

전태옥, 박홍식, 김동호*
(동아대), (동아대원)

1. 序論

Super Duralumin (A2024 - T3)은 가볍고 耐蝕性이 양호할 뿐만 아니라, 析出物 (CuAl₂, Mg₂Si)에 의한 時效硬化로 인하여 高强度의 성질을 가지고 있으므로 構造用材, 航空機 및 運搬機에 널리 사용되고 있지만, (1) 切削加工에서는 많은 문제점을 내포하고 있다. 따라서 이러한 문제점에 대한 切削性 향상이 절실히 요구되고 있는 실정이다. 일반적으로 被削性을 檢査하는 경우 鐵鋼材料는 工具磨減에 중점을 두지만, Al합금은 있어서는 工具磨減보다는 加工面의 良否를 중요시한다. 이것은 Al이 軟質材이므로 切削時 表面層에 유동이 생겨 良好한 切削加工面을 얻기 어렵기 때문이다. (2) 中山(3)은 칩이 單一剪斷面 뿐만 아니라 어떤 幅을 가진 剪斷領域에서도 생성되므로 變形을 받는 부분은 切削豫定面보다 아래 방향까지 미친다고 하였고, 특히 低速에서는 構成刃先 (built-up edge)이 발생하고 切削깊이가 증가하면 表面層流動의 狀況은 매우 복잡하게 된다고 하였다. 또한 Al합금은 切削加工에 의하여 큰 塑性變形을 받아 切削加工面 및 그 아래부분의 加工變質層에도 많은 영향을 미친다고 한 바 있으며, 財滿(4,5) 등은 切削速度의 상승에 따라서 構成刃先이 더 이상 생기지 않는 限界切削速度가 있고, 그때의 切削熱에 의한 刃先附近의 平均溫度는 被削材의 再結晶溫度에 대응한다고 하였다. 따라서 切削速度의 上昇은 직접적인 생산성 향상 뿐만 아니라 被削材의 온도상승에 따른 變形抵抗의 감소, 加工面의 精度 개선 및 加工變質層의 감소 등이 기대된다. 그러나 Al合金의 高速切削에서는 流動型칩이 流出되므로 어느 정도 양호한 切削加工面을 얻을 수 있지만 構成刃先이 생기는 低速切削速度 영역에서는 切削條件의 변화에 따라 加工性에 미치는 영향은 크다고(6) 보며, 특히 Super Duralumin 은 析出物이 개재되어 있기 때문에 切削時 一般 Al合金과는 달리 被削性에 관련되는 인자들은 복합적으로 작용하므로 이들의 상관관계를 명확하게 규명할 필요가 있다고 생각된다.

그러므로 본 연구에서는 Super Duralumin (A2024 - T3)의 切削時 切削性 및 切削能率을 향상시키기 위하여 超硬合金工具 (P20)로 切削速度, 切削깊이 및 工具의 上面傾斜角을 변화시켜 2次元 切削實驗을 행하여 比切削抵抗의 變動, 칩의 形狀을 조사하고 이를 이용하여 切削方程式을 구하는 것을 목적으로 하였다.

2. 實驗方法

2.1 實驗材料

본 실험에 사용한 實驗材料는 市販用 Super Duralumin (A2024 - T3) 棒材이며, 試驗片은 實驗條件에 적합하도록 Fig. 1과 같은 형태로 切削加工하였다. 그리고 실험에 사용한 바이트 (bite)는 工具磨減의 영향을 배제하기 위하여 耐磨減性이 良好한 超硬合金工具 (P20)를 사용하였으며, 工具의 刃先은 萬能工具研削機로 研削하였다. Table 1과 Table 2는 實驗材料의 化學的成分과 機械的性質을, 그리고 Table 3 에는 실험에 사용한 바이트의 刃先角을 나타내었다.

2.2 實驗方法

旋盤의 주축대에 試驗片을 부착시켜 각 切削條件에 따라 旋削實驗하였다. 切削條件으로 工具의 上面傾斜角은 -5° ~ 20° 로 하고, 切削速度의 변화범위는 20~150 m/min으로, 切削깊이는 0.1~0.3 mm의 범위 내에서 단계적으로 변화시키면서 각 조건별로 실험을 하였다. 이때의 切削抵抗은 工具動力計를 사용하여 記錄計에 나타난 값으로 하였으며, 칩두께 및 칩幅은 버니어캘리퍼스 (vernier callipers)와 工具顯微鏡으로 측정하였다. 또한 칩의 形狀은 實體顯微鏡으로 사진촬영하여 관찰하였다.

한편 實驗에서 구한 主分力 F_c 및 背分力 F_t와 설정한 工具傾斜角 α를 이용하여 摩擦係數 μ를 식(1)에 의하여 구하였다.

$$\mu = \tan \beta = \frac{F_t + F_c \tan \alpha}{F_c + F_t \tan \alpha} \quad (1)$$

여기서 β는 摩擦角이다. 그리고 切削比 γ_c는 절삭길이 l와 칩두께 t_c에 의하여 식(2)와 같이 표시된다.

$$\gamma_c = \frac{l}{t_c} = \frac{\sin \phi}{\cos(\phi - \alpha)} = \frac{1}{R_c} \quad (2)$$

여기서 φ는 剪斷角이며 R_c는 칩의 壓縮係數로 정의한다. 따라서 R_c는 逆數로 나타낼 수 있다. 또한 剪斷角 φ는 칩幅의 傾斜를 無視하면 식(2)에서 식(3)으로 유도해 낼 수 있다.

$$\phi = \tan^{-1} \left(\frac{\gamma_c \cos \alpha}{1 - \gamma_c \sin \alpha} \right) \quad (3)$$

3. 實驗結果 및 考察

3.1 加工條件에 따른 比切削抵抗의 變動

切削깊이 t 를 0.3 mm로 일정하게 하고 切削速度 V 를 단계적으로 변화시켰을 때의 工具傾斜角 α 에 대한 主分力의 比切削抵抗 K_c 는 Fig.2에, 背分力의 比切削抵抗 K_t 는 Fig.3에 나타내었다. K_c 와 K_t 는 α 와 V 가 증가함에 따라 감소하며, 특히 一般의 Al 合金材料에서는 나타나지 않는 K_c 의 α 에 대한 減少率보다 K_t 의 α 에 대한 減少率이 비교적 크게 나타나 있으며, V 가 低速區間에서는 α 에 대한 K_c 와 K_t 는 큰 差를 나타내지만 V 가 증가함에 따라서 이러한 경향은 점차 적어지고 있다는 것을 알 수 있다. 이러한 현상은 α 와 V 가 증가함에 따라 식 (2)에서 저된 칩의 壓縮係數가 작아져 工具上面에서의 칩 流出抵抗이 크게 감소되며, V 가 100 m/min 이상의 속도구간에서는 切削溫度的 상승으로 工具先端部의 온도가 거의 被削材의 再結晶溫度 부근에 도달하여(7) 칩의 流出抵抗이 거의 일정하게 되기 때문이라고 생각된다. 특히 K_t 의 α 에 대한 변화폭이 K_c 의 α 에 대한 것보다 크게 나타나는 것은 被削材가 一般의 Al 合金材料보다 析出硬化로 強化된 材料이므로 基地組織보다 硬한 析出物이 析出되어(8,9) 이것이 속도에 따른 背分力에 큰 영향을 주기 때문이라고 여겨지지만, 析出物이 切削抵抗에 미치는 영향에 대해서는 계속적인 많은 연구의 필요성이 있다고 생각된다.

Fig.4 및 Fig.5는 工具上面傾斜角 α 를 20°로 일정하게 하고 切削速度 V 를 단계적으로 변화시켰을 때의 切삭깊이 t 에 대한 K_c 및 K_t 를 나타낸 것이다. V 가 증가함에 따라 K_c 와 K_t 는 대체로 감소하는 경향이거나, 특히 t 가 0.1 mm인 경우 V 가 80~100 m/min의 범위에서 급격한 감소가 나타나며, t 가 0.3 mm인 경우에는 K_c 가 V 의 변화에 관계없이 거의 일정하게 감소하고 있는 것을 보이고 있다. 또한 t 가 0.1 mm인 경우 K_t 는 비교적 큰 값을 나타내고 있는 것을 알 수 있다. t 가 0.1 mm인 경우 V 가 80~100 m/min의 범위내에서 K_c 가 급격히 감소하는 것은 析出物의 再結晶의 영향이 지배적으로 작용할 것으로 생각되지만 확실하지는 않다. 그리고 t 가 0.1 mm에서 K_t 가 큰 값을 나타내는 것은 前述한 바와 같이 被削材의 基地組織內의 析出物의 영향(8,9)으로 切삭깊이에 따른 背分力의 변화가 크지않다는 것을 말해주고 있다.

Fig.6 및 Fig.7에 V 를 80 m/min으로 일정하게 하고 切削깊이 t 를 변화시켰을 때의 工具傾斜角 α 에 대한 主分力에 대한 比切削抵抗 K_c 와 背分力의 比切削抵抗 K_t 를 나타내었다. K_c 와 K_t 는 α 와 t 가 증가할 수록 감소하며 특히 t 가 0.2 mm까지는 큰 감소율을 나타내지만 그 이상의 t 에서는 감소율이 적어지고 있다. 특히 α 가 -5° 및 0° 일 경우에 t 가 0.1 mm에서는 K_t 값이 K_c 값과 같거나 혹은 더 크게 나타나 있는 것을 알 수 있다. α 와 t 가 증가하면 식(3)에서 저된 剪斷角 ϕ 가 커지므로 K_c 와 K_t 값이 감소하게 된다. 특히 t 가 0.2 mm까지 K_c 와 K_t 가 큰 감소율을 나타내는 것은 바이트 先端의 銳利性에 대한 영향이 t 의 감소와 함께 상대적으로 크게 나타나며, 또한 切삭시 切삭면 表層이 塑性變形을 받아 塑性流動하는 동시에 加工硬化를 일으켜 切削抵抗이 증가하는 值數效果現象으로(10,11) 輕切削의 特異性을 단적으로 나타내는 것이라고 생각된다. 그리고 α 가 -5° 및 0° 일 경우 K_t 가 K_c 값보다 같거나 더 크게 나타나는 것은 剪斷角 ϕ 가 작아져서 接觸面積이 커지므로 工具上面에서 발생하는 摩擦熱로 인하여 칩이 工具上面에서 溶着되어 摩擦面積이 커지기 때문이라고 생각된다. 따라서 이러한 현상으로 동일한 量을 切削할 때 t 가 0.1 mm부근에서는 切削效率이 매우 불량함을 나타내 주고 있다.

3.2 切削狀態의 觀察

Fig.8 에는 칩의 幅에 대한 변화를 관찰하기 위하여 切削速度 V 를 80 m/min으로 일정하게 하고, 切삭깊이 t 를 변화시켰을 때의 工具上面傾斜角 α 에 대한 칩의 幅 B 를 표시하였으며, B 는 t 의 증가와 함께 커지는 경향을 보이고 있으며, α 가 증가함에 따라서 감소하고 있다는 것을 알 수 있다. 칩幅 B 는 t 가 증가함에 따라서 工具上面傾斜角에 작용하는 摩擦抵抗이 증대되어 切削面이 壓縮力에 의한 塑性變形으로 拘束力을 받지않는 兩側方向으로 뒤 버어(burr)가 형성되기(6) 때문이며, 특히 t 가 0.1 mm인 경우 B 가 거의 切削幅에 가까운 것은 加工面 表層이 切삭시 加工硬化를 일으켜 塑性의 영향이 감소되었기 때문이라고 생각된다. 그리고 B 는 α 가 증가함에 감소하는 것도 工具傾斜角이 커짐에 따라 칩 流出抵抗이 작아 칩 流出이 원활하게 되기 때문이다.

Fig.9 에는 t 에 따른 α 에 대한 剪斷角 ϕ 의 영향을 나타낸 것이다. ϕ 는 切삭시 칩의 幅이 切削幅과 同一한 切삭상태라고 가정하였을 때, 切삭깊이 t 와 칩두께 t_c 의 측정값 및 工具上面傾斜角 α 를 식(3)에 대입하여 구하였다. 그림에서 저된 t 와 α 가 증가함에 따라 ϕ 는 증가한다는 것을 알 수 있다. 一般적으로 ϕ 가 크면 칩은 얇고 길게 되며, ϕ 가 작으면 剪斷面積이 크게 되므로 큰 切削抵抗이 필요하게 된다. 본 실험에서 t 가 0.2 mm까지는 ϕ 의 변화가 심하게 나타나고 있지만 그이상의 t 에서는 ϕ 는 완만한 변화를 보여주고 있다. 이런 현상은 t 가 작으면 工具刃先의 銳利性의 한계에 따른 值數效果의 영향으로 실제의 工具傾斜角이 변화되었음을 나타내며, 이것은 比切削抵抗에 대한 경향과 잘 일치하고 있음을 나타내고 있다.

본 실험에서 構成刃先이 存在하는 경우에 있어서 切削狀態는 Fig.10과 같이 標準모델로 設定할 수 있다. Henky(12)의 미끄럼線場理論에 의하면 AC면에서의 法線應力 σ_1 이 0이고 接觸應力 σ_2 는 Tresca의 降伏條件 $\sigma_1 - \sigma_2 = 2K_0$ 에서 $\sigma_2 = -2K_0$ 이다. 그러므로 接觸方向에서 반시계 방향으로 $\pi/4$ 回轉한 방향, 즉 BC면이 第1미끄럼線이 되고 剪斷面 AB는 第2미끄럼線이 된다. 따라서 B 점의 靜水壓 P_B 를 구하는데 있어서 Fig.10의 狀態를 完全塑性體라고 假定하면

$$f_c = P_B = \frac{\sigma_1 + \sigma_2}{2} = K_0 \quad (4)$$

가 된다. 여기서 K_0 는 被削材의 剪斷降伏應力이다. 그리고 AB면과 BC면이 直交한다고 보면 BE면에 있어서 摩擦係數 μ' 는 식(5)와 같이 된다.

$$\mu' = \frac{Kr}{K_0} \quad (5)$$

단, Kr 는 構成刃先의 剪斷降伏應力이다. 이것을 田村⁽¹³⁾의 結果로 부터 構成刃先 部分의 비커스硬度 H_V 와 定數 C 에 의하여 식(6)을 구할 수 있다.

$$2Kr = \frac{H_V}{C} \quad (6)$$

여기서 定數 C 의 값에 대하여는 2次元미끄럼선에 의한 理論的解析에 의하면 2.32~2.78⁽¹⁴⁾, D. Tabar등⁽¹⁵⁾의 實驗結果에서는 2.9, 中山등⁽¹⁶⁾의 硬度試驗에 의하면 3.05가 된다. 그러나, 여기에서는 田村등의 結果를 考察해서 $C = 3.0$ 이라 가정한다. 그리고 工具傾斜面의 摩擦係數 μ , 外觀上의 傾斜角의 增加分 $\angle BED$ 를 λ 라고 하면 BD면에 걸리는 힘을 無視해서 힘의 平衡條件으로부터 식(7)과 같이 된다.

$$\lambda = \tan^{-1} \mu' - \tan^{-1} \mu \quad (7)$$

실험결과로부터 μ 및 μ' 를 구하여 (7)식에 代入한 λ 의 計算결과와 實驗值 λ_{ex} 를 Fig.11에 나타내었다. 그림에서 構成刃先은 傾斜角이 커짐에 따라 減少함을 보이고 있고 理論值와 實驗值의 값은 대체로 一致하는 경향을 나타내고 있다. 그러므로 構成刃先의 크기는 構成刃先後面의 摩擦係數에 의하여 결정할 수 있다고 보아진다. 工具傾斜角이 20°에서 λ 의 측정값이 相反된 값으로 變化하는 現象이 보인다. 이런 現象은 被削材가 軟質이기 때문에 塑性의 영향이 있다고 보아지고 切削熱의 影響도 어느 程度 작용하리라 생각된다.

3.3 切削方程式의 모델

절삭깊이와 칩의 두께에서 구한 剪斷角 ϕ 와 $\beta - \alpha$ 의 관계를 이용하여 Super Duralumin의 切削方程式을 구하기 위하여 절삭속도를 20~150 m/min, 傾斜角을 -5°~20°로 변화시켜 절삭깊이에 대한 실험값을 최소자승법을 이용하여 구한 직선을 Fig.12에 나타내었다. 여기에 Super Duralumin의 切削方程式과 비교하기 위하여 급속절삭에서 구한 Lee-Shaffer와 Ernst-Merchant의 切削方程式을 같이 도시하였다. 본 실험에서 구한 切削方程式은 다음과 같다.

$$2.2\phi + \beta - \alpha = 10\pi/19 \quad (8)$$

그리고 Lee-Shaffer와 Ernst-Merchant의 切削方程式은

$$\text{Lee-Shaffer : } \phi + \beta - \alpha = \pi/4 \quad (9)$$

$$\text{Ernst-Merchant : } 2\phi + \beta - \alpha = \pi/2 \quad (10)$$

여기서 ϕ 는 剪斷角, β 는 摩擦角 및 α 는 傾斜角이다. 그림에서 처럼 Super Duralumin의 切削方程式은 대체로 Ernst-Merchant의 切削方程式에 접근하고 있으며, Lee-Shaffer의 切削方程式보다는 훨씬 上側に 있다는 것을 알 수 있다. 또한 $\beta - \alpha$ 의 값이 클수록 Lee-Shaffer의 切削方程式보다 큰 기울기의 차를 나타내고 있다. 一般金屬切削에서는 실험값들이 Lee-Shaffer의 切削方程式보다 下側으로 배열되는 경우도 있으며, α -Brass에서는 Ernst-Merchant의 切削方程式 下側으로 식(8)보다 작은 기울기를 가지는 것으로 나타낸다.⁽¹⁷⁾ 그리고 절삭깊이를 변화시켰을 경우 절삭깊이가 작은 실험값들은 절삭깊이가 큰 것에 비하여 식(8)의 직선에서 많이 벗어나 있는 것을 알 수 있다. 이런 현상은 피삭재의 蝕數效果에 기인한다고 생각된다.

4. 結論

析出硬化 Al合金인 Super Duralumin (A2024 - T3)의 切削성에 미치는 加工條件이 切削성에 미치는 영향을 알기 위하여 2次元 절삭실험을 행하였다. 실험에 사용한 工具는 超硬合金工具 (P20)이며, 切削速度, 切削깊이 및 工具 上面傾斜角을 변화시켜 比切削抵抗의 변동, 칩의 形狀 및 切削機構에 대한 연구결과를 다음과 같다.

1. 主分力와 背分力の 比切削抵抗 K_0 및 K_t 는 切削速度 V 가 증가함에 따라 감소하며, 특히 V 의 증가에 따른 K_t 의 감소율이 K_0 의 그것보다 크게 나타난다.
2. 切削깊이가 작은 영역에서의 K_0 와 K_t 는 表層의 加工硬化의 영향을 크게 받는다.
3. 칩의 幅과 剪斷角은 切削깊이 t 가 증가할 수록 커지며, 특히 t 가 0.1 mm에서의 칩의 幅은 거의 切削幅에 가깝다.
4. 構成刃先의 摩擦係數와 工具傾斜面側 마찰계수의 관계에서 구성인선의 크기를 검토 할 수 있는 모델화가 가능하였다.
5. 本 切削實驗을 통하여 Super Duralumin의 切削方程式을 다음과 같이 제안한다.

$$2.2\phi + \beta - \alpha = 10\pi/19$$

參考文獻省略

Table 1. Chemical compositions of workpiece(wt.%)

Si	Cu	Zn	Fe	Mn	Hg	Ti	Cr	Al
0.07	4.02	0.06	0.10	0.58	1.67	0.15	0.02	R

Table 2. Mechanical properties of workpiece

Tensile strength (MPa)	Yield strength (MPa)	Elongation (%)	Vickers hardness (5kg _r)
402	331.4	18.4	140.4

Table 3. Angles of the tool(P20)

Back rake angle	Var. (-5° - 20°)
Side rake angle	0°
End relief angle	6°
Side relief angle	0°
End cutting edge angle	0°
Side cutting edge angle	0°

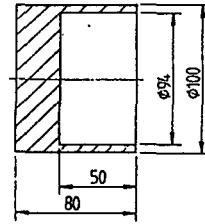


Fig.1 Shape and dimension of workpiece

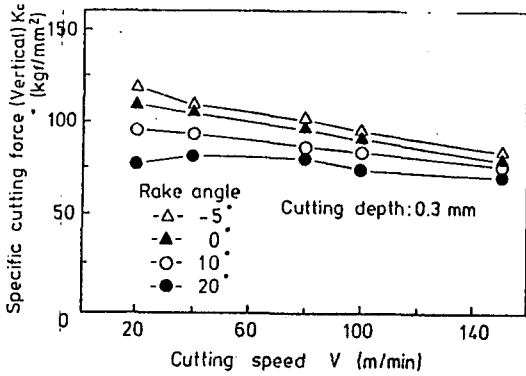


Fig.2 Specific cutting force(vertical) vs. cutting speed for rake angle

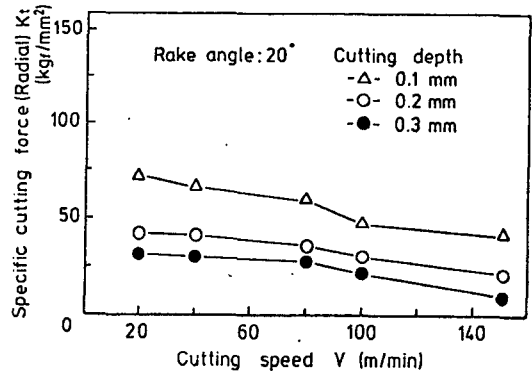


Fig.5 Variation in specific cutting force(radial) with cutting depth

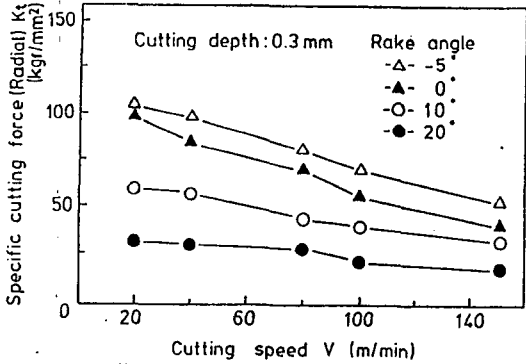


Fig.3 Specific cutting force(radial) vs. cutting speed for rake angle

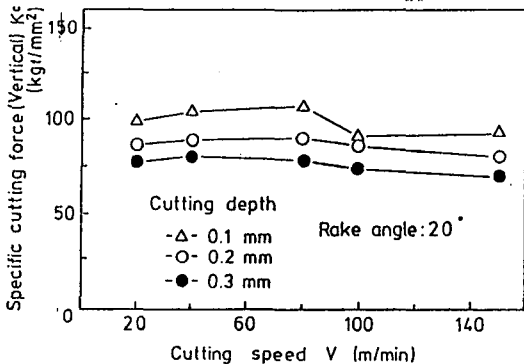


Fig.4 Variation in specific cutting force(vertical) with cutting depth

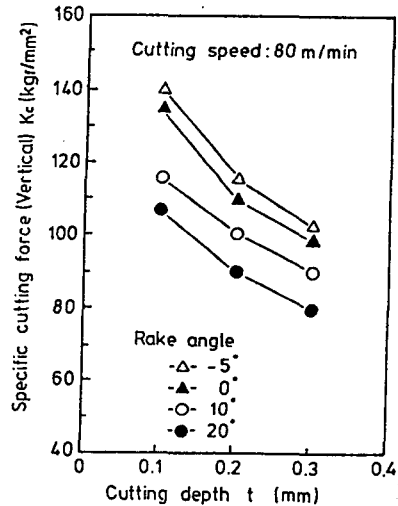


Fig.6 Relation between specific cutting force(vertical) and cutting depth

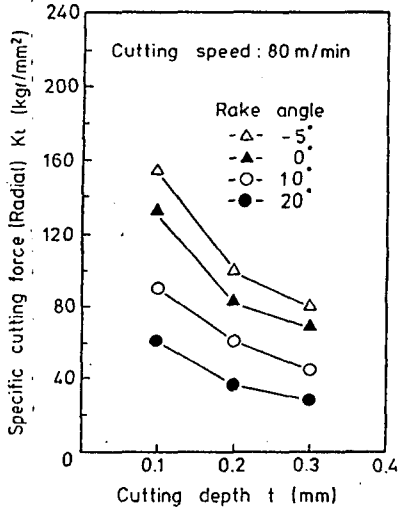


Fig. 7 Relation between specific cutting force (radial) and cutting depth

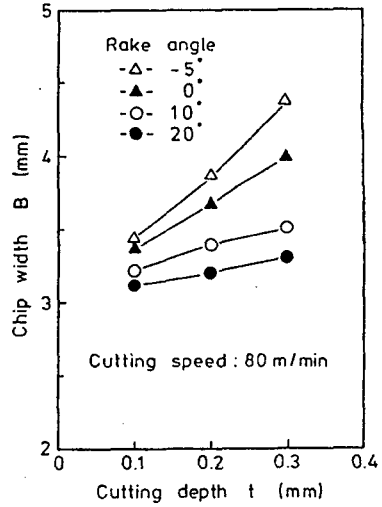


Fig. 8 Effect of cutting depth on the chip width

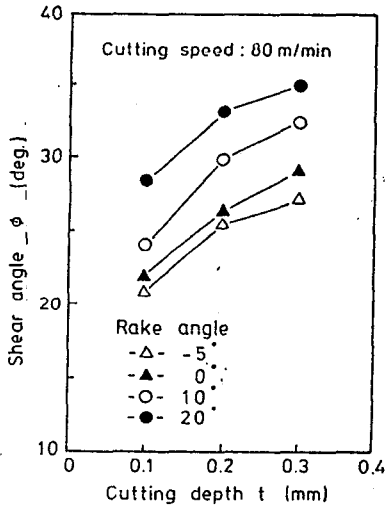


Fig. 9 Effect of cutting depth on the shear angle

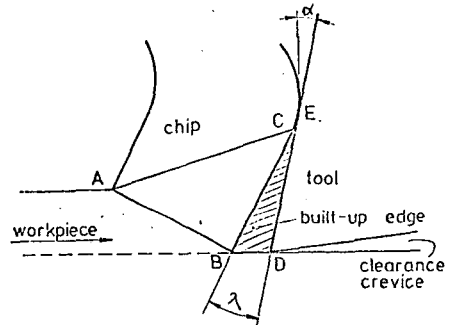


Fig. 10 Model of cutting process with built-up edge

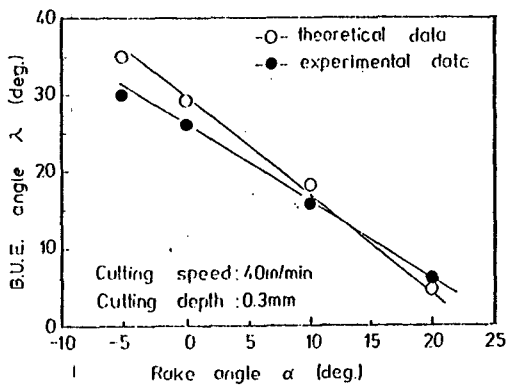


Fig. 11 Variation of the B.U.E. angle with rake angle

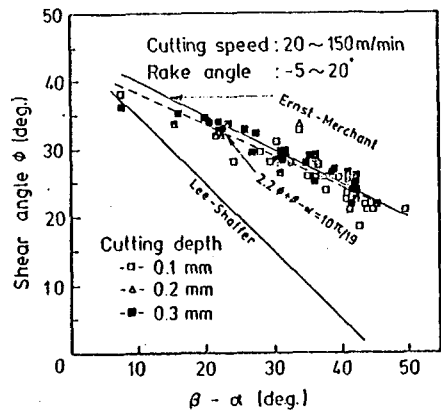


Fig. 12 Relation between shear angle ϕ and $\beta - \alpha$