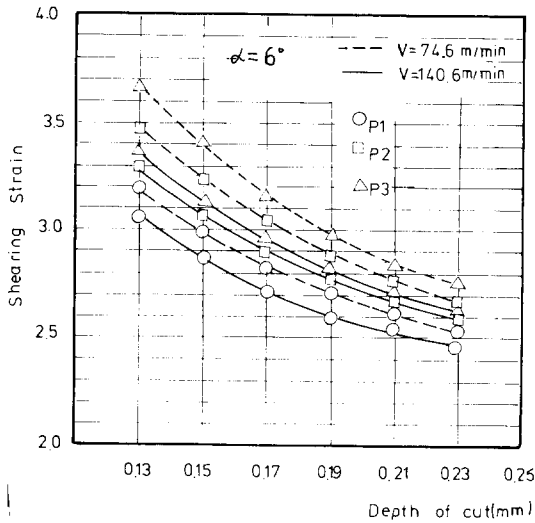


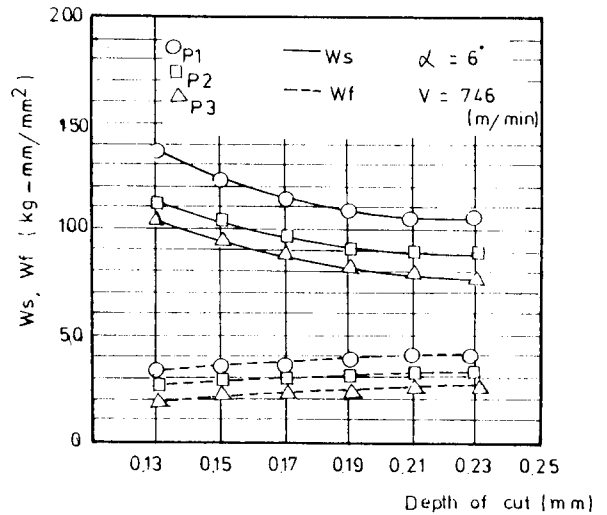
그림 11 Shear strain vs depth of cut

#### 4.2 절삭에너지

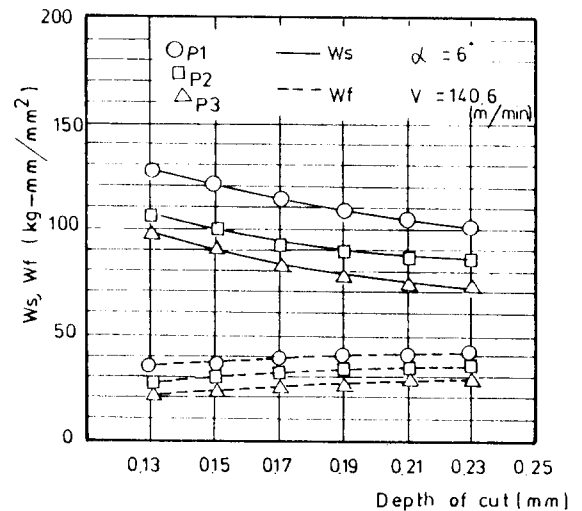
절삭할때 새로운 전단면의 형성으로 인한 표면 에너지와 전단면을 통과할때 칩의 운동량 변화를 일으키는 운동량에너지는 미소하므로 무시하면 칩의 단위 體積當 절삭에너지로는 전단에 소요되는 에너지  $W_s$  와 공구경사면에서의 마찰을 이기

는데 요하는 에너지  $W_f$  의 합으로 표시된다. 그림 12는 절삭깊이 변화에 대한 전단에너지와 마찰에너지를 식 (12) 으로 부터 구하여 도시하였다.

전단에너지  $W_s$  는 전단응력 ( $\tau_s$ ) 와 전단변형을 ( $\gamma$ ) 와의 곱으로서 절삭깊이의 증가와 더불어  $P_1, P_2, P_3$  순으로 감소하고 전단변형율의 변화와 거의 일치하고 있다.



(a)



(b)

그림 12  $W_s$  &  $W_f$  vs depth of cut

특히  $V = 140.6 \text{ m/min}$ , 절삭깊이  $0.13 \text{ mm}$ 에서는  $P_2$  및  $P_3$  는  $P_1$  보다 17%, 23% 감소하고 있으며  $0.23 \text{ mm}$ 에서는  $P_2$  및  $P_3$  가 14%, 20%가 감소한다. 절삭깊이가 증가 할수록 감소율이 낮아짐을 알 수 있다.

마찰에너지  $W_f$  는 절삭깊이의 증가에 따라  $P_1, P_2, P_3$  순으로 약간 증가한다.  $0.13 \text{ mm}$ 에서  $P_2, P_3$  가  $P_1$  보다 24%, 37% 감소하며  $0.23 \text{ mm}$ 에서는  $P_2, P_3$  가  $P_1$  보다 14%, 23% 감소하여 절삭깊이의 증가에 따라 감소율이 약간 낮아짐을 알 수 있다.

그림 13 및 그림 14 는 페라이트 및 퍼얼라이트 기지에 대한  $W_s$  및  $W_f$  의 값을 도시 한것으로  $W_s$  는 페라이트량이 증가할수록, 퍼얼라이트량이 감소할수록 감소하고 重切削일수록 감소율은 작아진다. 특히 페라이트가 45% 이상, 퍼얼라이트 기지 40% 이하에서 각 에너지의 변화가 적음을 알 수 있다.  $W_f$  는 페라이트량이 증가할수록, 퍼얼라이트량이 감소할수록 감소하나 重切削의 경우

20% 정도 높다.

그림 15, 16 는 절삭에 소요되는 칩의 단위체적당 절삭에너지  $W$  를 식 (12) 에 의하여, 페라이트와 퍼얼라이트기지 변화에 따른 절삭에너지의 변화를 도시한것으로, 페라이트가 증가할수록 퍼얼라이트량이 감소할수록, 절삭깊이가 클수록 감소한다. 절삭깊이가 작은 경우 큰 에너지값을 나타내는 것은 칩수효과 (size effect) 때문인것으로 생각된다. 고속절삭인 경우가 저속절삭인 경우보다 2-3% 작다. 이것은 고속절삭의 경우 高温으로 인한 공작물의 軟化 때문인 것으로 판단된다.

#### 4.3 전단각, 경사각, 마찰각과의 관계 및 절삭정수

$\alpha$  값이  $0; 6^\circ$  일때  $P_1, P_2$  및  $P_3$  에 대한  $\phi$  와  $(\beta - \alpha)$  의 관계를 그림 17 에 나타냈다.  $2\phi + (\beta - \alpha) = 90^\circ$  는 Merchant 가 주장한 완전소성체에서 전단면에 수직응력의 영향을 받

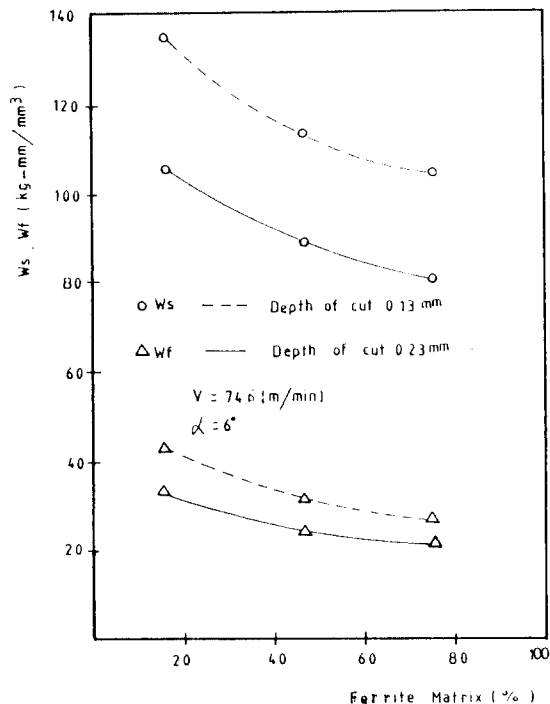


그림 13  $W_s$  &  $W_f$  vs ferrite matrix

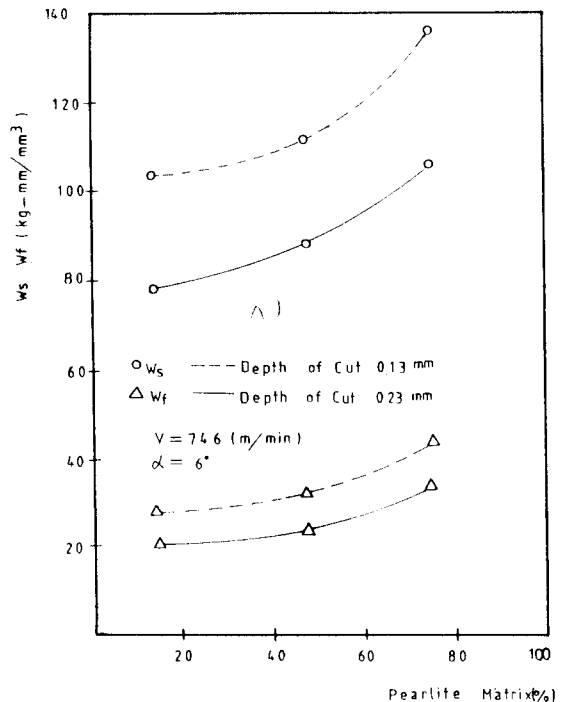


그림 14  $W_s$  &  $W_f$  vs pearlite matrix

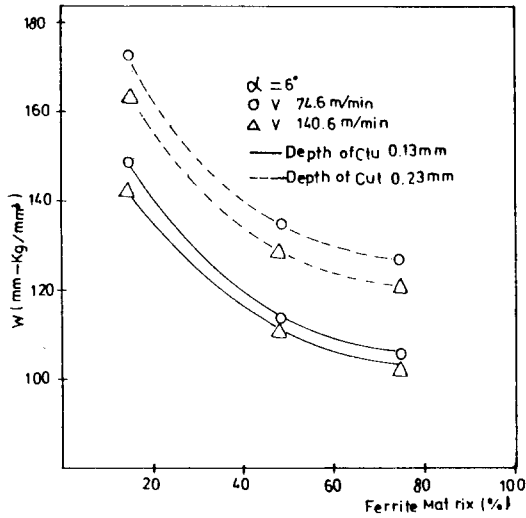


그림 15 W vs ferrite matrix

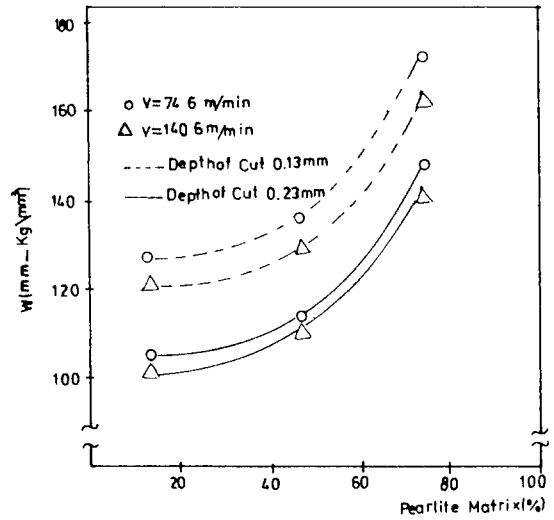


그림 16 W vs pearlite matrix

지않고 전단응력만이 작용하는 경우 전단하는데 최소에너지가 소모된다고 볼때의 이론식이다. 이때 전단하는데 최소에너지가 소모되는  $\phi$ 의 값은  $\phi = 45^\circ - \beta/2 + \alpha/2$ 가 된다.

그러나 금속과 같은 多結晶體를 절삭할경우 금속내의 마찰에 수직응력이 작용하여 이러한 영향으로 식 (17)와 같이 전단응력은 직선적으로 증가하게 된다.

그림 17에서 P<sub>1</sub>, P<sub>2</sub>, P<sub>3</sub>에 대한  $\phi$ 와  $(\beta - \alpha)$ 와의 관계식은 直線回歸方程式으로  $(\beta - \alpha)$

의 계수와 상수를 구하여 각각  $2\phi + 1.49(\beta - \alpha) = 84^\circ$ ,  $2\phi + 1.3(\beta - \alpha) = 82^\circ$ ;  $2\phi + 1.34(\beta - \alpha) = 79^\circ$ 로 나타냈다.

이들 방정식에서 완전소성체인 경우에는 기율기가 1인데 비해 P<sub>1</sub>에서는 1.49, P<sub>2</sub>에서는 1.36, P<sub>3</sub>에서는 1.34로 나타났으며  $(\beta - \alpha)$ 의 값이 영(zero)일때  $\phi$ 값은 완전성체에서 45인데 비해 P<sub>1</sub>에서 42°, P<sub>2</sub>에서 41°, P<sub>3</sub>에서 39.5°로서 페라이트 기지가 많은 CV혹연주철일수록 내부 마찰현상이 커짐을 알 수 있다.

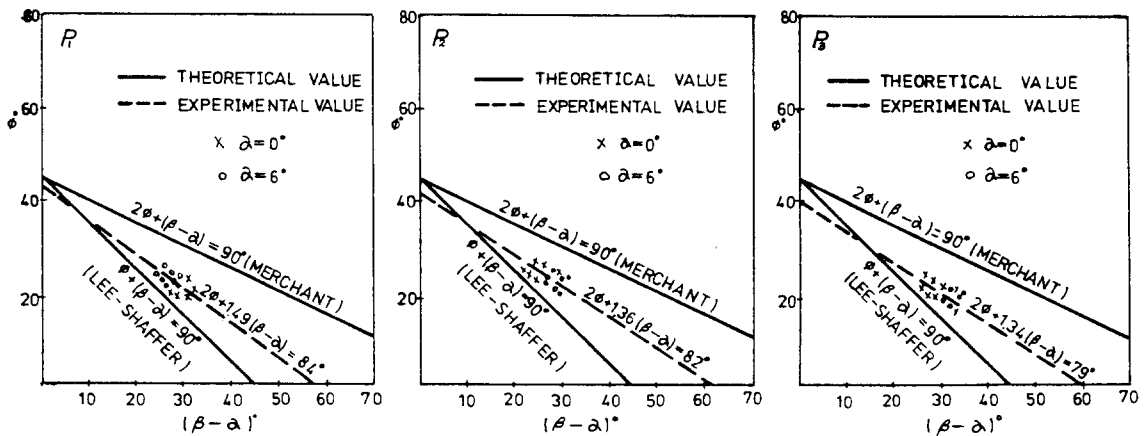


그림 17  $\phi$  vs  $(\beta - \alpha)$

그림 18은 절삭깊이가 변화할때 전단면에 작용하는 전단응력  $\tau_s$ 와 수직응력  $\sigma_n$ 의 값을 식 (19)로 구하여  $\tau_s$ 와  $\sigma_n$ 의 상관관계를 도실했다.  $P_1, P_2, P_3$ 에 대한 절삭정수  $C$ 의 값은 각  $74^\circ, 66^\circ, 61^\circ$ 로 나타났으며  $\sigma_n$ 이 0일때  $\tau_s$ 의 값은  $P_1$ 이  $28 \text{ kg/mm}^2, P_2$ 이  $18 \text{ kg/mm}^2, P_3$ 이  $11 \text{ kg/mm}^2$ 으로 이들의 값은 표 2에 있는 항복응력과 거의 비슷한 값을 알수 있다. 그림 18에서 보는 바와 같이 pearlite 기지가 많고 ferrite 기지가 적을수록 전단응력은 수직응력의 영향을 많이 받고 있으며 절삭정수의 값은 완전소성체의  $90^\circ$ 에 가까워지고 있음을 알수 있다.

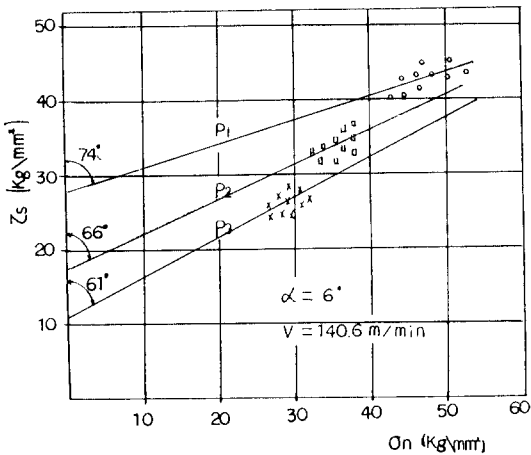


그림 18 Machining constant

4.4 공구마모와 수명

그림 7과 같이 주속일정제어로 정면절삭하였을 때 공구의 프랭크마모량을 측정 한 결과를 양대수 좌표로 표시하면 그림 19과 같이 거의 직선으로 나타나며 다음과 같은 공구 마모방정식으로 표시할수 있다.

$$W_p = C T^n$$

단  $n$ 은 공구재료 피삭재에 따라 변하는 실험 상수로 양대수선도에서의 직선의 기울기이며  $C$ 는 피삭재, 공구재료의 항절력, 절삭조건에 따라 변하는 실험 상수로서 양대수선도에서의 축상의 절편에 해당된다.

그림 19로부터  $f = 0.23 \text{ mm/rev}, V = 140.6 \text{ m/min}$  절입깊이  $1 \text{ mm}$ 일때의  $P_1, P_2, P_3$ 의 절삭시의 프랭크마모량  $W_{p1}, W_{p2}, W_{p3}$ 는 다음식으로 표시된다.

$$\begin{aligned} W_{p1} &= 0.06 \quad T_a^{0.56} \\ W_{p2} &= 0.03 \quad T_b^{0.76} \\ W_{p3} &= 0.02 \quad T_c^{0.75} \end{aligned}$$

ISO의 공구 수명 기준을 프랭크 마모  $0.6 \text{ mm}$ 로 잡으면 수명은 각각 61분, 87분, 93분으로  $P_2, P_3$ 를 절삭할때 수명은 각각 45%, 55% 길어지나 2단 열처리의 효과는 크게 나타나지 않는다.

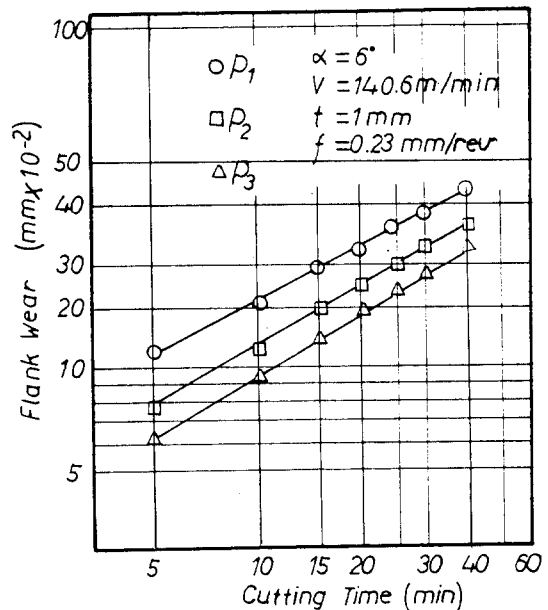


그림 19 Flank wear vs cutting time

5. 결 론

CV혹연 주철을 2단으로 풀림하여 기조직을 변화시켜 선삭을 하여 기조직에 따른 여러 가지 절삭성을 검토한 결과 다음 결론을 얻었다.

(1) 본 실험의 범위내에서 전단변형  $r$ 은 절삭깊이의 증가에 따라 감소하고 있으며 ferrite

기지가 많은 CV 흑연 주철일수록 약간 증가하고 있다.

(2) 전단응력은 절삭깊이가 증가함에 따라 증가하는 경향을 보이거나 수직응력은 약간 감소한다.

(3) 절삭에 소요되는 단위체적당 에너지는 절삭깊이가 감소하며 플립효과는 절삭깊이가 적을 때 보다 클때가 효과가 작다.

(4) P1, P2, P3에 대한 절삭방정식은 다음과 같고 절삭정수의 값 ferrite 기지가 많아 질수록 약간 감소하고 있다.

$$P1 ; 2 \phi + 1.49 (\beta - \alpha) = 84^\circ$$

$$P2 ; 2 \phi + 1.36 (\beta - \alpha) = 82^\circ$$

$$P3 ; 2 \phi + 1.34 (\beta - \alpha) = 79^\circ$$

(5) 3 차원 절삭을 할때 공구 마모는 P1, P2, P3 순으로, 페라이트량이 증가할수록 마모량이 작아지고 공구마모방정식은 아래와 같다.

$$Wp1 = 0.06 Ta^{0.56}$$

$$Wp2 = 0.03 Tb^{0.76}$$

$$Wp3 = 0.02 Tc^{0.75}$$

[ 참 고 문 헌 ]

1. 崔昌鈺, "CV흑연주철의 제조법" 한국주조공학 회지 3권 1호 p 37-48 1983
2. 金成燮, "Shell mould 법에 의한 CV 黑鉛 鐵 제조의 현장관리", 韓國鑄造工學會誌 3권 2호 p 125 - 129 1983.
3. 金水泳, 전 대진, "Al 첨가에 의한 CV흑연 주철의 黑鉛 組織 및 기계적 성질에 관한 연구", 대한금속학회지 22 권 9 호 p 17-25 1984.
4. R.W.Monroe,C.E.Bates, "Some thermal and mechanical properites of CV cast iron"

- AFS trans 82-146, p 615, 1982.
5. C.R.Loper, "The relation of microstructure to mechanical properites in CV cast iron", AFS trans 80-160 p313 1980.
6. 小野浩二外 三人, "理論切削工學" 現代工學社", p 50, 1979.
7. Kobayasi, E.G Thomsen, "Metal cutting analyser I" Trans of ASME p63 1962.
8. Cuming, J.D, "New analysis of force on orthogonal metal cutting", trans of ASME p 408 Nov, 1965
9. 徐南燮, 金桓永, "톱니형 chip 절삭기구와 에너지에 관한 연구", 韓國精密工學會誌 22 권 3 호 p 44 1987.
10. 李用成, 南俊佑, "선삭에 있어서 피복 비피복 톱 및 방진 장치가 절삭성에 미치는 영향에 관한 연구", 韓國精密工學會誌 3 권 2 호 p 71 1986.
11. N.H.Cook, " Tool wear and tool life", Trans of ASME p931 Nov 1973.
12. K.J.Trigger, L.B.Zylstra, B.T.Chao, "Tool force and tool chip adhesion in machinability of nodular cast iron", Trans of ASME vol 74, 1952.
13. Katsundo, Hitomi, Goege Thuring, " Machinability of Nodular cast iron" Trans of JSME vol 28 No.28 p1909, 1961.
14. 成煥泰, 安相郁 "球狀黑鉛 鑄鐵의 基地 組織이 切削性에 미치는 영향 (I)", 대한기계학회지 11권 1호 p 74-81 1987.
15. M.C Shaw, " Metal cutting Principles", p 160-201, Clanrendon Press 1984
16. 廉泳夏, "工作機械의 切削理論", p 40-90 東明社 1985.
17. 徐南燮, "金屬의 切削理論", p 47- 80 東明社 1986.