

切削力法則의 擴張

11-1 基本因子의 관계

11-1-1 확장된 切削力法則의 導出

移送 f 와 물림깊이 d 가 독립된 量으로 표시되는 比切削力의 일반식은 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$k_s = \frac{C_1}{f^u \cdot d^w} \quad (170)$$

여기에서 C_1 은 $f=1.0$ in 및 $d=1.0$ in 일 때의 比切削力에 해당하는 常數이다. 앞의 切削速度法則의 導出에서 이미 지적한 바와 같이(8장 8-3 및 Fig. 87 a, b 참조) 실제에는 chip 斷面積이 1 in^2 이 될 수 없으므로, 위에서 정의한 C_1 의 量은 존재할 수 없다. 식 (129)에서와 같이 細長比 $G=5:1$ 및 chip 斷面積 $A=\frac{1}{1000} \text{ in}^2$ 에 적용되는 常數 C_p 로 C_1 을 대치하면

$$k_s = \frac{C_1}{f^u \cdot d^w} = \frac{C_1}{0.0141^u \times 0.0707^w} = C_p$$

$$\begin{aligned} \therefore C_1 &= C_p \times 0.0141^u \times 0.0707^w \\ &= C_p \cdot f_0^u \cdot d_0^w \end{aligned}$$

단, $f_0=0.0141$, $d_0=0.0707$ [식 (126) 및 식 (127) 참조]이다.

$$\therefore k_s = \frac{C_p \cdot f_0^u \cdot d_0^w}{f^u \cdot d^w} \quad (171)$$

이상과 같이 切削力擴張法則은 切削速度擴張法則과 일관되고, 양자가 모두 $A=\frac{1}{1000} \text{ in}^2$ 및 $G=(5:1)$ 이라는 동일 常數에 근거하고 있다.

$$\begin{aligned} f_0^u \cdot d_0^w &= \left(\frac{A_0}{G_0} \right)^{\frac{u}{2}} \cdot \left(A_0 \cdot G_0 \right)^{\frac{w}{2}} \quad [\text{식 (122) ~ 식 (125) 에 의함}] \\ &= A_0^{\frac{u+w}{2}} \cdot G_0^{\frac{w-u}{2}} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
&= A_0^{\frac{u+w}{2}} \cdot G_0^{-\frac{u-w}{2}} \\
&= A_0^{z_p} \cdot \frac{1}{G_0^{g_p}} \\
&= \left(\frac{1}{1000}\right)^{z_p} \cdot \frac{1}{5^{g_p}} \\
\therefore k_s &= \frac{C_p \cdot f_0^u \cdot d_0^w}{f^u \cdot d^w} \\
&= C_p \cdot \frac{1}{1000^{z_p}} \cdot \frac{1}{5^{g_p}} \cdot \frac{1}{f^u \cdot d^w} \\
&= C_p \cdot \frac{1}{1000^{z_p}} \cdot \frac{1}{5^{g_p}} \cdot \frac{1}{\left(\frac{A}{G}\right)^{\frac{u}{2}} \cdot (A \cdot G)^{\frac{w}{2}}} \\
&= C_p \cdot \frac{1}{1000^{z_p}} \cdot \frac{1}{5^{g_p}} \cdot \frac{G^{\frac{u-w}{2}}}{A^{\frac{u+w}{2}}} \\
&= C_p \cdot \frac{1}{1000^{z_p}} \cdot \frac{1}{5^{g_p}} \cdot \frac{G^{g_p}}{A^{z_p}} \\
&= \frac{C_p \cdot \left(\frac{G}{5}\right)^{g_p}}{(1000 A)^{z_p}} \tag{172}
\end{aligned}$$

여기에서

$$g_p = \frac{1}{2} (u - w) \tag{173a}$$

$$z_p = \frac{1}{2} (u + w) \tag{173b}$$

切削力擴張法則의 식 (172) 과 切削速度擴張法則의 식 (133) 으로부터 매우 중요한 결론을 導出할 수 있다.

식 (172)에 의하면 동일 chip斷面積 A 에 대하여 移送에 대한 물림깊이의 比인 細長比가 증가하면 比切削力 k_s 는 증가한다.

切削速度擴張法則에 대한 식 (133)에 의하면, 물림깊이가 크고 移送이 적을 때(細長比 G 가 클 때) 切削速度가 증가하여 유리하나 같은 組合(동일 細長比)에서 比切削力도 증가하여 이 점에서는 불리하다. 比切削力の 증가 현상이 불리한 이유는 切削力이 증가하면 金屬切削率이 낮아지고 工作機械와 加工物에 큰 變形이 생기기 때문이다. 切削速度와 切削力이 함께 증가하면 工作機械의 動力이 커지게 된다. 切削速度가 주어질 때 물림깊이를 크게 하는 것이 工具壽命의 관점에서 유리하고[식 (133) 참조], 물림깊이를 작게 하는 것이 工作機械의 金屬切削率 및 精密度의 관점에서 유리하다[식 (172) 참조].

다시 말하면 chip斷面이 正方形에 접근하면 動力과 切削力은 감소하는 반면 工具壽命의 손실은 크다.

따라서 물림깊이와 移送의 比(細長比)의 折衷값을 찾는 것이 필요하며, 9장(9-1 및 Table 34)에서 細長比 $G=(5:1)$ 의 경우가 실제로 있어서 가장 많이 이용된다는 것(전체의 12.5%)을 이미 언급한 바 있는데, 여기에서도 이 값을 이용하였다. 細長比의 계산은 쉽게 할 수 있으며, 附錄의 Table A3 및 Table A8C가 이용하기에 편리하도록 준비되어 있다. 식 (133)에서와 마찬가지로 식 (172)에서 다음과 같은 또 하나의 중요한 결론을 얻어낼 수 있다.

즉, 식 (173a) 및 식 (173b)에서 보는 바와 같이 chip斷面積의 指數 z_p 가 細長比의 指數 g_p 보다 크므로 chip斷面積 A 가 切削力에 미치는 영향이 細長比 G 가 미치는 영향보다 크다는 것을 식 (172)가 증명하여 주고 있다.

식 (171)을 移送와 물림깊이가 역시 각각 따로 표시되는 다른 형태의 식으로 쓸 수 있다. 參考값 f_0 및 d_0 에 常數를 대입하면[식 (124) 및 식 (125) 참조]

$$\begin{aligned} f_0^u &= \left(\frac{A_0}{G_0} \right)^{\frac{u}{2}} = \left(\frac{0.001}{5} \right)^{\frac{u}{2}}, \quad d_0^w = (A_0 \cdot G_0)^{\frac{w}{2}} = \left(\frac{5}{1000} \right)^{\frac{w}{2}} \\ \therefore f_0^u \cdot d_0^w &= \left(\frac{0.001}{5} \right)^{\frac{u}{2}} \cdot \left(\frac{5}{1000} \right)^{\frac{w}{2}} = \frac{1}{(1000)^{\frac{1}{2}(u+w)}} \cdot \frac{1}{5^{\frac{1}{2}(u-w)}} = \frac{1}{1000^{z_p} \cdot 5^{g_p}} \\ \therefore k_s &= \frac{C_p \cdot f_0^u \cdot d_0^w}{f^u \cdot d^w} \\ &= \frac{C_p}{f^u \cdot d^w \cdot 1000^{z_p} \cdot 5^{g_p}} \end{aligned} \quad (174a)$$

식 (170)과 식 (174a)에서

$$C_p = C_1 \cdot 1000^{z_p} \cdot 5^{g_p} \quad (174b)$$

이다.

11-1-2 常數의 meter系-英式系變換

meter系의 切削力常數를 英式系의 次元으로 변환하는 데 필요한 乘數를 구하기 위하여 次元解析을 하여 보기로 한다. 식 (171)의 參考移送 f_0 와 參考 물림깊이 d_0 는 식 (126) 및 식 (127)에서 이미 변환되었으므로 여기에서 되풀이할 필요는 없겠다. meter系의 식에서는 $d \times f = 1\text{mm} \times 1\text{mm}$ (즉, $A=1\text{mm}^2$)가 실용 범위에 있으므로, 乘數가 없으나 英式系에서 $d \times f = 1\text{in} \times 1\text{in}$ (즉, $A=1\text{in}^2$)의 조건은 너무나 커서 實用값이 되지 못한다.

次元解析을 위하여 F : 힘, L : 길이, $k_s = [F/L^2]$, M_1 : 變換乘數라 하면 식 (171)에서

$$F/L^2 = \frac{M_1 \cdot f_0^u \cdot d_0^w}{L^u \cdot L^w}$$

또는

$$M_1 = \frac{F \cdot L^{u+w}}{L^2 \cdot f_0^u \cdot d_0^w}$$

[kg]으로 된 meter 系의 F 에 [lb]로 된 상당값을 대입하며 ($1 \text{ kg} = 2.205 \text{ lb}$), [mm]로 된 길이 L 에 [in]로 된 상당값을 대입하고 ($1 \text{ mm} = 0.0394 \text{ in}$), 식 (173 b)에서 $u+w=2z_p$ 이므로

$$\begin{aligned} M_1 &= \frac{F \cdot L^{u+w}}{L^2 \cdot f_0^u \cdot d_0^w} = \frac{2.205 \times 0.0394^{2z_p}}{0.0394^2 \cdot f_0^u \cdot d_0^w} \\ &= \frac{1422 \times 1.55^{z_p}}{1000^{z_p} \cdot f_0^u \cdot d_0^w} \end{aligned} \quad (175)$$

chip斷面積 $A = \frac{1}{1000} \text{ in}^2$ 일 때의 切削力으로 定義되는 切削力常數 C_p 와 chip斷面積 $A = 1 \text{ mm}^2$ 일 때의 切削力으로 정의되는 切削力常數 C_{ks} 의 관계는

$$C_p = M_1 \cdot C_{ks} \quad (176)$$

比切削力 k_s 를 chip斷面積 A 의 函數로 표시된 식 (172)에 대하여 次元解析을 하여 보면

$$\begin{aligned} F/L^2 &= \frac{M_2}{(1000 L^2)^{z_p}} \\ \therefore M_2 &= \frac{(1000 L^2)^{z_p} \cdot F}{L^2} = \frac{(1000 \times 0.0394^2)^{z_p} \times 2.205}{0.0394^2} \\ &= 1422 \times 1.55^{z_p} \end{aligned} \quad (177)$$

[m/min]을 [ft/min]으로 변환하기 위한 因數 3.28이 여기에서는 [kg/mm²]를 [psi]로 변환시켜 주는 因數 1422로 대신 된다는 것 외에는 식 (177)로 표시되는 乘數 M_2 는 식 (115)에서의 乘數와 같다고 볼 수 있다. Fig. 87 b와 같이 식 (177)을 圖表로 나타내는 문제는 讀者에게 과제로 남겨 둔다.

식 (172)의 양변에 A 를 곱하면 다음과 같이 切削力 P 의 擴張式을 구할 수 있다.

$$\begin{aligned} k_s \cdot A (=P) &= \frac{C_p \cdot (G/5)^{s_p} \cdot A \cdot 1000}{(1000 A)^{z_p} \cdot 1000} \\ \therefore P &= \frac{C_p \cdot (G/5)^{s_p} \cdot (1000 A)^{1-z_p}}{1000} \quad (\text{切削力의 擴張式}) \end{aligned} \quad (178)$$

11-1-3 擴張된 切削力法則의 數值 data

Taylor의 제한된 切削力實驗으로부터 다음의 식들을 導出할 수 있다[식 (172) 참조].

鑄鐵(硬) :

$$k_s = \frac{C_p \cdot (G/5)^{s_p}}{(1000 A)^{z_p}} = \frac{244\,000 \cdot (G/5)^{0.092}}{(1000 A)^{0.159}} = \frac{244 \times 1000 (G/5)^{0.092}}{(1000 A)^{0.159}} \text{ psi} \quad (179a)$$

$$\therefore P = A \cdot k_s = 244 \cdot (G/5)^{0.092} \cdot (1000 A)^{0.841} \text{ lb} \quad (179b)$$

鑄鐵(軟) :

$$k_s = \frac{C_p \cdot (G/5)^{.8p}}{(1000 A)^{.zp}} = \frac{156\,000 \cdot (G/5)^{.092}}{(1000 A)^{.159}} = \frac{156 \times 1000 \cdot (G/5)^{.092}}{(1000 A)^{.159}} \text{ psi (180 a)}$$

$$\therefore P = A \cdot k_s = 156 \cdot (G/5)^{.092} \cdot (1000 A)^{.841} \text{ lb (180 b)}$$

鋼(中硬) :

$$k_s = \frac{C_p \cdot (G/5)^{.8p}}{(1000 A)^{.zp}} = \frac{305\,000 \cdot (G/5)^{.094}}{(1000 A)^{.094}} = \frac{305 \times 1000 \cdot (G/5)^{.094}}{(1000 A)^{.094}} \text{ psi (181 a)}$$

$$\therefore P = A \cdot k_s = 305 \cdot (G/5)^{.094} \cdot (1000 A)^{.906} \text{ lb (181 b)}$$

이상의 式들에 대한 圖表를 그려 보면 Fig. 152 및 Fig. 153 과 같고, 細長比를 $G=2$ 에서 $G=20$ 으로 10 배 증가시키면 鑄鐵의 切削力은 $10^{0.092}=1.235$ 로부터 알 수 있듯이 23.5% 만큼 증가한다. 鋼의 切削에서는 Taylor의 data에 의하면 指數가 다소 작으므로 $10^{0.094}=1.082$ 로 되어 細長比를 10 배 증가시킬 때 切削力은 8.2% 만큼 증가하게 된다. 반면에 鑄鐵의 切削에서 chip斷面積을 10 배로 증가시키면 $10^{0.841}=6.93$ 으로 되어 切削力은 593% 만큼 크게 증가하고, 鋼의 切削에서는 $10^{0.906}=925$ 로 되어 825% 만큼 切削力이 증가한다. 이와 같이 chip斷面積의 증가에 의한 영향은 細長比의 증가에 의한 것보다 엄청나게 크다는 것을 알 수 있다.

Boston과 Kraus¹⁶⁹⁾는 切削力이 어느 경우에는 물림깊이에 비례하는 수가 있으나 移送에는 그런 경우가 없다는 것을 알아내었다. 다른 실험에 의하면 물림깊이 또는 移送의 어느 것에도 切削力이 비례하지 않았다. 다른 실험과의 비교를 위하여 이러한 결과들을 著者の 公分母形式에 넣는 데에는 이 式들을 參考 移送, 參考 물림깊이, 參考 chip斷面積 및 參考 細長比와 각각 관련된 것으로 변환하여야 한다.

SAE 1020을 切削할 때 工具幾何學(有效傾斜角 및 主切削角)의 변화가 切削力에 미치는 영향에 관한 실험을 하였다. Table 53은 실험에 사용된 幾何學的 形狀을 보여 준다.

有效傾斜角 $\alpha=0^\circ$ 인 工具 No. 1의 경우에 移送 $f=1\text{in/rev}$ 에 대한 常數를 갖는 Boston 및

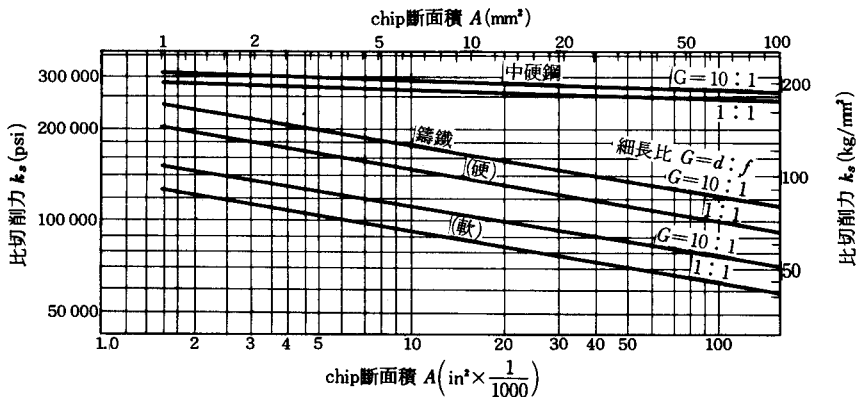


Fig. 152 chip斷面積 및 chip細長比의 函數로서 比切削力 (from Taylor's equation)

Kraus의 data에 다음 公式이 적용된다.

$$k_s = \frac{106\,000}{f^{0.28}} \text{ psi} \quad (182)$$

參考移送 $f_0 = 0.0141 \text{ in/rev}$ 에 대한 常數는

$$C_p = \frac{106\,000}{0.0141^{0.28}} = 322\,000 \quad (183)$$

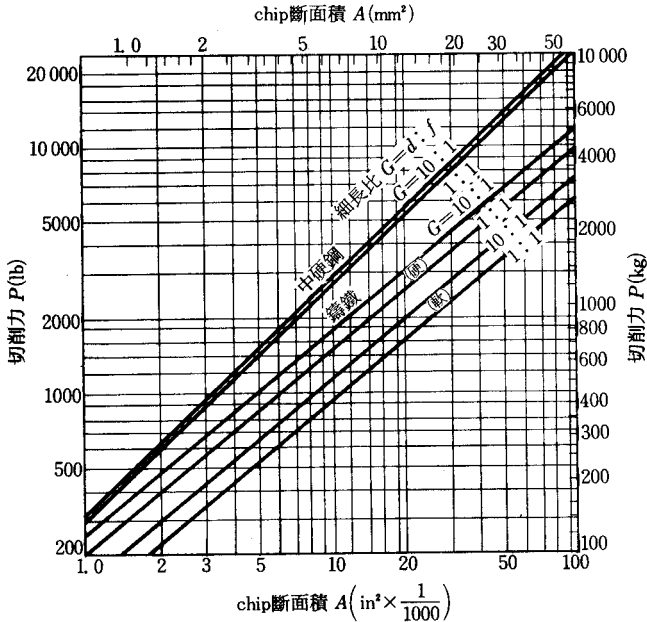


Fig. 153 chip斷面積 및 chip細長比의 函數로서 切削力 (from Taylor's equation)

Table 53 (角의 定義는 Fig. 65를 참조)

工具 No.	上面傾斜角 b°	側傾斜角 s°	有效傾斜角 α°	主切刃角 c°	工具先端半徑 r_t (in)
1	8	0	0	0	品
2	8	6	6	0	品
3	8	14	14	0	品
4	8	22	22	0	品
5	0	14	14	0	品
6	16	14	14	0	品
7	8	14	$16\frac{1}{2}$	30	品
8	8	14	$15\frac{1}{2}$	45	品
9	8	14	14	0	品
10	8	14	14	0	品
11	8	14	14	0	品

* 有效傾斜角은 식 (84)의 $\tan \alpha = \tan b \cdot \sin c + \tan s \cdot \cos c$ 에 의하여 계산된다.

식 (171)에 의하여

$$k_s = \frac{C_p \cdot f_0^u \cdot d_0^w}{f^u \cdot d^w} = \frac{322\,000 \cdot f_0^u \cdot d_0^w}{f^u \cdot d^w} \text{ psi} \quad (184)$$

식 (182)에서 移送 f 의 指數 $u=0.26$ 이고 물림깊이 d 의 指數 $w=0$ 이다. 따라서 식 (173)에 의하면 $z_p = \frac{1}{2}(u+w) = \frac{1}{2}(0.26+0) = 0.13$, $g_p = \frac{1}{2}(u-w) = \frac{1}{2}(0.26-0) = 0.13$ 이 되고, 比切削力 및 切削力은 다음과 같이 chip斷面積 A 및 細長比 G 로 표시된다.

식 (172)와 식 (183)에서

$$k_s = \frac{322\,000 \cdot (G/5)^{0.13}}{(1000 A)^{0.13}} \text{ psi} \quad (185)$$

식 (178)과 식 (183)에서

$$P = 322 \cdot (G/5)^{0.13} \cdot (1000 A)^{0.87} \text{ lb} \quad (186)$$

식 (186)에 의해서도 chip斷面積 A 가 細長比 $G(=d/f)$ 에 비하여 切削力에 미치는 영향이 훨씬 크다는 것을 알 수 있다. 이와 같은 결론은 移送와 물림깊이가 독립된 量으로 표시된 식 (174a)에서는 알아보지 못하고 지나치기 쉽다. 移送만을 증가시키면 chip斷面積 A 를 증가시킴과 동시에 細長比 G 를 감소시키는 것과 같이 양쪽에 영향을 미치게 된다는 것을 알아야 한다. 여기에서 유도한 G 및 A 로 표시된 식에서는 영향의 정도가 다르다는 것을 확실히 식별할 수 있다.

식 (186)에 의하면 chip斷面積을 10배로 증가시킬 때 $10^{0.87}=7.41$ 로부터 切削力이 641% 만큼 증가하는 데 반하여 細長比를 10배로 증가시키면 $10^{0.13}=1.35$ 의 계산으로부터 切削力은 35% 만큼 증가한다는 것을 알 수 있다. 식 (185)의 指數 0.13과 Table 52의 AWF-100에서 指數 0.128은 잘 일치한다고 볼 수 있다. 이 때 加工材料는 中硬鋼으로서 각각 SAE 1020과 SAE 1035이다.

다음은 다른 실험에서 얻은 公式으로서 有效傾斜角이 6° 인 工具 No. 2에 대해서

$$k_s = \frac{300\,000 \cdot (G/5)^{0.092}}{(1000 A)^{0.092}} \text{ psi}$$

$$P = 300 \cdot (G/5)^{0.092} \cdot (1000 A)^{0.908} \text{ lb}$$

有效傾斜角이 14° 인 工具 No. 3에 대해서

$$k_s = \frac{270\,000 \cdot (G/5)^{0.088}}{(1000 A)^{0.088}} \text{ psi}$$

$$P = 270 \cdot (G/5)^{0.088} \cdot (1000 A)^{0.912} \text{ lb}$$

有效傾斜角이 22° 인 工具 No. 4에 대해서

$$k_s = \frac{240\,000 \cdot (G/5)^{0.1}}{(1000 A)^{0.1}} \text{ psi}$$

$$P = 240 \cdot (G/5)^{0.1} \cdot (1000A)^{0.9} \text{ lb}$$

이상의 工具 No. 1, 2, 3, 4에 대한 식을 Fig. 154와 같이 移送의 函數로 표시할 수 있으며, 이들 線이 서로 交叉하는 것을 볼 수 있고, 이 사실에서 參考 移送를 lin/rev으로 한다면 有效傾斜角이 切削力에 미치는 영향이 왜곡되어 나타날 것이라는 것을 알 수 있다. 移送 $f = \text{lin/rev}$ 일 때의 常數 C_p 에 의하면 比切削力은 有效傾斜角 0° , 6° , 14° 및 22° 에 대하여 각각 106 000 psi, 137 000 psi, 133 000 psi, 102 500 psi가 되어 처음에는 有效傾斜角이 0° 에서 6° 로 증가할 때 106 000 psi에서 137 000 psi로 증가하는 것을 볼 수 있는데, 이것은 有效傾斜角의 증가에 따라 比切削力 k_s 가 감소되는 일반적인 경향에 반대인 현상이다. 그러나 실제 경우에서의 移送 및 물림깊이에 대한 比切削力은 322 000 psi, 300 000 psi, 270 000 psi 및 240 000 psi로서 일관성이 있다.

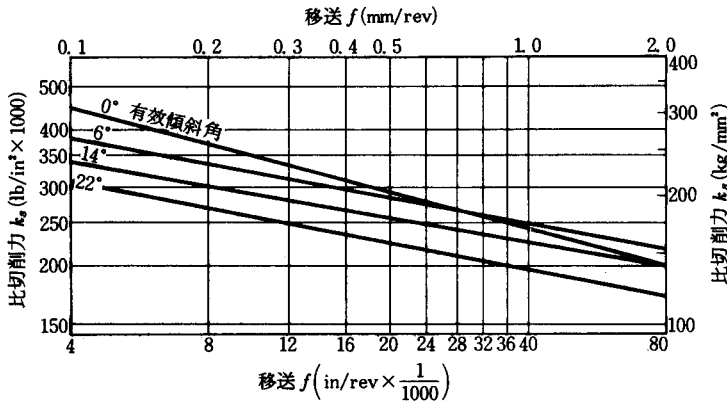


Fig. 154 SAE1020에 대한 移送의 函數로서 比切削力 (from data of Boston and Kraus)

Fig. 155는 위의 公式에 대한 것으로서 比切削力 k_s 를 chip斷面積의 函數로서 나타낸 것이다.

主切削角이 比切削力 및 切削力에 미치는 영향을 다음 式으로부터 알 수 있다.

主切削角이 30° 인 工具 No. 7에 대해서

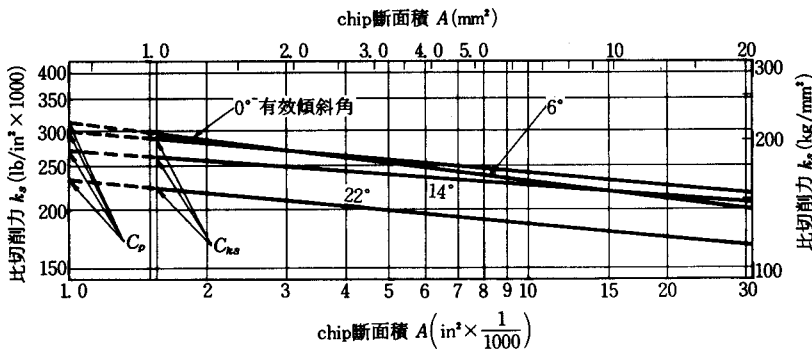


Fig. 155 SAE1020에 대한 chip斷面積의 函數로서 比切削力

$$k_s = \frac{282\,000 \cdot (G/5)^{0.1}}{(1000 A)^{0.1}} \text{ psi} \quad (187a)$$

$$P = 282 \cdot (G/5)^{0.1} \cdot (1000 A)^{0.9} \text{ lb}$$

앞의 公式들에서는 물림깊이가 극히 微小하여 比切削力에 포함되지 않았으나 主切削角이 45°로 증가하면 물림깊이 d 가 포함된다.

主切削角이 45°인 工具 No. 8에 대해서

$$k_s = \frac{88\,000}{f^{0.26} \cdot d^{0.07}} = \frac{314\,000 \cdot (G/5)^{0.095}}{(1000 A)^{0.105}} \text{ psi} \quad (187b)$$

$$P = 314 \cdot (G/5)^{0.095} \cdot (1000 A)^{0.895} \text{ lb}$$

식 (187a)와 식 (187b)를 비교하여 보면 $A=0.001 \text{ in}^2$, $G=(5:1)$ 의 조건에서 主切削角을 $c=45^\circ$ 에서 $c=30^\circ$ 로 감소시킬 때 切削力도 314lb에서 282lb로 감소하여 0.9배로 감소한다는 것을 알 수 있다. 9장 9-4의 Table 36에서 主切削角이 45°에서 30°로 될 때 切削速度 역시 0.935배로 감소하였다.

이상의 관찰에서와 같이 主切削角을 작게 하여 比切削力이 작게 되는 이점은 切削速度를 감소시켜야 하는 것으로 거의 상쇄된다.

工具先端半徑이 切削力에 미치는 영향은 일관성이 없어 앞으로 연구하여야 할 사항이기 때문에 임시로 소개한다.

(*)표가 표시된 식은 Boston 및 Kraus의 data에 의한 것이고, (**)표가 표시된 것은 著者が 변환한 것이다.

工具先端半徑이 $\frac{1}{32} \text{ in}$ 인 工具 No. 9에 대해서

$$(*) \quad k_s = \frac{137\,000}{f^{0.16}}, \quad (**) \quad k_s = \frac{267\,000 \cdot (G/5)^{0.08}}{(1000 A)^{0.08}} \text{ psi} \quad (188a)$$

$$P = 267 \cdot (G/5)^{0.08} \cdot (1000 A)^{0.92} \text{ lb}$$

工具先端半徑이 $\frac{3}{16} \text{ in}$ 인 工具 No. 10에 대해서

$$(*) \quad k_s = \frac{58\,000}{f^{0.32} \cdot d^{0.18}}, \quad (**) \quad k_s = \frac{366\,000 \cdot (G/5)^{0.075}}{(1000 A)^{0.245}} \text{ psi} \quad (188b)$$

$$P = 366 \cdot (G/5)^{0.075} \cdot (1000 A)^{0.755} \text{ lb}$$

工具先端半徑이 $\frac{1}{4} \text{ in}$ 인 工具 No. 11에 대해서

$$(*) \quad k_s = \frac{41\,000}{f^{0.47} \cdot d^{0.21}}, \quad (**) \quad k_s = \frac{530\,000 \cdot (G/5)^{0.13}}{(1000 A)^{0.34}} \text{ psi} \quad (188c)$$

$$P = 530 \cdot (G/5)^{0.13} \cdot (1000 A)^{0.66} \text{ lb}$$

식 (*) (188a) ~ 식 (*) (188c) 을 서로 비교할 때 工具先端半徑이 증가하면 常數는 감소하는 데 반하여 실제의 移送 및 물림깊이를 갖는 식 (***) (188a) ~ 식 (***) (188c) 에서는 반대로 증가하는 경향을 보인다. (*) 로 표시된 식의 原指數를 반대순으로 하여야 할 것 같고, 그렇게 되면 (**) 로 표시된 식의 指數도 수정을 하여야 할 것이다. 이와 같이 逆順으로 하는 것 역시 실제 경험과 일치하지 않는데, 그 이유는 先端半徑이 작은 工具가 加工物에 切込하게 되면 先端이 바로 파괴되고, 따라서 加工面도 조잡하게 되기 때문이다.

Holme 은 3 分力工具動力計를 사용하여 鑄鐵의 切削實驗을 행하였는데 사용한 工具의 幾何學的 形狀은 有效傾斜角 15°, 主切刃角 15°, 工具先端半徑 $\frac{3}{64}$ in 였다. 移送는 0.006 in/rev 과 0.025 in/rev 사이에서 변화하였고 물림깊이는 0.025 in 와 1 in 사이에 있었다.

Table 54는 比切削力 k_s 와 切削力 P 에 대한 指數와 常數를 보여 주며, 이 값은 k_s 에 대한 식 (172)와 P 에 대한 식 (178)에 각각 대입하여 切削狀態를 평가 또는 비교하는 데 이용될 수 있다.

Table 54

Brinell 硬度 (鑄鐵)	移送指數 u	물림깊이指數 w	식 (172)에서 A 의 指數 z_p	식 (178)에서 A 의 指數 $1-z_p$	細長比 G 의 指數 g_p	常數 C_p
126	0.22	0.11	0.165	0.835	0.055	100 000
181	0.22	0.11	0.165	0.835	0.055	185 000
241	0.22	0.11	0.165	0.835	0.055	220 000

위의 data에 의하면 동일 종류의 재료로서 Brinell 硬度에 관계없이 比切削力 및 切削力の 指數가 각각 0.165 및 0.835로서 동일하다는 것이다. 따라서 Fig. 156에서와 같이 比切削力에 대한 對數直線은 서로 평행하다.

細長比가 10배로 증가하면 $10^{0.055}=1.135$ 로 계산되어 切削力은 13.5% 만큼 증가하는 데 반하여 chip斷面積을 10배로 하면 $10^{0.835}=6.84$ 로 되어 切削力은 584% 만큼 크게 증가한다. 이와 같이 切削力이 細長比의 영향을 아주 적게 받는다는 사실은 Fig. 156에서도 볼 수 있듯이 細長比가 $G=(20:1)$ (물림깊이가 이송의 20배인 경우)인 點線과 $G=(5:1)$ 인 實線이 서로 근접하여 있다.

切削力에 대한 연구는 Cavé¹⁷⁰⁾에 의하여 France의 “Laboratoire Central d'Armements”에서도 수행되었다. Cavé의 연구는 유사 SAE 1020의 鋼을 切削할 때 工具有效傾斜角이 比切削力에 미치는 영향에 대한 것으로서, 그의 實驗 data에서 다음의 식이 導出되었다.

$$k_s = \frac{444\,000 (1 - 0.013 \alpha) \cdot (G/5)^{0.15}}{(1000 A)^{0.23}} \text{ psi}$$

$$P = 444 (1 - 0.013 \alpha) \cdot (G/5)^{0.15} \cdot (1000 A)^{0.77} \text{ lb}$$

有效傾斜角 $\alpha=15^\circ$ 에 대한 比切削力 및 切削力은

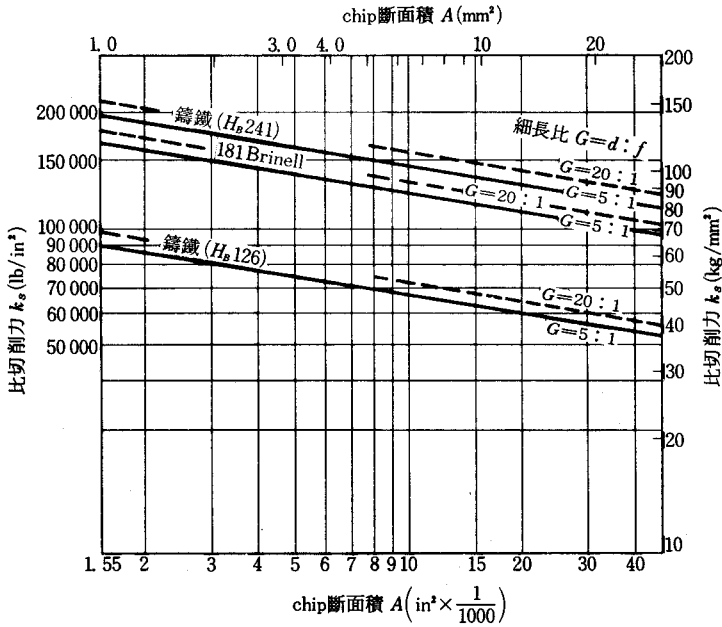


Fig. 156 鑄鐵에 대한 chip斷面積의 函數로서 比切削力 (from Holme's data)

$$k_s = \frac{356\,000 \cdot (G/5)^{0.15}}{(1000 A)^{0.23}} \text{ psi}$$

$$P = 356 \cdot (G/5)^{0.15} \cdot (1000 A)^{0.77} \text{ lb} \quad (189)$$

11 장 11-3에서 k_s 와 有效傾斜角 α 의 關係를 다른 실험의 것과 비교하는 것을 취급하기로 한다. “Manual on Metal Cutting”^{m)}의 data를 해석하여 다음과 같은 比切削力式을 유도할 수 있다.

$$k_s = \frac{33\,000 \cdot \text{HP}}{v \cdot f \cdot d} \text{ psi} \quad (190)$$

예로써 Manual의 Table 141에서 계산된 data가 Table 55에 수록되어 있다.

Table 55 比切削力 k_s (psi)

물림깊이 (in)	移 送 (in/rev)					
	0.004	0.008	$\frac{1}{16}$	$\frac{1}{8}$	$\frac{1}{4}$	$\frac{1}{2}$
$\frac{3}{32}$	465 000	400 000	325 000	—	—	—
$\frac{1}{16}$	442 000	400 000	342 000	304 000	—	—
$\frac{3}{32}$	426 000	360 000	321 000	274 000	241 000	—
$\frac{1}{8}$	—	360 000	314 000	270 000	236 000	206 000
$\frac{3}{16}$	—	—	315 000	274 000	236 000	206 000
1	—	—	—	286 000	244 000	208 000

Table 55에서 移送이 증가하면 比切削力이 감소하는 것을 볼 수 있으며, 移送이 큰 경우를 제외하면 比切削力은 물림깊이의 증가와 함께 감소하고 있다. 이와 같이 移送이 큰 경우가 제외되는 것은 移送이 크면 Fig. 148에서 설명한 바와 같이 chip의 公稱斷面積과 實際斷面積의 차이 때문일 것이다. 그런데 便覽에는 이와 같은 차이를 고려하지 않은 점이다. Table 55의 $f = \frac{1}{32}$ in/rev일 때에도 k_s 가 오르내리는 불규칙성이 있는 것을 볼 수 있는데, 이러한 불규칙적인 값을 무시하고 SAE 1020에 대한 比切削力을 移送의 函數로서 兩對數座標에 표시하면 Fig. 157처럼 圖式的으로 평균치를 구할 수 있다.

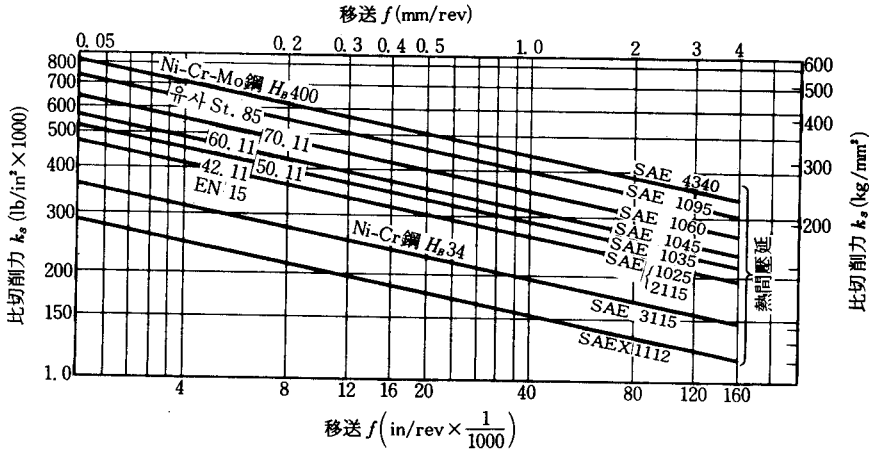


Fig. 157 移送의 函數로서 比切削力 (from A.S.M.E. data)

SAE 1020을 工具先端半徑이 $\frac{1}{4}$ in 이고 工具 No. 4 인 工具로 절삭할 때의 평균 比切削力에는 다음 식이 적용된다.

$$k_s = \frac{135\,000}{f^{0.2}} \quad (191)$$

SAE 1020 외의 鋼(便覽에 수록된 일부 재료)에 대하여도 移送과 比切削力의 관계를 해석하여 보았더니 Fig. 157에서 보는 바와 같은 平行선이 되었다. 식 (174b)를 이용하여 식 (191)의 切削力常數 C_1 을 C_p 로 변환하면

$$C_p = 135\,000 \cdot (1000)^{0.1} \cdot 5^{0.1} = 318\,000$$

$$\text{식 (172) } k_s = \frac{C_p \cdot (G/5)^{z_p}}{(1000A)^{z_p}} \text{에 의하여}$$

$$k_s = \frac{318\,000 \cdot (G/5)^{0.1}}{(1000A)^{0.1}} \quad (192)$$

식 (192)와 식 (178)에 의하여

$$P = 318 \cdot (G/5)^{0.1} \cdot (1000A)^{0.9} \quad (193)$$

식 (192)를 細長比 $G = (1:1) \sim (20:1)$ 일 때 A.S.M.E. 便覽, Table 141의 data에서 해

석하는 것과 같이 SAE 1020에 대하여 chip斷面積의 函數로 兩對數方眼紙에 표시하면 Fig. 158과 같고 Fig. 159는 $G=(5:1)$ 일 때 加工材料에 따른 比切削力을 chip斷面積의 函數로 나타낸 것이다. 식 (193)이 切削力에 대한 chip斷面積 A 의 영향이 細長比 G 의 영향에 비하여 몇 배나 더 크다는 것을 다시 한번 보여 준다. 細長比 G 를 10배로 증가시키면 $10^{0.1}=1.26$ 으로 되므로 切削力은 26% 만큼 증가하는 데 반하여 chip斷面積 A 를 10배로 증가시키면 $10^{0.9}=7.94$ 이므로 切削力은 694% 만큼 크게 증가한다.

Table 56은 전종류의 鋼을 工具 No. 4로 切削할 때 A.S.M.E. 便覽의 data에서 계산된 指數 u , z_p , g_p 와 常數 C_1 및 C_p 를 보여 준다.

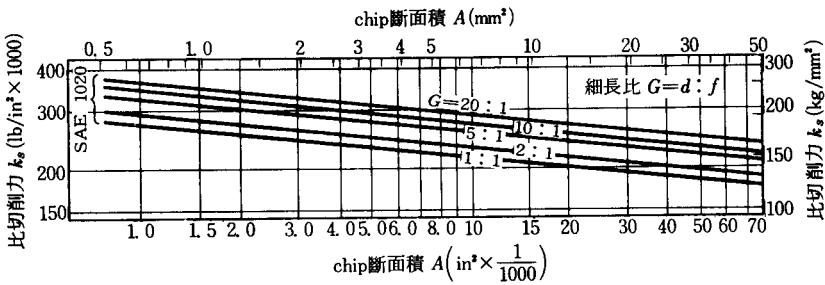


Fig. 158 SAE 1020에 대한 chip斷面積의 函數로서 比切削力

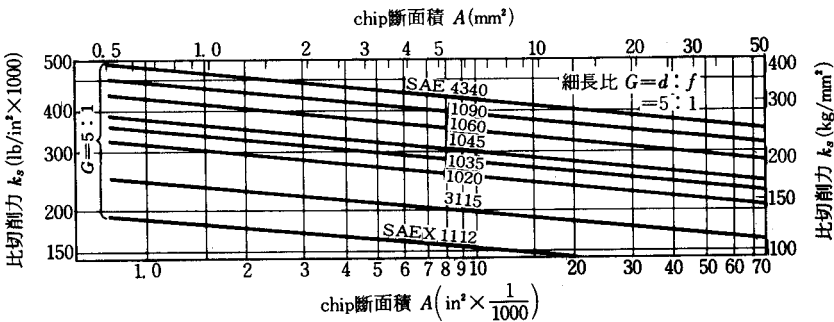


Fig. 159 chip斷面積의 函數로서 比切削力 (from A.S.M.E. data)

Table 56 切削力常數 및 指數 (工具 No. 4를 이용한 A.S.M.E. 便覽 data에서 導出됨)

u : 移送指數 (0.2), z_p : chip斷面積指數 (0.1), g_p : 細長比指數 (0.1)

加工材料	Brinell 硬度	식 (170)에서 $f=1$ in/rev일 때의 상수 $C_1 (\times 1000)$	식 (172)에서 $A=0.001$ in ² , $G=5:1$ 일 때의 상수 $C_p (\times 1000)$	熱間 壓延	冷間 壓延	풀림	불림	기타 熱處理
炭素鋼								
SAE 1020	127	135	318	x				
SAE 1020	160	146	345		x			
SAEX 1020	126	133	313	x				
SAEX 1020	156	142	335		x			
SAE 1035	174	150	353	x				
SAE 1045	187	160	378	x				
SAE 1060	217	186	428	x				

SAE 1050 SAE 1095	201 280	167 208	395 490	x	x			
棒 材 SAE 1112 SAE 1112	130 167	77.8 93.5	183 220	x	x			
Mn鋼 SAEX 1112 SAE 1315 SAEX 1315 SAET 1340	183 120 161 217	93.5 80.9 78.5 163	220 191 185 382	x x x	x x			
Ni鋼 SAE 2315 SAE 2330 SAE 2340 SAE 2512	192 223 223 ?	135 151 151 135	318 355 355 318		x x		x x	
Cr-Ni鋼 SAE 3115 SAE 3115 SAE 3130 SAE 3140 SAE 3140 SAE 3240	128 163 210 190 285 170	99 103 147 133 171 108	232 243 347 313 402 354		x x	x x	x x	x
Mo鋼 SAE 4340 SAE 4340 SAE 4310 SAE 4615 SAE 4640 SAE 4815	400 302 415 212 248 187	232 174 226 135 147 130	545 409 533 318 347 307		x	x	x x	
Cr鋼 SAE 5120 SAE 5135 SAE 52100	149 207 187	116 128 138	272 302 324			x x	x	
Cr-V-Mn鋼 SAE 6115 SAE 6140	170 187	135 179	318 421			x	x	

鑄鐵을 절삭할 경우 比切削力은 식 (156)을 이용하여 A.S.M.E. 便覽의 $[HP/m^3/min]$ 에 대한 data로부터 구할 수 있으며, 그 결과가 移送의 函數로서 Fig. 160에 그려져 있고, 또한 Table 57에 수록되어 있다.

比切削力の 정보는 移送의 函數로서 AWF-158로부터도 구할 수 있으며, 이것들을 兩對數方眼紙에 옮기면 Fig. 161과 같다. 출처가 다른 data의 분석에서 (Table 52, Fig. 152 및 Fig. 153 참조)와는 달리 모든 線이 서로 평행한 것을 볼 수 있다.

移送의 指數 $u=0.477$ 이고 이것은 3의 對數(log) 값이다. 따라서 移送을 $\frac{1}{10}$ 배로 감소시키면 $10^{0.477}=3$ 이므로 比切削力은 200% 만큼 증가하게 된다. 結果公式 $k_s=C_1/f^u$ 는 移送指數 $u=0.477$ 을 이용하여 chip斷面積을 因數로 갖는 公式으로 변환할 수 있다.

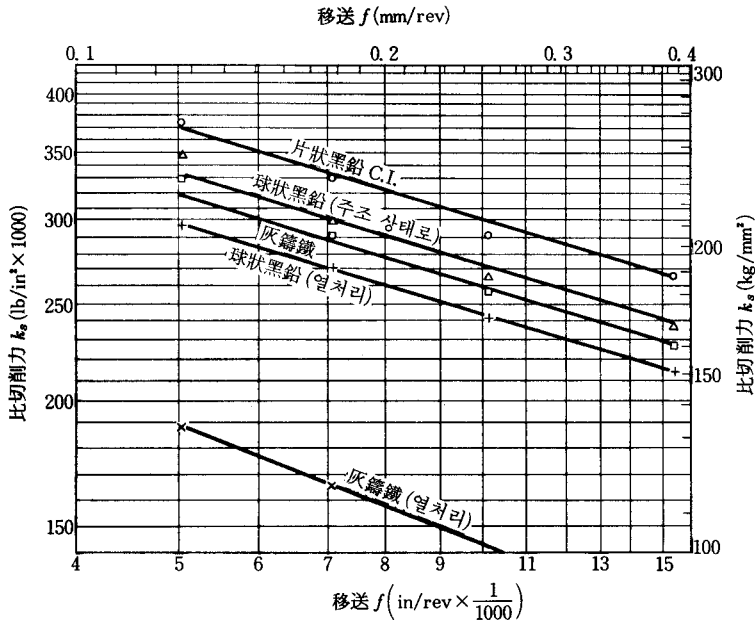


Fig. 160 鑄鐵에 대한 移送의 函數로서 比切削力 (from A. S. M. E. data)

Table 57 工具 No. 4로 鑄鐵을 절삭할 때 切削力常數 및 指數 (Table 56 과 비교 바람)

加工材料	常數 C_1 ($\times 1000$)	移送指數 u	常數 C_p ($\times 1000$)	斷面積指數 z_p	細長比指數 g_p
針狀黑鉛鑄鐵	106	0.3	250	0.15	0.15
球狀黑鉛鑄鐵 (鑄造 상태로)	95.5	0.3	224	0.15	0.15
灰鑄鐵 (鑄造 상태로)	91	0.3	214	0.15	0.15
球狀黑鉛鑄鐵 (폴립)	85	0.3	200	0.15	0.15
灰鑄鐵 (폴립)	44.6	0.385	106	0.19	9.19

$$k_s = \frac{C_p \cdot (G/5)^{0.239}}{(1000 A)^{0.239}} \quad (194)$$

$$P = C_p \cdot (G/5)^{0.239} \cdot (1000 A)^{0.761} \quad (195)$$

Table 58은 指數 및 英式系로 표시된 常數 C_1 , C_p 가 수록된 것으로서 AWF-158 data를 해석하여 얻은 것이다.

Fig. 162는 細長比 $G=(5:1)$ 경우인 Table 58의 data에 대한 圖表를 보여 준다.

식 (195)에 의하면 細長比 G 를 10배로 증가시키면 $(10)^{0.239}=1.74$ 이므로 切削力은 74% 만큼 증가하고 chip斷面積을 10배로 늘리면 $(10)^{0.761}=5.77$ 로 되어 切削力은 477% 만큼 증가하게 된다.

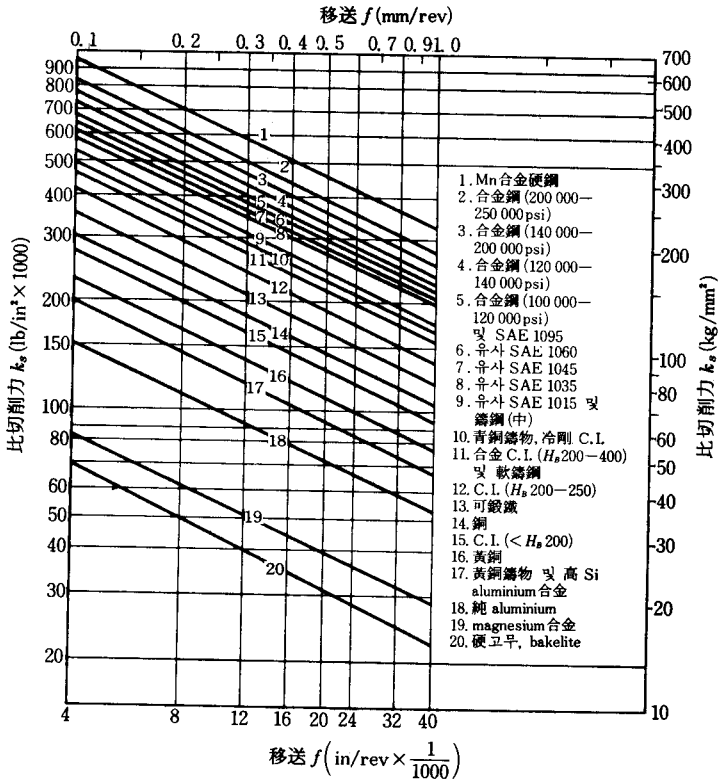


Fig. 161 移送의 函數로서 比切削力 (from AWF-158 data)

Table 58 切削力常數 및 指數 (AWF-158 data의 분석에 의한)

指數 $u=0.477$, $z_p=g_p=0.239$

加工材料	식 (170)에서 $f=1$ in/rev에 대한 常 數 $C_1 (\times 1000)$	식 (172)에서 $A=$ 0.001 in^2 , $G=5:1$ 일 때의 常數 $C_p (\times 1000)$	備 考
硬 Mn 鋼	69.3	535	
合金鋼	60	463	인장강도 225 000 psi
	55.5	428	인장강도 170 000 psi
유사 SAE 1060	49.5	380	인장강도 110 000 psi
유사 SAE 1045	46.2	355	
유사 SAE 1035	44.6	345	
유사 SAE 1015 및	43.0	323	
鑄鋼	35.4	273	
冷剛鑄鐵	35.4	273	
青銅鑄物			
合金鑄鐵	34.0	253	$H_s 250$ 이상
鑄鐵 (中硬)	29	223	$H_s 200 \sim 250$
可鍛鐵	25.6	197	
구 리	22.2	171	
鑄鐵 (軟)	19.7	152	
黃 銅	16.6	128	

黃銅鑄物	14.2	110
Al 合金 (高 Si)	14.2	110
Al 鑄物	14.2	110
純 Al	11	83
Mg 合金	6.15	47.5
고무 (硬)	4.8	36.4

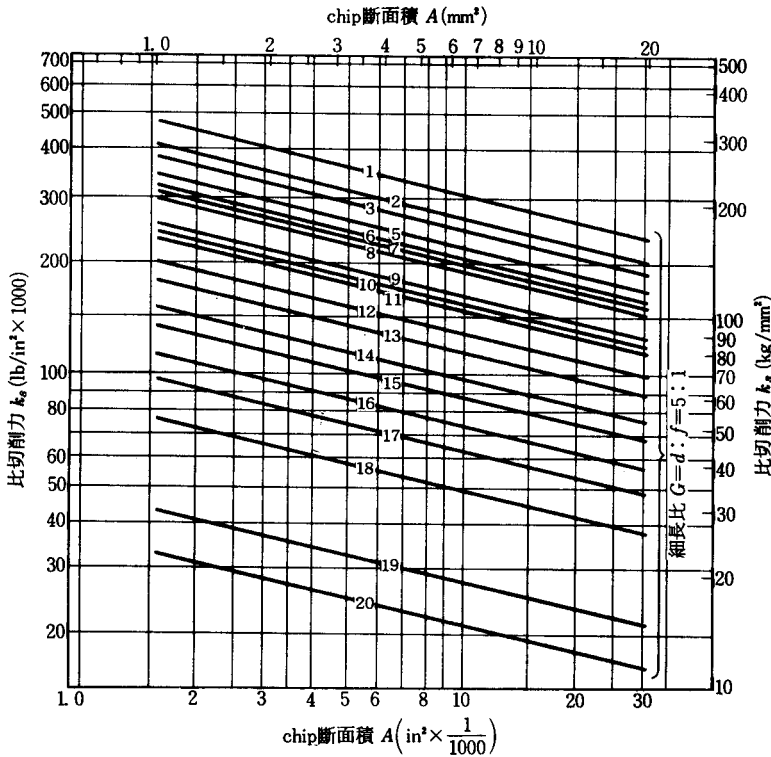


Fig. 162 chip斷面積의 函數로서 比切削力 (from AWF-158 data)

Dawihl 과 Dinglinger¹⁷²⁾ 도 比切削力과 移送의 關係에 대하여 연구하였으며, 그들의 data를 해석하고 다른 값들과도 비교하기 위하여 Fig. 163에 나타내었다.

Fig. 163에서는 Fig. 162와는 달리 線들이 전부 나란한 것은 아니라는 것을 알 수 있다. 鑄鐵에 대한 指數는 Berlin工科大의 Klopstock에 의한 data에서 구한 값(Table 52 참조)과 잘 일치한다. 즉, Berlin 값 0.135(Table 52)와 Table 59의 0.137이 일치한다고 볼 수 있으며, Table 59에는 이 외에 많은 data가 수록되어 있다.

Fig. 164는 St. 50. 11(유사 SAE 1035)에 대한 比切削力과 移送의 關係를 Taylor, A. S.M.E., AWF-158, Dawihl 및 Dinglinger의 실험자에 따라 비교하기 위한 것이다.

AWF-158에 의한 比切削力은 移送의 증가와 더불어 A.S.M.E. 및 Dawihl-Dinglinger에 의한 것보다 크게 감소하고 있고, Taylor의 比切削力은 移送에 따라 서서히 변하는 것을 볼 수 있다.

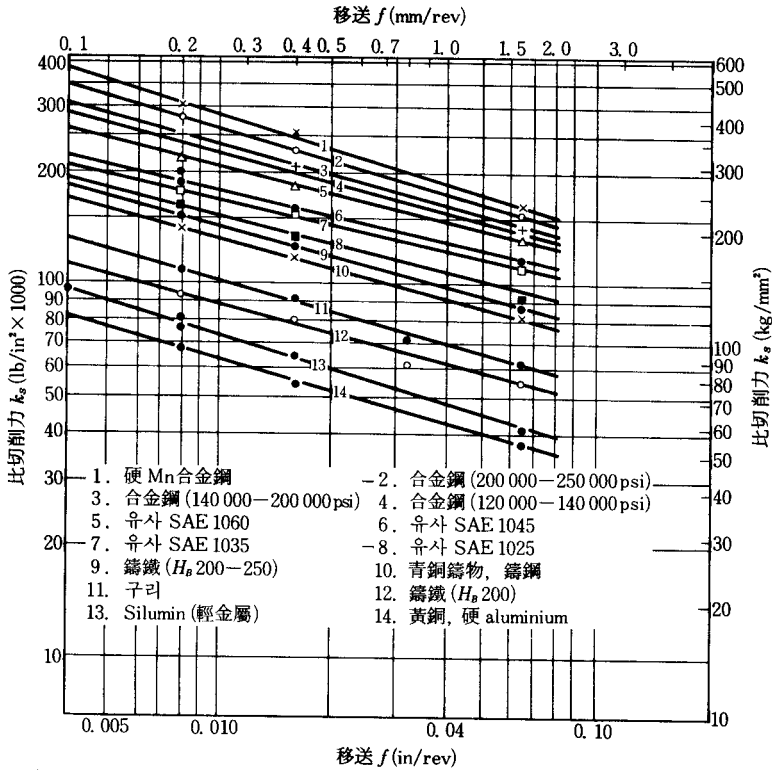


Fig. 163 移送의 函數로서 比切削力 (from data of Dawhl and Dinglinger)

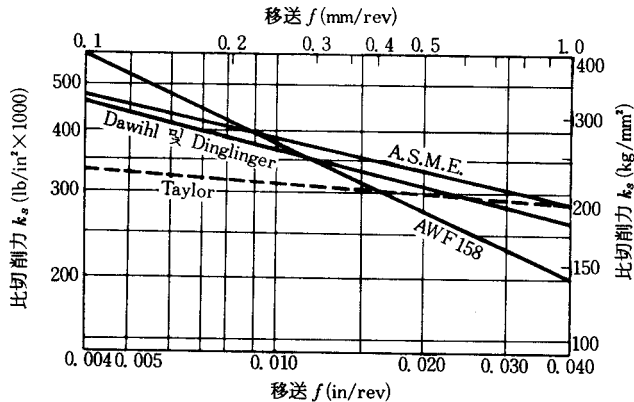


Fig. 164 유사 SAE 1035에 대한 移送의 函數로서 比切削力の 비교

Table 60은 切削力擴張法則에 대한 여러 값들을 수록하고 있으며, C_p 값이 어느 경우에는 크게 차이가 있으나 대부분의 경우는 서로 일치하고 있다. 예로써 軟黃銅에 대해서 Table 52의 Berlin에서는 $C_p=107\,000$, AWF-100에서는 $C_p=106\,500$ 이고, 각각의指數는 $z_p=0.131$ 및 $z_p=0.147$ 이다. Table 59의 Dawhl 값은 $C_p=121\,000$, $z_p=0.144$ (黃銅鑄物의 AWF-158

Table 59 切削力擴張法則에 대한 常數 C_p 및 指數 z_p 의 비교 (Table 52를 같이 이용할 것)

	Taylor	Boston-Kraus	Holmes	Cavé	A. S. M. E.	AWF-158	Dawhl-Dinglinger
	C_p^* z_p (g_p)	C_p^* z_p (g_p)	C_p^* z_p (g_p)	C_p^* z_p (g_p)	C_p^* z_p (g_p)	C_p^* z_p (g_p)	C_p^* z_p (g_p)
참고 Table	—	53	54	—	56 및 57	58	60
加工材料							
SAE 1020/1025 St. 37. 11		322		356	318	273	296
St. 42. 11		(0. 130)		(0. 15)			0. 129
SAE 1035 St. 50. 11	305	240			353	323	338
	(0. 034)	(0. 100)					0. 119
SAE 1045 St. 60. 11					378	345	347
					(0. 1)	0. 239	0. 119
SAE 1060 St. 70. 11					428	(0. 239)	0. 119
SAE 1095 St. 85. 11					490	355	0. 130
						380	(0. 130)
合金鋼							
인장강도 225 000 psi						380	435
							0. 125
인장강도 170 000 psi						428	(0. 125)
							0. 142
인장강도 110 000 psi						463	(0. 142)
						535	0. 150
Mn鋼(硬)							(0. 150)
							0. 156
							(0. 156)
SAE 1112					183		
SAE 3115					232		
SAE 52100					324		
SAE 2315					318	0. 1	
SAE 6140					421		
SAE 4340					545		

	Taylor		Boston-Kraus		Holmes		Cavé		A.S.M.E.		AWF-158		Dawhl-Dinglinger	
참고 Table	—		53		54		—		56 및 57		58		60	
加工材料	C_p^*	z_p (g_p)	C_p^* 1)	z_p (g_p)	C_p^*	z_p (g_p)	C_p^* 2)	z_p (g_p)	C_p^*	z_p (g_p)	C_p^*	z_p (g_p)	C_p^*	z_p (g_p)
鑄鐵 Ge 12.91; 14.91											152		171	0.137 (0.137)
Ge 18.91; 26.91											223	0.239 (0.239)	280	0.139 (0.139)
合金鑄鐵 鑄鐵軟	156	0.159 (0.092)			100				3)	0.19 (0.19)	253			
中硬					185	0.165 (0.055)			106					
硬	244	0.159 (0.092)			220				214 250 200	0.15 (0.15)				
球狀黑鉛鑄鐵									224					
黃銅鑄物											110		121	0.144 (0.144)
黃銅											128	0.239 (0.239)	196	0.146 (0.146)
구리											171			
純Al 鑄鋼											83		283	0.135 (0.135)

* (×1000)

1) 有效傾斜角 0°; 主切刃角 0°

2) 有效傾斜角 15°

3) 微視組織은 Table 57 을 참조

Table 60 切削力常數 C_p 및 指數 (from Dawahl-Dinglinger data)

加工材料	식 (170)에서 $f=1$ in/rev 일 때의 常數 $C_1 (\times 1000)$	移送 f 의 指數 u	chip斷面積의 指數 z_p 및 細長比의 指 數 g_p	식 (172)에서 $A=0.001$ in ² , $G=5:1$ 일 때의 常數 $C_p (\times 1000)$
Mn鋼	145	0.312	0.156	545
合金鋼	¹⁾ 140	0.300	0.150	500
	²⁾ 136.5	0.284	0.142	455
	³⁾ 148	0.250	0.125	435
	134	0.260	0.130	410
유사 SAE 1060	125	0.238	0.119	347
유사 SAE 1045	121.5	0.238	0.119	338
유사 SAE 1035	98.5	0.258	0.129	296
유사 SAE 1015	85.5	0.278	0.139	280
C.I. 1891, 2691	82	0.270	0.135	283
鑄鐵	82	0.270	0.135	283
青銅鑄物	55.7	0.294	0.147	196
구리	53	0.274	0.137	171
C.I. 1291, 1491 ⁴⁾	38	0.300	0.150	137
Silumin	35.2	0.288	0.144	121
黃銅 및 Al合金				

¹⁾ 인장강도 225 000 psi, ²⁾ 인장강도 170 000 psi, ³⁾ 인장강도 110 000 psi, ⁴⁾ 獨逸標準

값과 동일)로서 앞에서의 값과 거의 같다.

AWF-158 및 기타의 data에 물림깊이가 나와 있지 않은 것으로 보아 물림깊이라는 因子는 그다지 중요하지 않은가 하는 혼돈을 갖게 되는 사실에 주의를 환기시키고자 한다. 그러나 사실은 물림깊이가 切削力에 미치는 영향이 移送보다도 더 크다. AWF-158에서와 같이 比切削力의 公式이 물림깊이를 나타내는 숫자를 갖지 않는 경우에는 물림깊이의 영향이 더욱 크다. 이와 같은 경우에는 切削力이 물림깊이의 영향을 크게 받고 있는 데 반하여 切削力式에서 移送의 指數가 1보다 작기 때문에 移送의 영향은 적다.

그러나 著者は 물림깊이의 指數도 1보다 작기 때문에 물림깊이가 더 큰 영향을 갖고 있다고 할 수 없다는 의견이다.

本章에서 導出した 常數 C_p 및 指數들에 근거하여 고려되어야 할 다른 因子들을 해석한 다음 實用切削力의 계산을 위한 합리적인 Table을 만들 수 있다. 우선 해야 할 일은 著者の 실험 결과들 C_p , z_p 및 g_p 를 이용하여 다른 工業國家들의 실험값과 비교하여 보는 것이다.

11-1-4 副切削分力

Fig. 130에서 정의된 移送分力 P_2 와 背分力 P_3 가 切削動力 및 切削率에는 큰 영향을 주지 않으나, 소위 副切削力이라 하는 이들 힘들(P_2 및 P_3)은 工作機械의 변형, 精密度 및 진동에 있어서는 중요한 역할을 한다.

移送分力は 많은 경우에 切削性を 결정하는 수단으로서 제안되어 왔다.¹⁷⁾ 그러나 移送分力は 金屬切削率에 직접 관계되는 主分力 만큼 그렇게 크게 변하지 않는데, 그 이유는 主分力は 移

送速度보다 훨씬 큰 切削速度의 方向으로 작용하기 때문이다. 背分力의 主分力에 대한 比 P_3/P 는 旋盤의 案内面에 작용하는 荷重을 정하는 比값이다.

工具가 무디어지면 P_2 및 P_3 는 각각 P 만큼 크게 되므로 (Fig. 129 참조) 여기에서는 예리한 工具만을 고려하기로 한다.

Table 61은 有效傾斜角 12° , 主切刃角 37° , 先端半徑 0.120in인 H.S.S.工具를 사용한 Schlesinger의 실험값¹⁷⁴⁾을 분석한 것이다.

Table 61

加工材料	主分力 P 에 대한 移送分力 P_2 의 平均比 (P_2/P)	主分力 P 에 대한 背分力 P_3 의 平均比 (P_3/P)
VCN 35 (유사 SAE3325)	0.28	0.50
St. 42. 11 (유사 SAE1025)	0.11	0.34
鑄鐵 18. 91	0.14	0.28

Table 61에 의하면 主分力에 대한 背分力の 比 P_3/P 는 主分力에 대한 移送分力の 比 P_2/P 보다 항상 크다.

Table 62와 Table 63에는 副切削分力 (P_2 및 P_3)의 公式 및 전에 언급한 data¹⁸⁰⁾에 의하여 계산된 主分力에 대한 比가 나와 있다.

移送 및 물림깊이의 函數로 표시된 切削力의 公式를 $A=0.001\text{in}^2$, $G=(5:1)$ 일 때의 切削力擴張式으로 변환하는 일의 중요성은 포함된 常數를 비교하여 보면 확연히 나타난다. 예로써 實驗 No. 4에 대한 d 및 f 函數의 移送分力 및 主分力은 각각 다음과 같다.

$$P_2 = 12600 f^{0.42} \cdot d^{1.36}$$

$$P = 102500 f^{0.8} \cdot d$$

$f=1\text{in/rev}$, $d=1\text{in}$ 일 때 主分力에 대한 移送分力の 比는 $P_2/P=0.123$ 이 되는데, Table 62

Table 62

實驗 No. (Table 53 참조)	移送分力の 擴張式 $P_2 =$	$A=0.001\text{in}^2$, $G=5:1$ 일 때 主分力에 대한 移送分力の 比 (P_2/P)
1	$145(1000A)^{1.12} \cdot (G/5)^{0.88}$	$145/322=0.445^*$
2	$116(1000A)^{1.03} \cdot (G/5)^{0.82}$	$116/300=0.387$
3	$93.5(1000A)^{0.965} \cdot (G/5)^{0.485}$	$93.5/270=0.346$
4	$59(1000A)^{0.88} \cdot (G/5)^{0.47}$	$59/240=0.246$
7	$97.5(1000A)^{0.94} \cdot (G/5)^{0.34}$	$97.5/282=0.347$
8	$96(1000A)^{0.89} \cdot (G/5)^{0.23}$	$96/314=0.306$
9	$95.5(1000A)^{0.965} \cdot (G/5)^{0.485}$	$95.5/267=0.357$
10	$88(1000A)^{0.94} \cdot (G/5)^{0.37}$	$88/366=0.241$
11	$81.5(1000A)^{0.925} \cdot (G/5)^{0.295}$	$81.5/530=0.153$

* 共通要素의 常數값에 대하여는 식 (186)~식 (188c)를 참조

Table 63

實驗 No. (Table 53 참조)	背分力の 擴張式 $P_3 =$	$A=0.001\text{in}^2, G=5:1$ 일 때 主分力에 대한 背分力の 比 (P_3/P)
1	$46.5(1000A)^{0.59} \cdot (G/5)^{0.17}$	$46.5/322=0.145^*$
2	$81.5(1000A)^{0.35} \cdot (G/5)^{0.35}$	$81.5/300=0.272$
3	$86(1000A)^{0.28} \cdot (G/5)^{0.28}$	$86/270=0.318$
4	$70(1000A)^{0.295} \cdot (G/5)^{0.165}$	$70/240=0.292$
7	$205(1000A)^{0.46} \cdot (G/5)^{0.18}$	$205/282=0.725$
8	$108(1000A)^{0.885} \cdot (G/5)^{0.115}$	$108/314=0.348$
9	$85(1000A)^{0.265} \cdot (G/5)^{0.265}$	$85/267=0.318$
10	$114(1000A)^{0.875} \cdot (G/5)^{0.105}$	$114/366=0.314$
11	$132(1000A)^{0.635} \cdot (G/5)^{0.205}$	$132/530=0.250$

* 共通要素의 常數값에 대하여는 식 (186)~식 (188c)를 참조

에서는 0.246으로서 위의 公式에 의한 값의 2배가 된다. 물론 이와 같은 차이는 金屬切削에서 利用되는 移送 및 물림깊이의 크기를 무시하였다는 데에서 기인한다. 즉, 移送 $f=1\text{in/rev}$, 물림깊이 $d=1\text{in}$ 와 같은 重切削은 실제에서는 존재할 수 없다. 반면에 切削力擴張式에서는 복잡한 계산없이 C_p 값에 의하여 切削力比를 알 수 있다.

Table 62의 實驗 No. 1, 2, 3 및 4의 常數 C_p 값들로부터 工具先端半徑이 증가하면(Table 53 참조) P_2/P 가 감소하는 것도 볼 수 있다.

Table 62의 實驗 No. 9, 10 및 11에서도 工具先端半徑의 증가에 따라 P_2/P 가 감소는 하였으나 工具先端半徑의 영향이 결정적인 것은 아니다. Fig. 165에는 각종 有效傾斜角에서 移送分力을 主分力の 百分率로 나타낸 것이며, 밑에 있는 線은 Boston-Kraus의 data를 분석한 것이고, 위에 있는 線은 Cavé의 data를 분석한 것이다.

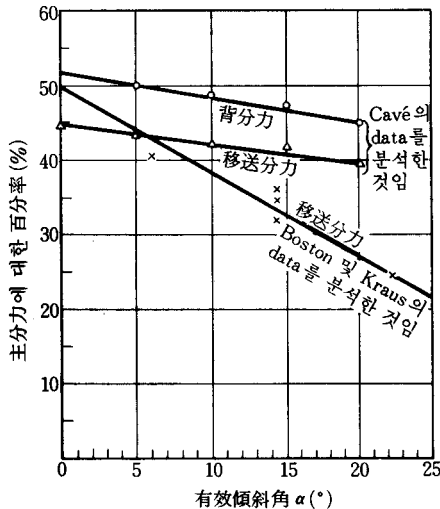


Fig. 165 有效傾斜角의 函數로서 移送分力 및 背分力の 主分力에 대한 比

Table 63에는 主分力에 대한 背分力の 比 P_3/P 가 분석되어 있는데, 그 결과는 일관성이 없어 보다 더 실험을 하여야 할 것 같다.

다음 切削力公式은 Cavé의 실험 결과에서 계산된 data를 切削力擴張式에 표시한 것이다.

$$\text{移送分力: } P_2 = 182(1 - 0.017\alpha) \cdot (1000A)^{0.945} \cdot (G/5)^{0.205} \quad (196)$$

$$\text{背分力: } P_3 = 228(1 - 0.018\alpha) \cdot (1000A)^{0.78} \cdot (G/5)^{0.14} \quad (197)$$

$$\text{主分力: } P = 444(1 - 0.013\alpha) \cdot (1000A)^{0.77} \cdot (G/5)^{0.15} \quad (198)$$

Cavé의 data에 의하여 식 (197)과 식 (198)을 비교하여 보면 두 식의 A 및 G 의指數가 각각 서로 거의 동일하기 때문에 背分力과 主分力の 比 P_3/P 가 chip斷面積 A 및 細長比 G 와 거의 무관하다는 것을 알 수 있다. Cavé의 data를 有效傾斜角의 函數로서 분석한 것이 Table 64에 소개되어 있다.

Table 64*

有效傾斜角 $\alpha (^{\circ})$	主分力常數 $C_P (\times 1000)$	移送分力常數 $C_{P_2} (\times 1000)$	P_2/P	背分力常數 $C_{P_3} (\times 1000)$	P_3/P
0	444	182	0.41	228	0.513
5	415	167	0.402	208	0.50
10	385	151	0.392	187	0.485
15	356	136	0.382	167	0.47
20	326	120	0.365	147	0.45

* 유사 SAE 1025鋼에 대한 data

Table 64에 의하면 背分力이 移送分力보다 크며, 힘의 크기는 다르지만 Table 64의 比값들은 Schlesinger의 data(Table 61)와 비교적 잘 일치한다. Table 64의 有效傾斜角의 증가에 따른 主分力の 감소는 著者의 data(附錄의 Table A 8d 및 Table A 9a)와도 일치한다.

Klopstock의 Cr-Ni鋼에 대한 연구에서 Table 65와 같은 比를 구할 수 있다.

鑄鐵의 移送力에 대한 정보는 Holme의 실험값에서 다음과 같이 구할 수 있다.

$$H_B 126: P_2 = 30.8(1000A)^{0.9} \cdot (G/5)^{0.4}$$

$$H_B 181: P_2 = 46.3(1000A)^{0.9} \cdot (G/5)^{0.4}$$

$$H_B 241: P_2 = 52(1000A)^{0.9} \cdot (G/5)^{0.4}$$

이상의 식들을 主分力公式 (178)로 除하고(常數값은 Table 54에 있음) $A=0.001 \text{ in}^2$, $G=(5:1)$ 로 놓으면 移送分力은 각각 主分力の 0.308배, 0.25배 및 0.236배이다. 이 실험에 의하

Table 65

有效傾斜角 $\alpha (^{\circ})$	主切刃角 $c (^{\circ})$	先端半徑 $r_t (\text{in})$	P_2/P	P_3/P
12	45	0.120	0.12	0.32
12	0	0.120	0.25	0.40
23	30	0.120	0.15	0.38

면 鑄鐵의 硬度가 낮으면 낮을수록 主分力에 대한 移送分力の 比가 크다는 것을 알 수 있다. 副切削力(P_2 및 P_3)과 관련된 振動問題에 대해서는 11 장 11-8에서 거론된다.

垂直 boring mill에서의 移送分力 및 半徑方向分力(背分力)에 대한 著者の 연구(Fig. 252 참조)도 14 장 14-4에서 상세히 논의하기로 한다. 著者の 실험 結果에 의하면 旋盤에서와 마찬가지로 수직 boring mill에서도 主切削力은 같은 법칙을 따르는 데 반하여 수직 boring mill에서의 移送分力은 chip斷面積의 증가에 따라 旋削에서만큼 그렇게 크게 증가하지 않는다. 이와 같은 차이에 대하여는 아직 조사되어 있지 않으나 사용된 工作機械의 特性이 제거되지 않는 한 切削性의 기준으로 移送分力을 이용하는 것은 바람직하지 못한 것 같다. 이것은 앞으로 해결되어야 할 문제로 남겨 둔다.

11-2 切削力法則에서 引張強度(또는 Brinell硬度)의 영향

11-2-1 切削力の 理論式과 實驗式的 相互關係

理論切削力式과 實驗切削力式간의 어떤 관계를 확립하여 보기로 한다. 1 장 1-9의 식 (46)은 剪斷強度 S_s 와 主分力 P 사이의 관계이며, 이 관계는 乘數 M 으로 표시된다. Fig. 27에 의하면 比切削力 k_s 와 引張強度 k_z 는 chip壓縮比와 有效傾斜角에 따라 1~8 사이에서 변하며 일반적으로 2~4의 값이다.

식 (46)의 양변을 chip斷面積 $f \cdot d$ 로 除하면 比切削力과 剪斷強度 사이의 관계를 나타내고, 이 때 剪斷強度 대신에 개략값으로 引張強度 k_z 를 대입하기도 한다.

$$k_s = S_s \cdot \frac{\lambda \cdot \cos(\tau - \alpha)}{\cos(\tau - \alpha + \phi)} = S_s \cdot M = k_z \cdot M$$

$$\therefore k_s = k_z \cdot M \quad (199)$$

剪斷強度 S_s 와 引張強度 k_z 간의 보다 정확한 관계는 다음과 같다.

$$k_z = 0.85 \cdot S_s \quad (200)$$

理論式的 導出에 이용한 수치는 대부분 管의 端面切削에 근거하기 때문에 실용의 경우와는 달리 工具先端과 副切削刃의 切削作用이 없는 경우이다. 金屬切削에서 기본 관계를 찾아내기 위해서는 管의 端面實驗을 하지 않을 수 없겠지만 이를 工具先端과 副切削刃이 切削作用에 개입되는 實用切削에까지 연구를 확장하여야 한다.

Berlin工科大學에서 Klopstock, Schlesinger 등의 실험은 우리들의 목적에 좋은 자료를 제공한다. 그 당시 최초로 Meyer指數¹⁷⁾라 하는 것이 金屬切削의 연구에 도입되었으며, 이指數는 加工材料의 加工硬化와 관련이 있고, 이런 관점에서 미국에서 광범위하게 이용되어 왔다.

著者の 생각으로는 Berlin實驗의 가장 중요한 결과라 하면 交點線의 발견에 있는 것 같으며, 이 交點線으로부터 比切削力과 引張強度 또는 Brinell硬度的 관계를 導出해 냈다. 이에 대한 것은 Fig. 149 (10장 10-3)에서 간단히 언급되었다. Fig. 149에서 水平軸에 chip斷面積과 Brinell壓込面積을 표시하고 垂直軸에 切削力과 Brinell荷重을 나타내었다. 미국에서 사용되는 Brinell硬도는 meter系에서 $[kg/mm^2]$ 의 次元으로 측정되었고 壓込面積은 $[mm^2]$ 로 표시된다.

水平軸 및 垂直軸에 英式系の 눈금도 있으므로 변환할 필요는 없겠다.

Fig. 149에서 切削力 P 와 Brinell荷重 P_k 에 대한 對數直線들이 加工材料에 따라 각각 다른 點에서 교차하나 긴 chip을 생성하는 鋼, 구리 등의 加工材料에 대한 交點은 交點線 I 상에 있고 짧은 chip을 생성하는 鑄鐵 및 黃銅 등의 加工材料에 대한 交點은 交點線 II라고 하는 線上에 놓여 있다.

다음은 meter系로 표시된 Brinell荷重을 나타내는 식이다.

$$\text{鍛 鐵:} \quad P_k = 87 (\pi d_e^2 / 4)^{1.16} = 66 d_e^{2.32} \quad (201)$$

$$\text{鑄 鐵:} \quad P_k = 120 (\pi d_e^2 / 4)^{1.15} = 91 d_e^{2.30} \quad (202)$$

$$\text{Cr-Ni 鋼:} \quad P_k = 204 (\pi d_e^2 / 4)^{1.06} = 157 d_e^{2.12} \quad (203)$$

$$\text{St 70 (유사 SAE 1060):} \quad P_k = 140 (\pi d_e^2 / 4)^{1.10} = 107 d_e^{2.20} \quad (204)$$

$$\text{구 리:} \quad P_k = 24 (\pi d_e^2 / 4)^{1.28} = 17.5 d_e^{2.56} \quad (205)$$

$$\text{黃 銅:} \quad P_k = 58 (\pi d_e^2 / 4)^{1.17} = 43.5 d_e^{2.34} \quad (206)$$

金屬의 加工硬化性の 기준이 되는 Meyer指數는 2.12(Cr-Ni鋼의 경우)에서 2.56(구리의 경우)까지 변하고 있다. 미국에서의 연구¹⁷⁰⁾에 의하면 加工面の 狀態 및 工具壽命의 觀點에서 切削性이 좋을 경우에는 Meyer指數가 적게 되어 있다. 예로써 SAE 52 100에 대한 Meyer指數는 2.7이고 SAE 1045에 대하여는 2.35로 정해졌다.

Brinell荷重, 切削力 및 交點線의 기울기가 주어지기 때문에 Brinell試驗만으로 切削力を 구하고, 다음에 切削力常數 C_p 를 정할 수 있는 試驗圖를 만들 수 있다. 예를 들어 Fig. 166에서 線 1은 鋼에 대한 Brinell荷重線을, 線 2는 交點線을, 線 3은 切削線으로서 이들 3개의 線은 단지 기울기만을 표시하기 위한 것이기 때문에 單一點에서 시작되게 그렸다.

本例는 Brinell荷重 590 kg (=1300 lb)가 壓込面積 $6 mm^2$ (=0.0093 in²)을 생기게 하는 경우로서 Fig. 166에서 點 T로 표시되어 있다. 점 T에서 線 1에 平行선을 그으면 線 2와 點 S에서 교차하고, 點 S에서 線 3에 平行선을 그으면 meter系の 切削力常數 (chip斷面積 1 mm²에 대한 切削力) C_{ks} 는 線 3의 垂直軸과의 交點값이다 (本例에서는 $C_{ks}=250$). 英式系の 常數 C_p 는 線 3을 chip斷面積 $A = \frac{1}{1000} in^2$ 까지 연장하면 얻어진다 (本例에서는 $C_p=385000$). 線 1과 線 3은 기울기가 다르며, Fig. 149에 표시된 다른 재료의 경우에는 交點線 II가 이용될 것이다.

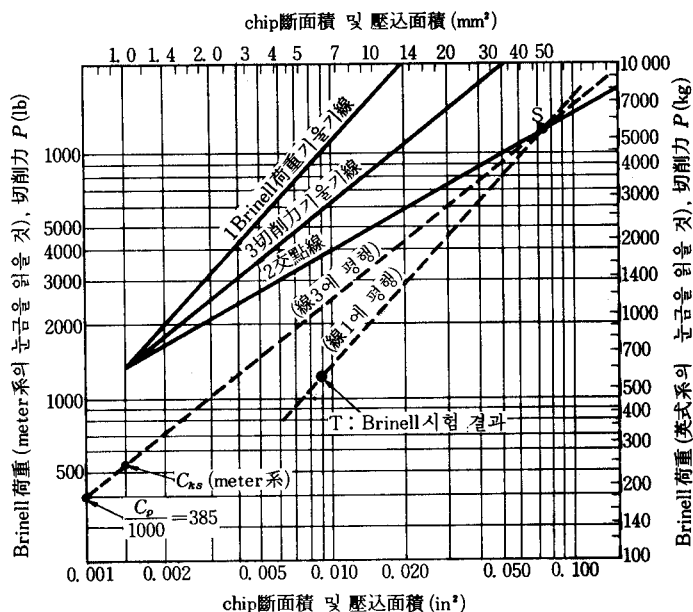


Fig. 166 鋼의 試驗線圖

그러나 本章의 主題인 比切削力 k_s 와 引張強度 k_z 의 關係를 確立하는 데 막연하게 Brinell 荷重을 취하는 것만으로는 충분하지 않다. 本章의 목적을 위하여는 다음과 같이 定해진 硬度 값을 利用하여야 한다.

Brinell 硬度 BHN (Brinell Hardness Number)은

$$BHN = \frac{2 \cdot P_k}{\pi D (D - \sqrt{D^2 - d_e^2})} \quad (\text{kg/mm}^2) \quad (207)$$

로 정의된다.

단, D : Brinell 鋼球의 直徑 (mm), d_e : 壓込 子國의 直徑 (mm) 이다.

일반적으로 사용되는 $P_k=3000 \text{ kg}$, $D=10 \text{ mm}$ 라 하면

$$BHN = \frac{191}{10 - \sqrt{100 - d_e^2}} \quad (\text{kg/mm}^2) \quad (208)$$

변화하는 硬度값과 式 (208)의 荷重 및 鋼球直徑에 대한 壓込 子國의 面積을 計算하는 식은

$$\pi d_e^2 / 4 = \frac{\pi}{4} \left[100 - \left(10 - \frac{191}{BHN} \right)^2 \right]$$

로 되어 $D=10 \text{ mm}$, $P_k=3000 \text{ kg}$ 일 때 BHN과 壓込 子國 面積 $\pi d_e^2 / 4$ 의 關係를 Table 66과 같이 나타낼 수 있다.

$P_k=3000 \text{ kg}$ 에 대하여 水平軸에 壓込 子國 面積을 표시하고 Fig. 166에서와 같은 方法으로 Fig. 167 및 Fig. 168에서 切削力 기울기線과 Brinell 荷重 기울기線에 平行선을 그으면 Bri-

Table 66

Brinell 硬度 BHN (kg/mm ²)	$P_k=3000\text{ kg}$, $D=10\text{ mm}$ 일 때의 壓込 面積 $\pi d_e^2/4$ (mm ²)
100	27.1
120	23
140	20
160	17.65
180	15.8
200	14.25
250	11.75
300	9.43

nell硬度和 切削力常數 (meter系에서는 C_{ks} , 英式系에서는 C_p)를 관계시킬 수 있다.

Table 67은 Fig. 167 및 Fig. 168에서 구하여진 Brinell硬도에 따른 切削力常數를 수록하고 있다.

切削力公式에 Brinell硬도를 관련시키는 데 있어서 다음에 해야 할 일은 常數 C_p 를 분리해내서 Brinell硬도와 Brinell硬도보다도 切削力에 대한 영향을 내포하는 留數로 표시하는 것이다. 다시 말하면 Brinell硬도 (또는 引張強度)를 C_p 에서 빼내려 한다. 이상의 목적으로 Table 67의 常數 C_p 를 Brinell硬도에 대하여 兩對數座標로 표시하면 Fig. 169와 같고

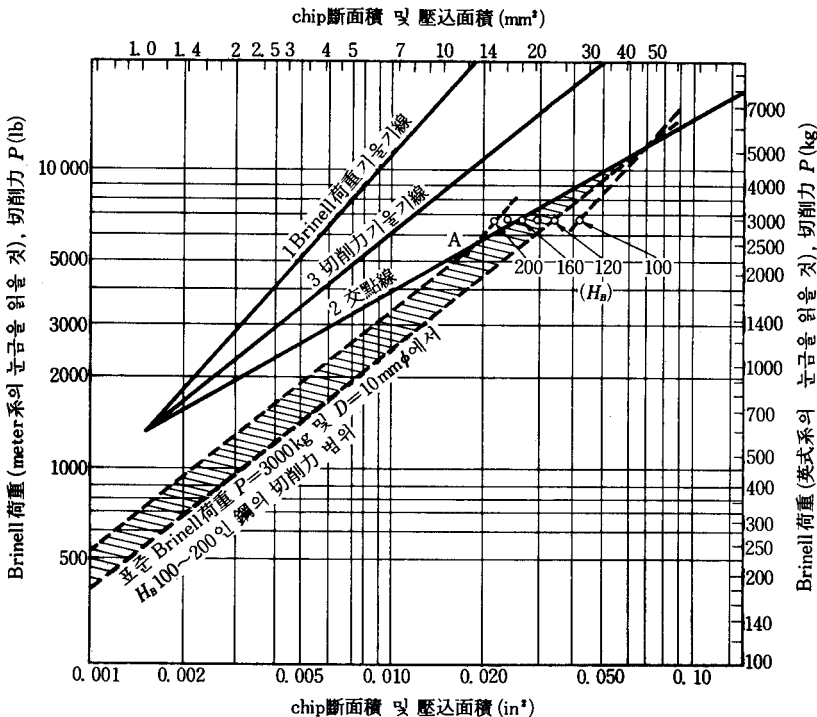


Fig. 167 $H_b 100 \sim 200$ 인 鋼의 切削力範圍

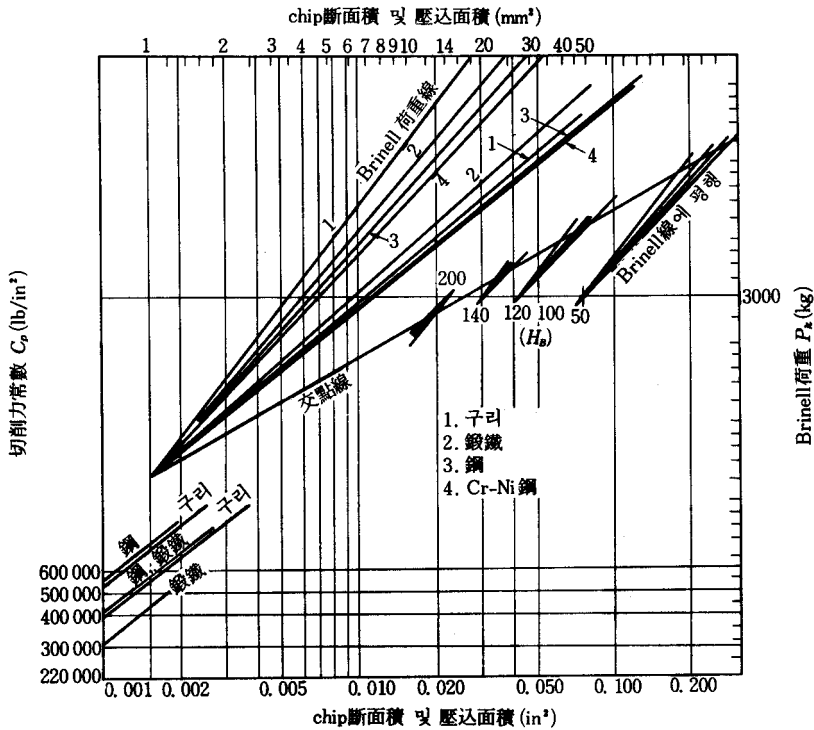


Fig. 168 Brinell 試驗으로부터 Cr-Ni鋼, 鋼, 鍛鐵, 구리의 切削力常數의 결정

Table 67

BHN	炭 素 鋼		鍛 鐵		Cr-Ni 鋼		구 리		鑄 鐵	
	C_{ks}	C_p	C_{ks}	C_p	C_{ks}	C_p	C_{ks}	C_p	C_{ks}	C_p
100	250	385*	196	297*	260	405*	239	368*	74	112*
120	270	418	210	318	280	435	260	400	80	121
140	290	450	227	344	300	466	275	423	86	130
160	310	480	240	364	320	497	290	445	90	136
200	340	526	263	400	350	545	320	492	102	154

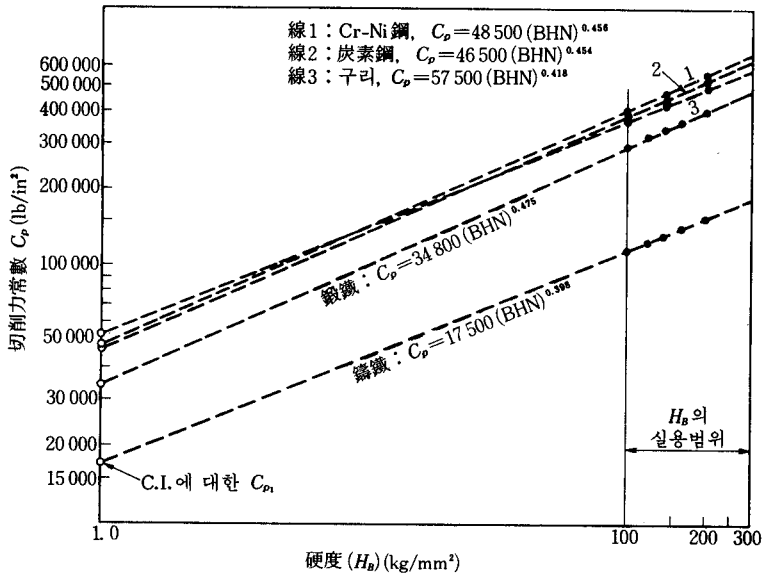
* C_p : 英式系 상수 ($\times 1000$) C_{ks} : meter系 상수

실용 범위를 화살표로 표시하여 놓았다. 각 加工材料에 대한 직선을 想像값 BHN=1.0 과 교차할 때까지 연장한다. BHN=1.0 에 대한 C_p 를 작은 원으로 표시하고 常數를 C_{p1} 이라 하며, "1"이란 표시는 BHN=1.0 이라는 의미이다. Fig. 169로부터 Brinell硬度和 切削力常數의 관계는

$$\log C_p = t_h \cdot \log \text{BHN} + \log C_{p1} \quad (209)$$

(切削速度關係式 (112) 와 비교하여 보라)

으로 되고 t_h : Brinell硬度的 指數이다.

Fig. 169 Brinell硬度和 切削力常数 C_p 의 關係公式의 유도

$$\therefore C_p = C_{p1} \cdot (\text{BHN})^{t_h} \quad (210)$$

식 (97)에서와 같은 방법으로 指數 t_h 는

$$t_h = \frac{\log(C_p''/C_p')}{\log(\text{BHN}''/\text{BHN}')} \quad (211)$$

단, C_p'' 및 C_p' 는 임의로 택한 Brinell硬도 BHN'' 및 BHN'에 대한 각각의 切削力常数이다.

예제 11-1. 炭素鋼의 切削力常数 C_p 를 Brinell硬도의 函數로 나타내라.

(解) Table 67에서 BHN''=200에 대한 $C_p''=526,000$, BHN'=100에 대한 $C_p'=385,000$ 를 각각 택하면

$$t_h = \frac{\log(C_p''/C_p')}{\log(\text{BHN}''/\text{BHN}')} = \frac{\log(526/385)}{\log(200/100)} = 0.454$$

BHN=1.0에 대한 C_{p1} 은 Fig. 169의 線 2의 左端에서 垂直軸과의 交點으로서 식 (210)에 의하면

$$C_p = C_{p1} \cdot (\text{BHN})^{t_h} \text{에서 } C_{p1} = C_p / (\text{BHN})^{t_h}$$

$$\therefore C_{p1} = 526,000 / 200^{0.454} = 48,000$$

구하고자 하는 關係式은

$$C_p = 48,000 (\text{BHN})^{0.454} \quad (212)$$

引張強度 k_z 와 Brinell硬도간의 關係式

$$k_z = 510 \cdot \text{BHN} \quad (213)$$

을 이용하면 식 (212)를 引張強度 k_z 의 函數式으로 변환할 수 있다. 즉,

$$C_p = 48000 (k_z/510)^{0.454} = 2830 \cdot k_z^{0.454} \quad (214)$$

留數 (residual constant) 2830은 관련된 工具幾何學에 따라 세분되어 실험적 切削力常數를 加工材料 및 工具幾何學을 지시하는 量과 관련시켜 준다.

식 (164)에 식 (214)와 Table 51에서 $z_p = 0.197$ 을 대입하면

$$k_s = \frac{2830 \cdot k_z^{0.454}}{(1000 A)^{0.197}} \text{ psi} \quad (215)$$

로 되어, 이 식이 實驗 data에 근거한 比切削力과 引張強度를 관련시켜 주는 식으로서 최초로 소개된다.

本書의 1 편[식 (34) 및 Fig. 27]에서 이상과 같은 관계가 존재할 것이라든 것이 이론적인 고찰에서 결론지어진 바 있다. 전에 논의된 바 있는 이론과 실제 사이의 관계가 실용적 관점에서 여기에서 확인되었다.

다음은 식 (215)와 같은 형태로 각종 加工材料에 관해 나타낸 식이다.

$$\text{鍛 鐵} : C_p = 34800 \cdot (\text{BHN})^{0.457}, \quad k_s = \frac{1980 \cdot k_z^{0.457}}{(1000 A)^{0.138}} \quad (216)$$

$$\text{Cr-Ni 鋼} : C_p = 48500 \cdot (\text{BHN})^{0.456}, \quad k_s = \frac{2880 \cdot k_z^{0.456}}{(1000 A)^{0.196}} \quad (217)$$

$$\text{구 리} : C_p = 54500 \cdot (\text{BHN})^{0.418}, \quad k_s = \frac{2540 \cdot k_z^{0.418}}{(1000 A)^{0.176}} \quad (218)$$

$$\text{鑄 鐵} : C_p = 17500 \cdot (\text{BHN})^{0.398}, \quad k_s = \frac{865 \cdot k_z^{0.398}}{(1000 A)^{0.135}} \quad (219)$$

k_s 에 대한 公式에서 鋼, Cr-Ni鋼, 鍛鐵에 대한 留數는 큰 차가 없으므로 工具有效傾斜角 또는 切刃角(lip angle) 등을 포함시키어 보다 많은 해석을 하여 熱間 또는 冷間壓延된 모든 종류의 鐵金屬에 대한 공통된 切削力常數를 導出할 수 있을 것이다.

11-2-2 meter系-英式系 變換

k_s 에 대한 公式의 切削力留數는 meter系로 된 것을 次元解析法에 의하여도 변환될 수 있으며, 이들 meter系 data와 英式系 data를 비교하여 보는 것도 흥미있을 것이다.

앞에서 소개한 k_s 에 대한 일반식은

$$k_s = \frac{\text{const.} \cdot k_z^{t_h}}{A^{z_p}} \quad (220)$$

단, A : chip斷面積 (mm^2), k_s : 比切削力 (kg/mm^2), k_z : 引張強度 (kg/mm^2)이다.

F : 힘, L : 길이, M : 常數를 나타내는 乘數라 하고 식 (220)에서 常數를 생략하면

$$F/L_1^2 = M \cdot (F/L_1^2)^{t_h} \cdot (1/L_2^2)^{z_p}$$

윗식을 M 에 대하여 정리하고 F 의 $[kg]$ 를 $[lb]$ 로 ($1kg=2.2lb$), L_1 의 $[mm]$ 를 $[in]$ 로 ($1mm=0.0394in$), chip_每面積의 $[mm^2]$ 를 $\left\{\frac{1}{1000}in^2\right\}$ 로 ($1mm^2=\frac{1.55}{1000}in^2$ 이므로 $1mm^2$ 을 $\frac{x}{1000}in^2$ 으로 변환한다면 $\frac{1}{1000}$ 에 1.55를 곱해 준다) 대입하면

$$M = \frac{2.2^{(1-t_h)} \cdot 1.55^{2p}}{0.0394^{2(1-t_h)}} \quad (221)$$

로 된다.

11-3 切削力法則에서 有效傾斜角의 영향

11-3-1 有效傾斜角의 實用 data

F.W. Taylor가 일찍이 工具角이 切削速度와 切削力에 미치는 영향은 극히 微小하다고 하였으나 이 문제에 대한 연구가 수차에 걸쳐서 재개된 바 있다.

Table 68~Table 74를 보면 이와 같은 연구가 얼마나 유용한가를 알 수 있으며, 工具幾

Table 68

연 구 자	軟鋼 및 軟鑄鐵			硬鋼 및 硬鑄鐵		
	有效傾斜角 (°)	餘 裕 角 (°)	主切刃角 (°)	有效傾斜角 (°)	餘 裕 角 (°)	主切刃角 (°)
F. W. Taylor	23	6	—	16	6	—
Nicolson	鋼에 대한 切刃角(lip angle) = 70°, 鑄鐵에 대한 切刃角 = 80°					
Schlesinger	12	11	50			
Gottwein						
보 통	22	8	—	8	6	—
輕切削	—	—	—	22	8	—
Simon	22~30	6~12	—	16~8	5~10	—
Klopstock						
“B”工具	12	10	47			
“S”工具	23	7	40			
特殊工具	Fig. 174를 볼 것					
Friedrich	切刃角 = 60°					
Hippler	20	8	20	—	—	—
Krupp Works						
보 통	20	10		20	7	—
重切削	18	12	—	20	7	—
Sachsenberg	10~30	12~6	—	15~19	10~5	—
Schuchart/Schuette	16	10	} 鋼	8	10	} 鑄鐵
輕切削	14	6		4	6	
Poldihuette	切刃角 = 57~62					
Krefelder Steel Works	25	10	—			

何學과 角의 추천값은 한 나라 안에서뿐 아니라 美國, 英國, 獨逸 등과 같은 국가간의 값을 비교하여 볼 때 대단히 광범위하게 분포되어 있다.

Table 69 AWF-158에 의한 工具角

加 工 材 料	H.S.S. 工具		carbide 工具	
	餘裕角 (°)	有效傾斜角 (°)	餘裕角 (°)	有效傾斜角 (°)
St. 37. 11~70. 11 (SAE 1015~1060)	8	14	5	10
St. 85(SAE 1095), 鑄鋼(中)	8	10	5	6
鑄鋼(軟)	8	10	5	10
合金鋼				
인장강도 225 000psi	8	6	5	6
인장강도 170 000psi	8	10	5	6
인장강도 110 000psi	8	14	5	10
stainless 鋼	—	—	5	10
Mg 鋼(硬)	—	—	5	6
鑄鐵의 전종류	8	0	5	0
可鍛鐵	8	10	5	10
구 리	8	14	8	14
黃銅, 青銅鑄物, gunmetal	8	0	5	6
Zn 合金	12	10	12	10
純 Al	12	30	12	30
高 Si 함유 Al	12	18	12	18
Al 合金 (piston)	12	14	12	14
Mg 合金	8	6	5	6

Table 70 美國式 工具角 (Woodcock) *

加 工 材 料	H.S.S. 工具			carbide 工具		
	餘 裕 角 (°)	上面傾斜角 (°)	側傾斜角 (°)	餘 裕 角 (°)	上面傾斜角 (°)	側傾斜角 (°)
鋼						
~0.30% C	8	15	12~18	6	0	2~4
0.30% C 이상	8	12	12	6	0	2~4
열처리	8	8	9~12	6	0	2~4
stainless	8	15	10	6	0	2~4
monel	10	8	12	—	—	—
nickel	10	8	14	—	—	—
青 銅						
硬	8	8	3	6	0	4
中	8	3	3	6	0	4
黃 銅	8	0	0	6	0	4
구 리	10	15	15	8	4	15~20
aluminium	10	30	12	8	20~25	10~15

* F. L. Woodcock, *Design of Metal-cutting Tools*, McGraw-Hill, New York, 1948, p. 278~9

Table 71 carbide 工具의 美國式 工具角 (Baker 및 Kozaeka) **

加 工 材 料	上面傾斜角(°)	側傾斜角(°)	前面餘裕角(°)	側面餘裕角(°)
鋼				
~ H _B 200	0~10	4~15	6~8	6~8
H _B 200~275	0~8	4~10	5~8	5~8
H _B 275~350	0~5	4~8	5~8	5~8
H _B 350~425	0~3	0~6	4~6	4~6
H _B 425 이상	0	0	4~6	4~6
12% Mn, 1.2% C	0	0~4	3~4	3~4
18% Cr, 8% Ni	4~6	8~16	4~6	4~6
鑄 鐵				
軟	0~4	4~6	4~6	3~6
硬	0	3~6	3~5	3~4
冷剛	0	3~6	3~5	3~5
可鍛	0~4	4~8	3~5	3~5
黃 銅	0~5	2~6	4~8	4~8
青 銅	0~5	0~10	4~6	4~6
Al 合金	10~20	10~20	8~12	6~10

** W. Baker and J. S. Kozaeka, *Carbide Cutting Tools*, Chicago, American Technical Society, 1951, p. 53

Table 72 美國式 工具角 (Woldmann 및 Gibbons*)

加 工 材 料	H. S. S. 工具			carbide 工具		
	上面傾斜角(°)	側傾斜角(°)	主切刃角(°)	上面傾斜角(°)	側傾斜角(°)	主切刃角(°)
stainless 鋼	5~10	5~10	10~15	—	—	—
Meehanite	4~8	6~10	6~10	0~4	2~6	8~10
aluminium (Reynold metals)	30~53	10~20	—	0~32	5~10	—
magnesium	10	5	15~25	7	5	15~25
銅合金 (American Brass Co.) 또는 鉛 함유	0	0~3	10~15	0	2~6	10~15
銅合金 (60~85% Cu)	5~10	5~10	10~15	0~5	4~8	10~15
無鉛銅合金 (절삭성 불량)	10~20	20~30	10~15	4~8	15~25	10~15
Zn 合金	0~20	10~20	10~20	5~10	5~15	10~45
高 Ni 合金 (75% Ni, 12~15% Cr)	—	—	—	0~8	8	15~30

* N. E. Woldmann and R. C. Gibbons, *Machinability and Machining of Metals*, McGraw-Hill, 1957.

Table 73 美國式 工具角 (Carboloy Co.)

加工材料	carbide 旋削工具		carbide 剪斷工具		備考
	上面傾斜角 (°)	側傾斜角 (°)	上面傾斜角 (°)	側傾斜角 (°)	斷續切削 (°)
鋼 및 鑄鐵					
H_B 100-200	0	15 ^{a)}	10	0	a) 0
H_B 200-325	0 ^{b)}	8 ^{b)}	8 ^{c)}	0	b) -3
H_B 325-425	0 ^{d)}	3~5 ^{d)}	5 ^{e)}	0	c) -5
H_B 425~550	0 ^{f)}	0 ^{f)}	0	0 ^{f)}	d) -5 e) -8 f) -10
Al 및 Mg					
軟	30	30	30	0	
硬	10	15	15	0	
高 Si 함유	0	15	10	0	
黃銅 및 黃銅鑄物					
軟	0	10	10	0	
中	0	5	5	0	
硬	0	0	0	0	
구 리					
軟	15	15	15	0	
硬	0	0	0	0	

Table 74 新素材에 대한 英國式 工具角*

加工材料	有效傾斜角(°)	餘 裕 角(°)	主切刃角(°)	先端半徑(in)
tungsten	20	5	40~50	0.020
molybdenum	25	5	20~30	0.020
tantalum	15	5	30	0.020
titanium	-5	5	45	0.030
zirconium	10~15	8	15	0.020

* Protolite Ltd., Amer. Mach., 1953, 13 April, p. 183

Table 68은 연구자 몇 사람에 의한 工具幾何學의 실용 추천값을 소개한 것인데 軟鋼, 硬鋼, 軟鑄鐵 및 硬鑄鐵에만 국한하였다.

유럽식 工具와 미국식 工具를 비교할 때 명칭이 같다고 하여서 반드시 동일한 角을 의미하는 것이 아니라는 사실을 알아서 혼돈하지 말아야 한다. 예로써 Fig. 170a 및 Fig. 170b를 보면 有效傾斜角을 측정하고 정의하는 방법이 나와 있다. 미국식에서는 Fig. 170b에서와 같이 上面傾斜角(b)과 側傾斜角(s)을 측정하여 有效傾斜角을 계산하는 것이 보통이다. 이 때 主切刃角(c)이 주어져야 한다(5장, 특히 Fig. 69 참조). 그러나 어느 경우에는 미국에서도 유럽식(Fig. 170a)에서와 마찬가지로 有效傾斜角을 側傾斜角이라고도 한다.

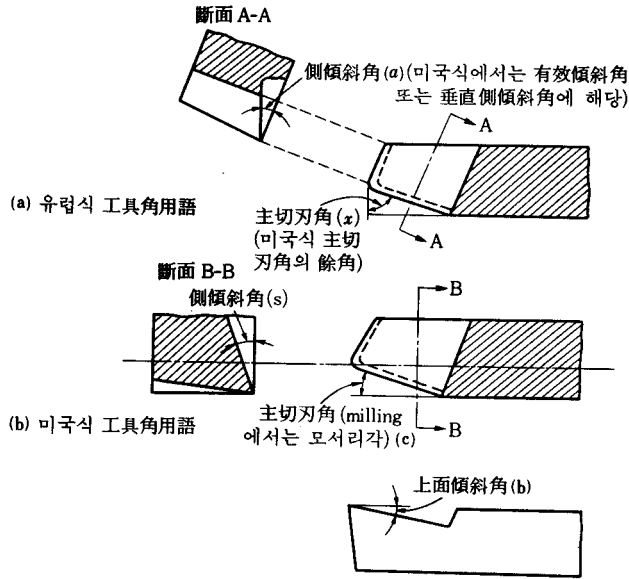


Fig. 170 工具角의 用語

이와 같은 차이들은 Fig. 171 a 및 Fig. 171 b에서 보는 바와 같이 경제적인 측면에서도 찾을 수 있다. 主切刃角의 연삭에서 工具 tip을 研削하고 工具 자루까지 연삭하는 일이 없어야 한다는 것을 알 수 있다. 工具 자루는 研削時間과 carbide材料를 절약하기 위하여 직선으로 위치되어 있어야 한다. Fig. 171 a에서는 工具 tip의 전길이를 研削하여야 하나 Fig. 171 b에서는 일부분만 研削하면 된다. 그러나 이와 같은 조건에서도 Table 68~Table 74에 결친 角의 추천값의 차는 상당히 크다. Fig. 172~Fig. 174는 유럽의 機械工場에서 사용하고 있는 여러 가지의 旋削工具를 보여 준다. Fig. 174는 소위 Klopstock工具로서 有效傾斜角이 2개 (예에서는 $\alpha_1=12^\circ$, $\alpha_2=50^\circ$)인 것이 특징이다. Fig. 175는 AWF-100에 의한 獨逸式 工具角으로서 上向刃(rising edge)은 工具先端이 나머지 刃보다 낮은 경우이고 “陽”의 切削刃傾斜角(inclination angle)을 갖는 切削刃이라고도 말할 수 있다. 그러나 미국에서는 그와 같은 切

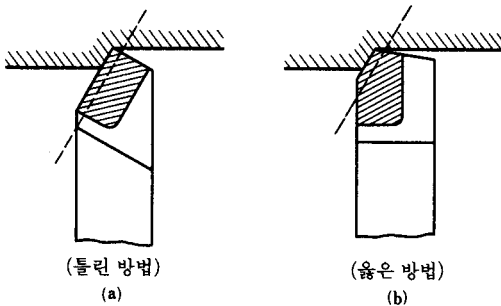


Fig. 171 主切刃角의 研削

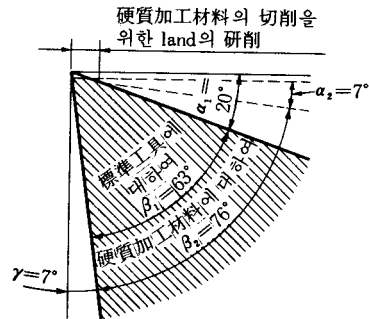


Fig. 172 工具傾斜面(tool face)에 land를 갖는 工具

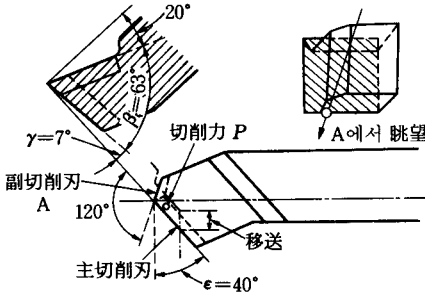


Fig. 173 右側荒削工具

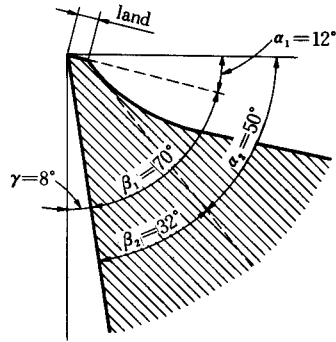


Fig. 174 Klopstock工具

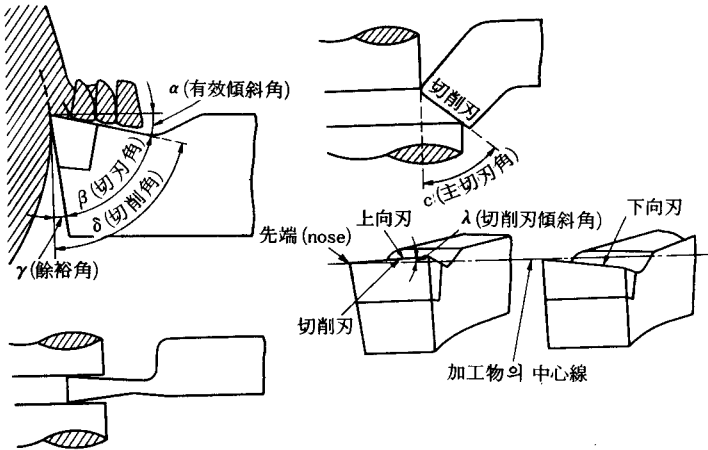


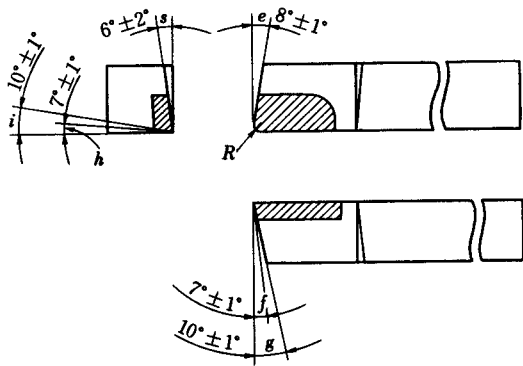
Fig. 175 AWF-100에 의한 獨逸식 工具角

切削傾斜角을 “陰”이라고 하는데 著者도 미국의 定義가 옳은 것 같다. 그 이유는 “陰”이라는 그 용어를 上面傾斜角 및 側傾斜角에게도 적용하기 때문이다.

切削刃傾斜角(數學的 및 실제적 정의에 대하여는 Fig. 66 참조)은 chip 生成에, 즉 chip 流動方向에 큰 영향을 준다. 이 角이 陰일 경우에는 chip 이 工作物側으로 운동하여 工作物을 할퀴고, 陽의 角일 때에는 工作物에서 멀어지는 방향으로 chip 이 운동한다. 따라서 後者와 같이 工作物을 할퀴지 않는 陽의 切削刃傾斜角이 좋다고 할 수 있다. 이와 유사한 현상이 正面 milling 에서도 발생하는데 陽의 切削刃傾斜角을 갖는 경우에 cutter 와 工作物 사이에서 chip 이 감겨 빠져 나오고 陰의 角일 때에는 그 반대 현상이 생긴다.

Fig. 176~Fig. 178*은 旋削工具의 美國標準으로서 插入工具는 여기에 포함되지 않으며, Fig. 179 에는 현재 사용되는 工具의 일부가 硬납점工具와 함께 나열되어 있다. 陰의 傾斜角

* Extracted from Am. Standard Single Point Tools (ASA B. 5. 22-1950) with permission of the A.S.M.E., New York. See also ASA B. 5. 29 (H.S.S. and Cast Non Ferrous Point Tools, 1959), and ASA B. 5. 36-1957 (Carbide Blanks and Tools).



b : 上面傾斜角, s : 側傾斜角, f : 先端第1餘裕角,
 g : 先端第2餘裕角, h : 側面第1餘裕角, i : 側面第2餘裕角,
 c : 主切削角 (Fig. 170 참조), R : 先端半徑,
 e : 副切削角, 上面傾斜角 b 는 Fig. 170을 보라.

Fig. 176 carbide工具의 美國標準 A

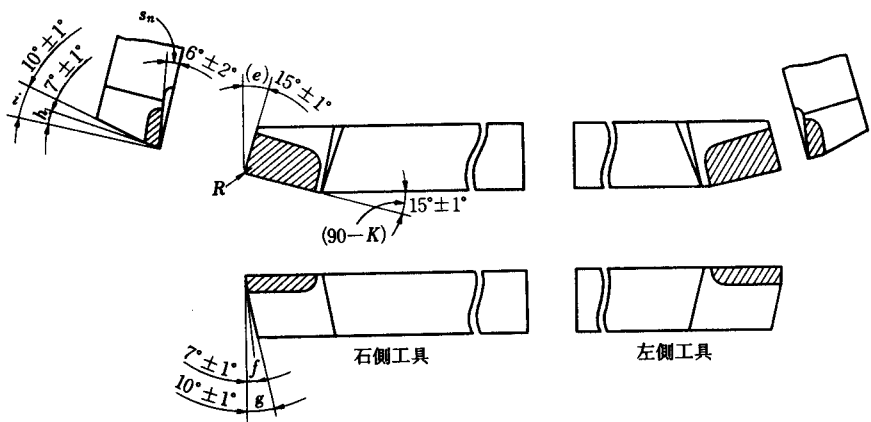


Fig. 177 carbide工具의 美國標準 B

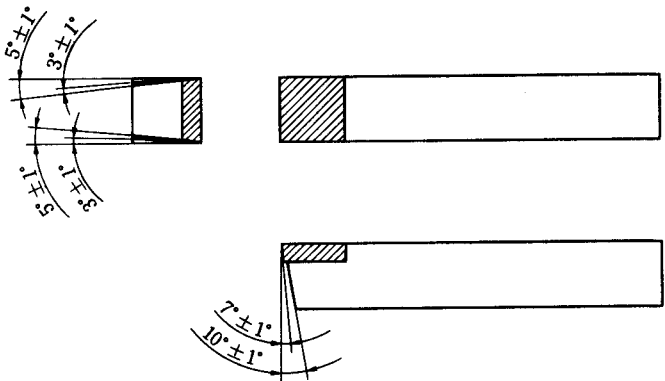


Fig. 178 carbide工具의 美國標準 C

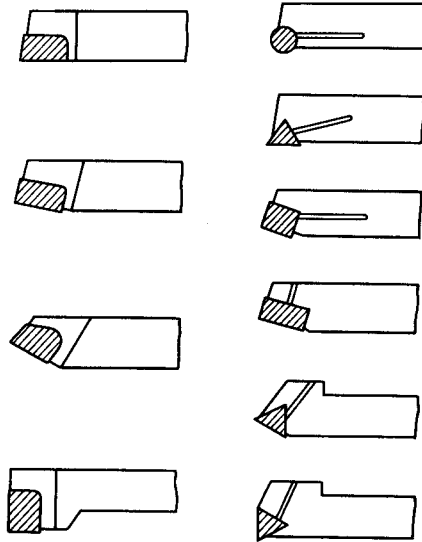


Fig. 179 硬납접 carbide工具와 挿入 carbide工具의 비교

(rake)에 대한 것 등의 다른 문제에 대하여는 11 장 11-7에서 상세히 논의하기로 한다.

工具角은 切削力 및 切削速度에 영향을 미칠 뿐만 아니라 加工面の 表面粗度에도 영향을 주며, 有效傾斜角이 크면 表面粗度は 향상된다. 이와 같은 粗度の 향상은 chip壓縮比와도 관계가 있다.* 主切削角을 증가시킬 경우에도 유사한 영향을 미친다.

11-3-2 切削力-有效傾斜角 관계의 導出

Stanton-Heyde¹⁷⁾에 의한 擴張實驗을 이용하여 工具幾何學의 함수로 切削力을 나타내는 법칙을 導出하면 편리하다. 이 실험에 사용된 재료에는 2種의 合金鋼 (3.43% Ni의 Ni鋼, 3.4% Ni-0.53% Cr의 Ni-Cr鋼), 2種의 炭素鋼 (유사 SAE 1025, 유사 SAE 1060), 2種의 管, 鑄鐵, 靑銅 및 구리가 있으며, 背分力 (半徑方向分力)이 없도록 側面切削工具만을 사용하였다.

Fig. 180은 Heyde가 사용한 工具의 作用力을 보여 주는 것으로서 P 는 切削分力 (主分力)을 나타내고 P_2 는 移送分力을 나타내며, 工具가 무디어지기 전에 교체함으로써 실험 중 餘裕角이 항상 10° 가 유지되도록 하였다. 傾斜角을 工具마다 5° 씩 증가시킴으로써 傾斜角이 切削力에 미치는 영향을 연구하였다.

Fig. 181은 Stanton-Heyde data에서 계산된 切削力 vector를 보여 주며, OB는 傾斜面, OC는 餘裕面, β 는 切削角을 각각 나타낸다. 수평선은 工具先端 O를 지나며, 加工物의 速度方向은 線 $O'O$ 로 표시되고, 보통 旋削의 경우에서처럼 圓 또는 橢圓의 接線이 아니다. 工具가 前進하거나 加工物이 회전하면 gap OO' 가 생겨¹⁷⁾ 線 OA에 평행한 $O'A'$ 방향으로 剪斷된

* Figs. 9, 29, 31을 비교하라.

로 되어 剪斷角이 26° 로서 일정하다는 Hankins의 가정에 의하면 傾斜角 $\alpha=0^\circ$ 일 때 壓縮比 $\lambda=2.05$, $\alpha=20^\circ$ 일 때 $\lambda=2.27$ 이다. 이상의 chip壓縮比를 Fig. 16에서 보면 金屬切削에서 흔히 갖는 2~3의 變形度를 지시하는 것을 알 수 있다. 이상의 범위의 變形度는 Fig. 15에서 보면 상당히 광범위한 剪斷角을 생각할 수 있다. Hankins의 연구 방향은 좋았으나 끝까지 계속하지 못하고 다음에 著者が 완성하였다.

Fig. 181에서 合切削力을 두 개의 分力 P_T 및 P_N 으로 분해할 수 있다. 著者は 摩擦力 P_T 가 有效傾斜角(또는 切刃角+餘裕角)에 무관한 데 반하여 垂直力은 有效傾斜角으로부터 영향을 크게 받는다는 사실을 알아내었다. 이와 같은 발견¹⁰⁰⁾을 Stanton-Heyde의 실험이 크게 뒷받침하여 주고 있다. 主分力은 Fig. 181로부터

$$P = P_N \cdot \sin(\beta + \gamma) + P_T \cdot \cos(\beta + \gamma) \quad (222)$$

단, γ : 餘裕角(本例에서는 10°)이다.

Ni鋼에 대한 data를 兩對數座標상에 Fig. 182와 같이 표시하면 切刃角의 실용 범위($50^\circ \sim 70^\circ$) 내에서 切削力線은 직선이 되고 Fig. 183의 移送分力 P_z 와 切刃角 β 사이에도 직선이 얻어진다. Fig. 182와 Fig. 183에서 chip斷面積은 최대 $1/1000 \text{ in}^2$ 에서 최소 $0.414/1000 \text{ in}^2$ 이고 물림깊이를 0.10 in 로 하였으므로 移送이 $0.01 \sim 0.00414 \text{ in/rev}$ 으로 비교적 작은 편이었다. 즉, 細長比의 最小값 $G = (10:1)$ 이 되는데, 문제를 간편하게 취급하기 위하여 다음과 같이 처음 式의 導出에서는 G 를 고려하지 않기로 한다. 본 실험에서는 細長比 G 를 일정하게 하였으

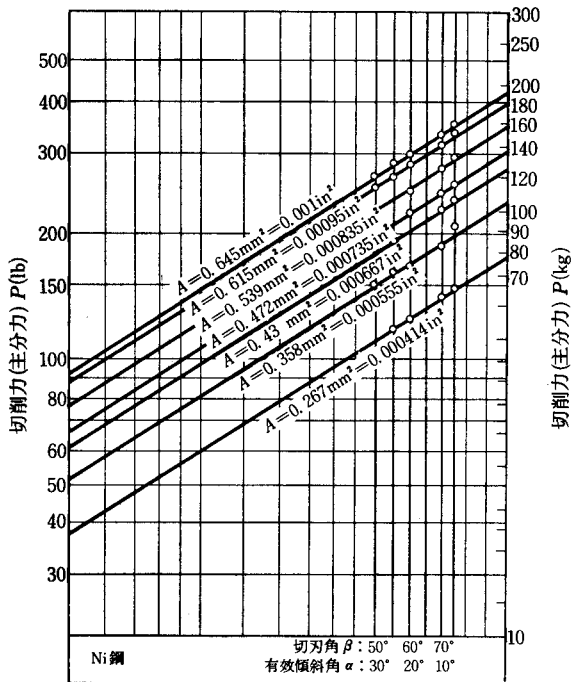


Fig. 182 有效傾斜角의 函數로서 切削力 (from Stanton and Heyde data)

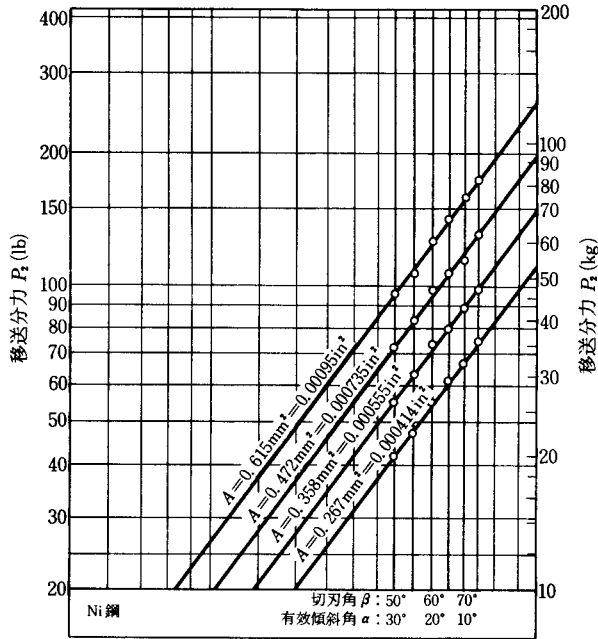


Fig. 183 有效傾斜角의 函數로서 移送分力 (from Stanton and Heyde data)

므로 다음 기회에 細長比 G 의 변화를 고려한 실험을 하여 보는 것도 좋을 것이다.

切削力(切削分力)과 切刃角, 移送分력과 切刃角의 관계를 Fig. 182와 Fig. 183에서 導出할 수 있다. chip斷面積 $A = \frac{1}{1000} \text{ in}^2$ 이고, 切刃角이 최소인 $\beta = 50^\circ$ 일 때의 常數를 정할 수 있다. Fig. 182에서 直線의 기울기는

$$t_b = 0.655$$

이다.

$A = \frac{1}{1000} \text{ in}^2$ 과 $\beta = 50^\circ$ 의 交點에 의하여 常數 C_b 는

$$C_b = 264\,000 \text{ psi}$$

∴ Ni鋼에 대한 切削力常數 C_p 는

$$C_p = 264\,000 \cdot (\beta/50)^{0.655} \quad (223)$$

가 되며, 이 식이 切削力常數와 工具의 切刃角 사이의 관계를 나타내는 처음 식이다.

여기에서의 常數 C_b 는 Table 59의 data와 비교하여 볼 때 다소 작은 것 같다. Table 59의 SAE 1060에 대한 data와 비교하여 보면 C_b 가 350 000 정도는 되어야 할 것 같다. 이와 같이 많은 다른 실험 결과에 의한 것과의 차이는 Stanton-Heyde data에서 比切削力이 chip斷面積과 거의 무관하다는 데서 기인하는 것 같은데, 앞에서 언급한 바와 같이 이것은 옳지 않다. Fig. 184에 의하면 chip斷面積과 主分力은 비례 관계에 있다. 즉, 直線의 기울기가 0.9675

로서 1.0에 접근한 값인데 Table 59에서는 指數 $(1-z_p)$ 로 표시되는 기울기는 1.0보다 상당히 작다.

따라서 여기에서는 $A = \frac{1}{1000} \text{ in}^2$ 일 때 主分力 P 와 切刃角 β 의 관계에 대하여만 평가하기로 하고, chip斷面積에 대하여는 차후에 切削力擴張法則에 導入하기로 한다.

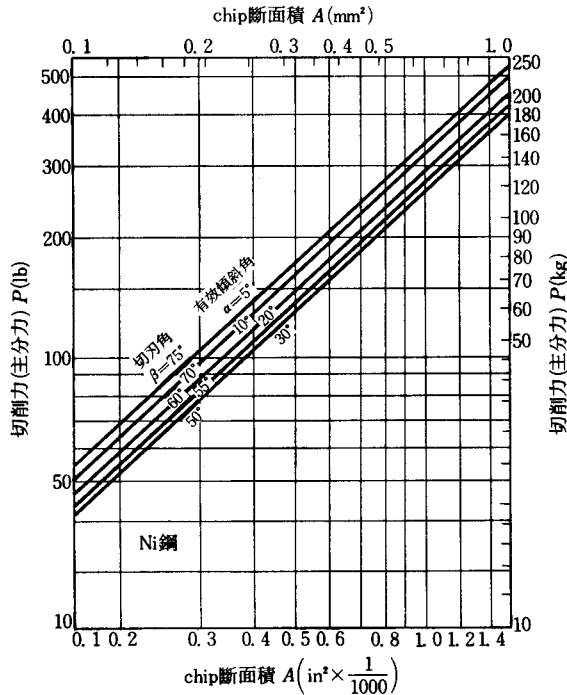


Fig. 184 chip斷面積의 函數로서 切削力 (from Stanton and Heyde data)

Fig. 185~Fig. 193은 위의 실험에서 얻은 摩擦力 P_T 및 垂直力 P_N 의 有效傾斜角(또는 切刃角)에 대한 관계를 나타내며, 얼핏 보아도 摩擦力 P_T 는 工具의 有效傾斜角이나 切刃角에 거의 무관하다는 것을 알 수 있다. 그러나 引拔水管 (Fig. 188), 구리 (Fig. 192)에서는 예외적으로 摩擦力 P_T 는 切刃角에 따라 상당히 크게 변한다. 垂直力 P_N 은 切刃角과 함께 증가하고 有效傾斜角의 증가에 따라서 감소한다.

다음은 $A = \frac{1}{1000} \text{ in}^2$ 의 조건에서 이상의 線圖로부터 導出한 加工材에 따른 P_N 및 P_T 의 公式이다.

$$\text{Cr-Ni鋼 (Fig. 185)} : P_N = 172 \cdot (\beta/50)^{1.6} \quad (224)$$

$$P_T = 231 \cdot (\beta/50)^{0.003} \quad (225)$$

$$\text{Ni鋼 (Fig. 186)} : P_N = 180 \cdot (\beta/50)^{1.34} \quad (226)$$

$$P_T = 229 = \text{const.} \quad (227)$$

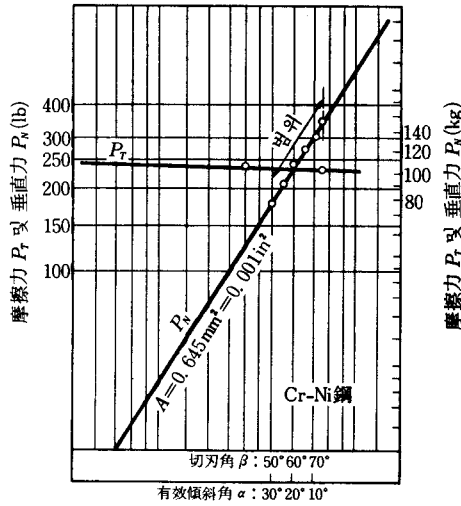


Fig. 185 有效傾斜角의 函數로서 摩擦力 및 垂直力

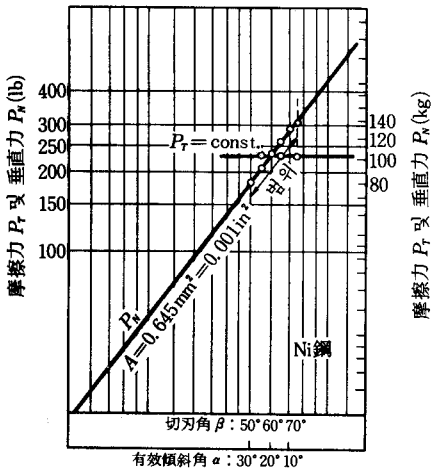


Fig. 186 有效傾斜角의 函數로서 摩擦力 및 垂直力

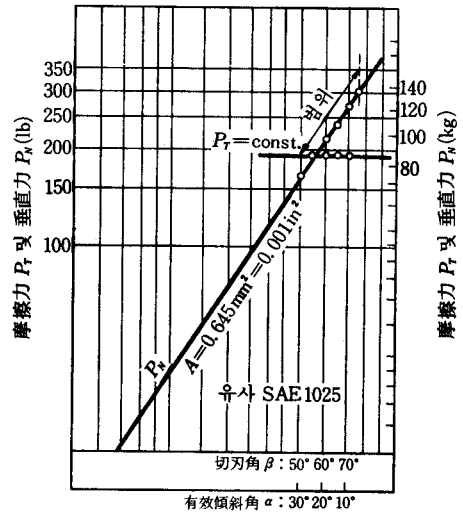


Fig. 187 有效傾斜角의 函數로서 摩擦力 및 垂直力

軟鋼(유사 SAE 1025) (Fig. 187) : $P_N = 161 \cdot (\beta/50)^{1.52}$ (228)

$P_T = 192 = \text{const.}$ (229)

引拔水管 (Fig. 188) : $P_N = 185 \cdot (\beta/50)^{2.6}$ (230)

$P_T = 22 \cdot (\beta/50)^{6.85} + 200$ (231)

식 (231)은 Fig. 188에 P_T 線을 그려서 이동값을 더하여 줌으로써 얻어진다.

불림된 水管 (Fig. 189) : $P_N = 163 \cdot (\beta/50)^{1.65}$ (232)

$P_T = 198 \cdot (\beta/50)^{0.054}$ (233)

鋼(유사 SAE 1060) (Fig. 190) : $P_N = 176 \cdot (\beta/50)^{1.4}$ (234)

$P_T = 211 \cdot (\beta/50)^{0.184}$ (235)

靑銅 (Fig. 191) : $P_N = 249 \cdot (\beta/50)^{1.11}$ (236)

$P_T = 229 = \text{const.}$ (237)

구리 (Fig. 192) : $P_N = 112 \cdot (\beta/50)^{1.6}$ (238)

$P_T = 83.5 (\beta/50)^{1.2}$ (239)

鑄鐵 (Fig. 193) : $P_N = 93.5 (\beta/50)^{1.7}$ (240)

$P_T = 136 = \text{const.}$ (241)

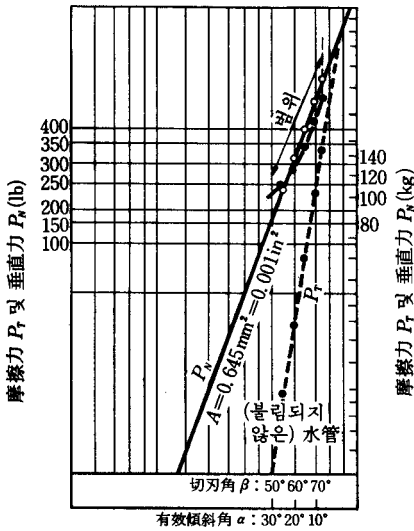


Fig. 188 有效傾斜角의 函數로서 摩擦力 및 垂直力

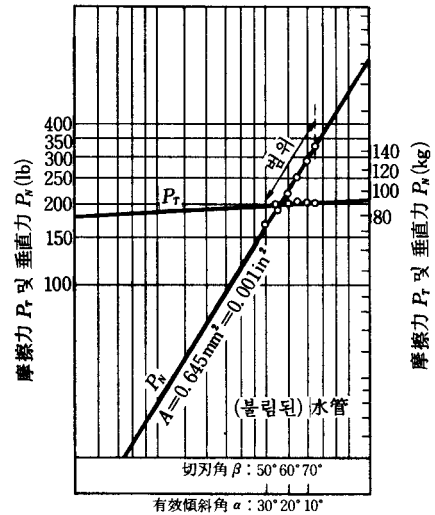


Fig. 189 有效傾斜角의 函數로서 摩擦力 및 垂直力

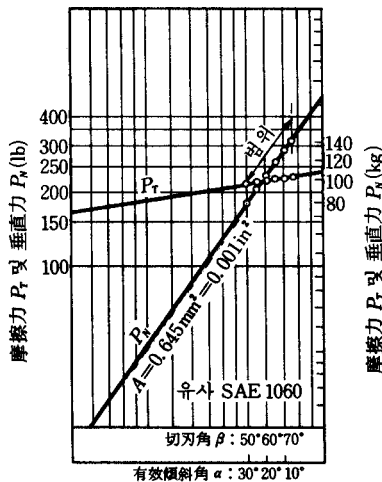


Fig. 190 有效傾斜角의 函數로서 摩擦力 및 垂直力

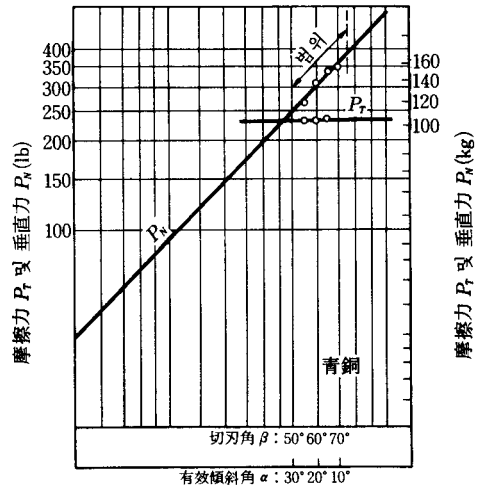


Fig. 191 有效傾斜角의 函數로서 摩擦力 및 垂直力

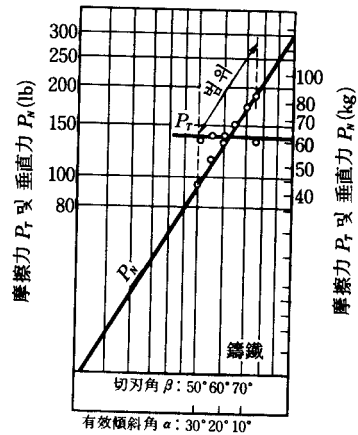
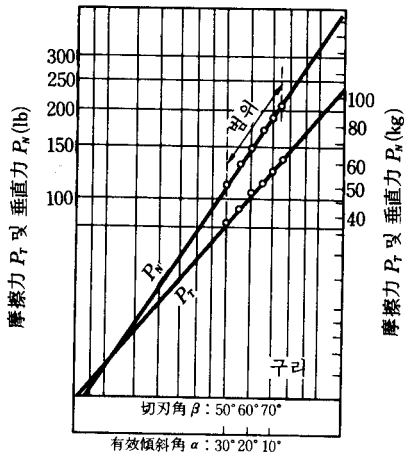


Fig. 192 有效傾斜角의 函數로서 摩擦力 및 垂直力 Fig. 193 有效傾斜角의 函數로서 摩擦力 및 垂直力

主分力 P 는 식 (222)와 식 (224)~식 (241)에서 구할 수 있으며, Table 75는 Cr-Ni鋼 (Fig. 185)에 대한 계산 예이다.

이상과 같이 계산된 data에 의하여 Fig. 194를 얻고, 여기에서 切削力(主分力) P 를 切刃角 β 의 함수로 나타내는 公式을 導出할 수 있다. 직선을 $\beta=10^\circ$ 인 점까지 연장하는 外插法을 사용하면 직선의 기울기 t_b 를 보다 쉽게 구할 수 있다. 실제에는 40° 보다 작은 각에서는 곡선으로 될 것이나, 이 각들은 鐵金屬의 절삭에서 이용되지 않으므로 고려할 필요가 없다.

다음 예는 Cr-Ni鋼에 대한 主分力 P 와 切刃角 β 와의 관계식이다.

$$P = 264 \cdot (\beta/50)^{0.64} \quad (242)$$

이미 언급했듯이 Stanton-Heyde의 실험에서 정해지는 切削力은 이용하지 말고 P - β 관계선의 기울기만을 이용하는 것이 좋겠다. 다시 말하면 식 (242)에서 指數 0.64만 고려하고 常數 264는 고려하지 않기로 한다.

각 加工材料에 대한 P - β 線의 기울기 t_b 는

$$\text{鋼 (유사 SAE 1060)} : t_b = 0.595 \quad (243)$$

$$\text{鍛鐵 (유사 SAE 1025)} : t_b = 0.735 \quad (244)$$

Table 75

切刃角 (β) 切削角 ($\beta + \gamma$)	50° 60°	60° 70°	70° 80°	
P_h	172	234	296	} $A=0.001 \text{ in}^2$ 에 대한 것 (lb)
P_r	231	230	229	
$P_h \cdot \sin(\beta + \gamma)$	148	220	290	
$P_r \cdot \cos(\beta + \gamma)$	115	79	40	
P	263	299	330	

$$\text{鑄 鐵} : t_b = 0.663 \quad (245)$$

$$\text{구 리} : t_b = 0.805 \quad (246)$$

Fig. 195는 鋼에 대한 切削力常數 C_p 를 加工材料의 引張強度와 工具의 有效傾斜角의 함수로서 표시한 것이다.

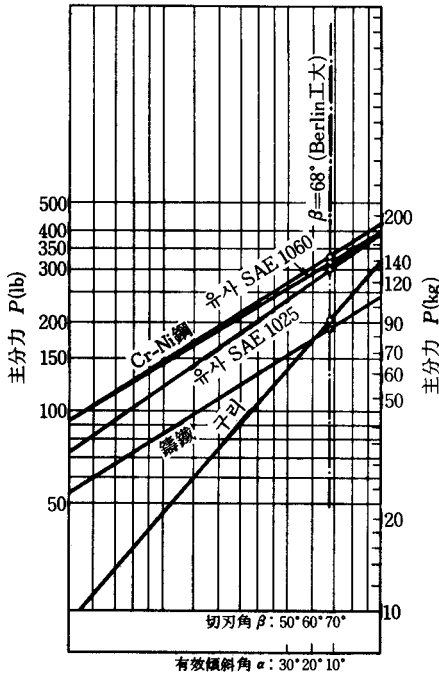


Fig. 194 有效傾斜角의 函數로서 主分力

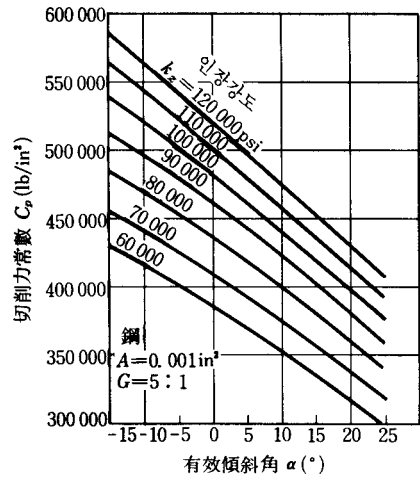


Fig. 195 加工材料의 引張強度 및 有效傾斜角의 函數로서 切削力常數 (부록 Table A8(a)와 비교 바람)

11-4 chip斷面積, 引張強度 및 工具幾何學의 複合函數로서의 切削力

chip斷面積 A , Brinell硬度 및 工具幾何學(切刃角 또는 有效傾斜角)의 함수인 切削力法則을 얻기 위해서 위의 식 (242)~식 (246)에서부터 광범위한 chip斷面積을 내포한 Berlin 工科大学의 data에 이르기까지 기울기 관계를 조사하여 본다. 後者의 실험에서는 切刃角이 68° 였다는 사실도 기억하여야 한다. 따라서 切刃角 $\beta = 68^\circ$ 의 工具에 대한 切削力常數 C_p 값에 대한 因數를 x 라 할 때

$$C_p = x \cdot (68/50)^{t_b} \quad (247)$$

와 같이 표시되며, Table 52 (Berlin 실험)의 Cr-Ni鋼에 대하여 $C_p = 570,000$ 이고 식 (242)

(英國 실험)에서 $t_b=0.64$ 이므로

$$x = \frac{570\,000}{(68/50)^{0.64}} = 470\,000$$

이 되며 切削力常數 $C_p (=570\,000)$ 는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$C_p = 470\,000 (\beta/50)^{0.64} \quad (248)$$

우리는 C_p 가 Brinell硬度(BHN)에도 의존한다는 것을 이미 알고 있기 때문에 식 (248)의 因數 470 000 내에 Brinell硬度가 들어 있다고 결론지을 수 있다. Fig. 169에서 Cr-Ni鋼에 대한 C_p 와 Brinell硬度의 관계는

$$C_p = 48\,500 (\text{BHN})^{0.456} \quad (217)$$

식 (248)은 因數 470 000 내에 포함되어 있는 $\text{BHN}=220$ 에 적용된다.

$$y = \frac{470\,000}{48\,500 \cdot (\text{BHN})^{0.456}} = \frac{470\,000}{48\,500 \times 220^{0.456}} = 0.826 \quad (249)$$

따라서 因數 470 000은

$$470\,000 = 0.826 \times 48\,500 \times 220^{0.456}$$

로 나타낼 수 있으므로 이 식을 식 (248)에 대입하면

$$\begin{aligned} C_p &= 0.826 \times 48\,500 \cdot (\text{BHN})^{0.456} \cdot (\beta/50)^{0.64} \\ &= 40\,000 \cdot (\text{BHN})^{0.456} \cdot (\beta/50)^{0.64} \end{aligned} \quad (250)$$

식 (250)을 切削力의 一般式 (165)에 대입하고 指數 $1-z_p=0.802$ 라는 것을 기억하면 (Table 52)

$$\begin{aligned} P &= \frac{C_p \cdot (1000 A)^{1-z_p}}{1000} = \frac{40\,000 \cdot (\text{BHN})^{0.456} \cdot (\beta/50)^{0.64} \cdot (1000 A)^{0.802}}{1000} \\ &= 40 \cdot (1000 A)^{0.802} \cdot (\text{BHN})^{0.456} \cdot (\beta/50)^{0.64} \quad (\text{Cr-Ni鋼}) \end{aligned} \quad (251)$$

식 (251)이 切削力, chip斷面積, Brinell硬度 및 切刃角을 직접 관계시킨 최초의 실험식이다.

Brinell硬度和 切刃角은 주어지는 量이므로 BHN과 β 의 변화에 대한 C_p 값은 식 (250)에 의하여 계산할 수 있다. 아직까지 해석할 수 없는 常數 40 000[또는 식 (251)에서는 40]만은 그대로 남겨 둔다. 이 常數는 微視組織, 延伸率, 原子配列 등과 같은 재료의 성질에 따라 정해지는 것 같다.

實驗式과 理論式을 관계시키는데 이러한 결과를 해석하기 위하여는 보다 많은 연구가 요청된다. 이들 量의 관계는 本書의 1편 理論的 觀點에서 이미 해석된 바 있으므로 여기에서는 現場의 실용 범위에서 실험한 data로부터 導出된 식으로 확인만 하려 한다.

다른 加工材料에 대하여도 같은 해석을 하여 보는 것은 대단히 유익한 일로서, 炭素鋼(유사

SAE 1060)에 대하여 해석하여 보기로 한다.

Table 52에서 $C_p=542\,000$ 이고, 식 (243)에서 $t_b=0.595$ 이므로 식 (247)에 의하여

$$x = \frac{C_p}{(68/50)^{t_b}} = \frac{542\,000}{(68/50)^{0.595}} = 452\,000$$

BHN=208 일 때

$$y = \frac{452\,000}{46\,500 \cdot (\text{BHN})^{0.454}} = 0.864$$

로 되며, 윗식의 分母는 Fig. 169의 線 2에 대한 식이다.

$$\therefore C_p = 0.864 \times 46\,500 \cdot (\text{BHN})^{0.454} \cdot (\beta/50)^{0.595} \quad (252)$$

$$P = 40 \cdot (1000 A)^{0.803} \cdot (\text{BHN})^{0.454} \cdot (\beta/50)^{0.595} \text{ (SAE 1060)} \quad (253)$$

식 (251)과 식 (253)을 비교하여 볼 때 놀랍게도 Cr-Ni鋼과 유사 SAE 1060에 대하여 常數가 동일(40)하는 등 切刃角의 指數를 제외하고는 모두가 거의 같다는 것이다. 이와 같은 사실로 미루어 볼 때 鋼의 常數 C_p 를 BHN(또는 引張強度), 切刃角 및 有效傾斜角의 變化에 대하여 계산함으로써 Table을 만들 수 있으며, 이에 대하여는 다음 章에서 취급한다.

鍛鐵 및 鑄鐵에 대하여도 다음 공식이 얻어진다.

$$\text{鍛鐵: } C_p = 29\,600 \cdot (\text{BHN})^{0.457} \cdot (\beta/50)^{0.735} \quad (254)$$

$$P = 29.6 \cdot (1000 A)^{0.802} \cdot (\text{BHN})^{0.457} \cdot (\beta/50)^{0.735} \quad (255)$$

$$\text{鑄鐵: } C_p = 14\,500 \cdot (\text{BHN})^{0.396} \cdot (\beta/50)^{0.693} \quad (256)$$

$$P = 14.5 \cdot (1000 A)^{0.805} \cdot (\text{BHN})^{0.396} \cdot (\beta/50)^{0.693} \quad (257)$$

11-5 最適값 Table로부터 切削力公式의 도출 및 實用切削力 計算

Cr-Ni鋼, 鋼(유사 SAE 1060), 鍛鐵(유사 SAE 1025)에 대한 C_p 값에 차이가 거의 없으므로 다음과 같이 공통으로 公式化할 수 있다.

$$\text{鋼: } C_p = 134 \cdot k_z^{0.455} \cdot (80 - \alpha)^{0.67} \quad (\text{鋼의 最適값}) \quad (258)$$

윗식에서 BHN대신 引張強度가 대입되고 切刃角이 有效傾斜角의 函數로 표시된 것을 알 수 있다.

常數 C_p 는 식 (258)에서 구할 필요없이 附錄 Table A8 또는 Fig. 195에서 직접 읽을 수 있다. 本 Table에는 著者が 일찍이 연구하여 정한 C_p 의 추천값을 最適값이라 하여 수록하여 놓았다. 本 data는 수년 전에 발표된 이래 現場에서 많이 이용되고 있으며, 本 data는 $A=0.001\text{in}^2$ 와 $G=(5:1)$ 의 標準條件에 대한 것이다. chip斷面積 A 가 0.001in^2 가 아닐 경우에

대해서는 附錄 Table A8b에 乘數가 준비되어 있으며, 細長比 G 가 (5:1)이 아닐 경우에 대하여도 Table A8c에 乘數가 수록되어 있다. Table A8d는 C_p 가 Brinell硬度的 函數로 요구될 때 Table A8a 대신에 이용될 수 있다.

이상의 Table A8a, A8b, A8c를 이용함으로써 切削力 P 의 계산을 3개의 숫자를 곱하기만 하는 간단한 방법으로 줄여서 식 (178)에 의한 계산을 쉽게 할 수 있다.

예제 11-2. chip斷面積 $A=0.005 \text{ in}^2$, 有效傾斜角 $\alpha=+10^\circ$, 細長比 $G=(5:1)$ 의 조건에서 引張強度 $k_z=70000 \text{ psi}$ 인 鋼을 旋削할 때 切削力 P 를 계산하라.

(解) Table A8a로부터 $C_p=372000$

Table A8b로부터 $(1000A)^{1-z_p}=5^{0.003}=3.6$

$$\begin{aligned}\therefore \text{切削力 } P &= \frac{C_p \cdot (G/5)^{e_p} \cdot (1000A)^{1-z_p}}{1000} \\ &= \frac{372000 \times (5/5)^{e_p} \times 3.6}{1000} = 1332 \text{ lb}\end{aligned}$$

예제 11-3. 모든 조건이 예제 11-2와 같고 細長比만 증가시켜서 $G=(10:1)$ 로 할 때, 切削力 P 를 계산하라.

(解) Table A8c로부터

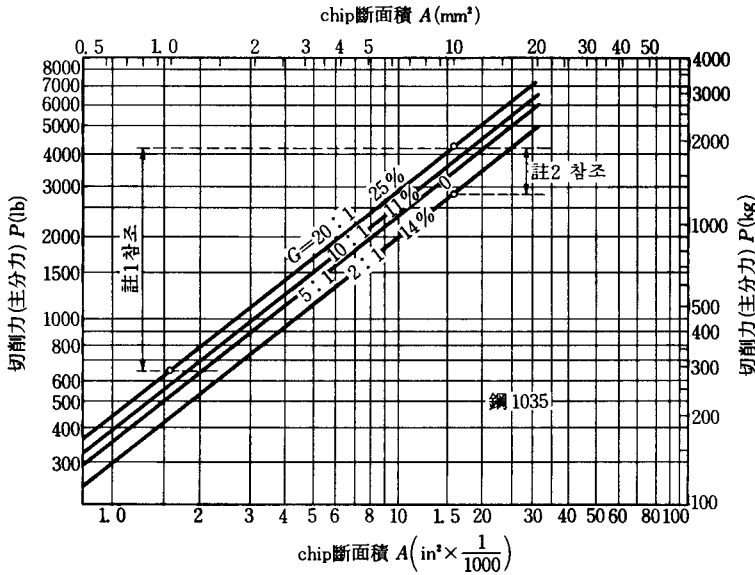
$$(G/5)^{0.16}=1.12$$

$$\therefore \text{切削力 } P=1332 \times 1.12=1492 \text{ lb}$$

Table A8b 및 Table A8c(차후에 논의할 Table A9b 및 Table A9c에서도 마찬가지로)의 data에 대하여 생산기술자들의 관심이 크다고 하는데, 그 이유는 單刃工具를 사용하는 旋盤 및 다른 工作機械의 사용에 그 data가 유용하기 때문이다. 예를 들면 chip斷面積 $A=0.010 \text{ in}^2$ 에 대한 乘數는 6.4로서 chip斷面積 A 가 0.001 in^2 에서 0.010 in^2 로 10배 증가하였지만 切削力은 6.4배의 증가에 불과하다는 것을 알 수 있다. chip斷面積의 변화에 비하여 細長比의 변화에 의한 영향이 적다는 것은 Table A8c 또는 Fig. 196에 의하여 확실히 알 수 있다.

細長比의 10배 증가는 切削力을 46%(Fig. 196의 右側 화살표 참조) 만큼 증가시킨 데 반하여 chip斷面積을 10배 증가시켰을 때에는 切削力이 540%(Fig. 196의 左側 화살표 참조)로 크게 증가한다.

다음과 같이 소개되는 결론은 金屬切削研究에서 아주 흥미있는 관심사가 되리라 생각한다. 즉, 著者の 切削力 Table A8b에 있는 指數 $(1-z_p)$ 는 AWF-158 (Table 59)에서 계산된 0.761, Cavé에 의한 0.77 및 A. S. M. E. data의 해석에 의한 0.9의 사이에 있다. Berlin指數 0.803도 이상의 범위에 있으며, 이와 같은 범위는 鑄鐵의 指數 0.863에도 적용되고, 또 0.863은 Dawihl의 값 0.858, Dinglinger의 값 0.871 및 Boston-Kraus의 값 0.88에도 접근한다. 연구자들에 의한 이와 같은 다소의 차이는 사용 材料와 工具幾何學에 기인하고 細長比의 영향은



註 1 : A를 10배로 할 때 P는 53.5% 증가
 註 2 : G를 10배로 할 때 P는 46% 증가

Fig. 196 chip斷面積 A의 10배 증가 및 細長比 G의 10배 증가가 切削力에 미치는 영향의 비교

적다. 同一 有效傾斜角, 同一 切削角 및 同一 引張強度에 대하여는 약간의 예외는 있지만 대체적으로 常數 C_p 가 잘 일치한다. 여기에서 고안해낸 C_p 를 구하는 방법은 서로 다른 곳에서 나온 실험 data를 비교하는 데 편리하며, 이 방법으로 실제 응용을 위한 最適값을 구할 수 있다.

앞에서 구한 A.S.M.E.의 C_p 값이 식 (258)에 의한 값의 일부(數 %)와는 일치한다. 引張強度가 78000 psi (유사 SAE 1035) 정도인 鋼을 예로 들어 보면, Table 59에서 $C_p=353000$ 인데 반하여, 式에 의한 계산 또는 Fig. 195에 의하면 有效傾斜角 $\alpha=17^\circ$ 일 때 $C_p=359000$ 이다. 公式에 의한 값이 Table 59에 의한 것보다 1.7% 정도밖에 크지 않다. 引張強度 $k_z=93000$ psi (SAE 1045)에 대하여 Table 59에서는 $C_p=378000$ 이고 식 (258)에 의하면 $C_p=390000$ 으로서 3.18% 만큼 차가 있고, $k_z=117000$ psi인 경우에는 公式의 값은 $C_p=435000$, Table 59의 값 $C_p=428000$ 으로서 여기에서도 前者가 後者보다 겨우 1.6% 만큼 크다.

$k_z=117000$ psi이고 有效傾斜角 $\alpha=14^\circ$ 인 경우에 Dawihl-Dinglinger의 값은 Table 59에서 $C_p=450000$, 公式에서 $C_p=410000$ 으로서 前者가 10% 정도까지 크다. Table 59의 Cavé 값, AWF-158 값을 公式의 값과 비교하는 문제는 讀者에게 맡긴다.

鋼에 대해서와 마찬가지로 鑄鐵에 대한 최적 C_p 값의 公式는 다음과 같이 유도될 수 있다.

$$C_p = 1360 \cdot (\text{BHN})^{0.4} \cdot (80 - \alpha)^{0.67} \quad (259)$$

식 (258) 및 식 (259)에 의하면 鋼 및 鑄鐵에서 有效傾斜角 α 의 指數가 0.67로서 동일하므로 有效傾斜角이 C_p 에 미치는 영향은 두 金屬에서 같다고 볼 수 있다. 위의 두 공식으로부터

다음과 같은 어림 짐작에 의한 법칙을 推論할 수 있으며, 이러한 사실은 數名の 연구자^{181, 182)}들에 의하여 확인된 바 있다. 즉, 切削力은 有效傾斜角이 1° 변할 때마다 1% 만큼 변한다고 볼 수 있다.

鋼의 切削力을 계산할 때와 같은 방법으로 附錄 Table A9a, Table A9b 및 Table A9c도 鑄鐵에 대하여 이용될 수 있다. 여기에서도 切削力의 計算을 위하여는 3개의 수를 곱하고 1000으로 除하면 된다.

Table A8a, Table A8d 및 Table A9a에 수록되어 있지 않는 C_p 값은 Fig. 195와 Fig. 197에서 外插法으로 구할 수 있다.

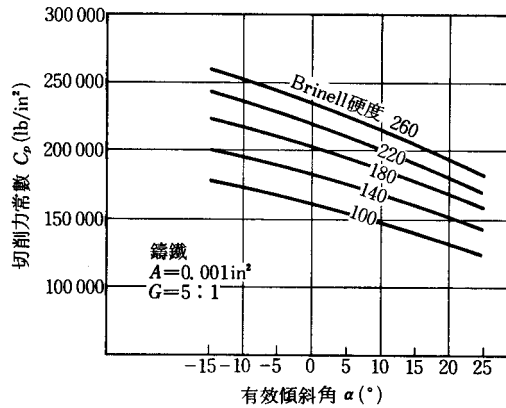


Fig. 197 有效傾斜角 및 Brinell硬度的 函數로서 切削力常數
(부록 Table A9(a) 참조)

예제 11-4. chip斷面積 $A=0.020 \text{ in}^2$, 有效傾斜角 $\alpha=20^\circ$, 細長比 $G=8:1$ 인 조건에서 $H_b=140$ 인 鑄鐵을 절삭할 때 切削力을 계산하라.

(解) Table A9a(또는 Fig. 197)로부터 $C_p=151000$

Table A9b로부터 $(1000A)^{1-zp}=13.3$

Table A9c로부터 $(G/5)^{0.12}=1.058$

∴ 식 (178) $P = \frac{C_p \cdot (G/5)^{0.12} \cdot (1000A)^{1-zp}}{1000}$ 에 의하여

$$P = \frac{151000 \times 1.058 \times 13.3}{1000} = 2110 \text{ lb}$$

細長比가 chip斷面積에 비하여 切削力에 미치는 영향이 상대적으로 적다는 것을 Table A9b 및 A9c에서 다시 한번 볼 수 있다. chip斷面積이 10배 ($0.020/0.002$)로 증가할 때 切削力은 7.4배 ($13.3/1.8$)로서 640% 만큼 증가하며, 細長比를 10배로 하면 $\frac{1.182}{0.891}=1.32$ 로 되므로 切削力은 32% 만큼 증가한다.

이른바 切削力에 대한 chip斷面積의 치수 효과를 Fig. 198에서 볼 수 있으며, 여기에서 上

部線은 切削力과 chip斷面積이 비례하는 경우이고, 下部線은 치수 효과가 고려된 경우이다. 치수 효과 때문에 鑄鐵을 $A=0.050 \text{ in}^2$ 의 조건에서 절삭할 때 切削力이 5000 lb가 되지 않고 3000 lb로 된다고 볼 수 있다. 이 때 치수 효과는 指數 $1-z_p$ 로 표시되어 있다.

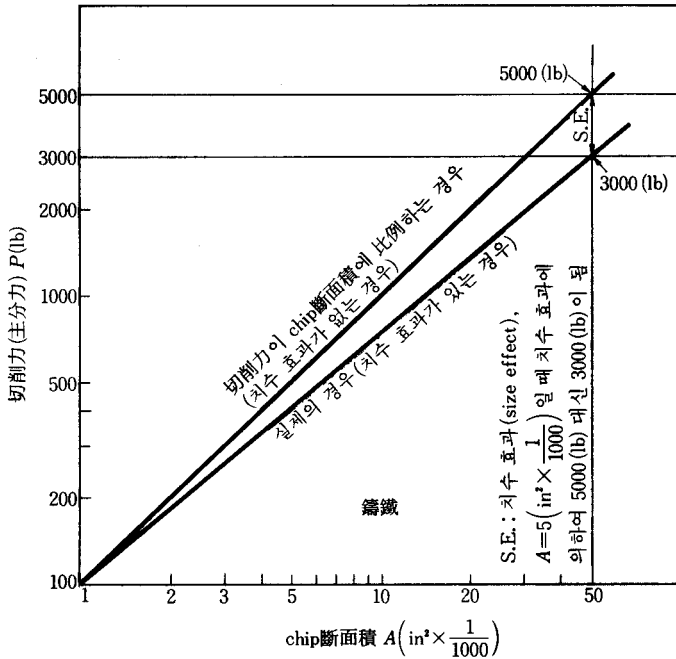


Fig. 198 chip斷面積이 切削力에 미치는 영향(부록 Table A9(b) 참조)

11-6 合切削力의 方向

工作機械 및 工具의 應力은 合切削力方向의 영향을 받으므로 이 合力에 대한 정보와 有效傾斜角으로 표시되는 工具幾何學에 의한 合力의 변화에 대한 情報를 얻는 것이 필요하다. 合切削力 P_R 는 接線力 P_T 와 垂直力 P_N 으로 이루어져 있으며, 이에 대하여는 앞章에서 해석되어 Fig. 185~Fig. 193에 나타나 있다. 또한 식 (224)~식 (241)을 참고하기 바란다.

合力의 方向은

$$\tan w = P_N / P_T \quad (260)$$

여기에서 w 는 合切削力과 工具上面에 평행한 接線力(또는 摩擦力) 사이의 角이며, 이 때 P_R 는 보이지 않으나 P_N 과 P_T 로부터 쉽게 구할 수 있다(Fig. 181 참조). $\cot w$ 를 때로는 金屬切削의 摩擦係數라 하는데 앞章(1편 1장 1-5)에서 개괄적으로 설명하였듯이 著者は $\cot w$ 를 摩擦係數라 하는데 동의하지 않는다. 合切削力 P_R 는

$$P_R = \sqrt{P_T^2 + P_N^2} \quad (261)$$

로 표시되며, P_R 의 크기와 방향은 식 (224)~식 (241)에 의한 계산 결과로써 Table 76에 있고, 이것을 圖表로 나타낸 것이 Fig. 199~Fig. 206이다.

Table 76 合切削力 P_R 의 크기와 방향($A=0.001\text{in}^2$)

加工材料	식 (260) 및 식 (261)에 대입되는 식	切刃角 β 有效傾斜角 α				
		(β) 50° (α) 30°	60° 20°	70° 10°	75° 5°	
Cr-Ni 鋼	224 225 {	286 36°15'	328 45°25'	374 52°20'	410 55°55'	P_R (lb) 角 w P_R 의 변위角 τ_1
Ni 鋼	226 227 {	296 38°	324 45°	366 51°25'	386 53°46'	P_R 角 w 角 τ_1
鋼 (유사 SAE 1025)	228 229 {	250 40°	288 48°25'	334 55°	357 57°45'	P_R 角 w 角 τ_1
(引拔 상태의) 水管	230 231 {	292 39°50'	407 47°15'	640 49°35'	775 49°35'	P_R 角 w 角 τ_1
(불림된) 水管	232 233 {	254 40°50'	295 47°30'	354 55°10'	390 58°10'	P_R 角 w 角 τ_1
鋼 (유사 SAE 1060)	234 235 {	274 39°50'	317 46°25'	358 51°45'	382 54°45'	P_R 角 w 角 τ_1
青 銅	236 237 {	338 47°25'	378 52°30'	439 55°30'	450 59°25'	P_R 角 w 角 τ_1
구 리	238 239 {	139 53°40'	180 54°55'	228 56°5'	248 56°50'	P_R 角 w 角 τ_1
鑄 鐵	240 241 {	166 35°45'	189 43°50'	222 51°35'	232 54°25'	P_R 角 w 角 τ_1

Fig. 199~Fig. 206에 工具傾斜面이 표시되어 있어 有效傾斜角의 변화에 의한 合力의 크기 및 방향을 쉽게 알아볼 수 있다.

角 w 는 工具傾斜面에서 合切削力의 作用線까지의 角이므로 有效傾斜角의 변화(30°~5°)에 대한 P_R 의 回轉變位 τ_1 은 다음 식에 의한다.

$$\tau_1 = 25^\circ + w_{30} - w_5 \quad (262)$$

合切削力の 回轉角 τ_1 은 Table 76에 있으며, 예로써 Cr-Ni鋼의 경우에 有效傾斜角이 5° 에서 30° 까지 증가할 때 合切削力は 동일 方向으로 $5^\circ 20'$ 만큼 회전한다.

이 때 合切削力は 410 lb에서 286 lb로 떨어지는데, 이것은 垂直力 (Fig. 185에서 P_N)은 감

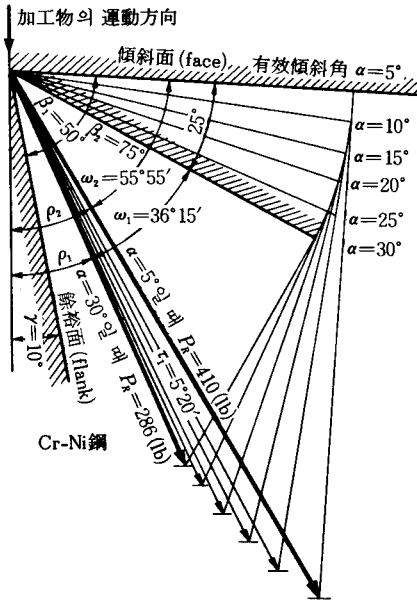


Fig. 199 有效傾斜角에 대한 合切削力 P_R 의 方向 및 크기

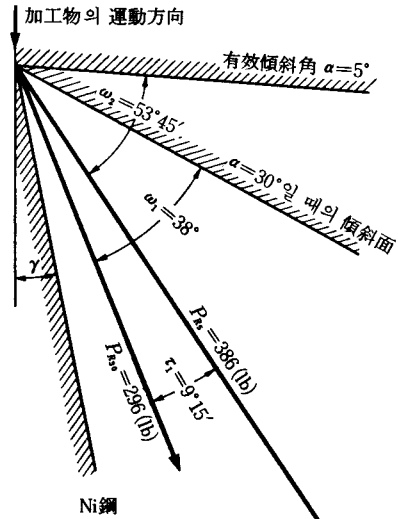


Fig. 200 有效傾斜角에 대한 合切削力 P_R 의 方向 및 크기

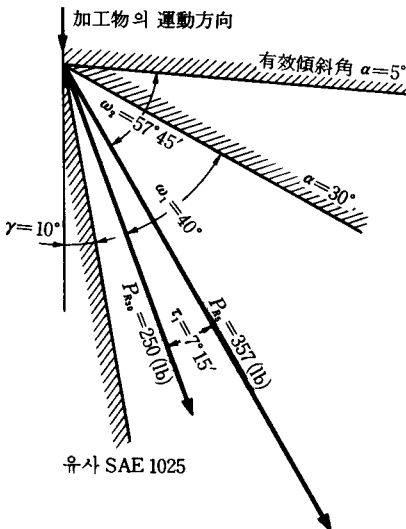


Fig. 201 有效傾斜角에 대한 合切削力 P_R 의 方向 및 크기

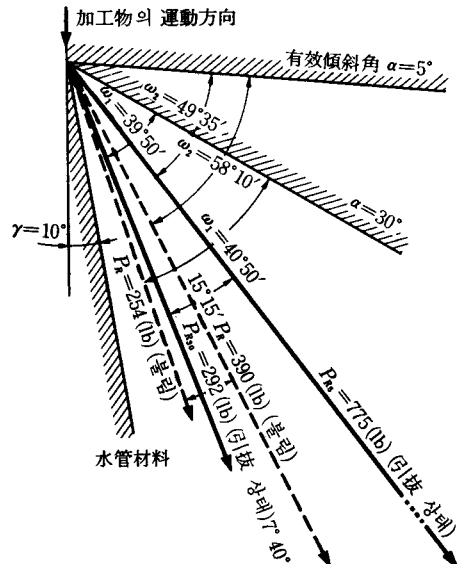


Fig. 202 有效傾斜角에 대한 合切削力 P_R 의 方向 및 크기

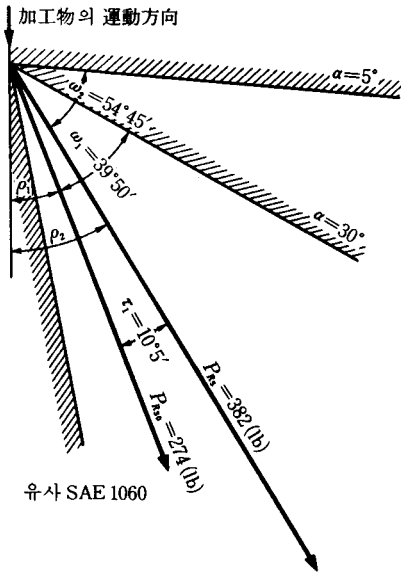


Fig. 203 有效傾斜角에 대한 合切削力 P_R 의 方向 및 크기

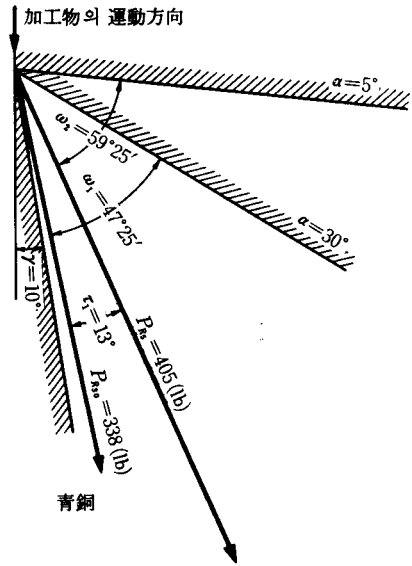


Fig. 204 有效傾斜角에 대한 合切削力 P_R 의 方向 및 크기

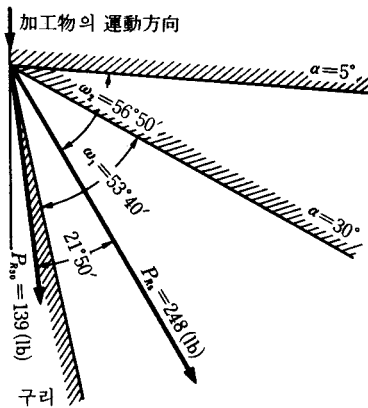


Fig. 205 有效傾斜角에 대한 合切削力 P_R 의 方向 및 크기

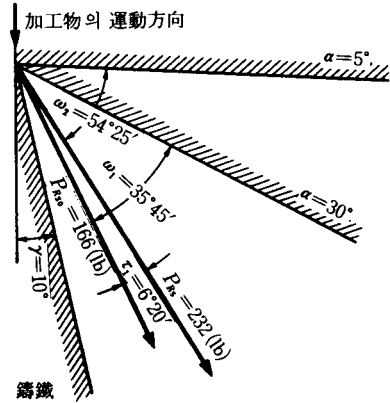


Fig. 206 有效傾斜角에 대한 合切削力 P_R 의 方向 및 크기

소하는 데 반하여 摩擦力 P_r 는 有效傾斜角의 변화에 의하여 거의 영향을 받지 않는 것에서 기인한 것이다.

合切削力の 회전이 가장 클 때는 구리의 경우로서 $\tau_1=21^\circ50'$ 이다. 有效傾斜角이 5° 에서 증가하여 30° 가 되면 合切削力은 切削工具를 지나지 않기 때문에 切削刃을 파괴시키려는 굽힘 moment를 발생시킨다. 機械工場에서 구리를 절삭할 때에는 合切削力이 회전한다는 사실을 모른 채 有效傾斜角을 작게 하는 경우가 많은데, 해석을 하여 보면 실용에서 有效傾斜角을 작게 하는 이유를 알 수 있다.

으로 작용하여 加工物을 눌러 줄 때 工具는 支持力을 받아 진동이 감소되기 때문인가를 확인하기 위하여 보다 더 연구를 하여 볼 필요가 있다. 垂直力에 대하여 상대적으로 摩擦力이 감소하는 것으로 보아(Table 77 참조) 화학적인 작용 외에 양호한 加工面을 얻게 되는 데 대한 또 다른 원인이 있는지도 모른다(4장 4-2 참조).

合切削力의 방향은 또한 工具와 加工物의 상대적 위치, 즉 工具가 加工物의 중심 위에 있느냐 혹은 아래에 있느냐에 따라 달라진다. 이와 같은 工具의 위치에 따라 有效傾斜角이 변하고 이 변화에 의하여 合切削力이 영향을 받는다. Fig. 208 a와 Fig. 208 b를 비교하여 보면 같은 크기의 切刃角(60°)으로 Fig. 208 a에서는 工具가 加工物의 中心線上에 있고 Fig. 208 b에서는 中心線보다 위에 위치하여 前者에서는 有效傾斜角이 $\alpha=20^\circ$ 이고 餘裕角이 $\gamma=10^\circ$ 인데 반하여 後者에서는 加工面의 중심과 工具先端(S)을 이으면 有效傾斜角은 $\alpha=20+\lambda'$ 로서 前者에 비하여 λ' 만큼 커지고 工具餘裕面과 先端(S)에서의 接線이 이루는 餘裕角은 감소한다.

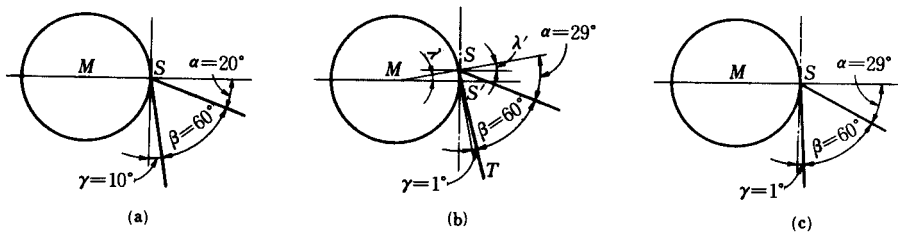


Fig. 208 工具를 中心線 위로 올릴 때 有效傾斜角 및 餘裕角에 미치는 영향

Fig. 208 c는 工具와 加工物의 상대적 위치를 Fig. 208 a와 같이 두면서 Fig. 208 b의 효과를 내기 위하여 有效傾斜角은 크게, 餘裕角은 작게 되도록 工具를 研削한 경우이다.

Fig. 208 b 및 Fig. 208 c는 칫수를 과장해서 표시한 것이고, 실제에는 일반적으로 加工物 直徑의 2% 정도 中心線보다 높게 工具를 위치시키므로 角 λ' 는 다음에 의하여 계산할 수 있다.

$$\sin \lambda' = \frac{SS'}{MS} = \frac{D/50}{D/2} = 0.04$$

$$\therefore \lambda' = 2.3^\circ$$

工具의 위치가 有效傾斜角에 미치는 영향은 적으나 餘裕角에 미치는 영향은 실제에는 有效傾斜角의 경우와 같은 데에도 불구하고 보다 큰 것처럼 알려지고 있다. 중심선 위에 工具를 위치시키므로써 振動을 감쇠시킬 수 있으나 餘裕面의 過熱을 피하기 위하여 너무 큰 변화가 있어서는 안 된다.

11-7 工具傾斜面에서의 負傾斜角과 應力

carbide 工具가 出現된 이래 負의 傾斜角이 채용되어 왔으나 工具性能의 우수성에 대하여는 충분한 설명이 없다. 많은 因子에 대한 數學的 解析에 의하여 傾斜角을 負로 하는 이유가 무엇인가를 알 수 있고, 이와 같은 근거에 의한 公式은 앞으로 工具設計와 개발에 대한 지침이 될 것이다.

負의 傾斜角을 채택할 때 工具性能의 향상을 Fig. 209와 같은 그림으로 설명하는 경우가 많다. 切削力은 工具傾斜面에 수직으로 작용한다고 가정하고 負傾斜角의 工具가 陽傾斜角의 工具보다 튼튼하기 때문에 前者의 強度가 더 크다고들 한다.

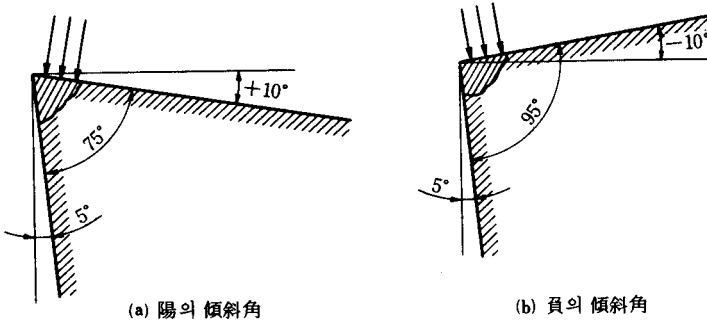


Fig. 209 傾斜角에 대한 切削力方向의 가정 (摩擦力은 무시)

그러나 Fig. 209에서는 摩擦力이 무시되었기 때문에 Fig. 209가 실제의 조건을 나타낸다고 할 수 없다. 앞에서 언급하였듯이 摩擦力은 有效傾斜角에 거의 무관하지만 陽의 傾斜角이 커질 때 摩擦力이 垂直力보다 상대적으로 더 크다고 할 수 있다. 그런데 마찰력과 수직력은 함께 취급하여야 한다.

Fig. 209에서 알 수 있는 바와 같이 工具의 傾斜面에 수직이 아닌 合切削力은 위의 두 힘에 의하여 이루어진다. 여기에서 熱의 영향은 무시하였는데 그 이유는 열의 영향은 이 문제의 해석과 관련이 없는 별도의 성질이기 때문이다. 통상적인 가정에서와 같이 여기에서도 合切削力은 頂點에 작용한다고 가정하자.⁽¹⁸⁴⁾

工具의 傾斜面에 발생하는 應力을 조사하기 위하여 刃部(tool wedge) 應力을 먼저 생각하여 보는 것이 좋겠다. 刃部の 數學的 解析은 Mitchell⁽¹⁸⁵⁾이 완성하였으므로 여기에서 되풀이할 필요는 없겠다. 일반적인 썰기(wedge)에 대한 식을 다소 적당히 변형하면 切削工具의 刃部に 응용할 수 있을 것이다. Fig. 210은 썰기를 2等分하는 방향으로 힘 P_a 가 작용하는 것을 보여 주며, 極座標를 이용하면 썰기의 半徑方向으로 발생하는 應力の 식은 다음과 같다.

$$\sigma_{ra} = \frac{2 P_a \cdot \cos \theta}{r \cdot (\beta + \sin \beta)} \quad (263)$$

이 식은 예리한 頂點을 갖는 기하학적 3각형에 적용되므로 先端半徑을 갖는 切削工具에 적용시키기 위해서는 이에 대한 연구가 필요하다. 식 (263)에서 $r=0$ 인 頂點을 고려하면 應力 $\sigma_{ra} \rightarrow \infty$ 로 되어 頂點은 바로 파괴될 것이다.

Fig. 211은 힘의 작용이 다른 경우로서 作用力 P_b 가 켜기의 頂點을 통하는 2等分線에 垂直으로 작용한다. 이러한 조건에서는 켜기의 頂點에서 半徑方向의 應力은 다음 식으로 표시된다.

$$\sigma_{rb} = \frac{2 P_b \cdot \sin \theta}{r (\beta - \sin \beta)} \quad (264)$$

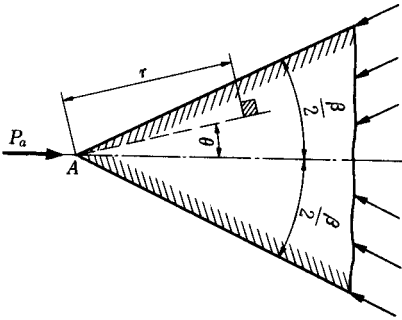


Fig. 210 軸方向 P_a 에 의한 切削刃部の 應力

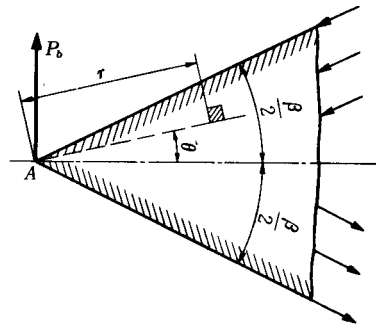


Fig. 211 橫斷力 P_b 에 의한 切削刃部の 應力

Fig. 210과 Fig. 211에서 破斷部の 化驗표를 비교하여 보면, Fig. 210에서는 頂點을 향하여 같은 방향으로 反作用力이 작용하는 데 반하여 Fig. 211에서는 일부는 頂點을 향하고 다른 것은 頂點에서 멀어지는 방향으로 작용한다.

Fig. 212는 合切削力 P_R 를 받는 工具刃部(켜기부)의 일반적인 경우로서 켜기 힘 P_a 로부터 임의의 角 (ϑ) 방향으로 合力이 작용한다고 가정하면 이 合切削力은 다음의 두 分力으로 분해할 수 있다.

$$P_a = P_R \cdot \cos \vartheta \quad (265a)$$

$$P_b = P_R \cdot \sin \vartheta \quad (265b)$$

工具의 임의의 점에 발생하는 半徑方向의 應力은 두 分力에 의한 應力の 重疊法에 의하여 구할 수 있다. 식 (265a)와 식 (265b)를 식 (263) 및 식 (264)에 각각 대입하여 정리하면 다음과 같다.

$$\sigma_r = \frac{2 P_R}{r} \left[\frac{\cos \theta \cdot \cos \vartheta}{\beta + \sin \beta} + \frac{\sin \theta \cdot \sin \vartheta}{\beta - \sin \beta} \right] \quad (266)$$

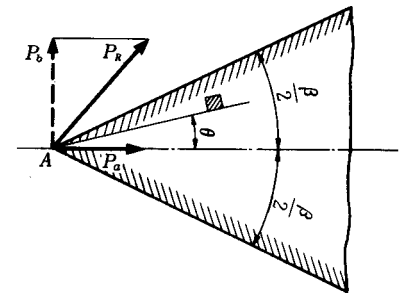


Fig. 212 任意角 θ 에서 작용하는 合切削力 P_R 에 의한 旋削工具의 應力

식 (266)은 合切削力の 방향 및 切刃角의 크기에 관계없이 工具先端(tool nose)만을 제외한

썰기형 工具 내의 임의의 點에서 半徑方向의 應力을 계산하는 데 이용될 수 있다.

應力에 의한 工具의 破壞를 결정하는데는 工具傾斜面에 발생하는 應力이 主 관심사이므로 식 (266)을 工具傾斜面에서만 應力에 적용할 수 있도록 단순화시킬 수 있다. 工具傾斜面에서의 應力을 계산할 때에는 $\frac{\beta}{2}$ 는 陽이어야 하고 工具餘裕面에서 應力을 계산할 때에는 $\frac{\beta}{2}$ 는 陰의 값이어야 한다. 이 관계를 식 (266)에 대입하면 半徑方向의 應力은 다음과 같다.

$$\sigma_r (\text{工具傾斜面}) = -\frac{2 P_R}{r} \left\{ \frac{\cos \frac{\beta}{2} \cdot \cos \vartheta}{\beta + \sin \beta} + \frac{\sin \frac{\beta}{2} \cdot \sin \vartheta}{\beta - \sin \beta} \right\} \quad (267)$$

이 식에 의하여 工具傾斜面에 應力이 없는 상태, 즉 引張과 壓縮이 없는 조건을 구할 수 있다. 이런 조건이란 合切削力 P_R 가 0 이거나 식 (267)의 []에 표시된 因子가 0 인 경우, 즉

$$\frac{\sin \frac{\beta}{2} \cdot \sin \vartheta}{\beta - \sin \beta} = -\frac{\cos \frac{\beta}{2} \cdot \cos \vartheta}{\beta + \sin \beta} \quad (268)$$

이다.

工具傾斜面내의 應力을 0 으로 하는 合切削力의 方向을 정하는 것에 관심이 가장 크므로 식 (268)을 工具刃部の 2 등분선에 대한 合切削力의 方向을 나타내는 角 ϑ 에 대하여 풀면 다음과 같다.

$$\tan \vartheta_{\max} = -\cos \frac{\beta}{2} \left\{ \frac{\beta - \sin \beta}{\beta + \sin \beta} \right\} \quad (269)$$

이 식은 工具傾斜面내의 應力의 觀點에서 工具設計를 최적 조건에 맞추는 데 대단히 중요하다. 工具幾何學, 移送, 물림깊이 및 기타의 조건에 의해서 정해지는 角 ϑ 가 식 (269)에 의한 것보다 크면 carbide 工具에서는 바람직하지 않은 工具傾斜面에 引張力이 작용할 것이고, ϑ 가 식 (269)에 의한 것보다 작으면 工具傾斜面은 바람직한 壓縮하에 있을 것이다.

Table 78은 切刃角 $\beta=45^\circ \sim 110^\circ$ 일 때 工具傾斜面내의 應力을 0 으로 하는 合切削力의 方向을 보이기 위하여 식 (269)에 의한 계산 data이다.

Table 78

有效傾斜角 $\alpha (^\circ)$	切刃角 $\beta (^\circ)$	工具面 상에서 應力 = 0 에 대한 合力 P_R 의 方向		摩摩擦力에 대한 垂直力의 最大比 ($\tan w_{\max}$)
		2 등분선으로부터	傾斜面으로부터	
+ 40	45	7° 10'	29° 40'	0. 570
+ 35	50	7° 50'	32° 50'	0. 645
+ 25	60	9° 25'	39° 25'	0. 824
+ 15	70	10° 30'	45° 30'	1. 02
+ 5	80	11° 45'	51° 45'	1. 27
- 5	90	12° 30'	57° 30'	1. 57
- 15	100	13° 5'	63° 5'	1. 97
- 25	110	13° 30'	68° 30'	2. 56

이 때 有效傾斜角은 餘裕角이 5° 라 하는 가정하에서 얻어진 것이다. Table 78의 예를 들면 切刃角 $\beta=45^\circ$ 일 때 工具傾斜面상의 인장을 피하기 위하여는 合切削力은 $29^\circ 40'$ 보다 큰 角으로 작용해서는 안 된다. 有效傾斜角 $\alpha=-25^\circ$ 인 경우, 즉 切刃角 $\beta=110^\circ$ 인 경우에는 合力은 $68^\circ 30'$ 의 角으로 작용할 것이다. Table 78에 의하면 負傾斜角의 경우가 陽傾斜角의 경우보다 工具傾斜面에 引張力이 발생하는 기회가 훨씬 적다는 것을 알 수 있다. 이와 같은 해석의 결과는 Table 78의 右側欄에서 보는 바와 같이 摩擦力에 대한 垂直力의 比를 계산하여 보면 보다 쉽게 이해할 수 있다. Fig. 213은 이 比를 圖表로 표시하여 본 것이며, 곡선을 경계로 하여 上部區域은 工具傾斜面의 引張域으로서 危險域이고, 下部區域은 壓縮域으로서 일반적으로 安全域이다. 이 比(安全域)는 정상 상태에서 균열의 생성을 방지하는 정확한 값이 될 수도 있으나 作用力들이 아주 크면 균열이 생길 수도 있다. 本章 11-3-2에서 有效傾斜角이 변할 때 摩擦力은 조금도 변하지 않거나 極微하게 변한다는 것이 이미 지적되었으므로 Table 78의 값에서 마찰력은 일정하다고 생각하는 것이 합리적일 것이다. 이것은 바로 有效傾斜角의 감소와 더불어 垂直力이 급증하여 工具傾斜面내에 引張을 일으키지 않는다는 것을 의미한다. 극단적인 예로서 有效傾斜角 $\alpha=+45^\circ$ 가 $\alpha=-25^\circ$ 로 되었다면 $\frac{2.56}{0.57}=4.5$ 로부터 垂直力은 350% 만큼 증가하여 工具傾斜面내에 引張이 없게 된다.

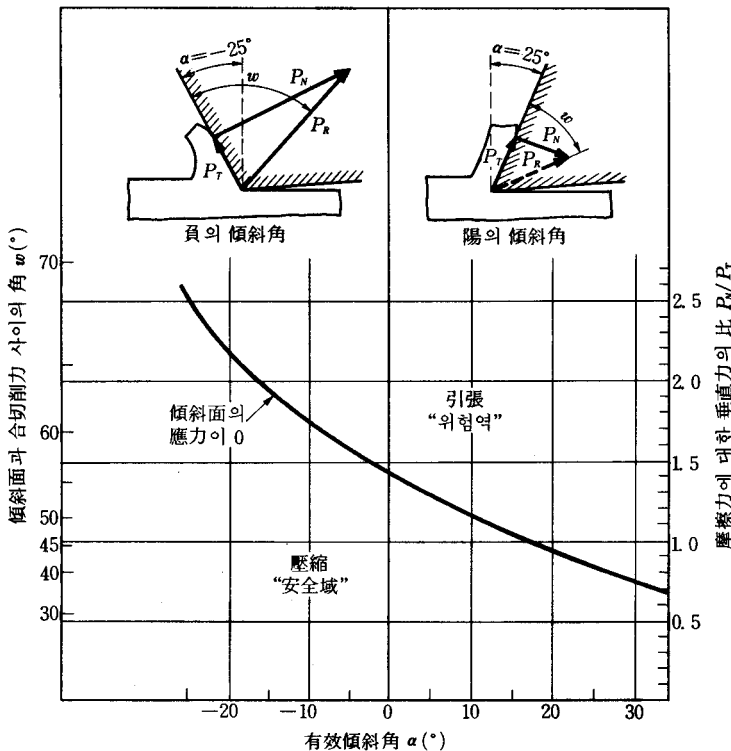


Fig. 213 陽 및 負의 有效傾斜角의 函數로서 工具傾斜面의 引張과 壓縮

실제에 있어서는 負傾斜角을 이용할 때 Table 78의 比에 의한 것만큼 切削力이 그렇게 크게 증가하는 것이 아니고, 일반적으로 1° 변화에 대하여 切削力이 1% 만큼 증가하는 정도이다. 예로써 有效傾斜角 $\alpha = +15^\circ$ 에서 $\alpha = -15^\circ$ 로 되었다면 切削力은 Table 78에서 $[(1.97 - 1.02)/(1.02)] \times 100 = 93\%$ 만큼 증가하는 것으로 계산되나 실제에는 30% 정도 증가한다. 따라서 應力의 관점에서 볼 때 單刃切削工具의 荷重支持能力은 有效傾斜角이 陽에서 負로 변하면 切削力보다 훨씬 크게 증가한다.

工具傾斜面과 合切削力 사이의 角 w 는 Table 78에 표시된 最大安全값보다 큰 경우가 종종 있다는 사실에 유의하여야 한다. 이와 같은 조건에서는 工具傾斜面에 引張力이 야기되어 工具性能은 저하한다. 角 w 가 切刃角 β 보다 크게 되는 경우($\beta + \text{餘裕角} \leq 90^\circ$)에 合切削力은 工具내를 향하지 않고 工具를 加工面에 밀어 붙이려 한다. 이것 때문에 식이 달라지고 결론이 다르게 된다.

carbide 工具의 傾斜面을 냉각하여 摩擦成分이 감소한다면 냉각하는 것은 바람직하지 않다. 그 이유는 P_N/P_T 가 증가하여 工具傾斜面내의 引張力을 증가시키기 때문이다. 반면에 負傾斜角에서 冷却劑를 사용하면 角 w 의 범위가 아주 커져서 摩擦力이 감소한다 하여도 工具傾斜面내에 引張力을 작용시키지 않을 수도 있기 때문에 冷却劑를 사용하는 것이 유리할 수 있다. 따라서 負의 傾斜角을 갖는 工具에는 冷却劑의 사용을 일반적으로 허용한다.

11-8 振動, chip生成 및 切削力

加工材料가 압축되다가 chip의 형태로 加工物에서 분리됨에 따라 주기적으로 변하게 되는 切削力에 의한 진동에 의하여 切削力 관계는 더욱 복잡하게 된다.

Nicolson¹⁸⁶⁾은 이러한 사실을 일찍이 認知하였으나 그것은 극히 低速에서 관찰한 것이었고, 切削作用에 의한 진동은 일어나지 않는다고 주장한 몇 사람이 있었으나 이러한 의견에 동의하는 사람은 거의 없었다. 거의 感知할 수 없는 진동도 工具壽命에 결정적인 영향을 준다는 사실에 대하여는 차후에 알아보기로 한다. 本書가 初版으로 발간되던 1927년에 著者¹⁸⁷⁾는 工作機械의 진동에 대한 연구를 제안한 바 있다. Fig. 214는 5時間 동안에 工具를 12in 이동시켰을 때 切削力의 변화에 대한 Nicolson의 線圖이다.

Fig. 215는 Berlin工科大学에서 Klopstock¹⁸⁸⁾가 촬영한 chip生成사진으로서 여러 가지의 壓縮 및 chip의 분리를 쉽게 볼 수 있다. Fig. 216은 chip 요소의 生成을 보여 준다.

chip生成과 工具幾何學의 관계는 직경 3in의 軟鋼 및 青銅棒을 Shore硬度 90의 工具鋼으로 切削하여 Rosenhain-Sturney¹⁸⁹⁾가 조사하였다.

그들은 有效傾斜角 $\alpha = 0 \sim 30^\circ$ 로 하고 餘裕角은 $0 \sim 20^\circ$ 로 하였으며 절삭깊이는 $0.002 \sim 0.052$

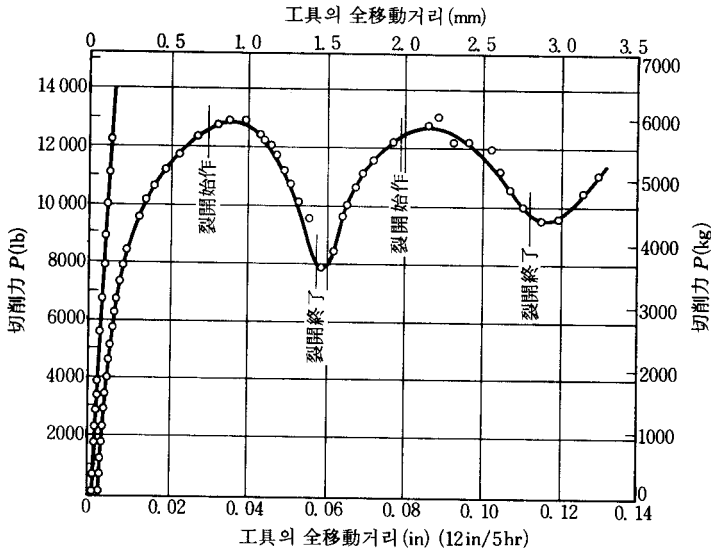


Fig. 214 切削力の 脈動(after Nicolson)

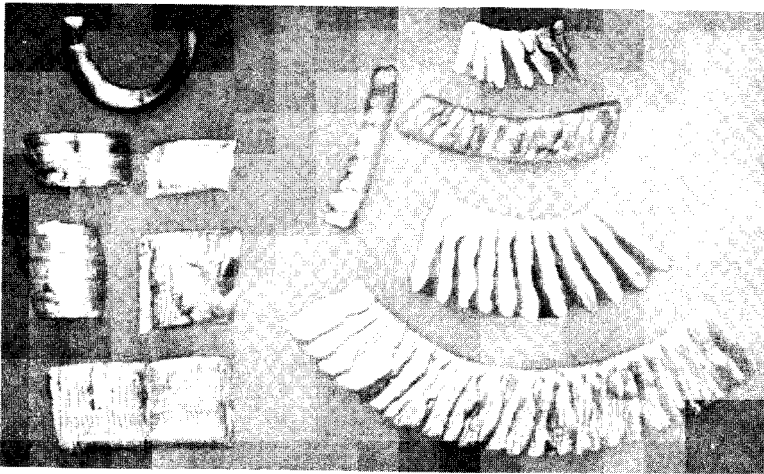


Fig. 216 要素의 生成이 상이한 chip

in로 하였다. 切削速度는 $4\frac{1}{4}$ ft/min으로서 극히 작게 취했는데, 그 이유는 chip이 加工物에 붙어 있는 상태를 보존하기 위하여 加工物이 완전히 1회전하기 전에 멈추게 하여야 하기 때문이었다. 試片을 구리가 있는 電解液에 담그고 난 다음, 현미경사진 기술로 관찰하였다. chip을 세 가지의 형태로 구분할 수 있는데, 그것은 裂斷形 chip, 流動形 chip 및 剪斷形 chip이다.

裂斷形 chip(Fig. 217)은 有效傾斜角이 작고($\alpha=0^\circ\sim10^\circ$) 절삭깊이가 클 때에 대부분 발생하며, 工具가 전진하면 切削刃 前方의 金屬이 압축되다가 마침내 Fig. 217에서 보는 바와 같

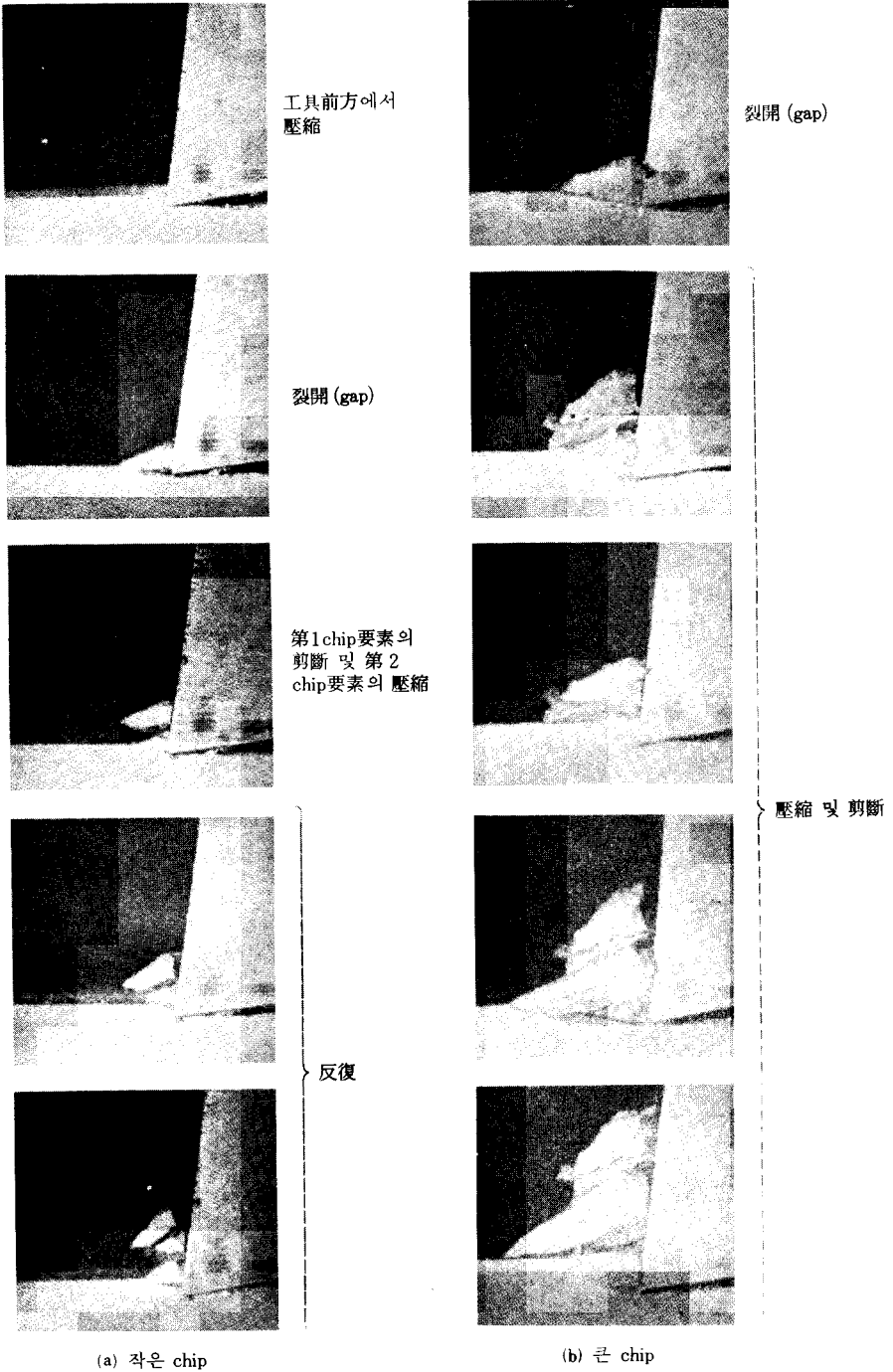


Fig. 215 chip生成 (after Klopstock)

이 chip과 工具傾斜面 사이에 공간(gap)이 형성된다.* chip이 완전히 破斷되어 탈락되지 않으면 chip은 傾斜面에서 튀겨서 破片이 된다. 이와 같은 튀김은 마치 연필 끝에 있는 지우개를 매끄러운 표면에 경사시켜서 밀을 때 일어나는 것과 유사하게 진동의 원인이 된다. 이런 형태의 chip은 黃銅 또는 열차바퀴의 硬質 tyre 등을 절삭할 때 발생하며, 바닥에 떨어지기 전에 흔히 상당한 거리까지 튀겨 나가는 경우가 많다.

流動形 chip(Fig. 218)은 工具傾斜面을 따라 流動하며, 이 chip은 돌돌 말리어 破斷이 잘 안 되고, 때로는 加工物과 工具의 주위를 감거나 작업자에게 위험을 준다.

이 流動形 chip은 일반적으로 有效傾斜角이 크고($10^{\circ} \sim 30^{\circ}$) 切削깊이가 작을 때 발생한다. Fig. 218의 chip과 工具 사이에 있는 built-up edge는 절삭속도가 아주 커지면 사라지는데 그

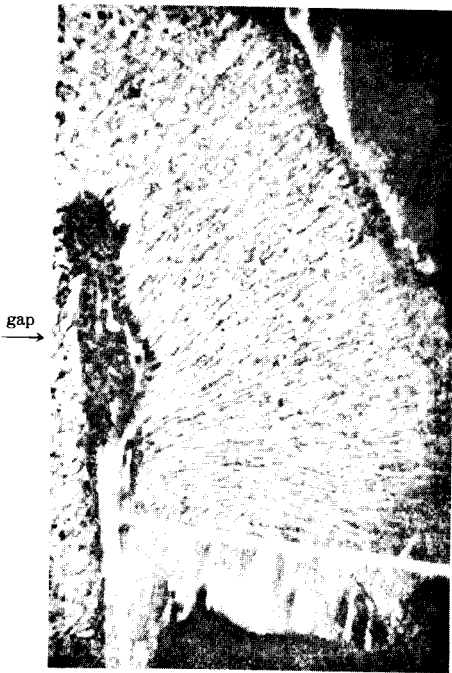


Fig. 217 gap을 갖는 裂斷形 chip

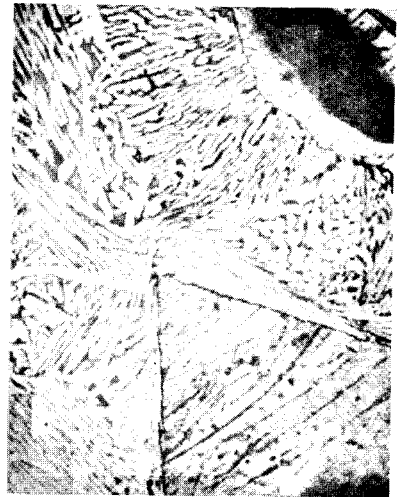


Fig. 218 built-up edge를 갖는 流動形 chip

* 切削刃의 前方에 있는 空間(gap)에 대한 문제가 今世紀 初부터 논의되어 왔으며, Reuleaux(Technical University of Berlin)는 1900년 이미 이와 같은 空間이 존재한다고 믿고 있었다(Abhandlungen zur Förderung des Gewerbefleisses, 1900을 참조). Kick(University of Vienna)는 이와 같은 理論에 반대하고 이런 空間의 존재를 부정하였으며(Baumaterialienkunde, 1901, No. 15) Bickel과 Widmer는 空間理論을 주장하였고(Industrielle Organisation, 1951, No. 8, University of Zuerich), Stanton과 Heyde는 切削刃의 前方에 空間이 형성된다는 의견인데 반하여, H. Ernst는 이와 같은 理論에 반대하고 있어 아직까지 이 문제가 해결되지 못하고 있다.

著者の 의견으로는 두 理論이 상호를 부정할 이유가 없다고 생각한다. 空間의 형성은 切削力의 방향 및 크기, 加工材料의 剪斷強度 및 기타의 量에 의존하므로, 條件에 따라 空間이 생길 수도 있고 생기지 않을 수도 있다. 이 空間은 加工物과 물리고 있는 切削刃의 전길이에 걸쳐서 존재하는 것이 아니고, 때로는 현 미경 사진에서조차도 볼 수 없는 경우가 있다(著者註).

이유는 變形 硬化(加工硬化)가 감소되기 때문이다. 有效傾斜角 $\alpha=30^\circ$ 인 工具로 青銅을 절삭할 때에도 built-up edge는 보이지 않는다.

剪斷形 chip은 앞에서 설명한 두 chip의 중간 형태로서 有效傾斜角과 切削깊이가 모두 작을 때 발생한다. 이런 형태의 chip이 실제적인 면에서 가장 바람직한 chip인데, 그 이유는 chip이 길게 되거나 둘둘 말리지 않기 때문이다. 이 형태의 chip이 생성될 때에는 剪斷과 空間(gap)이 모두 관찰되며, 有效傾斜角을 증가시키고 切削깊이를 감소시킴으로써 gap의 방향을 변하게 할 수 있고, 마침내는 gap이 加工物의 圓周에 접하게 된다. 加工物의 성분, 不純物, 餘裕角 및 기타의 量들이 gap의 生成과 그 방향에 영향을 미친다.

gap의 생성은 裂斷形 chip에서 가장 심하게 나타나는데, 著者の 의견으로는 剪斷面상의 應力分布가 균일하지 않은 데서 오는 것 같다(Fig. 1). Fig. 1의 點 A에서의 引張과 點 B에서의 壓縮은 金屬이 點 A의 前方에서 裂斷되도록 하는 원인이 될 수도 있다. Christopher-son, Oxley 및 Palmer¹⁹⁰⁾에 의한 최근의 연구 결과도 위의 理論의 타당성을 뒷받침하고 있다.

그들은(高速에서보다 低速에서 쉽게 생기는) 變形 硬化(strain hardening)가 應力分布에 영향을 미친다는 사실을 알아내었는데, 그 이유는 引張은 點 A의 隣近에 존재하고 壓縮은 點 B의 隣近에 있기 때문이다.¹⁹¹⁾

gap은 加工物 중심을 향한 傾斜와 더불어 Fig. 219에서 보는 바와 같이 조잡한 표면을 형성하게 된다. Fig. 219에서 A-B는 切削되기 전의 加工物 表面이고 C-D는 理想加工面이다. 裂斷形 chip의 경우에 발생하는 gap에 의하여 斜線으로 표시된 波狀面이 생긴다. 이 斷面을 screen에 투영하여 A-B와 波狀面의 平均面 E-F에 의하여 이루어지는 면적을 측정함으로써 理想加工面 C-D가 波狀面山の 頂點 위에 있다는 사실을 알게 되었다. 따라서 加工物에는 切削깊이보다 더 깊은 균열이 존재한다고 말할 수 있다.

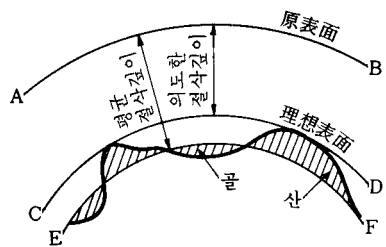


Fig. 219 裂斷形 chip에 의하여 발생된 거친 加工面

이상의 사실로 미루어 볼 때 다듬질切削 및 研削加工에서 加工面을 충분히 제거하여 前加工에서 생긴 골(valley)을 제거하여야 한다. 이와 같은 것을 고려하지 않으면 加工面에는 여전히 균열이 남아 있어 加工物이 組立되거나 機械에서 사용될 때 끼워맞춤 상태가 불량하고 應力集中을 일으킬 수도 있다. 機械部品の 早期破壞가 切削刃의 前方에 있는 gap과 切削加工에서 야기된 表面應力에서 기인될 수도 있다. 또한 built-up edge의 破片이 Fig. 223에서 보는 바와 같이 表面粗度에 한몫을 한다.

剪斷形 chip과 流動形 chip에서는 加工面の 불규칙성은 덜 심하며 有效傾斜角이 15° 보다 크면 일반적으로 불규칙성이 나타나지 않는다. 切削作用중의 工具幾何學에 대한 특성으로서

다른 형태의 chip 이 이용될 수 있다.

chip의 형태는 더욱이 chip breaker에 의하여 크게 영향을 받는데, 특히 carbide工具에 있어서 그렇다. K.Henriksen¹⁹²⁾는 chip을 8가지 종류로 분류하고, 그 chip의 파괴에 영향을 주는 條件에 대한 情報를 얻기 위하여 方程式을 유도하였다. 有效傾斜角의 측정은 chip breaker에서 행하여야 하고, chip이 접촉하지 않는(chip breaker를 설치할 때) 工具傾斜面 상에서 측정하면 안 된다.

著者の 소견으로는 chip의 형성에 영향을 주는 因子인 工作機械, 加工物 및 工具의 彈性이 일반적으로 무시되고 있는 것 같다. 이것들은 각각 相異한 固有振動數를 갖고 있는데, 그것들이 복잡하게 重疊되어 共振狀態에 이를 수도 있고 相殺될 수도 있으며, 때로는 서로 減衰를 일으킬 수도 있다.

따라서 물림깊이, 移送, 加工材料 등과 같은 切削條件이 裂斷形 chip, 流動形 chip 또는 剪斷形 chip의 生成에 대하여 절대적이라고 할 수는 없다. Fig. 215에 의한 chip의 압축 및 剪斷過程만으로는 金屬切削에서 진동이 발생하는 원인을 충분히 설명할 수 없다. 진동이 chip의 형태에 대한 원인인가 또는 結果인가에 대하여는 거의 조사된 바 없으며, 이것은 닭이 먼저인가 달걀이 먼저인가 하는 문제에 비유되는 문제이다.

Schwerd¹⁹³⁾의 chip生成에 대한 필름에 의하면, 切削刃의 주위에 있는 構造物의 3要素의 彈性이 chip의 형태 및 진동에 영향을 미친다는 사실을 알 수 있다. Fig. 220은 流動形 chip의 生成을 보여 주고 Fig. 221은 裂斷形 chip에 대한 것을 보여 주지만, 이에 대한 실험은 동일 조건하에서 행하여졌다. 切削力을 증가시키면 加工物내의 硬點이 平衡狀態를 깨고 진동을 발생시켜 그 진동이 Fig. 221에서와 같이 chip을 裂斷하게 된다고 추측하여 볼 수도 있다. 彈性系가 괴란되지 않을 때에는 流動形 chip이 생성될 수 있다. 映像과 영상 사이의 시간 간격은 $\frac{\text{數秒}}{1000}$ 이다.

built-up edge의 生成과 消滅이 Fig. 222에서 보는 바와 같이 진동의 원인이 되는 수도 있으며, Berlin工科大学의 Schlesinger 역시 1930년에 “Tokyo世界Energy會議”에서 필름으로써 built-up edge의 週期的인 생성 및 소멸에 대한 증거를 보여 주었다.

Fig. 222의 映像 (a)는 built-up edge의 발생, (b) 및 (c)는 성장으로서 영상의 시간 간격은 각각 5.8/1000 sec와 4.9/1000 sec였다. 映像 (c)에서는 built-up edge의 발달에 의하여 工具先端과 加工物 사이의 거리가 증가하여 工具를 加工物로부터 들어 올린 상태이다. 映像 (d)는 built-up edge가 消滅되기 시작하는 것을 보여 주며, 이 때 工具는 加工物을 향하여 탄성 복귀하고 加工物과 다시 접촉이 된다[映像 (e)~(g)]. 映像 (h)에서는 built-up edge가 다시 생성된다.

Fig. 223¹⁹⁴⁾은 built-up edge의 生成에 의하여 工具가 加工物에서 들어 올려지는 것을 확실히 보여 주며, built-up edge는 순간 후에 파괴되어(그림에는 나와 있지 않음) 그 일부는

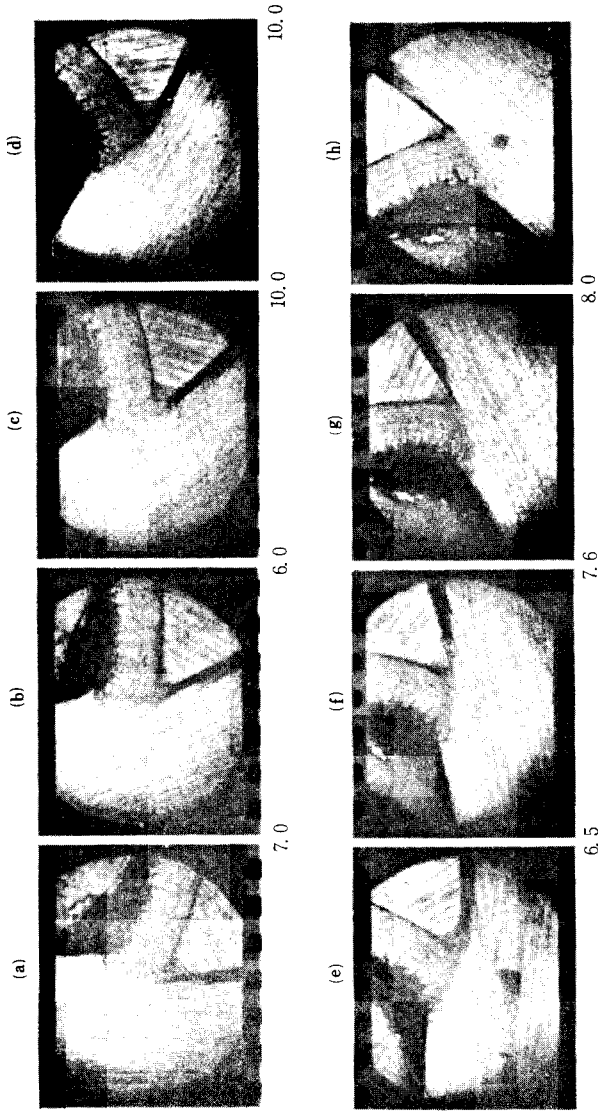


Fig. 220 流動形 chip生成의 活動寫眞 (Schwerd) (1000分の 數秒사이)

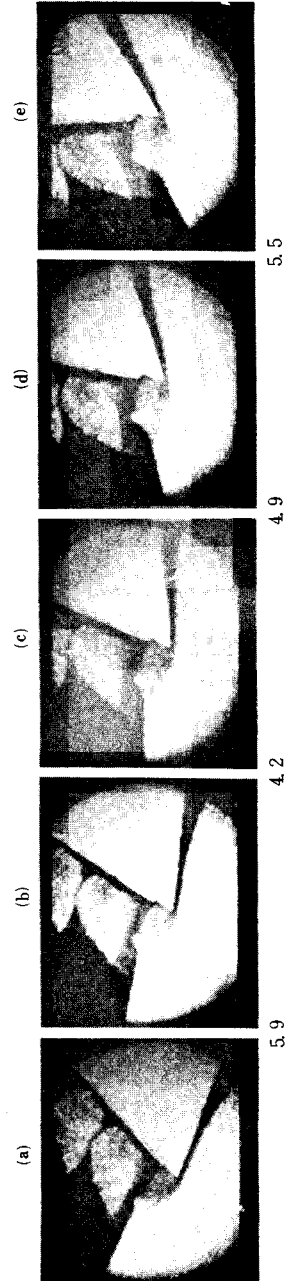


Fig. 221 裂斷形 chip生成의 活動寫眞 (Schwerd) (1000分の 數秒사이)

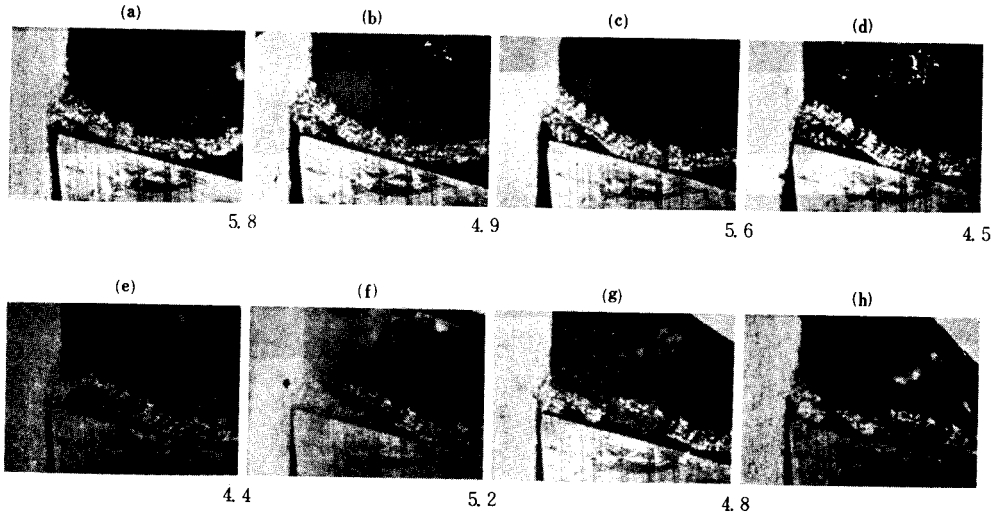


Fig. 222 built-up edge의 週期的인 生成 및 破壞에 대한 活動寫眞

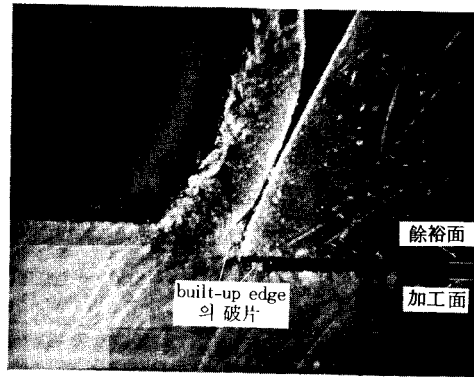


Fig. 223 built-up edge가 파괴되는 순간에 加工物과 餘裕面이 분리됨 (H.Ernst)

chip에 붙어 나가고 다른 일부는 加工面に 붙어 表面粗度를 해친다. 따라서 built-up edge가 일부에서 주장하는 것처럼 工具를 보호한다고 말할 수는 없다.

硬한 built-up edge의 주기적인 발생 및 탈락은 工具를 손상시키고, built-up edge가 파괴될 때 工具를 들어 올렸다가 복귀시킴으로써 진동을 야기시켜 그것이 加工面の 粗度에 결정적 영향을 주는 것이다. Fig. 224¹⁹⁶⁾는 여러 형태의 chip生成을 보여 주며, 파괴된 built-up edge의 일부는 chip과 함께 제거되고, 또 일부는 加工면에 붙어 있는 것을 볼 수 있다. 소위 Eisele¹⁹⁶⁾의 두루마리 chip(roll chip)이란 built-up edge의 破片이 작은 두루마리 형태인 chip에 붙어 있었던 것 같다.

어느 경우에는 加工面상의 떨림자국(chatter mark)을 셀 수 있거나 자국간의 거리가 數

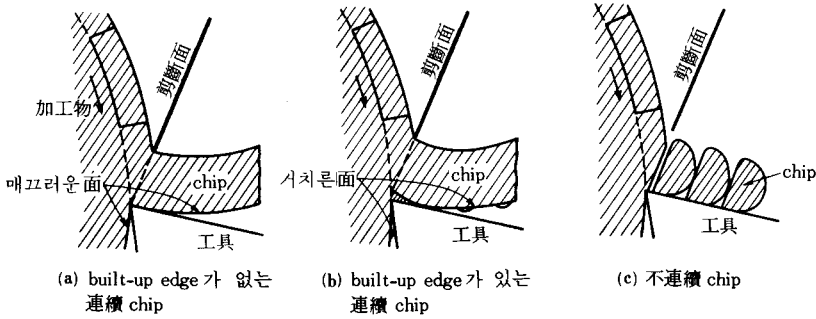


Fig. 224 chip生成의 종류(after Galloway)

inch 되도록 개선하는 것이 가능하다. 다음은 떨림자국으로부터 振動數를 계산하는 데 사용될 수 있는 식이다.

$$f_r = \frac{v}{5 \cdot e} \text{ cycles/sec} \quad (270)$$

단, v : 切削速度 (ft/min)

1 편에 있는 식 (5)는 chip의 1 in 당의 톱니수를 振動數에 관계시킨 것이고, 식 (270)은 加工物上的 떨림자국을 관계시킨 것이다. 어느 경우에는 두 가지의 방법으로 진동수의 결정이 가능하고, chip이나 加工物에서 구한 진동수가 같으면 壓縮比 λ 는 1 in 당의 톱니수 n_s 에 加工物上的 떨림자국 사이의 거리 e 를 곱하면 구할 수 있다.

Fig. 225는 低速에서 진동으로 인하여 발생하는 裂斷形 chip을 보여 주며, 切削速度와 作機械-加工物-工具系の 剛性を 모두 증가시키거나 속도 혹은 剛性を 증가시키면 Fig. 226에서와 같이 流動形 chip으로 변한다. 이와 같이 切削速度와 剛性 또는 그 중에서 한쪽을 증가시키면 진동은 감소되어 加工表面의 粗度が 향상된다. gear列과 加工物의 비틀림 振動은 gear의 이(teeth)에서의 backlash에 의한 접촉 변화를 못하게 함으로써 감소 또는 제거될 수 있다. gear의 큰 遠心力은 유용한 것이며, 切削刃에서의 속도 역시 고려하여야 한다(1 장 1-3 참조).

진동은 bearing 및 案内面の 油膜, 機械要素의 변형 등에 의하여도 야기되며, 이와 같은 문

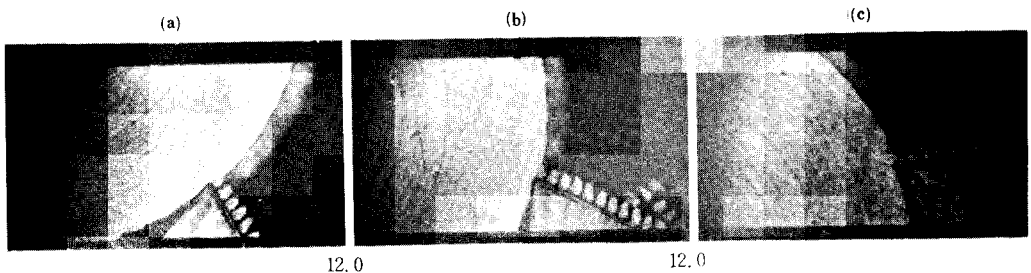


Fig. 225 低速切削에서의 진동

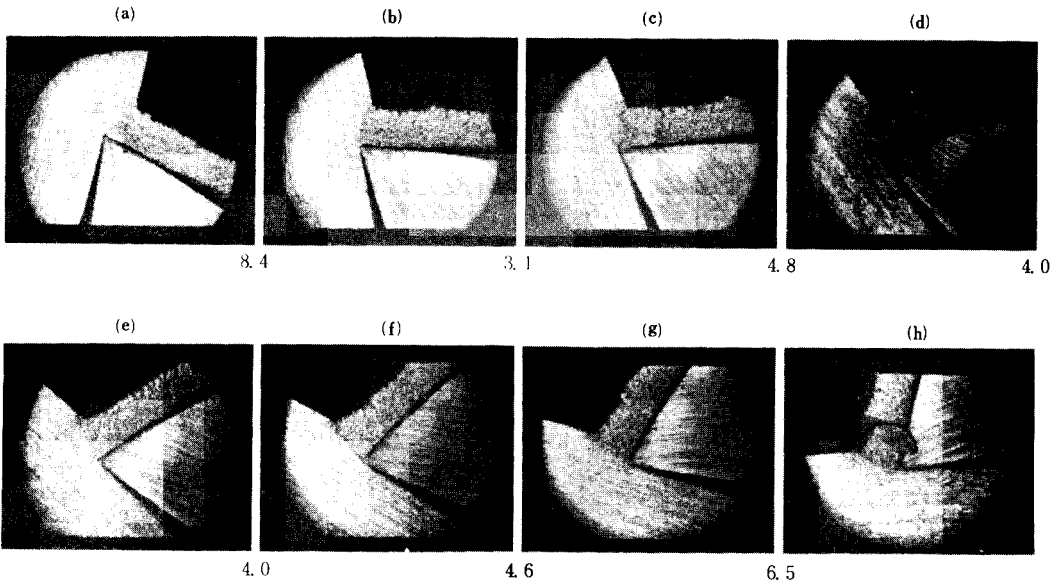


Fig. 226 高速切削에서의 진동

제를 조사하여 보기 위하여 著者は 組立 상태가 각각 다른 旋盤, 研削機 및 milling machine 을 사용하여 실험을 실시하였으며, 이 때 切削過程을 모방한 조건에서 인위적으로 진동을 시켰다.¹⁹⁷⁾

O. Svahn¹⁹⁸⁾의 조사에 의하면 H.S.S.工具에 대한 切削速度를 채용할 때 振動數는 70~700 cycles/sec의 범위에서 변한다고 한다. carbide工具로 鋼을 切削할 때에는 그 범위가 증가하여 100~2000 cycles/sec 이고, 黃銅을 절삭할 때에는 600~5000 cycles/sec의 범위에 있다. 著者の 소견으로는 이와 같이 큰 차이가 생기는 것은 機械-加工物-工具系의 剛性에서 기인하는 것 같다. Fig. 227에서 왼쪽에 표시된 진동은 built-up edge의 生成 및 脱落(225 cycles/sec)에 의한 것으로서 이러한 진동은 갑자기 工具의 固有振動數(1000 cycles/sec)와 더불어 共振狀態에 달하고(원인은 알려져 있지 않음), 또 Fig. 227의 右側端에 보인 바와 같이 바로 減衰한다. built-up edge의 破片은 셀 수 있었으며 그 數는 振動數 및 切削速度와 합리적으로

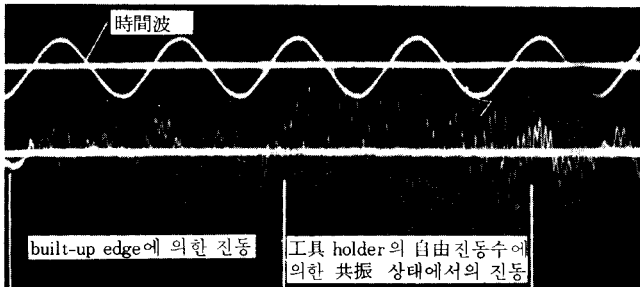


Fig. 227 built-up edge 및 工具 holder의 自由振動數에 의한 共振 상태에서의 진동

잘 일치하였다. 工具에 의하여 chip에 작용된 制動(brake) 현상이 여기에서도 나타난다[식 (4)의 結論 참조].

Fig. 228은 切削力振動의 振幅을 보여 주며,¹⁹⁹⁾ Fig. 228(a)에서는 振幅이 最大切削力의 약 30%이고 Fig. 228(b)에서는 50% 정도이다.

Fig. 229, Fig. 230a 및 Fig. 230b는 日本에서 수행된 振動實驗의 oscillogram²⁰⁰⁾을 보여 주며, Fig. 229에서의 工具의 固有振動數는 2200 cycles/sec 정도로 높았고 Fig. 230 a



Fig. 228 振動의 기록(after Opitz)

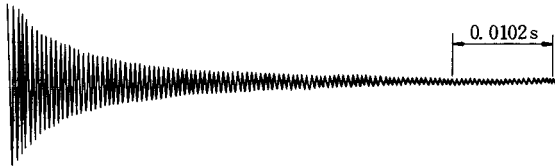


Fig. 229 工具의 固有振動數(~ 2200 cycles/sec)

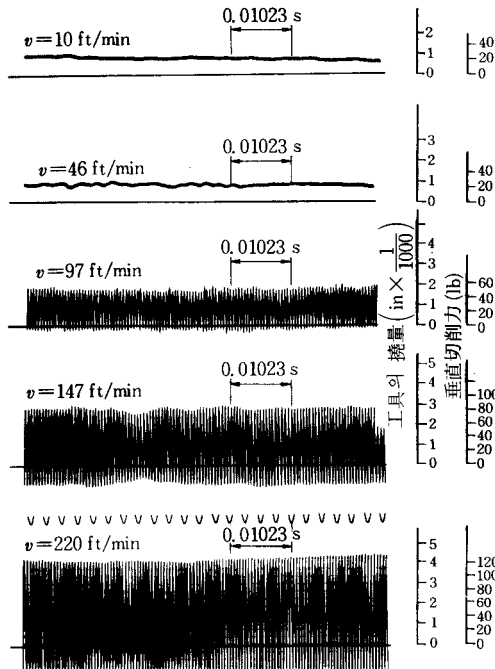


Fig. 230 (a) 鋼의 旋削에서 切削速度과 工具振動(절삭깊이=0.00116 in)

에 표시된 切削速度에서 旋削할 때 기록된 것이다. 이 때 물림깊이는 0.00116 in로서 작았으며, 물림깊이를 0.009 in로 증가시켰을 때 진동의 형상이 변하였는데, 특히 切削速度 220 ft/min에서 더욱 현저하였다(Fig. 230 b).

工作機械의 다른 요소의 진동은 工具自體의 진동에 重疊되어 있다. 振動數에 대한 加工物 길이의 영향(150~350 cycles/sec)이 Fig. 231에 표시되어 있으며, 이것은 著者의 실험 결

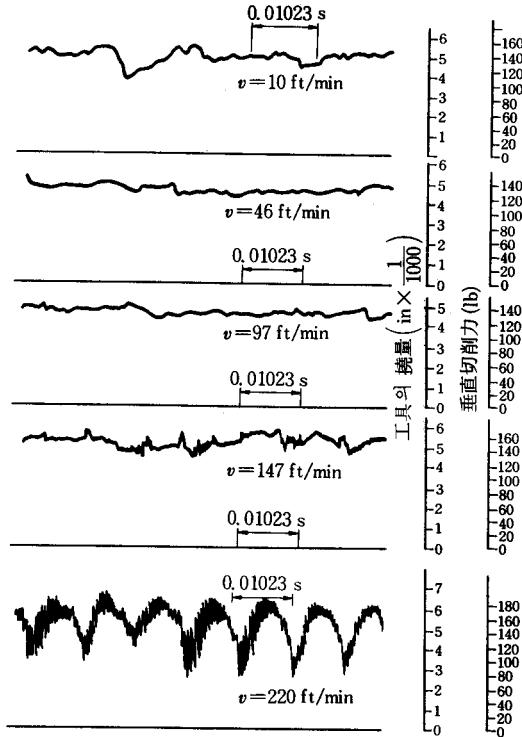


Fig. 230 (b) 鋼의 旋削에서 切削速度과 工具振動(절삭깊이=0.009 in)

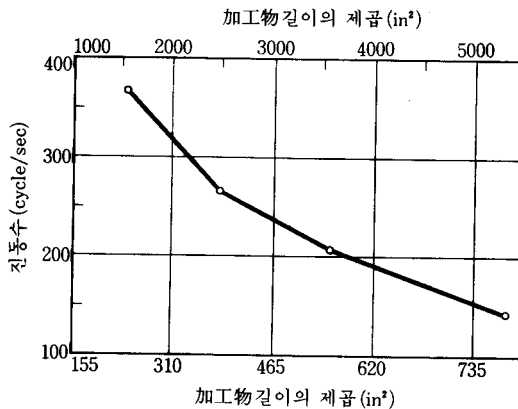


Fig. 231 加工物 길이의 제곱과 진동수

과와 잘 일치하고 있다. 진동의 연구에 의하면 carbide 工具에서 수명이 떨어지는 것은 300 ft/min 보다 낮은 切削速度에서 切削할 때이다. 切削力은 工具先端의 變位와 관계하는 물림깊이의 변화 또는 工具의 변위에 의하여 영향을 받는 有效傾斜角의 변화와 같은 여러 가지 원인 때문에 변동한다. 또 다른 원인은 工具와 加工物 사이의 상대 속도의 변화 및 工具의 鈍化 영향이라고 할 수 있다.

처음 열거한 두 원인은 상대적으로 실제적 영향이 적은 데 반하여 세번째의 원인이 지배적이다. 切削速度의 증가와 더불어 切削力이 Fig. 232에 표시한 바와 같이 약간 떨어진다²⁰⁾ 加工物과 工具 사이에서 두개의 速度差를 생각할 수 있다. 加工物이 진동할 때 표면속도 v 로 회전하는 加工物의 실제 切削速度는 工具가 진동하면 v_1 과 v_2 의 한계 사이에서 변한다. 切削速度 v_1 은 工具가 下向의 중간 위치에 있는 순간에 존재하는데, 그 이유는 그 때 相對速度가 最小값이기 때문이다. 相對速度의 最大값 역시 工具가 上向의 중간 위치에 있을 때 존재한다. 切削速度 v_1 은 큰 切削力 P_a 와 관계가 있으므로 $(P_a - P)$ 만큼의 附加力이 工具의 下向중에 工具에 작용하고, $(P - P_b)$ 인 附加力이 上向중에 작용한다. 이것이 바로 自勵振動의 척도가 되는 것이다. 따라서 減衰가 적을 때에는 energy가 증가하는 속도로 彈性系에 공급된다.

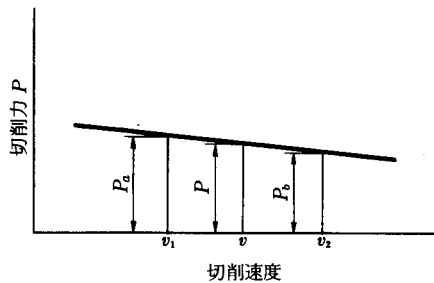


Fig. 232 carbide 工具를 저속에서 사용할 때 切削速度의 증가에 따른 자려진동과 공구수명 때문에 切削力이 떨어짐 (Fig. 125, 126, 128 과 비교)

carbide 工具의 切削速度가 350 ft/min 를 초과할 때에는 切削力은 더 이상 감소하지 않는다는 것을 이미 알아내었다 (Fig. 125, Fig. 126, Fig. 128). 보다 깊은 切削에서는 最低速度限界는 175 ft/min 에서 이미 나타날 수 있고 (Fig. 126 에서 최상의 曲線 참조), 細長比에 따라 最低限界는 변할 것이다.

그러므로 carbide 工具는 下限線에서보다 높은 속도에서 사용되어야 하는데, 그 이유는 機械-加工物-工具의 彈性系에 더 이상의 附加 energy가 주어지지 않기 때문이다. 그 때에는 carbide 工具는 自勵振動의 문제에서 벗어나 工具壽命은 급증한다. H.S.S. 工具는 低速에서 自勵振動에 대하여 carbide 工具 또는 ceramic 工具 만큼 민감하지 않기 때문에 動的 不安定의 영향을 적게 받는다.

따라서 著者の 소견으로는 carbide 工具와 ceramic 工具의 壽命이 低速에서 떨어지는 것은 感知할 수 없는 정도라 하더라도 진동에서 결과되는 것 같다.

11-9 加工物과 切削力

加工物의 크기는 실제로 적용되는 切削力에 상당한 정도의 영향을 미치는데, 加工物의 크기가 眞圓度, 彎曲 및 기타의 영향을 피할 만큼 그렇게 크게 할 수는 없다. 어느 정도 크기의 切削力이면 적당한가 하는 문제가 중요하지만 이 문제를 철저히 밝히기 위한 실험은 아직껏 없었다. 加工物의 길이, 直徑, 벽두께, 重量, 固定條件, center에 의한 압력 등이 이와 같은 실험을 위해서는 고려되어야만 한다. 棒을 切削할 경우에는 이 관계가 간단하나 斷面이 변하는 鑄鐵을 切削할 때에는 아주 복잡하다. 이와 같은 문제가 1923년에 著者が 발표한 논문에서 논의되고 있다.²⁰⁰ 대충 말해서 加工物의 길이가 直徑의 12배를 초과해서는 안 된다고 하는데, 이와 같은 법칙은 관계된 切削力을 고려하지 않은 것이다.

加工物을 2點支持보(beam)로 생각하면 許容切削力과 加工物의 크기와와 관계를 정할 수 있다. 工具가 兩 center의 중간에서 切削作用을 할 때 보의 撓量이 가장 크다. 兩 center 사이에 있는 加工物은 兩端고정보로도 볼 수 없고 單純支持보로도 볼 수 없어 그의 平均條件을 가정하면 다음의 公式이 얻어질 수 있다.

$$P_b = \frac{6 \cdot k_b \cdot W}{L} \quad (271)$$

단, P_b : 許容切削力(lb), k_b : 굽힘應力(약 7000 psi), W : 斷面係數(in³), L : center 간의 거리(in), D : 加工物의 직경(in)

이 공식은 單純보와 固定보 사이의 평균 조건의 것으로서 실제의 軸에서 흔히 있는 것보다 길이 중앙의 直徑이 더 큰 보에 대하여 구해진 것이다. 斷面係數 $W=0.1 \cdot D^3$ 과 $k_b=7000$ psi를 대입하면

$$P_b = \frac{4200 \cdot D^3}{L} \quad (272)$$

식 (272)에 의하면 許容切削力 P_b 는 加工物直徑의 3제곱에 비례한다는 것을 알 수 있고, 이 식을 발생되는 切削力을 정하는 切削力基本法則인 식 (165)와 관계시켜 볼 필요가 있다. 이 관계에 대해서는 Fig. 233에서 보는 바와 같이 두 부분으로 된 兩對數線圖에 의하여 구할 수 있어 아주 편리하다.

Fig. 233의 左側線圖는 加工材料에 대한 chip斷面積과 發生切削力の 관계를 식 (165)에 의하여 나타낸 것이고, 右側線圖는 加工物의 길이, 가공물의 직경 및 許容切削力 P_b 간의 관계를 식 (272)에 의하여 나타낸 것이다.

예제 11-5. center 간의 加工物 길이 $L=7$ in, 직경 $=1\frac{1}{2}$ in 되는 SAE 1015 인 材料의 加工物을 旋削할 때 許容 chip斷面積을 계산하라. 단, 防振具는 사용하지 않는다.

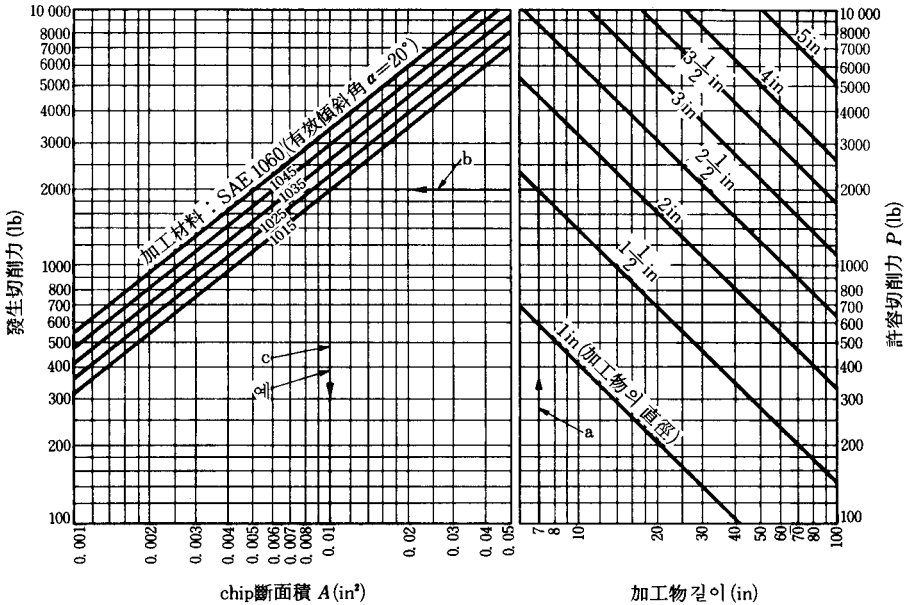


Fig. 233 旋削에서 가늘고 긴 工作物의 撓量を 피하기 위한 許容 chip斷面積의 결정

(解) Fig. 233에서 화살표 a-b-c를 따라서 구하면 chip斷面積은 0.010 in^2 를 초과해서는 안 된다는 것을 알 수 있다.

Fig. 233은 金屬切削에서 주어진 chip斷面積에 대한 안정 상태의 거리를 계산하는 데에도 이용될 수 있다. 이 경우에는 구하는 방법이 앞에서 소개한 예제 11-5에서와 반대로서 c-b-a의 順으로 된다. 旋盤 자체의 撓量에 미치는 切削力의 영향은 아주 복잡하여, 旋盤의 여러 斷面에 대한 慣性 moment를 계산하고 gear의 이(teeth)에 작용하는 荷重 등을 고려한 계산을 하여야 한다. 조사한 바에 의하면 撓量を 피한다고 하여 선반벽의 두께를 크게 하는 것만이 좋은 것은 아니며 材料를 적당히 按排시켜서 剛性を 증가시키는 것이 중요하고, 이와 같은 방법에 의하면 벽두께를 감소시키는 경우도 있다. 著者が 행한 剛性實驗은 本書에 전부 수록할 수는 없고 몇 개의 事例만을 소개한다(14 장).