

유리纖維 強化 플라스틱 切削에서의 工具磨滅特性

Characteristics of Tool Wear in Cutting of Glass Fiber Reinforced Plastics (GFRP)

李 源 平,* 尹 鍾 學,** 康 明 順***
W. P. Lee, J.K.Yoon, M.S.Kang

Abstract

This paper is a study on the effect of the cutting speed on the tool wear in turning of the glass fiber reinforced plastics.

The wear behavior of cutting tool is studied by means of turning, changing the cutting speed and feed in the wide range. Moreover, the theoretical model applicable to the cutting speed of wide range is analysed.

The main results obtained are as follows:

The relation between the tool wear and the cutting speed is divided into three range in case of the constant cutting distance.

1) At the low cutting speed, the tool wear is independent of the cutting speed, but dependent mainly on the contact length between tool and glass fiber (1st range).

2) At the high cutting speed, the tool wear is independent of the contact length, and dependent on the cutting speed only (2nd range). The tool wear increases in proportion to the cutting speed.

3) At the higher cutting speed than the speed in the 2nd range, the tool wear is independent both of the cutting speed and the contact length (3rd range).

4) In the 3rd range, tool flank wear is constant and is observed that only the wear of cutting edge increases.

1. 緒 論

플라스틱과 強化材를 합한 複合材料의 日중인 유리섬유 강화 플라스틱(Glass Fiber Reinforced Plastics: GFRP)의 이용이 최근에 이

르러 産業分野에 廣範圍하게 사용되고 있다. 따라서 이 材料에 대한 절삭가공의 필요성도 증대되고 있다.

GFRP 절삭에서의 工具磨滅에 관한 研究는 다른 工業材料에 비하여 매우 적고, 최근에 조

* 仁德工業專門大學 機械科
** 京畿工業開放大學 機械工學科
*** 漢陽大學校 精密機械工學科

금 報告^{1~8)}되고 있으나 주로 밀링가공과 같은 斷續 또는 二次元切削에 관한 資料^{3~7)}이다. GFRP 절삭시의 工具磨減은 abrasive wear 에 의하여 생기며, 그 舉動은 절삭조건에 크게 依存하고 있다. GFRP에서 樹脂의 성분이 같고 強化材가 다른 경우, 절삭조건에 따라 工具磨減에 미치는 영향이 현저히 다르게⁶⁾ 나타 났다. 그러므로 被削材속에 함유되어 있는 強化材가 工具磨減에 큰 영향을 미치는 것으로 推測된다.

本 研究는 이같이 工具磨減에 미치는 強化材의 영향을 규명하기 위하여 粘彈性體인 樹脂와 조합시킨 강화재의 舉動을 理論적으로 考察하고, 그 結果와 切削速度가 工具磨減에 미치는 영향을 旋削實驗을 통하여 對比 檢討하였다.

2. 理論解析

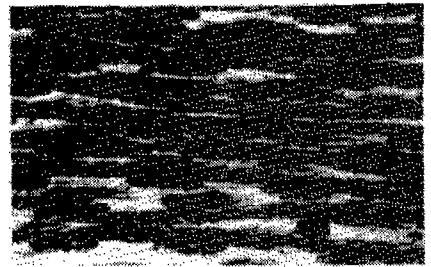
GFRP 절삭시 工具磨減에 유리섬유는 큰 영향을 미치나 樹脂는 별로 영향을 미치지 못하며, 또 切削溫度도 낮고, 유리섬유가 工具에 凝着, 擴散되지 않기⁵⁾때문에 GFRP 절삭시의 工具磨減은 abrasive wear 에 의한다고 생각할 수 있다.

GFRP의 組織은 Fig.1 (a)와 같다. 검은색 부분이 유리섬유이고 흰색 부분이 樹脂이다. 유리섬유는 절삭시 軸에 수직하중을 받으므로 유리섬유의 굽힘剛性, 유리섬유를 지지하고 있는 樹脂의 粘彈性 등이 유리섬유의 변형과 破壞에 영향을 끼치는 것으로 생각된다. 이같은 切削狀態를 역학 model化하면 Fig. 1(b)와 같고, 유리섬유에 수직하중이 작용함과 동시에 樹脂의 스프링 및 dashpot 작용으로 유리섬유를 연속적으로 지지하고 있는 것과 같다.

GFRP 절삭시 절삭날이 유리섬유에 차례차례로 接觸하여 유리섬유가 破壞되고, 다시 破壞된 부분을 지지하고 있는 樹脂部가 破壞되어 chip으로 배출된다. 따라서 유리섬유의 크기, 分布 및 공구와 유리섬유의 接觸回數, 유리섬유의 剪斷破壞強度, 유리섬유를 지지하고 있는 樹脂의 spring상수와 dashpot의 粘性係

數 등이 工具磨減에 영향을 미치는 것으로 생각된다. 그러므로 工具磨減에 미치는 因子들의 영향을 해석하기 위해 다음과 같은 기호를 사용했다.

k : 유리섬유 길이당의 스프링 상수[$kg/m \cdot m^{-1}$], η : 유리섬유 길이당의 dashpot의 점성 계수[$kg \cdot s/m \cdot m^{-1}$], v : 하중이 가해지는 속도 [m/s], E : 유리섬유의 縱彈性係數[kg/m^2], I : 유리섬유의 2차 모우먼트[m^4], t : 시간 [sec], l : 하중이 가해지는 幅[m], δ : 유리섬유의 變位[m], p : 등분포하중의 세기[kg/m].



(a) (X40)

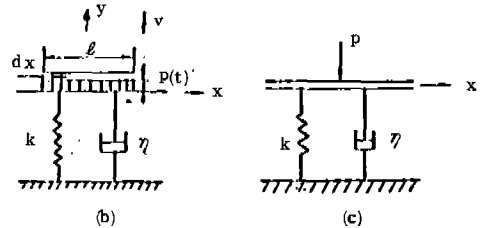


Fig.1 The model of representing the state of the glass fiber within a workpiece under turning

유리섬유를 半無限길이의 굽힘剛性을 갖는 보로 생각하면 공구로부터 받는 힘은 $\int p(x) dx$, 樹脂의 역학적 작용을 단위 길이당 k, η 인 spring과 dashpot으로 할 수 있다. 절삭 속도범위는 저속에서 고속까지로 하며, Fig.1 (b)와 같은 model을 사용한다.

Model에서 다음과 같은 가정을 한다.

- (1) 유리섬유는 完全彈性體이고, 破壞전까지는 塑性變形이 없다.
- (2) 유리섬유의 慣性은 무시한다.
- (3) 유리섬유위의 힘의 작용점에서는 변위가 나

타나고, 변위속도에 비례하여 粘性力이 작용한다.

Fig. 1 (b)와 같이 좌표축을 정하고, 보의 理論을 사용하여 유리섬유에 가해지는 등분포하중의 平衡을 생각한다. 먼저 Fig. 1 (c)와 같이 집중하중이 작용하는 경우로부터 考察해 나간다. $x=0$ 인 곳에 집중하중 P 가 작용하며, 이때 가해지는 하중의 속도를 v_0 , 변위를 δ_0 , x 축에 따라 임의의 점에서의 변위속도를 v_x , 변위를 δ 라 하면, $v_x=v_0 \delta/\delta_0$ 가 된다. 유리섬유를 양단지지보로 생각하여 다음과 같은 힘의 平衡方程式을 세울 수 있다.

$$EI \frac{d^4 \delta}{dx^4} + k\delta + \eta v_x = 0$$

$$EI \frac{d^4 \delta}{dx^4} + (k + \eta v_0 / \delta_0) \delta = 0 \dots\dots\dots (1)$$

$$\delta_0 = \int_0^l v_0 dt \dots\dots\dots (2)$$

$$\frac{d^4 \delta}{dx^4} + \frac{1}{EI} \left(k + \frac{\eta}{t} \right) \delta = 0 \dots\dots\dots (3)$$

$$\frac{1}{EI} \left(k + \frac{\eta}{t} \right) \equiv 4 a^4 \dots\dots\dots (4)$$

$$\delta^{IV} + 4 a^4 \delta = 0 \dots\dots\dots (5)$$

식(5)의 一般解는 다음과 같이 된다.

$$\delta = e^{ax} (C_1 \cos ax + C_2 \sin ax) + e^{-ax} (C_3 \cos ax + C_4 \sin ax) \dots\dots\dots (6)$$

C_1, C_2, C_3, C_4 는 積分常數이고 다음에 나타내는 것과 같은 境界條件으로,

$$x = \infty \quad \delta = 0$$

$$x = 0 \quad \frac{d\delta}{dx} = 0 \quad \delta = \delta_0(t)$$

이므로

$$\delta = \delta_0(t) e^{-ax} (\cos ax + \sin ax) \dots\dots\dots (7)$$

이 된다.

변위가 δ 일때의 剪斷力 V 는 다음과 같이 표시할 수 있다.

$$V = -EI \frac{d^3 \delta}{dx^3} \dots\dots\dots (8)$$

식(7)을 식(8)에 넣어 풀면,

$$V = -4EI \delta_0(t) a^3 e^{-ax} \cos ax \dots\dots\dots (9)$$

$x=0$ 인 곳에 작용되는 剪斷力은 집중하중의 $\frac{1}{2}$ 이므로 시간 t 일 때의 집중하중을 $P(t)$ 라 하면,

$$P(t) = -8EI \delta_0(t) a^3 \dots\dots\dots (10)$$

따라서 변위 δ 는,

$$\delta = -\frac{P(t)}{8EI a^3} e^{-ax} (\cos ax + \sin ax) \dots\dots\dots (11)$$

이 된다.

한편 旋削時 工具가 피삭재에 가하는 힘은 등분포하중이므로 등분포하중의 크기를 $p(t)$ 로 하고, $p(t) dx$ 인 집중하중으로 하여 식(11)에 대입하여 x 點에서 등분포하중의 左端까지 또 右端까지 積分하면, x 點에서 변위를 구할 수 있다. 하중이 對稱이고, $x > 0$ 의 범위만을 생각하여 등분포하중내($|x| \leq \frac{\ell}{2}$)에서 구하면,

$$\begin{aligned} \delta_p &= -\frac{p(t)}{8EI a^3} \left\{ \int_0^{\left(\frac{\ell}{2}+x\right)} e^{-ax} (\cos ax + \sin ax) dx \right. \\ &\quad \left. + \int_0^{\left(\frac{\ell}{2}-x\right)} e^{-ax} (\cos ax + \sin ax) dx \right\} \\ &= -\frac{p(t)}{8EI a^4} \left\{ 2 - e^{-a\left(\frac{\ell}{2}+x\right)} \cos a\left(\frac{\ell}{2}+x\right) \right. \\ &\quad \left. - e^{-a\left(\frac{\ell}{2}-x\right)} \cos a\left(\frac{\ell}{2}-x\right) \right\} \dots\dots\dots (12) \end{aligned}$$

식 (7), (9), (10)에서

$$V = \frac{p(t)}{2} e^{-ax} \cos ax dx \dots\dots\dots (13)$$

식 (13)을 $|x| \leq \frac{\ell}{2}$ 구간에서 積分하면 전단력은 다음과 같이 된다.

$$\begin{aligned} V_p (|x| \leq \frac{\ell}{2}) &= \frac{p(t)}{4a} [e^{-a\left(\frac{\ell}{2}+x\right)} \{ \cos a\left(\frac{\ell}{2}+x\right) \\ &\quad - \sin a\left(\frac{\ell}{2}+x\right) \} \\ &\quad - e^{-a\left(\frac{\ell}{2}-x\right)} \{ \cos a\left(\frac{\ell}{2}-x\right) \\ &\quad - \sin a\left(x-\frac{\ell}{2}\right) \}] \dots\dots\dots (14) \end{aligned}$$

등분포하중 밖의 점에 대하여 유리섬유에 생

기는 전단력은

$$V_p(x) \frac{\ell}{2} = \frac{p(t)}{4a} \left[e^{-a(x+\frac{\ell}{2})} \left\{ \cos a \left(x + \frac{\ell}{2}\right) - \sin a \left(x + \frac{\ell}{2}\right) \right\} - e^{-a(x-\frac{\ell}{2})} \left\{ \cos a \left(x - \frac{\ell}{2}\right) - \sin a \left(x - \frac{\ell}{2}\right) \right\} \right] \dots\dots (15)$$

이 된다.

식 (14), (15)에서 $x = \frac{\ell}{2}$ 인 곳에서 絶對值가 최대값이 되므로 x 에 $\frac{\ell}{2}$ 을 대입하면 다음과 같이 된다.

$$|(V_p)_{x=\frac{\ell}{2}}| = \left| \frac{p(t)}{4a} \{ e^{-a \cdot \ell} (\cos a \cdot \ell - \sin a \cdot \ell) - 1 \} \right| \dots\dots (16)$$

식 (16)을 線圖로 나타내면 Fig. 2와 같다.

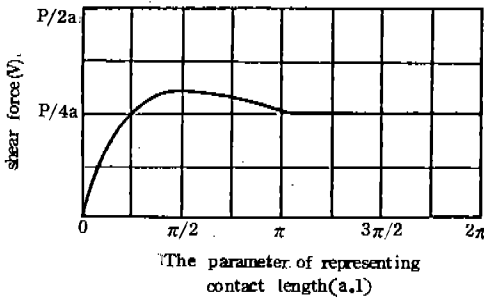


Fig.2 Relation between a.l and V

Fig. 2에서 $a \cdot \ell = \frac{\pi}{2}$ 에서 전단력은 최대 값을 가진다.

$$|(V_p)_{max}| = \frac{1.2 p(t)}{4a} \approx \frac{p(t)}{4a} \dots\dots (17)$$

유리섬유는 완전탄성체이고 파괴전까지는 塑性變形이 없다고 가정하였으므로 최대전단력이 유리섬유의 破壞强度 K 에 도달할 때 유리섬유가 파괴되어 切削過程이 이루어진다.

$$K = |(V_p)_{max}| = \frac{1.2 p(t)}{4a} \approx \frac{p(t)}{4a} \dots\dots (18)$$

旋削時 工具와 피삭재와의 관계를 Fig.1의 model 과 비교하면 분등포하중의 크기는 접촉압력 (p)에, 분등포하중의 폭 (l)은 접촉길이(l)

송량)에 해당된다. 식(16), (18)을 이용하여 접촉압력(p)과 접촉길이(l)의 관계를 線圖로 나타낸 것이 Fig.3이다. Fig.3에서 $a \cdot l$ 이 작은 범위($a \cdot l \ll 1$)에서는 등분포하중의 폭(l)이 작을수록 등분포하중의 크기(p)가 크게 되는 것을 알 수 있다. 따라서 이 범위에서는

$$p \approx \frac{K}{l} \dots\dots (19)$$

가 되며, $a \cdot l$ 이 큰 범위($a \cdot l \gg 1$)에서는 등분포하중의 크기는 일정하다. 즉 $a \cdot l \gg 1$ 인 범위에서는 등분포하중의 크기는 등분포하중의 폭에 영향이 없음을 알 수 있다.

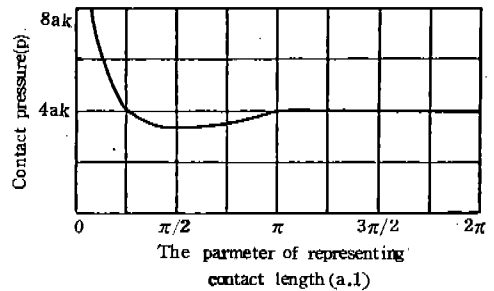


Fig.3 Relation between a.l and p

등분포하중의 크기와 유리纖維의 變位速度와의 관계를 알기 위하여 최대전단력이 생기는 點에서의 변위속도가 일정하다고 가정하면 식(2), (12)에 의하여 다음과 같이 된다.

$$v \cdot t = \frac{p(t)}{8EIa^4} \dots\dots (20)$$

식(4), (18), (20)을 이용하여 하중을 받기 시작하여 유리纖維가 剪斷破壞될 때까지의 시간을 구하면

$$v^4 k^2 t^4 + 3 v^4 t^3 k^3 \eta + 3 v^4 t^2 k \eta^2 + v^4 t \eta^3 = 4K^4 / EI \dots\dots (21)$$

가 된다.

(i) v 가 아주 작은 값이면 $v \cdot t = \text{const}$ 이므로 t 가 커진다. 따라서 식(21)의 左邊 1項에 비하여 2, 3, 4項은 무시할 수 있다.

$$t = \frac{\sqrt{2} K}{(EI)^{1/4} v k^{3/4}} \dots\dots (22)$$

(ii) v 가 아주 큰 값이 되면 식(21)의 左邊 1.2項은 무시할 수 있다.

$$t = \frac{-v^4 \eta^3 + \sqrt{\eta^6 v^8 + 48 k v^4 \eta^2 K^4 / EI}}{6 k v^4 \eta^2} \dots (23)$$

식(22), (23)을 각각 식(18)에 대입하면 다음과 같다.

(a) v 가 아주 작은 경우

$$p(t) = 4K \sqrt{\frac{k + \eta(4EI)^{1/4} v k^{3/4} / 2K}{4EI}} \dots (24)$$

(b) v 가 아주 큰 경우

$$p(t) = 2 \sqrt{\frac{4kK^4}{EI} + \frac{1}{2} v^4 \eta^4 + \frac{1}{2} (v^8 \eta^8 + \frac{48 v^4 k \eta^4 K^4}{EI})^{1/2}} \dots (25)$$

식(25)에서 右邊의 2項 값에 비하여 1項 값과 3項의 v^4 값이 무시될 정도로 작으므로 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$p(t) \approx 2 \eta v \dots (26)$$

그러므로 切削速度가 작은 범위 ($a \cdot l \ll 1$)에서는 工具磨減은 工具와 유리纖維와의 接觸길이에 지배를 받고, 切削速度가 큰 범위 ($a \cdot l \gg 1$)에서는 工具磨減은 공구와 유리纖維와의 接觸길이에 는 무관하고, 切削速度에 지배를 받는다.

3. 實驗裝置 및 方法

本 實驗에 사용된 工作機械는 大宇重工業製 NC 旋盤(PRO 6)이며, 切削條件은 切削速度 3~250m/min, 切削깊이 1mm, 移送 0.05~0.3mm/rev, 切削距離 300m이다. 切削중 칩의 비산을 방지할 목적으로 水溶性 切削劑를 使用하였다. 切削工具는 超硬合金工具 P20과 Cermet (旋削用: SNMA 120408, Holder: PSBNR 2525 M 12)⁽⁹⁾를 使用했다.

被削材는 外徑 54mm, 內徑 28mm의 유리纖維強化 플라스틱(樹脂: 不飽和 플리에스테르)이고, 유리纖維는 平織布로 軸방향과 회전방향에 들어 있다.

工具磨減量의 測定은 工具顯微鏡(MISU -

TOYO, TM 101)으로 nose 先端에서 0.6mm되는 위치의 側面 여유면 磨減幅을 재었고, 磨減部의 斷面曲線은 表面粗度計(TOKYO SEIMITSU 製 SURFCOM 300型)로 그렸으며, 切削部 狀態를 切削깊이 方向과 移送方向을 포함한 平面으로 切削하여 切削部斷面 사진을 찍었다.

4. 實驗結果

절삭속도와 工具磨減과의 관계를 알아보기 위해 절삭깊이, 移送, 절삭거리를 일정하게 하여 旋削을 했을 때 절삭속도와 공구 여유면 磨減幅과의 관계를 Fig. 4에 나타내었다. P20의 경우는 工具磨減幅이 일정한 低速域은 조금 넓으나, Cermet의 경우는 매우 짧다. 그러나 두가지 다 비슷한 磨減特性을 나타내고 있다. 즉 磨減特性을 세범위로 나눌 수 있다. 低速域에서는 낮은 수준의 工具磨減幅이 일정한 範圍(第一範圍), 이어 계속 공구마멸폭이 急증하는 範圍(第二範圍), 그리고 그 후 工具磨減幅이 일정한 範圍(第三範圍)로 나눌 수 있다. P20의 경우, 第一範圍는 절삭속도 12m/min이하에서 第二範圍는 절삭속도 12~100m/min, 第三範圍는 절삭속도 100m/min이상에서 나타났고, Cermet의 경우는 第一範圍는 절삭속도 6m/min이하, 第二範圍는 6~80m/min, 第三範圍는 80m/min이상에서 나타났다.

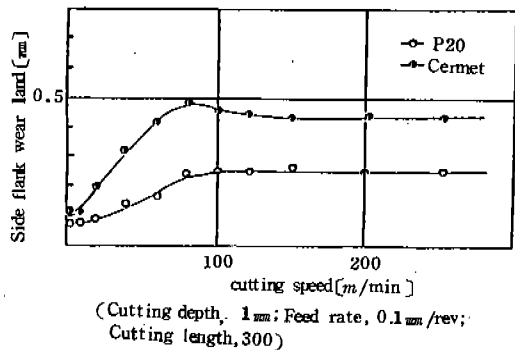


Fig. 4 Relation between the cutting speed and the side flank wear land

이들 세범위에서의 工具磨減形態를 Photo. 1 과 같이 나타내었다. 第一範圍에서는 여유면에 약간의 磨減이 관찰되었고, 第二範圍에서는 공구 여유면에 三角形의 마멸이 관찰되었다. 또 第三範圍에서도 第二範圍와 같이 공구 여유면에 三角形의 마멸이 관찰되었다.

한편 第二範圍와 第三範圍를 비교하기 위하여 工具磨減部(側面磨減部)의 形態를 Fig 5 와 같이 表面粗度計로 斷面曲線을 그렸다. P 20 의 경우, 第二範圍에서는 여유면 磨減幅의 성장이 크나, 第三範圍에서는 공구 여유

면 마멸폭의 성장보다 刃先後退量이 크게 되어 있다. 또 Cermet 의 경우도 P 20 과 비슷하나 第三範圍에서는 P 20 에 비해 刃先後退의 성장이 적고, 공구 여유면 磨減幅의 성장이 크다.

또 세範圍를 다시 비교하기 위하여 피삭제의 切削部를 斷面사진으로 나타낸 것이 Photo. 2 이다. 제 1 범위와 제 2 범위에서는 절삭부가 공구형상과 같이 절삭되었으나, 제 3 범위에서는 유리섬유가 절삭면에서 들출되어 있어, 절삭부는 공구형상과 같이 절삭되지 못하였다. 또 樹脂部는 유리섬유와 剝離되어 있고 crack 이 관찰되었다.

5. 考 察

Fig. 4의 제 1 범위에서는 工具磨減幅이 절삭속도에 관계없이 일정하다.

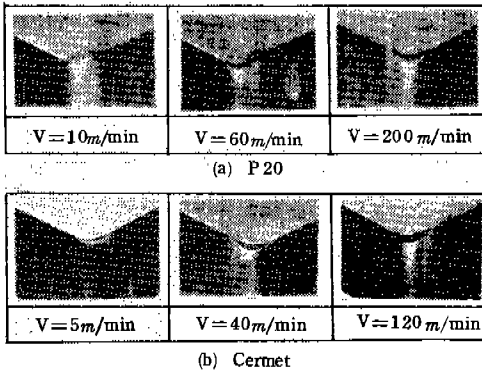


Photo. 1 The state of tool wear

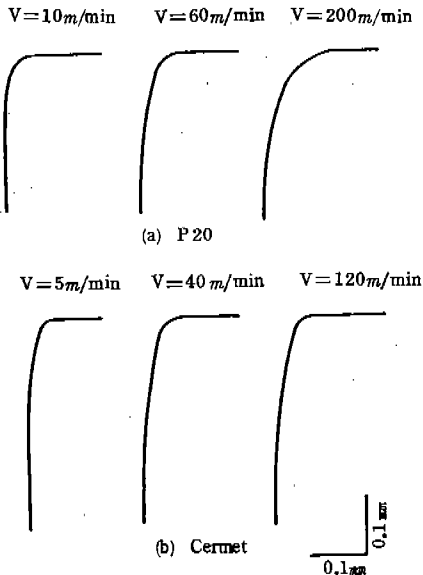


Fig. 5 The curves of the wear profiles

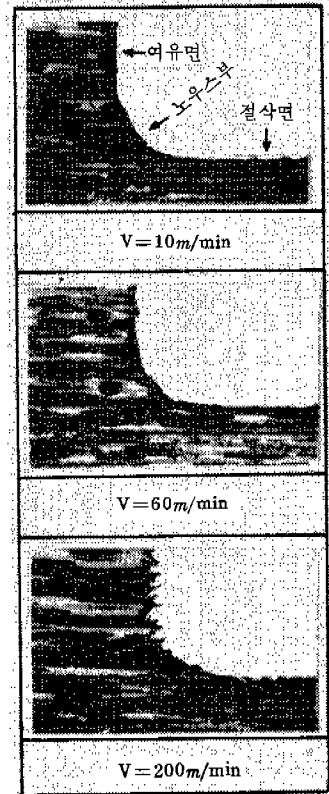


Photo. 2 The cutting profiles of workpiece ($\times 40$)

공구와 유리섬유와의 접촉길이가 공구마멸에 미치는 영향을 관찰하기 위하여 P 20의 경우, 第一範圍에 속하는 절삭속도 10m/min와 제 2범위에 속하는 절삭속도 60m/min로 공구와 유리섬유와의 접촉길이를 변화시키면서 공구마멸폭을 조사한 것이 Fig. 6이다. 절삭시 축방향의 유리섬유와 공구와의 접촉길이는移送量에 해당하며, 이移送량은 앞에서 설명한 l 에 해당한다.

Fig. 6에서 절삭속도 10m/min로 절삭한 경우 이송량의 증가에 따라 공구마멸폭은 감소하였으나, 절삭속도 60m/min에서는 이송량이 변해도 공구마멸폭은 일정했다. 따라서 Fig. 4와 Fig. 6에서 알 수 있는 바와 같이 제 1범위에서는 工具磨減幅이 절삭속도와는 무관하고, 移送量에는 反比例한다는 것을 알 수 있다. 그러므로 제 1범위는 식(19)에 해당되며, 실험과 理論解析의 결과가 一致됨을 알 수 있다.

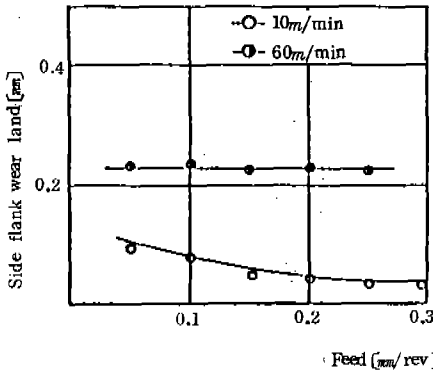


Fig.6 Relation between side flank wear and feed

Fig. 4의 제 2범위에서는 工具磨減幅이 절삭속도의 증가와 함께 急増하였고, Fig. 6에서 제 2범위에 속하는 절삭속도에서는 移送量變化에 대한 공구마멸폭 변화가 일정함을 알 수 있다. 이 결과 제 2범위에서는 工具磨減幅은 절삭속도에 영향을 있고, 移送量에는 무관하다. 따라서 식(25)에 해당하며, 工具磨減幅과 절삭속도의 관계는 原點을 지나

는 직선에 가깝게 증가하는 것을 알 수 있다. 실험의 결과도 이론해석과 一致한다.

제 3범위는 Photo. 2에 나타난 것과 같이 유리섬유가 切削部에서 脱落되어 있기 때문에 力學 model로서는 나타낼 수 없으므로 理論解析을 할 수 없다. 또 이 범위에서 切削部가 공구형상과 같이 절삭되지 않는 것은 樹脂는 절삭속도가 클수록 부스러지기 쉽기 때문⁽⁸⁾으로 생각된다. 또 Fig. 5에서와 같이 제 3범위에서 工具磨減幅이 증가되지 않는 것은 절삭부의 유리섬유와 樹脂가 分離된 상태로 脱落되어 있기 때문에 유리섬유가 쉽게 파괴되지 않아 이로 인하여 刃先後退量이 증가하는 것으로 생각할 수 있다.

한편 GFRP를 乾式切削을 한 경우 第三範圍에서 공구마멸형태가 절삭날에 平行하게 마멸⁽⁹⁾되어 있으나 本實驗에서는 三角形으로 되어 있는 것은 切削劑를 사용하였기 때문으로 추측되며, 차후에 GFRP 절삭시 切削劑의 영향을 조사할 필요가 있다고 생각된다.

6. 結 果

GFRP를 超硬合金工具 P 20과 Cermet를 사용하여 광범위한 절삭속도로 旋削實驗을 한 결과 다음과 같은 결론을 얻었다.

1) 低速域에서의 工具磨減은 공구와 유리섬유와의 접촉길이에 영향을 있고, 절삭속도와는 관계없다(第一範圍).

2) 低速域에 이어 高速域(第二範圍)에서 工具磨減은 공구와 유리섬유와의 접촉길이에 무관하고, 절삭속도에 거의 비례하여 증가한다.

3) 工具磨減이 절삭속도에 비례하는 범위를 지나면 공구마멸은 절삭속도 및 공구와 유리섬유와의 접촉길이에 무관하다(第三範圍).

4) 工具磨減이 절삭속도와 유리섬유 접촉길이에 무관한 범위에서는 磨減幅의 증가는 나타나지 않고, 마멸만이 나타났다.

參 考 文 獻

1. 鴨川昭夫: “プラスチックの切削加工の研究”, 精密機械, 34卷6號, 1968, p.377

2. 鴨川昭夫：“プラスチックの切削加工の研究”，精密機械，35巻2號，1969, p.101
3. 井上久弘・井戸守：“強化プラスチックの切削加工に関する研究”，精密機械，39巻3號，1973, p.280.
4. 井上久弘・井戸守：“強化プラスチックの切削加工に関する研究(第二報)”，精密機械，40巻，12號，1974, p.1035.
5. 津枝正介・長谷川嘉雄・花崎伸作：“強化プラスチックの断続切削における工具摩耗”日本機械學會論文集，34巻266號，1968, p.1813.
6. 長谷川嘉雄・花崎伸作・鈴木康夫・里中忍：“GFRP 切削時の工具摩耗機構”，精密機械，41巻5號，1975, p.473.
7. 長谷川嘉雄・花崎伸作・北英彦・北村嘉晟：“強化プラスチックの断続切削における工具摩耗”，日本機械學會論文集，34巻266號，1968, p.1826.
8. 長谷川嘉雄・花崎伸作・里中忍：“GFRP 切削時の工具摩耗特性”，精密機械，44巻11號，1978, p.1334.
9. 大韓重石(株)：“Tungsten Carbide Tool”，1983, p.59.