

<論 文>

球狀黑鉛鑄鐵의 基地組織이 切削性에 미치는 影響(Ⅱ)

—剪斷應力, 切削에너지 및 切削定數—

成 煥 泰* · 安 相 郁**

(1986年 9月 3日 接受)

The Effect of Matrix of Nodular Graphite Cast Iron on Machinability in Lathe Turning

—Shearing Stress, Cutting Energy and Machining Constant—

Hwan Tae Sung and Sang Ook An

Key Words: Shearing Stress(剪斷應力), Cutting Energy(切削에너지), Shearing Strain(剪斷變形率), Cutting Equation(切削方程式), Machining Constant(切削定數)

Abstract

The orthogonal cutting method of the nodular graphite cast iron in the lathe turning, whose structure were formulated under two kinds of annealing conditions, has been experimentally studied and the results investigated. The various characteristics of machinabilities of the nodular cast iron, depending upon its structure, have been obtained from the results as follows.

(1) As depth of cut increases, the shearing strain decreases and tends gradually to increase with increase of ferrite matrix.

(2) As depth of cut increases, the shearing stress slightly decreases for ϕ_1 , but it tends to increase for both of ϕ_2 and ϕ_3 under the same condition. The annealing effect in the process of light cutting was found to be greater than heavy cutting.

(3) The cutting energy slightly decreases with the increasing of the depth of cut, and the effect of decreasing the cutting energy by the annealing is higher the light cutting than the heavy cutting.

(4) The cutting equations as follow.

$$\phi_1 : 2\phi + 1.58(\beta - \alpha) = 92 \text{ deg.}$$

$$\phi_2 : 2\phi + 1.40(\beta - \alpha) = 84 \text{ deg.}$$

* 正會員, 慶熙大學校 工科學 機械工學科

** 正會員, 仁荷大學校 工科學 機械工學科

$$p_3 : 2\phi + 1.37(\beta - \alpha) = 82 \text{ deg.}$$

(5) The machining constants for p_1 , p_2 and p_3 which are the test-pieces in this study and classified according to the containing quantity of ferrite matrix given respectively in 78deg., 70 deg., and 68 deg.

From these it can be known that the machining constants slightly decreases with increasing of the quantity of ferrite matrix contained in the nodular graphite cast iron.

1. 緒 論

鑄鐵은 工業材料로서 가장 많이 사용되는 金屬材料이다. 그러나 鑄鐵은 一般的으로 引張強度가 낮고 耐衝擊性和 韌性이 부족해서 用途上 限界가 있는 材料이다. 鑄鐵의 이러한 機械的 性質을 改善하기 위하여 黑鉛形態를 열처리한다든가, 다른 合金元素첨가의 영향, 溶解方法 및 接種效果의 研究 등으로 어느 정도의 高級鑄鐵(剛性鑄物, 可鍛鑄鐵 등)이 出現되었다. 그러나 이러한 鑄鐵들은 延性 및 韌性이 부족해서 各種機械部品으로 사용하기에는 不適合한 점이 많은 材料이다. 그러던 중 H. Morrogh와 W.J. Williams^(1,2)가 高 C, 低 S, 低 P의 鑄鐵에 Ce을 첨가하여 球狀黑鉛鑄鐵을 얻었고, A.P. Gagnebin^(3,4)이 Mg를 첨가하여 同様の 球狀黑鉛鑄鐵을 鑄造하므로써 1952년경부터 工業材料로서의 球狀黑鉛鑄鐵을 生産하기에 이르러 現在 鑄鐵管, 自動車部品 및 各種 産業機械 등에 많이 사용되고 있다. 球狀黑鉛鑄鐵에 대한 研究는 第1報에 소개한 것 이외에도 많은 研究報告가 發表되었다. 金水泳氏^(5,6)의 퍼라이트基地 球狀黑鉛鑄鐵의 製造法에서 첨가원소의 영향, 冷却速度 및 열처리문제에 대하여 研究檢討하였고, 鑄込前에 少量의 금속합금을 鑄鐵溶湯속에 첨가시켜주므로써 그 組織을 크게 변화시켜 鑄放狀態의 性質을 改善하는 接種에 대한 研究도 보고되었다. 또한 草川^(7,8)은 첨가제 Cu가 퍼라이트基地의 安定化元素로서 가장 좋은 첨가제임을 發表하였고, 岡林^(9,10)은 球狀黑鉛鑄鐵의 基地組織에 따라 各種 機械的 性質에 대한 研究報告가 있다. 그러나 球狀黑鉛鑄鐵의 基地組織에 대한 切削性을 研究檢討한 報告는 그리 많지 않다. 따라서 本 研究에서는 球狀黑鉛鑄鐵을 어니일링하여 퍼라이트基地와 페라이트基地의 量을 調整하므로써 切削性이 어느 정도 向上되는가를 實驗檢討하였다. 第一報에서는 퍼라이트基地가 페라이트基地로 變化할 때에 切削比, 剪斷角 및 切削抵抗에 어떠한 영향을 주는가를 檢討하였고, 本報에서는 基地組織의 變化가 剪斷應力 및 切削에너지에 미치는 영향을 檢討하였으며 各組

織에 대한 切削方程式과 切削定數를 決定하였다.

2. 關聯理論

전단변형을 구하기 위하여 적은 범위에서 전단되는 流動形積의 전단과정을 Fig. 1과 같이 表示할 수 있다. Fig. 1에서 전단변형을 γ 는 다음과 같이 구할 수 있다.

$$\begin{aligned} \gamma &= \frac{\Delta s}{\Delta y} = \frac{AD+DB}{CD} = \cot \phi + \tan(\phi - \alpha) \\ &= \frac{\cos \alpha}{\sin \phi \cdot \cos(\phi - \alpha)} \end{aligned} \quad (1)$$

여기서 ϕ 는 전단각, α 는 工具上面傾斜角이다.

一般的으로 ϕ 와 α 의 값은 $\phi = 5^\circ \sim 30^\circ$, $\alpha = -10^\circ \sim 30^\circ$ 범위이므로 ϕ 가 커지면 γ 는 감소하고 α 가 커지면 ϕ 도 커져서 γ 는 감소하게 되는 경향임을 알 수 있다. 또한 전단면에 작용하는 전단응력 τ_s 와 수직응력 σ_N 는 다음과 같이 구할 수 있다.

$$\left. \begin{aligned} \tau_s &= \frac{F_s}{A_s} = \frac{(F_c \cos \phi - F_t \sin \phi) \sin \phi}{A_0} \\ \sigma_N &= \frac{F_N}{A_s} = \frac{(F_c \sin \phi + F_t \cos \phi) \sin \phi}{A_0} \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

여기서 F_s 및 F_N 는 전단면에 작용하는 전단력 및 수직력, A_s 는 전단면의 면적, A_0 는 절삭폭×절삭깊이이다. 또한 τ_s 를 이용하여 切削抵抗을 구하려면 다음식을 이용하면 된다.

$$\left. \begin{aligned} R &= \tau_s \cdot b \cdot t_1 / \sin \phi \cdot \cos(\phi + \beta - \alpha) \\ F_c &= \tau_s \cdot b \cdot t_1 \cos(\beta - \alpha) / \sin \phi \cdot \cos(\phi + \beta - \alpha) \\ F_t &= \tau_s \cdot b \cdot t_1 \sin(\beta - \alpha) / \sin \phi \cdot \cos(\phi + \beta - \alpha) \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

윗식에서 R 는 切削抵抗, F_c, F_t 는 主分力, 背分力,

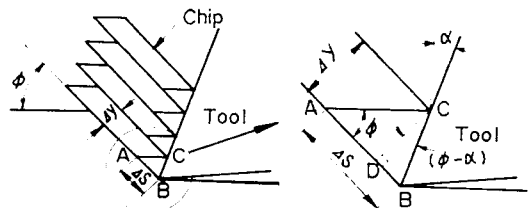


Fig. 1 Shearing strain (Piispanen)

β 는 工具傾斜面의 마찰각, t_1 은 절삭깊이, b 는 切削幅이다. 이와같이 공작물의 전단응력, 工具傾斜角 및 전단각을 알면 절삭저항을 예측할 수 있다.

切削에 소모되는 에너지는 전단하는데 요하는 단위 체적당의 전단에너지 W_s , 工具경사면에서 마찰을 이기는데 요하는 단위체적당의 마찰에너지 W_f , 切削할 때 새로운 표면적의 形成으로 인한 表面에너지 및 전단면을 통과할 때 運動量變化를 이끄는 運動量에너지로 구분되며 一般적으로 表面에너지와 運動量에너지는 극히 적으므로 전단에너지 W_s 와 마찰에너지 W_f 의 합을 切削에너지라고 한다. 절삭조건에 따라 다소 다르지만 전단에너지와 마찰에너지의 비율은 보통 70%와 30%로 配分된다⁽¹¹⁾. 따라서 切削에 所要되는 칩의 단위체적당 에너지 W 는 다음과 같이 구할 수 있다.

$$\begin{aligned}
 W &= W_s + W_f = \tau_s \gamma + \frac{F \gamma_c}{b t_1} \\
 &= \tau_s \{ \cot \phi + \tan(\phi - \alpha) \} + \frac{F \sin \phi}{A_0 \cos(\phi - \alpha)} \\
 &= \frac{F_c \sin \phi \cdot \cos \phi - F_s \sin^2 \phi}{A_0} \\
 &\quad \left\{ \frac{\cos \phi}{\sin \phi} + \frac{\sin(\phi - \alpha)}{\cos(\phi - \alpha)} \right\} \\
 &\quad + \frac{\sin \phi (F_s \cos \alpha + F_c \sin \alpha)}{A_0 \cos(\phi - \alpha)} = \frac{F_c}{A_0} \quad (4)
 \end{aligned}$$

式 (3)에 表示한 바와 같이 공작물의 전단응력 τ_s , 전단각 ϕ , 工具上面의 마찰각 β 및 工具傾斜角 α 의 關係가 明確하면 理論적으로 切削低抗을 구할 수 있다. 切削理論이라고 하면 주로 이들의 關係即 切削中에 있어 τ_s , $\phi = f(\alpha, \beta)$ 을 解明하는 理論이다. τ_s , $\phi = f(\alpha, \beta)$ 는 變形이 극히 급격하게 발생하는 전단영역의 彈性學의 問題라든가 工具傾斜面에 있어서 高壓力下의 마찰현상에 영향을 주는 것으로서 材料의 變形이라는 立場으로부터 檢討하므로써 研究가 進行된 事例가 많다. M.E. Merchant는 最小일량의 原理를 適用하여 切削方程式을 解明하였다. 即 材料를 完全塑性體라고 생각하고 전단응력 τ_s 가 전단면의 수직응력 σ_N 에 關係없이 一定하다고 하고 單位體積當 일량이 最小가 되는 方向으로 전단면이 형성된다고 생각한다. 이때 式 (3)으로부터 單位體積當 일량은⁽¹²⁾

$$W = \tau_s \cos(\beta - \alpha) / \sin \phi \cos(\phi + \beta - \alpha) \quad (5)$$

가 되며 $dW/d\phi = 0$ 일 때의 전단각 ϕ 를 구하면

$$\left. \begin{aligned}
 dW/d\phi &= \frac{-\tau_s \cos(2\phi + \beta - \alpha)}{\sin^2 \phi \cos^2(\phi + \beta - \alpha)} \\
 \cos(2\phi + \beta - \alpha) &= 0 \\
 2\phi + \beta - \alpha &= 90^\circ \\
 \phi &= \frac{\pi}{4} - \frac{\beta}{2} + \frac{\alpha}{2}
 \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

가 되며 式 (6)을 Merchant의 第一方程式이라고^(13,14) 한다.

그러나 完全塑性體가 아닌 一般金屬材料에서는 내부 마찰⁽¹⁵⁾로 인하여 ϕ 의 값이 $(\frac{\pi}{4} - \frac{\beta}{2} + \frac{\alpha}{2})$ 보다 작아지며 이는 전단응력 τ_s 가 수직응력 σ_N 의 영향을 받는다 고 생각하여 다음과 같은 식을 設定하였다.

$$\tau_s = \tau_0 + k \sigma_N \quad (7)$$

여기서 τ_0 는 σ_N 가 零일 때의 τ_s 로서 이 값은 대략 降伏點의 응력과 같고, k 는 Fig. 2에서 직선의 기울기이다.

切削力의 二次元 切削線圖로부터

$$\sigma_N = \tau_s \cdot \tan(\phi + \beta - \alpha) \quad (8)$$

가 되며 이를 式 (7)에 代入하면

$$\tau_s = \tau_0 / \{1 - k \tan(\phi + \beta - \alpha)\} \quad (9)$$

가 된다. 따라서 式 (5)를 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$\begin{aligned}
 W &= \tau_0 \cos(\beta - \alpha) / \{1 - k \tan(\phi + \beta - \alpha)\} \\
 &\quad \sin \phi \cos(\phi + \beta - \alpha) \quad (10)
 \end{aligned}$$

여기서 W 가 最小가 되는 ϕ 中 구하기 위하여 $dW/d\phi = 0$ 를 풀면

$$\left. \begin{aligned}
 \cot(2\phi + \beta - \alpha) &= k \\
 2\phi + \beta - \alpha &= \cot^{-1} k = C
 \end{aligned} \right\} \quad (11)$$

가 얻어진다. 이러한 $\cot^{-1} k = C$ 를 切削定數라고 하며 Merchant의 第2의 切削方程式이라고 한다.

切削定數 C 의 意味는 Fig. 2에서와 같이 $\tau_s - \sigma_N$ 線圖에 있어서의 勾配이며 그림으로부터

$$\beta' = \tan^{-1}(\tau_s / \sigma_N) = \frac{\pi}{2} + \phi - C \quad (12)$$

가 된다. 여기서 $k=0$ 이면 第一方程式의 結果와 一致한다. 一般적으로 金屬을 切削할 때는 C 의 값이 $\frac{\pi}{2}$ 보다 작은 값을 나타내고 있으며 이는 τ_s 의 값이 σ_N 의 영역을 받아 直線적으로 增加하고 있음을 의미한다.

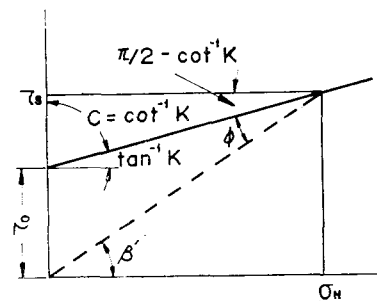


Fig. 2 Machining constant

3. 實驗方法

3.1 試片製作

本 實驗에 使用한 試片은 500 KVA 의 1.5 ton 酸性 低周注誘導爐에서 용해하여 1550°C에서 CaC₂로 脫黃한 후 1.5 wt % OGRC(46.3% Si, 3.75% Ca, 10.5% Mg, —Rare earth metal)로 球狀化處理를 하였고, Fe—Si(75%)로서 接種하였으며 래들에 S, 0.1 wt % 첨가하여 1350°C에서 기포와 수축을 피하기 위하여 500×50×50 mm의 角柱狀으로 砂型鑄鐵하였다. Table 1은 試片의 化學的 成分이다.

Table 1 Chemical composition of nodular cast iron (wt %)

C	Si	Mn	Mg	P	S
3.6	2.4	0.4	0.046	0.027	0.028

이들 試片을 제 1 단 어니일링 (920°C×5 hr. 爐冷) 및 제 2 단 어니일링 (920°C×5 hr. —750°C×6 hr. 爐冷)을 하여 基地組織을 變化시켰으며 Fig. 3은 鑄放狀態의 試片(P₁), 제 1 단 어니일링한 試片(P₂) 및 제 2 단 어니일링한 試片(P₃)의 현미경조직이다. Table 2는 試片 P₁, P₂ 및 P₃의 基地組織 및 機械的 性質이다.

Table 2에 表示된 基地組織은 顯微鏡像處理裝置 (LUZEX-500 NIRECO)를 사용하여 分析하였으며 切削試片은 2次元切削을 하기 위하여 外徑 φ40 mm, 두께 2 mm, 길이 200 mm(φ40×2×200 mm)인 中공원통으로 加工하였다.

3.2 切實試驗

切削實驗은 精密高速旋盤(3 HP, Takisawa Industries Ltd. Co. Japan)으로 二次元切削을 하였고, 切削力은 工具動力計(500×300×200 kg, Kyowa Electronics Instruments Co. Japan)와 動的變形率增幅器(Kyowa Electronics Instruments Co. Japan)을 사용하여 主分力과

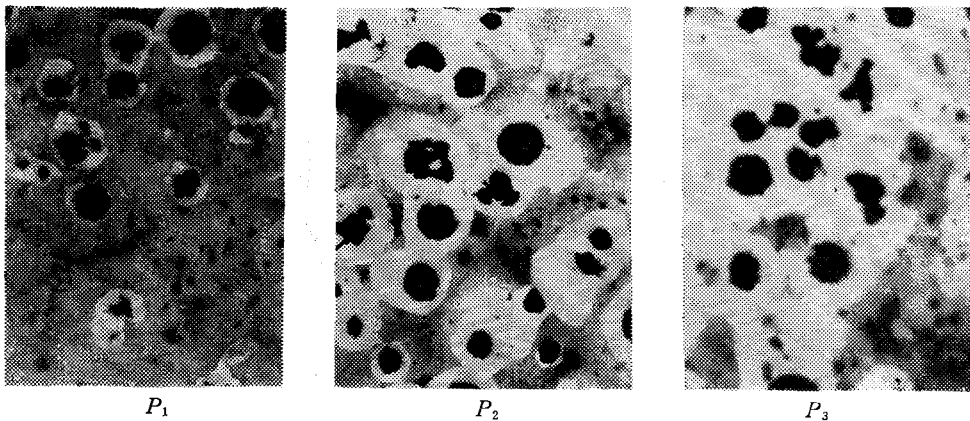


Fig. 3 Microstructure of test piece(×200)

Table 2 Matrix and mechanical properties of test piece

Sample	Matrix(%)			Mechanical properties			
	Graphite	Ferrite	Pearlite	Yield stress (kg/mm ²)	Tensile strength (kg/mm ²)	Elongation (%)	Nardness H _B
P ₁	7.62	28.88	63.5	—	61.72	6	268
P ₂	8.10	49.7	42.2	39.3	56.59	8	217
P ₃	6.44	71.26	22.3	33.6	53.45	10.5	187

Table 3 Cutting tool angle (deg.)

Back rake angle	Side rake angle	End relief angle	Side relief angle	End cutting edge angle	Side cutting edge angle	Nose radius (mm)
0, 10	6	6	8	8	0	0.5

背分力を測定하였다. 칩의 두께는 마이크로미터로 10회測定하여 그의 平均値로 결정하였으며 切削工具는 超硬合金(K 20 G₂, 規格 13×19×5 mm, W : 86.4, CO : 5.75, Ta : 2.0, C : 5.8%, H_{RC} 92)을 사용하였으며 工具角은 Table 3과 같이 研削하였다. 또한 切削力에 대한 工具마모의 영향을 적게 하기 위하여 試片 1개 切削때마다 工具를 교체하였다. 切削條件은 切削速度를 77.36 m/min.으로 一定히 하고 절삭깊이는 0.13, 0.16, 0.17, 0.19, 0.21 및 0.23 mm로 變化시켰고 切削油는 사용치 않았다.

4. 實驗結果 및 檢討

4.1 剪斷變形率과 剪斷應力

Fig. 4는 進단면에서 進단작용이 일어날 때 칩의 剪斷變形率을 式 (1)로부터 求하여 圖示하였다. 剪斷變形率은 進단각이 작고 ($\phi - \alpha$)의 값이 클수록 커지는 값으로서 그림에서 보는 바와 같이 剪斷變形率은 절삭깊이를 增加시키므로서 감소되고 있으며 같은 절삭조건에서는 페라이트基地가 많은 쪽일수록 다소 增加하고 있는 경향을 나타내고 있어 어니일링의 效果가 절삭기구의 進단변형율에 미치는 영향은 그다지 크지 않은 것으로 볼 수 있다. Fig. 5는 進단면에 작용하는 剪斷應력과 垂直應력의 값을 式 (2)로부터 求하여 圖示한 그림으로서 進단면에 작용하는 垂直應력은 절삭깊이를 증가시켜도 거의 一定한 값을 형성하고 있지만 Fig. 5에서 보는 바와 같이 절삭깊이를 0.13 mm로 했을 때는 P₂ 및 P₃가 P₁보다 28%나 적고 또 절삭깊이를 0.23 mm로 증가시켰을 때는 23%나 감소되고 있어 進단면에서 발생하는 垂直應력은 어니일링效果가 클

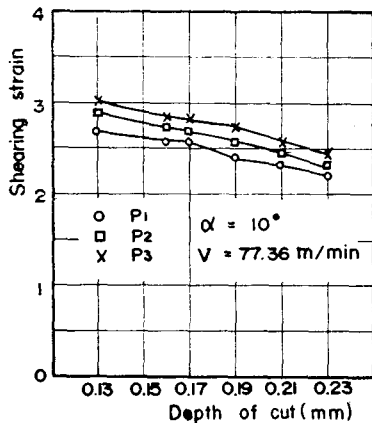


Fig. 4 Depth of cut vs. Shearing strain

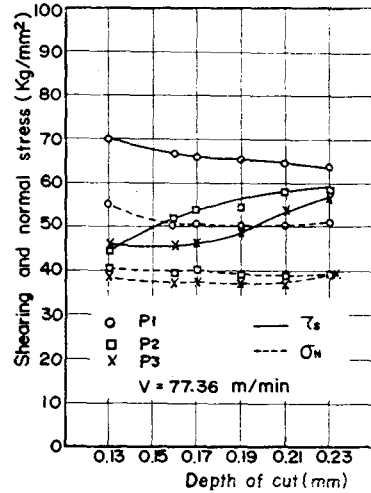


Fig. 5 Depth of cut vs. shering and Normal stress

을 알 수 있다.

그러나 P₂와 P₃의 差가 적은 것으로 보아 2단 어니일링效果는 그리 크지 않음을 알 수 있다.

剪斷應力은 페라이트基地가 적은 P₁에서는 절삭깊이가 클수록 약간 감소하며 P₂ 및 P₃는 增加하고 있음을 보여주고 있다. 이러한 현상은 페라이트基地가 增加하여 靱性이 크기 때문인 것으로 생각된다. 뿐만 아니라 절삭깊이 0.13 mm에서는 P₂ 및 P₃가 P₁보다 38%나 감소하고 절삭깊이 0.23 mm에서는 불과 10%밖에 감소치 않아 절삭깊이가 클수록 어니일링效果가 적음을 보여주고 있다. 또한 절삭깊이가 0.17 mm에서 P₃가 P₂보다 35%나 감소하여 2단 어니일링效果가 가장 커지고 있음을 알 수 있다.

Fig. 6 및 7은 페라이트 및 퍼얼라이트基地에 대한 進단應력의 變化를 圖示한 그림으로서 페라이트基地가 增加하고 퍼얼라이트基地가 감소함에 따라 進단應력과 수직應력이 감소하고 있음을 보여주고 있다. 특히 페라이트基地 50% 이상 또는 퍼얼라이트基地 45% 이하에서는 각 應력들의 값의 變化가 거의 없기 때문에 2단 어니일링을 할 필요가 없음을 알 수 있다.

4.2 切削에너지

칩의 單位體積當 切削에너지는 進단면을 형성하는 에너지와 칩의 運動量 에너지를 무시하면 進단에 소모되는 에너지와 마찰을 이기는데 요하는 에너지의 합으로 표시된다. Fig. 8는 절삭깊이의 變化에 대한 進단에너지와 마찰에너지를 式 (4)로부터 求하여 圖示하였다.

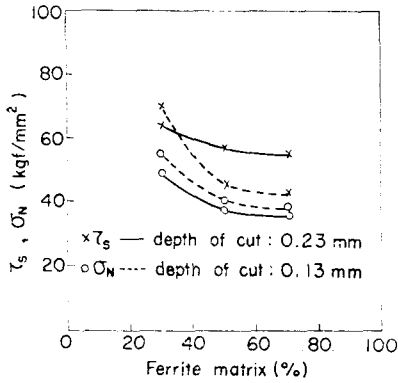


Fig. 6 τ_s and σ_N vs. ferrite matrix

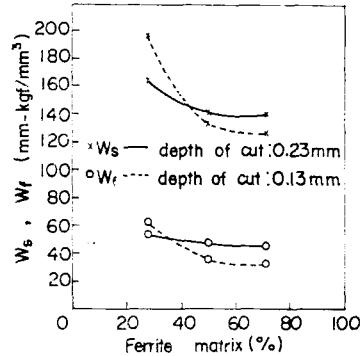


Fig. 9 W_s and W_f vs. ferrite matrix

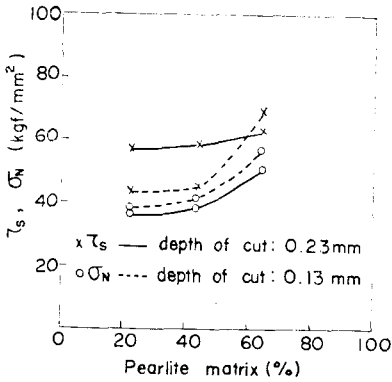


Fig. 7 τ_s and σ_N vs. pearlite matrix

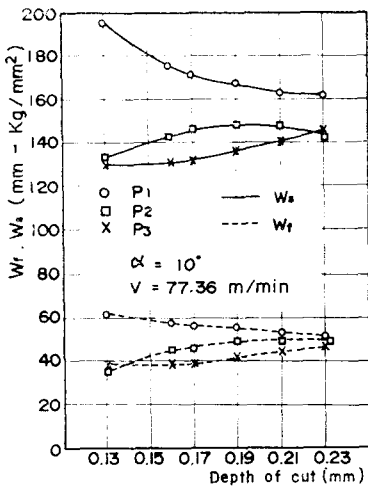


Fig. 8 Depth of cut vs. W_s and W_f

전단에너지는 전단응력과 전단변형율의 상승적으로서 P_1 에서는 절삭깊이가 증가함에 따라 감소하고 P_2 및 P_3 는 약간 증가하고 있다. 이러한 현상은 Fig. 5에서와 같이 전단응력의 변화와 거의 일치하고 있다. 특히 절삭깊이 0.13 mm에서 P_2 및 P_3 는 P_1 보다 33%나 감소하고 있으며 절삭깊이가 증가할수록 감소율이 낮아져 10% 이내로 떨어지고 있다. 마찰에너지 역시 같은 현상을 보이고 있으며 절삭깊이 0.13 mm에서 P_2 및 P_3 가 P_1 보다 40%정도 감소하고 0.23 mm에서는 그 감소율이 거의 없음을 볼 수 있다. 따라서切削에너지에 대한 어니링效果 即 基地組織의 영향은 輕切削에서 크고 重切削일수록 그效果가 적음을 알 수 있다. Fig. 9 및 10은 페라이트 및 퍼얼라이트基地에 대한 W_s 및 W_f 의 값을 圖示한 그림으로서 Fig. 6 및 7과 같이 페라이트基地 50%以上, 또는 퍼얼라이트基地 45%以下에서는 각 에너지의變化가 거의 없음을

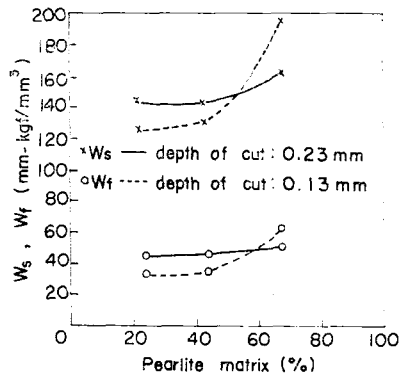


Fig. 10 W_s and W_f vs. pearlite matrix

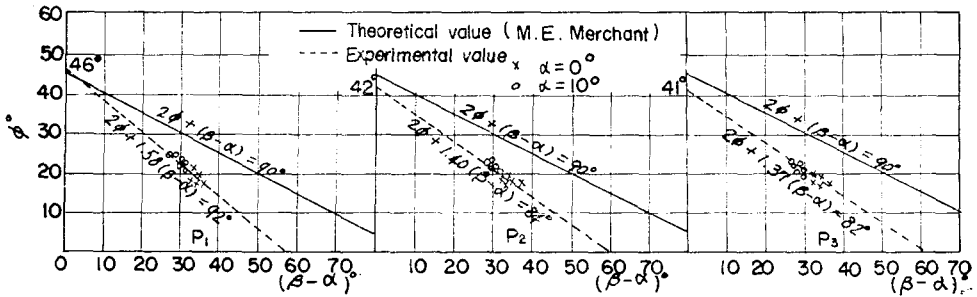


Fig. 11 Relation between ϕ and $(\beta-\alpha)$ ($V=77.36$ m/min)

알 수 있다.

4.3 ϕ 와 $(\alpha-\beta)$ 와의 關係 및 切削定數

Fig. 11은 α 의 값이 0° 및 10° 일 때 P_1, P_2 및 P_3 에 대한 ϕ 와 $(\beta-\alpha)$ 의 關係를 圖示한 그림이다. Fig. 11에서 實線인 $2\phi + (\beta-\alpha) = 90^\circ$ 는 完全塑性體에서 前단면에 수직응력의 영향을 받지 않고 前단응력만이 작용하여 前단되는 경우, 즉 前단하는 데에 最小에너지가 소모된다고 하는 M.E. Merchant의 理論式이다. 이때 前단하는 데에 最小에너지가 소모되는 ϕ 의 값은 $\phi = 45^\circ - \frac{\beta}{2} + \frac{\alpha}{2}$ 가 된다. 그러나 金屬과 같은 多結晶體를 切削할 경우에는 金屬內의 내부마찰에 의하여 수직응력이 작용하며 이러한 영향을 받아 前단응력은 式(7)과 같이 直線的으로 增加하게 된다. Fig. 11에서 P_1, P_2 및 P_3 에 대한 ϕ 와 $(\beta-\alpha)$ 와의 關係式은 各各 $2\phi + 1.58(\beta-\alpha) = 92^\circ$, $2\phi + 1.40(\beta-\alpha) = 84^\circ$ 및 $2\phi + 1.37(\beta-\alpha) = 82^\circ$ 로 나타났다. 이들의 切削方程式에서 完全塑性體인 경우에는 기울기가 1인데 비해 P_1 에서는 0.79, P_2 에서는 0.70 및 P_3 에서는 0.68로 나타났으며 $(\beta-\alpha)$ 의 값이 零일 때의 ϕ 값은 完全塑性體에서는 45° 인데 비해 P_1 에서는 46° , P_2 에서는 42° 및 P_3 에서는 41° 로서 페럴라이트基地가 많은 球狀黑鉛鑄鐵일수록 절삭할 때 내부마찰현상이 커짐을 알 수 있다.

Fig. 12은 절삭깊이가 變化할 때 前단면에 작용하는 前단응력과 수직응력의 값을 式(2)로부터 구하여 圖示한 그림으로서 P_1, P_2 및 P_3 에 대한 切削定數 C 의 값은 各各 $78^\circ, 70^\circ$ 및 68° 로 나타났으며 τ_s 가 零일 때의 τ_s 의 값, 즉 τ_0 의 값은 P_1 이 55 kg/mm², P_2 가 41 kg/mm² 및 P_3 는 32 kg/mm²로서 이들의 값은 Table 2에 있는 降伏應力の 값과 거의 一致하고 있음을 알 수 있다. Fig. 12에서 보는 바와 같이 페럴라이트基地가 많고 페럴라이트基地가 적을수록 前단응력은 수직응력

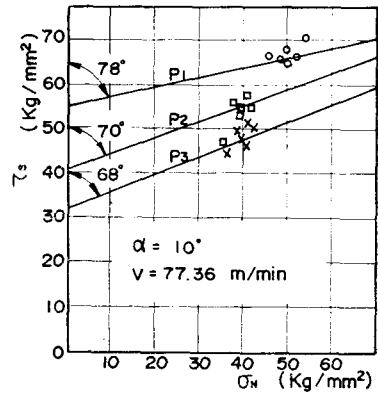


Fig. 12 Machining constant

의 영향을 많이 받고 있으며 切削定數의 값은 完全塑性體의 90° 에 가까워지고 있음을 알 수 있다.

5. 結 論

球狀黑鉛鑄鐵을 2 단으로 어니일링하여 基地組織을 變化시킨 다음 旋削에서 二次元切削을 하여 基地組織에 따라 여러가지 切削性을 實驗檢討한 結果 다음과 같은 結論을 얻었다.

- (1) 剪斷變形率은 절삭깊이가 增加함에 따라 감소하고 있으며 페럴라이트基地가 많은 球狀黑鉛鑄鐵일수록 약간 증가하고 있다.
- (2) 剪斷應力은 절삭깊이가 增加함에 따라 P_1 은 약간 감소하나 P_2 및 P_3 는 增加하는 경향을 보이고 있으며 절삭깊이가 적을 때가 클때보다 어니일링效果가 크다.
- (3) 切削에너지는 절삭깊이가 增加할수록 감소하며 어니일링效果는 절삭깊이가 적을 때보다 클 때가 그效果가 작다.
- (4) P_1, P_2 및 P_3 에 대한 切削方程式과 切削定數는

다음과 같고 切削定數의 값은 페라이트基地가 많아질 수록 약간 감소하고 있다.

$$P_1; 2\phi + 1.58(\beta - \alpha) = 92^\circ, C = 78^\circ$$

$$P_2; 2\phi + 1.40(\beta - \alpha) = 84^\circ, C = 70^\circ$$

$$P_3; 2\phi + 1.37(\beta - \alpha) = 82^\circ, C = 68^\circ$$

參 考 文 獻

- (1) H. Morrogh, W.J. Williams; J. Iron and Steel Instit. Vol. 155, p. 321, 1947
- (2) H. Morrogh, W.J. Williams; J. Iron and Steel Instit. Vol. 156, 1948
- (3) A.P. Gagnebin; Iron Aage, Feb., 1949
- (4) A.P. Gagnebin, K.D. Mills; Iron Aage, 163, 1949
- (5) 金水泳; "Pearlite 基地 球狀黑鉛鑄鐵製造에 관한 研究", 金屬學會誌, 第 14 卷, 第 1 號, pp. 87~95, 1976
- (6) 金水泳; "球狀黑鉛鑄鐵에서의 接種效果에 대하여" 金屬學會誌, 第 11 卷, 第 1 號, pp. 24~33, 1973
- (7) 草川; 鑄研報告 11, 1962
- (8) 草川; 鑄研報告 25, 1971
- (9) 岡林邦夫; "球狀黑鉛鑄鐵의 機械的 特性(I)", 金屬學會誌, 第 17 卷, 第 5 號, pp. 428~437, 1979
- (10) 岡林邦夫; 球狀黑鉛鑄鐵의 機械的 特性(II), 金屬學會誌, 第 18 卷, 第 1 號, pp. 61~62, 1980
- (11) 小野二外 3 人; "理論切削工學", 現代工學社, p. 50, 1979
- (12) S. Kobayashi, E.G. Thomsen; "Metal Cutting Analyser I", Trans of the ASME, pp. 63~70, 1962
- (13) M.C. Show, N.H. Cook, I. Finnill; "The Shear-Angle Relationship in Metal Cutting" Trans. of the ASME, pp. 273~287, 1953
- (14) S. Kobayashi, E.G. Thomsen; "Metal Cutting Analyser II" Trans, of the ASME, pp. 71~80, 1962
- (15) E.H. Lee, B.W. Shaffer; The Theory of plasticity Applied to a Problem of Machining, J. of Applied Mechanics, pp. 405~406, 1951