大韓機械學會論文集 第10卷 第6號, pp. 807~813, 1986.

<論 文>

球狀黑鉛鑄鐵의 基地組織이 切削性에 미치는 영향(Ⅰ)

——切削抵抗, 切削比 및 剪斷角을 中心으로——

成 煥 泰*·安 相 郁**

(1986年 4月 28日 接受)

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

——Cutting Force, Cutting Ratio and Shear Angle——

Hwan Tae Sung and Sang Ook An

Key Words: Nodular Graphite Cast Iron(球狀黑鉛鑄鐵), Cutting Force(切削力), Cutting Ratio(切削比), Shear Angle(剪斷角), Friction Force(마찰력)

Abstract

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

(1) As depth of cut increases, the cutting ratio and the shear angles tend to slightly increase, and as the containing quantity of ferrite matrix increases, they slightly decrease.

(2) As depth of cut increases, the cutting force increases in an approximate straight line, and as the containing quantity of ferrite matrix increases, they decreases and the decreasing rate is about 20~30%.

(3) As the containing quantity of ferrite matrix increases, the friction force acting on the tool face decreases and the decreasing rate is about 34~40% in case of the lower depth of cut, but in case of the higher depth of cut the decreasing rate is very small.

(4) Both shearing force and vertical force show a lineal increases, and according as ferrite matrix increases there is a decrease by 25% in shearing force and a 12~25% decrease in vertical force.

(5) Shearing speed and chip flow speed keep almost a constant value irrespective of matrix.

* 正會員, 慶熙大學校 工科大學 機械工學科
** 正會員, 仁荷大學校 工科大學 機械工學科

1. 緖 論

球狀黑鉛鑄鐵은 H. Morrogh와 W.J. Williams[1,2]가 처음으로 회주철에 Ce을 첨가하여 주조하였고 그 후 A.P. Gagnebin[3,4]이 Mg를 첨가하여 片狀黑鉛을 球狀黑鉛으로 주조한 것이 처음이다. 이러한 球狀黑鉛鑄鐵은 여러가지 처리를 하므로써 機械的 性質이 鑄鋼과 비슷한 性質을 갖고 있기 때문에 工業材料로서의 使用영역이 해가 갈수록 增加하고 있다. 또한 最近에는 球狀黑鉛鑄鐵의 材質高級化를 위하여 合金元素를 첨가해서 基地組織을 變化시키므로서 보다 높은 延伸率과 勒性이 좋은 鑄鐵의 開發을 시도하고 있다. 球狀黑鉛鑄鐵은 비교적 最近에 많이 이용되는 材料이기 때문에 그의 切削性에 關한 硏究는 그리 많지 않다. Trigger-Zylstra-Chao[5]가 旋削에서 切削力을 測定하여 工具側面과 공작물 사이에서 流出되는 工具側面 付着物(Flank Built-up)을 調査檢討 하였고, Katsundo Hitomi-George L. Thuering[6]이 切削力과 所要動力을 測定해서 工具의 性能 및 工具側面의 付着物現象에 대하여 고찰하였다. 또한 Kazuyuki Kikuchi[7]는 드릴링에서 切削抵抗, 工具壽命 및 加工精密度등 切削性을 檢討하였다. 그러나 열처리에 의하여 基地組織을 變化시켜 切削性을 檢討한 硏究는 그리 많지 않다.

따라서 本 硏究에서는 國內에서 生産되고 있는 球狀黑鉛鑄鐵을 二段으로 어니일링하여 基地組織을 3가지 (p_1 : 28.88% 페라이트, 63.5% 퍼얼라이트, p_2 : 49.7% 페라이트, 42.2% 퍼얼라이트, p_3 : 71.26% 페라이트, 22.3% 퍼얼라이트)로 變化시켜 旋削에서 二次元切削實驗을 실시하여 基地組織에 따라 諸切削性(切削力, 切削比, 剪斷角 및 칩의 흐름速度)을 比較檢討 하므로서 어니일링效果가 切削性에 미치는 영향을 檢討 硏究하였다.

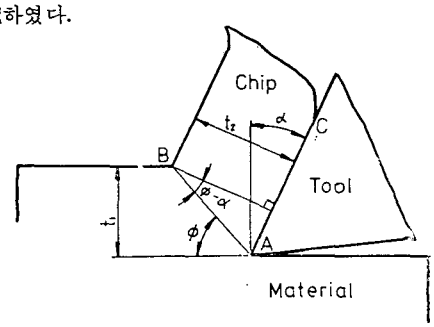

Fig. 1 Cutting model

2. 關聯理論[8,9]

Fig. 1과 같이 旋盤으로 二次元切削을 할때 切削幅이 一定하면 다음과 같이 切削比를 구할 수 있다.

$$r_c=\frac{t_1}{t_2}=\frac{L_2}{L_1}=\frac{\sin\phi}{\cos(\phi-\alpha)} \tag{1}$$

윗식에서 t_1 ; 切削깊이, t_2 ; 칩의 두께, L_1 ; 工作物 원주의 길이, L_2 ; 칩의 길이, ϕ ; 전단각, α ; 工具경사각, r_c ; 切削比이다. 따라서 剪斷角 ϕ는 다음 식으로 구할 수 있다.

$$\phi=\tan^{-1}\frac{r_c\cos\alpha}{1-r_c\sin\alpha} \tag{2}$$

Fig. 2는 二次元切削을 할 때 각종 힘의 平衡關係를 表示한 그림이다. 그림에서 主分力 F_c와 背分力 F_t를 工具動力計로 測定되면 전단력 F_s, 수직력 F_n, 마찰력 F, 및 법선력 N이 다음 式으로부터 구할 수 있다.

$$\left.\begin{aligned} F_s&=F_c\cos\phi-F_t\sin\phi\\ F_n&=F_c\sin\phi+F_t\cos\phi\\ F&=F_c\sin\alpha+F_t\cos\alpha\\ N&=F_c\cos\alpha-F_t\sin\alpha \end{aligned}\right\} \tag{3}$$

또한 工具傾斜面으로 칩이 흘러 갈때 工具傾斜面과 칩사이에서 일어나는 마찰계수 μ는 다음 式으로 구할 수 있다.

$$\mu=\tan\beta=\frac{F}{N}=\frac{F_c\tan\alpha+F_t}{F_c-F_t\tan\alpha} \tag{4}$$

윗식에서 β는 마찰각이다.

Fig. 3에서와 같이 切削速度 V_c, 칩의 흐름速度 V_f

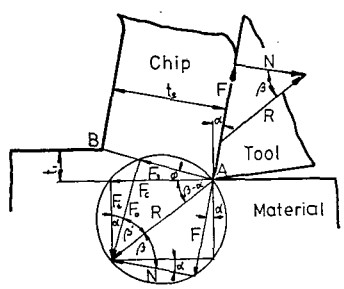

Fig. 2 Basic relation of the cutting force

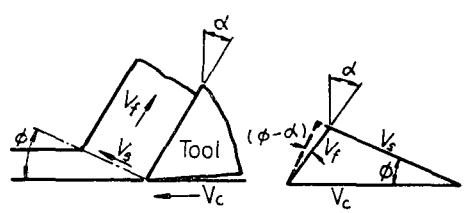

Fig. 3 Speed components in cutting zone

및 전단면에서의 전단速度 V_s 사이에서는 연속의 조건으로부터 다음 관계가 성립된다.

$$V_f=\frac{\sin\phi}{\cos(\phi-\alpha)}\cdot V_c \quad (5)$$

$$V_s=\frac{\cos\alpha}{\cos(\phi-\alpha)}\cdot V_c \quad (6)$$

3. 實驗方法

3.1 試片製作

本 實驗에 사용한 試片은 500 KVA의 1.5 ton 酸性抵周波誘導爐에서 용해하여 1,550°C에서 CaC_2로 脫黃한 후 1.5wt% 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 Sn 0.1wt% 첨가하여 1,350°C에서 기포와 수축을 피하기 위하여 500×50×50mm의 角柱狀으로 砂型鑄造하였다. Table 1은 試片의 化學的 成分 組成比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×5hr. 爐冷) 및 제 2 단 어니일링(920°C×5hr.-750°C×6hr. 爐冷)을 하여 基地組織을 變化시켰으며 Fig. 4는 鑄放狀態의 試片(p_1), 제 1 단 어니일링한 試片(p_2) 및 제 2 단 어니일링한 試片 (p_3)의 현미경조직이다.

Table 2는 試片 p_1, p_2 및 p_3의 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 二次元切削을 하기 위하여 外徑 ϕ40mm, 두께 2mm, 길이 200mm(ϕ40×2×200mm)인 중공원통으로 가공하였다.

3.2 切削實驗

切削實驗은 精密高速旋盤(3HP, TAKISAWA INDUSTRIES LTD. Co. JAPAN)으로 二次元切削을 하였고 切削力은 工具動力計(500×300×200kg, 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 背分力을 測定하였다. 切削比를 구하기 위하여 칩의 두께를 마이크로메터로 10回 測定하여 그의 平均値로 결정하였다. 切削工具는 超硬合金(K_2OG_2, 規格 13×19×5mm,

Fig. 4 Microstructure of test piece(×200)

Table 2 Matrix and mechanical properties of test piece

	Matrix (%)			Mechanical properties			
Sample	Graphite	Ferrite	Pearlite	Yield stress (kg/mm²)	Tensile strength (kg/mm²)	Elongation(%)	Hardness H_b
P_1	7.62	28.88	63.5		61.72	6	269
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

W ; 86.4, Co ; 5.75, T_a ; 2.0%, C ; 5.8%, H_{Rc} ; 92)을 사용하였고, 工具角은 Table 3과 같이 硏削하였으며 切削力에 대한 工具마모의 영향을 적게하기 위하여 試片 1개 절삭때마다 工具를 교체하였다. 切削條件은 切削速度를 77.36m/min으로 一定히 하고 절삭깊이는 0.13, 0.16, 0.17, 0.19, 0.21 및 0.23mm로 變化시켰고 切削油는 사용치 않았다.

4. 實驗結果 및 檢討

4.1 切削比와 剪斷角

Fig. 5는 切削速度를 77.36m/min로 一定히하고 절삭깊이를 變化시켜 切削했을 때 切削比의 값을 式 (1)로부터 구하여 圖示한 것이다. 전단면의 길이가 증가하고 전단각이 작아지면 칩의 두께가 커져서 절삭비는 감소하게 된다. Fig. 5에서 보는 바와 같이 切削比는 절삭깊이가 증가함에 따라 P_1, P_2 및 P_3 순으로 약간 증가하고 있으며 基地組織중 페라이트量이 많을수록 감소하고 있음을 알 수 있다. 이러한 현상은 페라이트量이 증가하여 勒性이 클수록 전단각이 작아지며 전단면의 길이가 증가하여 칩의 두께가 약간 증가하고 있기 때문이라고 생각된다.

전단각은 工具傾斜角 α와 切削比 r_c와의 函數로서 α가 一定할때 切削比에 비례하는 값이다. Fig. 6은 절삭깊이의 變化에 대한 전단각의 변화 값을 式 (2)로부터 구하여 圖示한 것이다. Fig. 6에서 보는 바와 같이 전단각은 절삭깊이가 증가함에 따라 P_1, P_2 및 P_3 순으로 약간 증가하고 있으며 切削比와 마찬가지로 페라이트量이 많을수록 다소 감소되고 있는 경향이다.

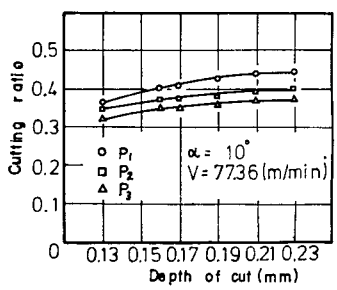

Fig. 5 Depth of cut vs. cutting ratio

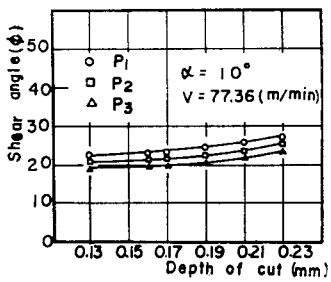

Fig. 6 Depth of cut vs. shear angle

즉 勒性이 많을수록 전단각은 작아지나 어니일링效果는 그리 크지 않음을 보여주고 있다.

4.2 切削力과 마찰력

Fig. 7은 切削速度를 一定하게 하였을때 절삭깊이의 變化에 대한 主分力과 背分力을 工具動力計로 測定하여 圖示한 것으로서, 主分力과 背分力은 다같이 절삭깊이가 증가함에 따라 P_1, P_2 및 P_3 순으로 거의 直線的으로 증가하고 있으며 主分力은 절삭깊이의 크기에 관계없이 平均的으로 P_2 및 P_3가 鑄放狀態인 P_1보다 각각 20%, 25% 감소하고 있으며 背分力은 절삭깊이가 0.13mm에서 P_2 및 P_3가 P_1보다 33%, 40% 감소하고 있어 절삭깊이가 클수록 감소율이 작아지고 있

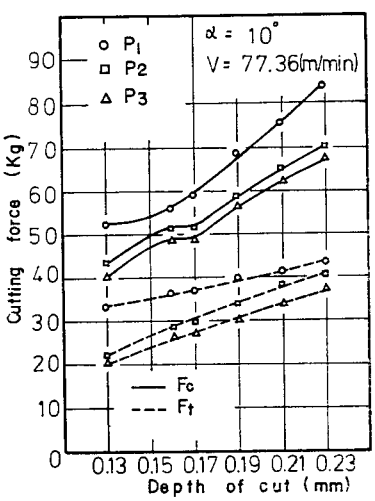

Fig. 7 Depth of cut vs. cutting force

음을 알 수 있다.

Fig. 8 및 Fig. 9는 페라이트 基地와 퍼얼라이트 基地에 대한 主分力과 背分力의 크기를 圖示한 것으로서 切削力은 페라이트量이 많을수록, 퍼얼라이트量이 적을수록 감소하고, 있으며 특히 페라이트量이 50% 이상에서는 감소율이 작아지고 있고 퍼얼라이트量이 40% 이상에서 급증하고 있음을 보여주고 있다. 이러한 현상은 球狀黑鉛鑄鐵의 基地組織이 어니일링을 함으로써 페라이트 基地가 증가하여 硬度 및 引張强度가 떨어지기 때문인 것으로 생각되며, P_2와 P_3의 切削力差가 작은 것으로 보아 2단 어니일링의 效果는 그다지 크지 않음을 보여주고 있다.

工具傾斜面에 작용하는 마찰력과 법선력을 式 (3)으로부터 구하여 Fig. 10에 圖示하였다. 그림에서 보는 바와 같이 마찰력과 법선력은 절삭깊이가 증가함에 따라 다같이 증가하고 있으며 절삭깊이 0.13mm에서 마찰력은 P_2 및 P_3가 P_1보다 33%, 35%나 감소하고 있고 절삭깊이가 증가할수록 그 감소율이 낮아지고 있다. 그와 반대로 법선력은 절삭깊이가 큰쪽 즉 0.23mm에서 P_2 및 P_3가 P_1보다 20%, 22% 감소하고 있다. 또한 P_1에 있어서 마찰력과 법선력의 크기로 보아 工具傾斜面과 칩사이에서 일어나는 摩擦係數는 약간 감소하고 있음을 알 수 있고 절삭깊이가 클수록 마찰력의 差가 적음을 알 수 있다.

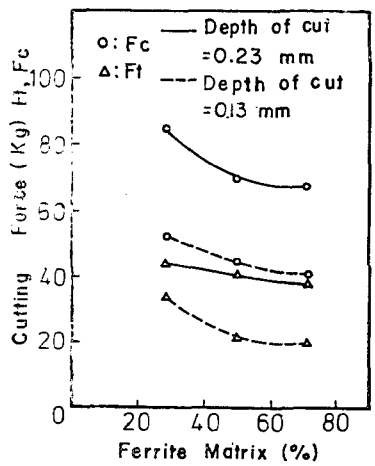

Fig. 8 Cutting force vs. ferrite matrix (V=77.36m/min, α=10°)

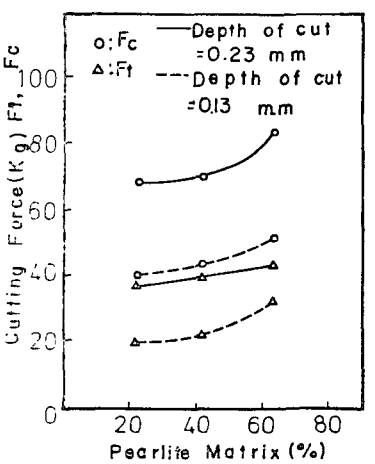

Fig. 9 Cutting forcevs. pearlite matrix (V=77.36m/min, α=10°)

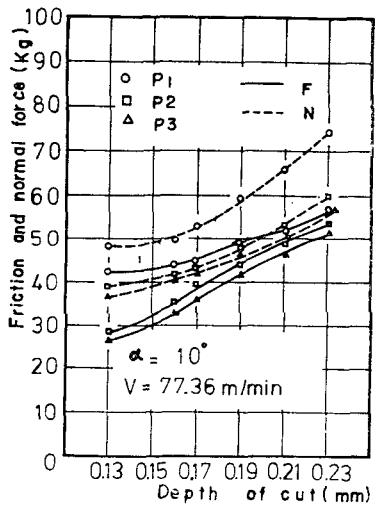

Fig. 10 Depth of cut vs. friction and normal force

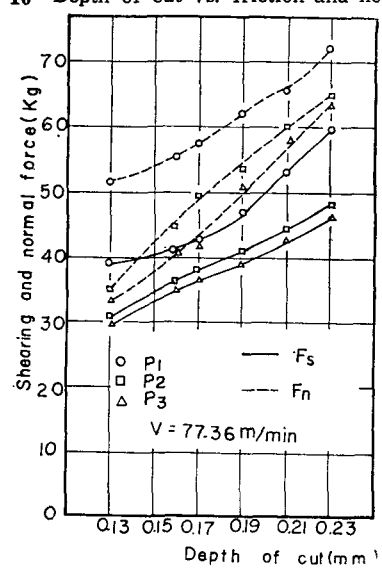

Fig. 11 Depth of cut vs. shearing and normal force

4.3 전단력과 전단속도

Fig. 11는 전단면에 작용하는 전단력과 수직력의 값을 式(3)으로부터 구하여 圖示한 그림으로서 이들 두 힘은 절삭깊이가 증가함에 따라 다같이 증가하고 있다 전단력에 있어서는 절삭깊이의 크기에 관계없이 P_2 및 P_3가 P_1보다 대략 25% 정도 감소하고 있으며 수직력에 있어서는 절삭깊이 0.13mm에서 25%, 절삭깊이 0.23mm에서 12% 정도 감소하여 重切削일수록 어니일링效果가 적음을 알 수 있다. 또한 Fig. 11에서 전단력보다 수직력이 크게 나타나는 현상은 금속의 내부마찰이 크게 일어나기 때문이며, 전단면에 생기는 전단응력은 수직응력의 영향을 받아 전단하는데 소모되는 切削에너지가 증가하게 되고 이러한 현상은 重切削일수록, 퍼얼라이트量이 많을수록 심할 것으로 예상된다. Fig. 12 및 Fig. 13은 페라이트基地 및 퍼얼라이트基地에 대한 전단력과 수직력의 값을 圖示한 그림으로서 페라이트量이 감소할수록, 전단력과 수직력은 감소하고 있다. 또한 페라이트量이 40% 이상에서, 퍼얼라이트量이 40% 이하에서는 그 감소율이 적음을 볼수 있으며 이러한 현상은 2단 어니일링 效果가 크지 않음을 보여주고 있다.

Fig. 14는 전단면에서 전단되는 속도와 칩이 工具傾斜面을 따라 흐르는 속도를 式 (5) 및 (6)으로부터 구하여 圖示한 그림으로서 칩의 흐름속도는 절삭깊이가 증가함에 따라 약간 커지는 경향을 보이고 있으나 전단속도는 거의 一定한 값을 나타내고 있다. 칩의 두께는 一般的으로 切削깊이 보다 두꺼우므로 칩이 工具傾

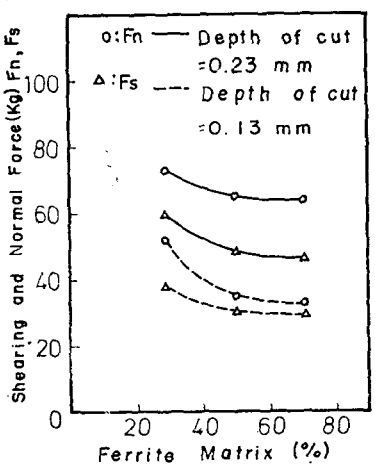

Fig. 12 Shearing and normal force vs. ferrite matrix (V=77.36m/min, α=10°)

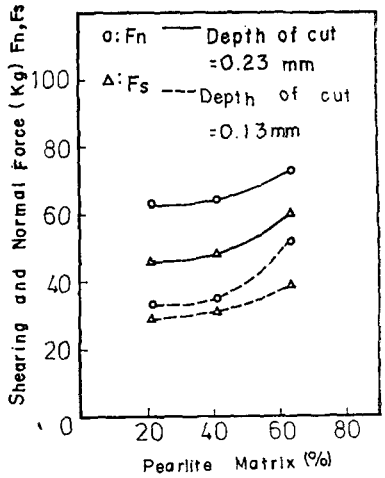

Fig. 13 Shearing and normal force vs. pearlite matrix (V=77.36m/min, α=10°)

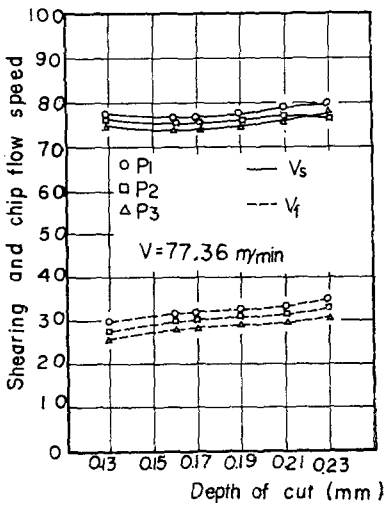

Fig. 14 Depth of cut vs. shearing and chip flow speed

斜面을 따라 흘러갈때 칩의 흐름속도는 切削速度보다 느리며 그림에서 대략 切削速度의 40~50%로 나타났다. 전단속도는 α가 零에 가까울수록 커지는 값으로서 이 경우 (α=10°)에는 切削速度의 크기와 거의 비슷한 값을 나타내고 있으며 칩의 흐름速度와 전단速度는 基地組織의 영향 즉 어니일링效果가 거의 없음을 보여주고 있다.

5. 結 論

球狀黑鉛鑄鐵을 2단으로 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 결과 다음과 같은 結論을 얻었다.

(1) 切削比와 剪斷角은 절삭깊이가 增加할수록, 페라이트量이 감소할수록 약간 증가하고 있다.

(2) 主切削力과 背分力은 절삭깊이가 증가할수록, 페라이트量이 감소할수록 증가하고 있으며 2단 어니일링效果가 극히 적음을 알 수 있다.

(3) 工具傾斜面에 작용하는 마찰력은 페라이트量이 많을수록 34~40% 정도 감소하며 절삭깊이가 클수록 그 차가 작아지고 있다.

(4) 전단력과 수직력은 페라이트量이 증가함에 따라 감소하고 있으며 重切削일수록 어니일링效果가 작아지고 있다.

(5) 전단속도와 칩흐름속도는 절삭깊이 및 基地組織에 關係없이 거의 一定한값을 가지고 있다.

參 考 文 獻

(1) H. Morrogh, W.J. Willams; JISI, 155, pp. 321, 1947

(2) H. Morrogh, W.J. Williams; JISI 156, 1948

(3) A.P. Gagnebin; Iron Age, 162, 1948

(4) A.P. Gagnebin, K.D. Mills; Iron Age, 163 Feb. 1949

(5) K.J. Trigger, L.B. Zylstra, B.T. Chao; "Tool Force and Tool Chip Adhesion in the Machinability of Nodular Cast Iron", Trans. ASME, Vol. 74, 1952

(6) Katsundo Hitomi, Geoge L. Thuering; "Machinability of Nodular Cast Iron", Trans. JSME, Vol. 28, No. 190, p. 1909, 1961

(7) Kazuyuki Kikuchi; "Machinability of Spheroidal Graphite Cast Iron in Drilling", IMONO, Vol. 55, No. 8, pp. 479, 1983

(8) M.E. Merchant; "Mechanics of Metal Cutting, Journal of Applied Physics", Vol. 16, No. 5, pp. 267~273, 1945

(9) M.C. Shaw, N.H. Cook, I. Finnie; "The Shear-Angle Relationship in Metal Cutting", Trans. ASME, pp. 273~287, 1953