

〈論 文〉

2차원절삭에서 공구이탈시 발생하는 버(Burr)와 파단에 관한 연구

고 성 립*
(1992년 10월 23일 접수)

Study on the Burr Formation and Fracture at the Exit Stage in Orthogonal Cutting

Sung-Lim Ko

Key Words : Burr(버), Scanning Electron Microscope(주사전자현미경), Micro-cutting stage (미소절삭장치), Initial Negative Shear Angle(초기음의 전단각), Initial Tool Distance(초기 공구위치), Fracture(파단), Ductility(연성), Ductile Fracture Criterion(연상 파단판정기준), Fracture Strain(파단변형도), Fracture Negative Shear Angle(파단시 음의 전단각), Fracture Tool Distance(파단시 공구위치)

Abstract

In orthogonal machining a quantitative model for burr formation process and fracture when tool exits workpiece is proposed. When no fracture during burr formation burr formation process is divided by three parts; Initiation, Development and Final burr formation. According to the properties of workpiece fracture will happen or not after initiation of burr formation. Considering the fact that fracture depends on the ductility of workpiece, the fracture strain obtained from ductile fracture criterion is used for prediction. It is verified that the fracture strain from tension test can be used as fracture criterion in burr formation without large error. For detailed observation of burr formation an experimental stage for micro orthogonal cutting inside SEM (Scanning Electron Microscope) is built. Through the comparison between model prediction and experimental result from orthogonal machining in milling machine the model is verified.

기 호 설 명

β_0 : 버형성 초기음의 전단각
 ω : 버형성 초기 공구위치
 β : 버형성 중 음의 전단각
 x : 버형성 중 공구위치
 σ_e : 피삭재 항복강도
 k_0 : 피삭재 전단 항복강도
 k_s : 칩형성시 전단영역에서의 전단 항복강도
 k_f : 칩형성시 마찰영역에서의 전단 항복강도

L : 공구와 칩의 접촉길이
 t_0 : 2차원절삭시 절삭깊이
 ϕ : 칩형성시 전단각
 F_c : 2차원절삭시 주절삭방향 절삭저항
 F_v : 2차원절삭시 수직방향 절삭저항
 σ : 등가응력
 ϵ : 등가변형도
 ϵ_f : 파단변형도
 β_f : 버형성중 파단시 음의 전단각
 x_f : 버형성중 파단시 공구위치

*정회원, 대한중석(주) 중앙연구소

1. 서 론

2차원절삭에서 공구이탈시 발생하는 버(burr)에 관한 최초의 정량적인 해석은 Gillespie⁽¹⁾에 의해서 피삭재 끝부분의 굽힘변형에 의해서 버가 형성된다고 가정함으로써 이루어졌다. 이 모델에 의한 초기의 버형성은 굽힘변형이 시작하는 지점의 공구위치로부터 피삭재의 끝면까지의 거리로써 나타낼 수가 있었다. 비록 이 모델이 성공적으로 정량적인 버형성의 예측은 하지 못했지만 각 변수들의 영향을 잘 설명할 수는 있었다. Pekelharing⁽²⁾은 단속절삭에 있어서 예리한 공구의 인선이 단 한번의 절삭에 칩핑(chipping)이 일어난다는 사실을 절삭의 마지막에 생기는 음의 전단현상으로 설명하였다. 그는 단속절삭을 고속촬영함으로써 이 현상을 관찰하였고 그 형상을 본따서 특별히 발형성(Foot Formation)이라고 명명하였다. Iwata⁽³⁾는 SEM(scanning electron microscope) 안에서의 절삭을 통해서 버형성 과정을 관찰했으며 피삭재의 이탈각이 초기 버의 형성과 버의 크기에 미치는 영향을 설명하였다. 또한 유한요소법(finite element method)에 의해서 구한 변위를 이용하여 공구 인선부에서의 피삭재의 파단현상을 이해하였다. 본 저자는⁽⁴⁾ 버형성중에 파단이 일어나지 않는 피삭재에서 초기음의 전단각과 공구의 위치로 규정되는 정량적인 버형성 모델을 제시하였고 또한 SEM안에서의 절삭 실험으로 그 타당성을 증명하였다.

지금까지는 연성이나 취성과 같은 피삭재의 재질에는 관심을 갖지 아니하였고 단지 버형성중에 파단이 생기지 않는다고 가정하였을 따름이었다. 직감적으로 연성재질에서는 버가 잘 생기며 취성재질에서는 버형성중에 파단이 생길 것이라고 예측할 수 있을 것이다. Shaw⁽⁵⁾는 발형성(foot formation)시 발생하는 파단각과 공구의 위치를 절삭시 전단면에 작용하는 수직응력에 따라 파단시 전단각도가 변한다는 사실을 이용하여 파단을 예측하였다. 연성이나 취성재질에 있어서 일반적인 버형성을 예측하기 위해서 재질의 연성(ductility)이 버형성 해석과 모델링 작업시 고려되어야만 한다. 본 연구에서는 버형성중의 파단을 파단전의 소성변형의 과정이 파단에 영향을 미치는 연성파단(ductile fracture)으로 간주하여 McClintock⁽⁶⁾의 연성파단

에 관한 모델을 이용하여 버형성중의 파단변형도를 얻었다. 이 파단변형도가 인장시험으로부터 얻은 파단변형도와 커다란 오차가 없음을 확인하여 편의상 인장시험에서의 파단변형도를 버형성중의 파단 발생 판정기준으로 사용하였다. 버형성이 시작된 이후에 공구인선부에서의 피삭재의 변위의 발달에 관한 모델이 제시되었고 파단변형도와 최대변형량과의 비교로부터 파단위치와 각도가 결정된다.

2. SEM안에서의 미소절삭에 의한 버의 관찰

주사전자현미경(scanning electron microscope) 안에서의 2차원절삭의 직접관찰을 위한 실험장비가 제작되었다. SEM안에서의 미소절삭은 Black⁽⁷⁾에 의해서 칩의 미세전단현상인 lamella구조 관찰을 위해서 사용되었고, Iwata⁽³⁾는 버형성의 관찰을 위해서 최초로 SEM내에서 절삭을 행하였다. Fig. 1에 나타난 2차원 절삭장비는 International Scientific Instruments (ISI) Alpha 9 SEM에 장착하기 위해서 제작되었다. 12 V의 구동 DC모터(Fig. 1에서 (1)), 동력전달과 테이블의 진선운동을 위한 Lead나사(2), 피삭재 지지대(4)의 공구에 대한 상대운동을 위한 직선운동 테이블(3) 그리고 공구(6) 및 공구지지대(7)로 이루어져있다. 또한 충돌방지를 위한 리미트스위치(8)와 간단한 조작을 위한 제어스위치(9)를 사용한다. 공구는 고정되어 있어서

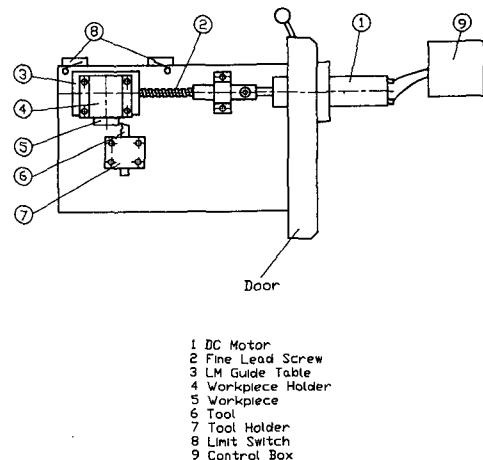


Fig. 1 Micro-machining stage for observation of machining in SEM

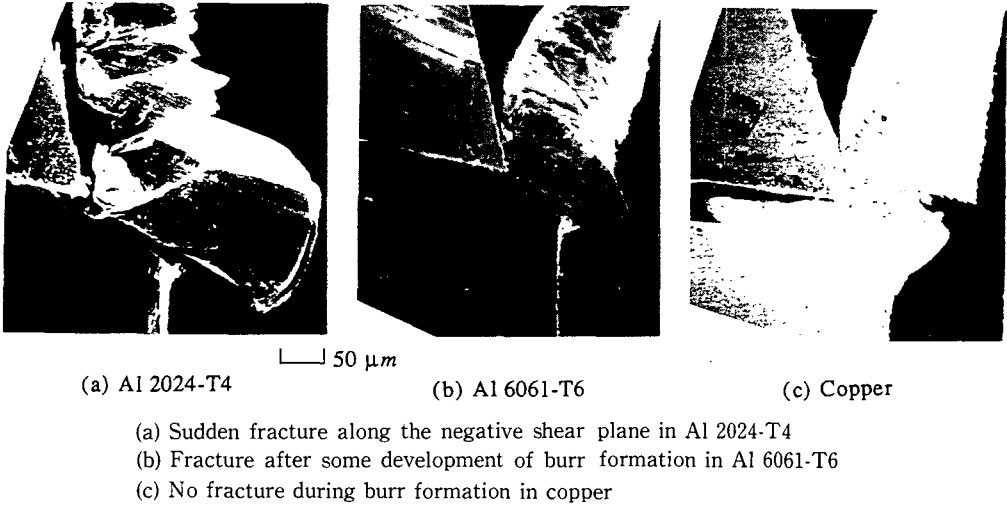


Fig. 2 SEM photography for observation of fracture during burr formation

SEM의 초점이 이곳에 맞추어지도록 설계되어 있다. 15° 경사각의 고속도강 공구로 2.54 mm/min의 저속에서 절삭이 이루어졌으며 절삭깊이는 피삭재 지지대의 조절나사에 의해서 조절된다.

이와같은 직접관찰을 통해서 정상절삭시 칩의 전단각이나 칩/공구 접촉길이의 측정이 가능하며 버형성의 시작으로부터 최종 형성과정을 정확하게 볼 수 있다. 200배의 배율로써 버형성 진행과정이 모니터를 통하여 녹화되어 직접관찰되었다. SEM을 통한 copper와 AL6061-T6 그리고 AL2024-T4에서의 최종적인 버의 형상이 Fig. 2에 잘 나타나 있다. Copper의 경우에는 파단이 없이 버가 형성되고 있으며 알루미늄 합금인 AL6061-T6와 AL2024-T4에서는 버형성이 완료되기 전에 파단이 발생하였다. AL2024-T4가 AL6061-T6보다는 다소 적은 소성변형을 수반한 채 파단이 시작함을 관찰할 수 있다. 이것은 연성이 큰 재질일 수록 파단이 발생하기전에 많은 소성변형을 수반함을 인장시험으로부터 잘 알고있는 사실이다. 이와같은 사실로부터 재료의 변화에 따른 일반적인 버형성의 해석을 위해서는 버형성중에 발생하는 파단에 관한 예측이 필요함을 알게된다. Fig. 2(a)와 (b)에서 보는 바와같이 파단의 형상은 피삭재 끝으로부터 공구까지의 거리(이하 파단시 공구거리)와 파단시작지점과 피삭재 끝의 파단위치를 잇는 선과 공구진행방향과 이루는 각(이하 파단시 음의 경사각)으로 규정됨을 알 수 있다.

3. 버형성과정의 해석(파단이 없는 경우)

앞의 연구⁽⁴⁾의 결과로서 버형성 중 파단이 없는 경우의 버형성과정은 초기 버형성, 버의 발달 그리고 최종적인 버의 형성으로 구분되었다. 초기 버의 형성은 Fig. 3에 나타난 바와 같이 칩의 형성이 끝나고 버의 형성이 시작되는 점, A에서의 초기 음의 전단각, β_0 과 피삭재 끝에서부터 공구까지의 거리, ω ,로 나타내어진다. 이 두 변수를 구하기 위해서 두 개의 식이 필요한데, 점 A에서 초기 버

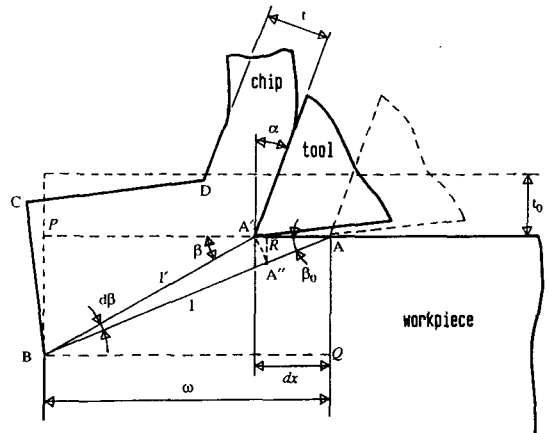


Fig. 3 Schematic illustration of initial burr formation

형성이 최소 에너지가 요구되는 방향으로 변형한다는 가정(최소 에너지법칙)으로부터 초기음의 전단각, β_0 가 얻어지며 점 A에서 칩형성에 사용되던 모든 에너지가 모두 버형성에 사용된다는 가정(에너지보존법칙)으로부터 피삭재 끝에서 공구까지의 거리, ω 가 얻어진다.

공구가 A에 도달했을때 칩형성이 중단되고 버형성이 시작된다는 가정하에서, 공구가 A→A'로 움직일때 피삭재의 소성변형은 A→A''로의 전단 변형과 A''→A'로의 굽힘변형으로 이루어진다고 가정하였다. 이때 초기 버형성을 위한 소성변형시 요구되는 일의 양은 다음과 같다.

$$\Delta W_{burr} = \frac{1}{2} k_o \omega (l - l') \cos \beta_o + \frac{1}{4} \sigma_e l'^2 d \beta \quad (1)$$

초기음의 전단각에 대한 최소 에너지법칙을 만족하기 위하여

$$\frac{d(\Delta W_{burr})}{d\beta_o} = 0 \quad (2)$$

이로부터 Von Mises 항복조건을 만족하는 조건 ($k_o/\sigma_e = 1/\sqrt{3}$)에서는 재질에 관계없이 초기 음의 전단각이 39.8°이라는 흥미있는 결과를 얻게 된다. 점 A에서는 칩형성에 필요한 모든 에너지가 보존되어 버형성에 사용된다고 가정할 때 다음과 같이 표현될 수 있다.

$$\Delta W_{chip} = \Delta W_{burr} \quad (3)$$

공구가 전환점 A 바로 전에, dx 만큼 움직일 때 사

용된 에너지가 전단 변형영역과 공구면 위에서의 마찰영역에서 사용된다고 가정할 때

$$\Delta W_{chip} = \frac{k_{st} \cos \alpha}{\sin \phi \cos(\phi - \alpha)} dx + \frac{k_{rs} L \sin \phi}{\cos(\phi - \alpha)} dx \quad (4)$$

로 표현되며, k_s 와 k_r 는 각각 전단 영역과 마찰영역에서의 전단 항복강도를 나타내며 α 는 공구경사각, ϕ 는 전단각을 나타낸다. s 는 마찰영역에서 공구와 칩의 접촉면적, L 에서의 전단응력, sk_r 를 표시하는 요소로 사용되었다. 여기서 s 의 값은완전윤착 상태에서는 '1'을 접촉이 없는 상태에서는 '0'의 값을 갖는다. 실제의 접촉상태에 대해서는 앞연구⁽⁴⁾에서 잘 설명되어 있다. k_s 와 k_r 의 값이 재질의 전단응력, k_o 로부터 전단영역에서의 변형경화(strain hardening effect)에 의해서 결정되며 또한 서로 두 값이 같다고 가정할 때, 전환점, A에서의 피삭재 끝에서부터 공구까지의 거리, ω 는 다음과 같이 구해진다.

$$\omega = \frac{\frac{k_s}{\cos(\phi - \alpha)} \left(\frac{t_o \cos \alpha}{\sin \phi} + s L \sin \phi \right)}{\left(\frac{k_o}{2} \cos^2 \beta_o + \frac{\sigma_e}{4} \tan \beta_o \right)} \quad (5)$$

$$k_s = \frac{\sigma_o}{\sqrt{3}} \left(\frac{\cos \alpha}{\sqrt{3} \sin \phi \cos(\phi - \alpha)} \right)^n \quad (6)$$

여기서 σ_o 와 n 는 변형경화 관계식, $\sigma = \sigma_o \epsilon^n$ 에서의 상수들이다. 실제로는 식(5)에서 칩/공구 접촉상태를 나타내는 변수, s 를 구하기 어렵기 때문에 절삭중 쉽게 측정할 수 있는 절삭력을 이용한 또 다른 모델이 다음과 같이 제시되었다.

$$\omega = \frac{F_c [\cos \alpha \cos(\phi + \lambda - \alpha) + \sin \phi \sin \lambda]}{\cos(\lambda - \alpha) \cos(\phi - \alpha) [\cos^2 \beta_o k_o / 2 + \tan \beta_o \sigma_e / 4]} b \quad (7)$$

F_c 와 F_v 는 절삭방향과 수직방향의 절삭저항이고 $\tan(\lambda - \alpha) = F_v / F_c$ 의 관계가 있으며 b 는 피삭재의 절삭폭을 의미한다.

앞에서 제시된 이론에 의한 모델의 실제적용을 위해서 단순화된 모델의 가정으로 인한 오차를 실험결과에 의한 보정이 불가피하게 되었다. 초기음의 전단각, β_0 는 90°의 공구 이탈각도의 경우 피삭재에 관계없이 약 20°의 일관된 SEM내에서의 절삭실험결과^(3,4)로부터 향후 실제적용을 위해서는 20°의 값을 적용하기로 하였다⁽⁴⁾. 또한 앞 연구⁽⁴⁾의 결과로서 식(5)로부터 구한 값이 실험치와 상당한 차이가 있음을 알게되었다. 그것은 전환점에서의

칩 형성에 사용된 모든 에너지가 버형성에 사용된다는 경직된 가정으로부터 출발함에 기인하였고, 실제로 버형성이 시작된 후에도 약간의 칩형성이 피삭재에 따라서 이루어지고 있음을 관찰할 수 있었다. 이와같은 오차를 보정하기 위해서 재질에 따른 에너지 전환비, r_e 를 실험적으로 구하여 사용하였다.

$$\omega' = \omega \left(\frac{\omega_{meas}}{\omega_{pred}} \right)_{mat} = \omega(r_e) \quad (8)$$

이 식에서 각 재질에 따른 에너지 전환비, r_e 가 재질의 연성(ductility)에 따라 변함을 알 수 있었고, 몇 개의 대표적인 연성을 갖는 재질에서의 참고값

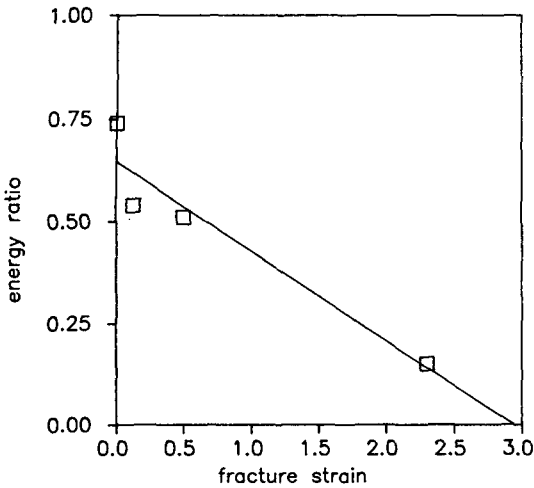


Fig. 4 Relation between energy conversion ratio for burr formation and fracture strain of materials

(reference value)를 실험적으로 구하여 Fig. 4와 같이 나타냄으로써 식(8)이 버형성 모델로서 실용화될 수가 있었다.

일단 버형성이 앞에서와 같이 시작되면 음의 전단면과 피삭재의 끝면과의 교점, Fig. 3에서의 B점, 이 소성현지로 작용한다는 가정하에서 버의 발달은 음의 전단각, β 와 공구의 위치, x 로 나타낼 수 있으며 초기 버의 형성과는 다음의 관계가 있으며

$$\omega \tan\beta_0 = x \tan\beta \tag{9}$$

이로부터 최종적인 버의 높이는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$h = (t_0 + \omega \tan\beta_0) \cos\beta_0 \tag{10}$$

이 관계는 버형성중 파단이 발생하지 않는 경우에 적용 가능하다.

4. 버형성중에 발생하는 파단에 관한 해석

4.1 버형성중 연성파단판정기준의 설정

버형성 중에 발생하는 파단을 예측하기 위해서는 파단판정기준이 필요하다. 초기항복이나 취성파단의 판정기준은 단지 현재의 응력상태만을 요구하지만 연성재질에 있어서는 파단전에 소성변형이 어느 정도 이루어지기 때문에 변형의 과정이 파단에 영

향을 미친다. 어떠한 재종에서는 파단이 항상 연성을 띄지만 대부분의 경우는 온도나 변형률 및 응력상태와 같은 요소에 의해서 파단형태가 결정된다. 순수 알루미늄이나 구리와 같은 연성재질의 경우는 항상 파단전에 많은양의 소성변형을 수반하기 때문에 McClintock⁽⁶⁾의 연성파단기준(ductile fracture criterion)에 의하여 버형성 중에 발생하는 파단이 설명될 수 있을 것이다. 대부분의 강이나 알루미늄의 경우는 어느정도의 연성을 가지고 있기 때문에 상당량의 소성변형을 파단전에 수반함을 고려할 때 특별한 취성재질을 제외한 경우에 버형성시 발생하는 파단해석을 위해서 McClintock의 연성파단기준이 적용가능하다고 가정한다. 연성파단은 재질내에 이미 포함되어있는 경화된 입자나 기공과 같은 파단기점에서부터 시작된다. 이 경우에는 결정격자에 있어서 급작스런 균열이나 인장에 의한 분자간 결합구조의 분열이 일어나지 않는다.

McClintock의 연성파단모델은 모든 재질은 내부에 서로 직교하는 세방향으로 타원형 단면의 원통형 구멍의 집합을 포함하고 있으며 각구멍의 축은 가해진 응력의 주방향과 일치한다고 가정하였다. 그리고 각 구멍의 크기는 매우 작아서 그 구멍간의 상호영향은 무시할 만하다. 그래서 이 모델은 무한한 재질내에서의 구멍의 평면변형(plane strain)상태로 단순화될 수 있다. Fig.5에서 초기구멍크기, a_0 와 b_0 와 초기구멍간격, A_0 와 B_0 가 잘 나타

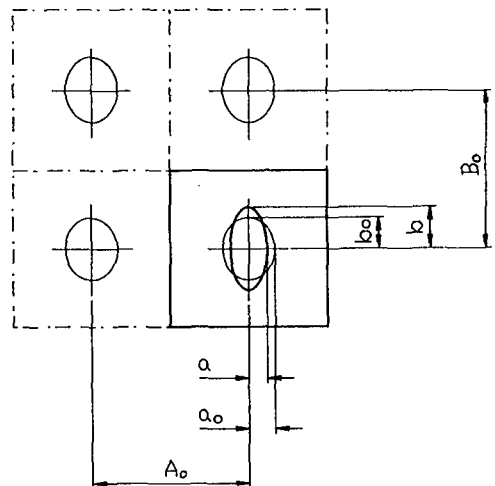


Fig. 5 Schematic illustration of hole growth in McClintock's ductile fracture model

나있다. Z축 방향으로 관통된 구멍들이 어느 한 축방향으로 변형하여 그 크기, a 와 b 가 그때의 구멍간격, A와 B의 1/2가 될때에 구멍이 서로 연결되어 파단이 발생한다고 가정하였다. 이것을 정량화하기 위하여 b축 방향으로 변형되었을 때 구멍의 상대성장계수(relative growth factor)가

$$F_{zb} = \frac{b/B}{b_o/B_o} \quad (11)$$

로 정의되며 파단시에는 이 값이

$$(F_{zb})_f = \frac{1/2}{b_o/B_o} \quad (12)$$

가 된다. 변형경로에 따른 손상의 편리한 측정을 위해서

$$d\eta_{zb} = \frac{d(\ln F_{zb})}{\ln(F_{zb})_f} \quad (13)$$

로 정의하였으며 파단시에는 다음과 같은 조건을 만족하게 된다.

$$\int_0^{\epsilon_f} (d\eta_{zb}) d\epsilon = 1 \quad (14)$$

이때 ϵ_f 는 연성파단변형도이다. 일련의 복잡한 가정과 해석을 통해서 식(13)이 다음과 같이 표현된다.⁽⁶⁾

$$\frac{d\eta_{zb}}{d\epsilon} = \frac{1}{\ln(F_{zb})_f} \left\{ \frac{\sqrt{3}}{2(1-n)} \sinh \left[\frac{\sqrt{3}(1-n)}{2} \frac{(\sigma_b + \sigma_a)}{\sigma} \right] + \frac{3(\sigma_b - \sigma_a)}{4\sigma} \right\} \quad (15)$$

여기서 n 는 변형경화상수이고 σ 는 현재의 응력상태에서의 등가응력(equivalent stress)이다. 이상의 McClintock의 연성파단모델을 이용하기 위해서는 식(14)에서와 같이 변형경로에 따른 적분을 수행함

으로써 최종적으로는 주어진 응력상태에서의 파단 변형도, ϵ_f 를 구할 수 있게 된다. 이것을 위해서는 식(15)에 나타난 파단시 상대성장계수, $(F_{zb})_f = B_o/2b_o$ 와 변형중의 응력상태의 비, $(\sigma_b + \sigma_a)/\sigma$ 와 $(\sigma_b - \sigma_a)/\sigma$ 를 알아야 한다. 여기에서 b_o 와 B_o 는 초기구멍의 크기 및 간격으로서 재료의 변형전 특성에 해당하는 것으로서 측정하기가 매우 곤란하다.

버형성 중의 응력상태를 알고있는 경우에 파단변위를 구하기위해서는 사용중인 재료에 있어서 상대성장계수를 알아야한다. 이것을 위해서 본 연구에서는 변형경로와 파단변형도의 측정이 용이한 인장시험을 이용하였다. 식(15)에서 사용되는 등가변형량은 단순인장시험에서

$$\epsilon = \epsilon_z$$

가 되며 다음과 같이 정의되는 인장시험에서의 파단변형도를 쉽게 얻을 수 있다.

$$(\epsilon_f)_{tension} = \ln(A_f/A_o)$$

여기에서 A_o 와 A_f 는 각각 시험전과 파단시의 시편의 단면적을 나타낸다. 인장시험시 파단전 인장시편의 목부(neck)에서의 기하학적 형상의 변화로 인한 응력상태가 보정된 Bridgeman에 의한 다음과 같은 응력상태⁽⁶⁾를 사용한다.

$$\begin{aligned} \sigma_r &= (\sigma_z)_a \ln(1 + (a^2 - r^2)/2aR) \\ \sigma_\theta &= (\sigma_z)_a \ln(1 + (a^2 - r^2)/2aR) \\ \sigma_z &= (\sigma_z)_a [1 + \ln(1 + (a^2 - r^2)/2aR)] \end{aligned} \quad (16)$$

여기서 a 는 목(neck)부에서의 최소반경이고 R 는 목부 변형시 시편윤곽의 변형크기이다. 인장시험시 연성파단의 시점이 시편 목부의 중심 즉, $r=0$ 에서 발생한다는 것이 실험적으로 알려져있으며 파단전 변형시 형상 즉, a/R 이 Bridgeman에 의해서 다음과 같이 추정된다.

Table 1 Comparison of fracture strains in tension test and in burr formation and comparison of fracture negative shear angles using fracture strains obtained in tension test and in burr formation

Material	Strain Hardening Index	Fracture Strain in Tension Test	Relative Growth Factor at Fracture	Fracture Strain in Burr Formation	Fracture Negative Shear Angle	
					β_f using $(\epsilon_f)_{tens}$	β_f using $(\epsilon_f)_{burr}$
copper	0.54	2.30	3.10	2.105	47.5°	45.0°
AL6061-T6	0.05	0.50	0.49	0.300	25.9°	23.5°
AL2024-T4	0.15	0.13	0.10	0.064	21.5°	20.8°

$$a/R = 2.93\{1 - \exp[-(\epsilon_z - 0.1)/3]\}$$

인장시험에서 얻은 파단변형도, $(\epsilon_f)_{tension}$ 과 변형시 보정된 목부에서의 응력상태를 이용하여 식(14)와 식(15)를 통해서 얻은 파단시 상대성장계수, $\ln(F_{2b})_f$ 가 인장시험시 파단변형도, $(\epsilon_f)_{tension}$ 과 함께 Table 1에 나타나있다. 이결과에 의거하여 버형성 중의 연성과파단변형도, $(\epsilon_f)_{burr}$ 를 변형중의 응력들의 비를 구함으로써 얻을 수가 있다.

앞에서 이루어진 연구⁽⁴⁾의 결과로부터 버형성 중의 응력상태를 얻을 수있다. Fig. 3에서 공구끝부위를 중심으로한 구체적인 변형부위를 Fig. 6에 나타내었다. 공구가 A→A'로 진행할 때 A→A''로의

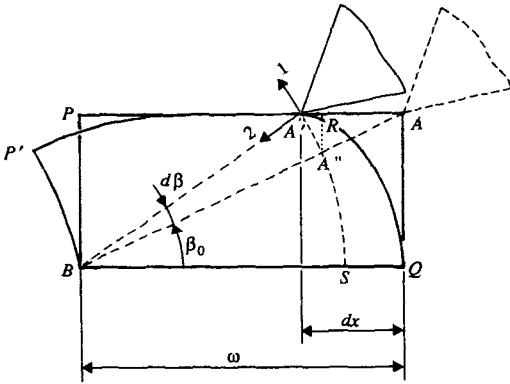


Fig. 6 Detail representation of strain development during burr formation

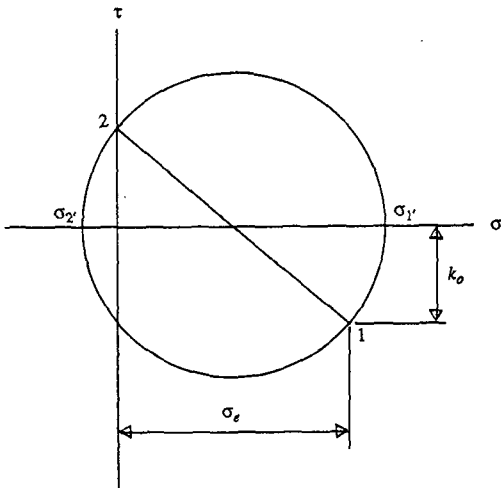


Fig. 7 Mohr's circle representation of stress state at tool tip during burr formation

전단변형과 A''→A'로의 굽힘변형에 의한 공구끝부위에서의 응력상태를 Fig. 7에서 Mohr의 원에 나타내었다. Von Mises의 항복조건, $\sigma_e = \sqrt{3}k_0$ 를 이용하여 주응력방향, 1'-2'로의 주응력이 다음과 같이 얻어진다.

$$\sigma_1' = 1.264\sigma_e$$

$$\sigma_2' = -0.264\sigma_e$$

평면변형(plane strain) 상태에서의 절삭조건을 생각하면

$$\sigma_3' = 0.50\sigma_e$$

가 된다. 버형성 중 주응력방향의 응력들의 비가 일정하기 때문에 식(15)의 우변의 값이 일정한 값을 갖게 된다. McClintock의 모델에서 각 방향의 응력성분이 항상 인장응력이어야 하는 가정으로 인하여 파단은 2'축과 평행한 구멍에 있어서 1'방향으로의 변형된 구멍의 만남으로 이루어진다. 이경우 각 응력들의 비는

$$\frac{(\sigma_b + \sigma_a)}{\sigma} = \frac{(\sigma_1' + \sigma_3')}{\sigma} = 1.333$$

$$\frac{(\sigma_b - \sigma_a)}{\sigma} = \frac{(\sigma_1' - \sigma_3')}{\sigma} = 0.577$$

가 된다. 이 결과와 인장시험으로부터 얻은 각재질들의 파단시 상대성장계수를 이용하여 식(14)와 식(15)로부터 구한 버형성시 파단변형도, $(\epsilon_f)_{burr}$ 가 Table 1에 나타나있다. 버형성시 파단변형도 예측값이 인장시험에서의 파단변형도 측정값보다 0.1~0.2정도 작은 경향을 볼 수 있다.

4.2 버형성 중의 변위의 발달과 파단

일단 버형성이 시작되면 버의 발달은 앞에서 제시한대로 피삭재의 끝에서부터 공구까지의 거리와 그때의 음의 전단각으로 규정지어진다. 앞 연구⁽⁴⁾에서 버형성의 모델 제시를 위한 몇개의 가정이 Fig. 8에 보여진 바와같은 기름이 가미된 점토에서의 절삭실험으로부터 만들어졌고 또한 SEM 내에서의 실제 금속 절삭실험에서 규명이 되었다.

(1) Fig. 8에서 공구가 A→A'로 움직일 때, 소성 변형은 ABQ 부분의 전단변형과 소성인지, B에 대한 굽힘 변형으로 이루어져 있다.

(2) 음의 전단면 위의 칩의 끝부분, A'BCD,은 변형이 일어나지 않는다. Fig. 8에서 공구가 A→A'로 움직일 때, 변형 전과 변형 후의 상태가 Fig.

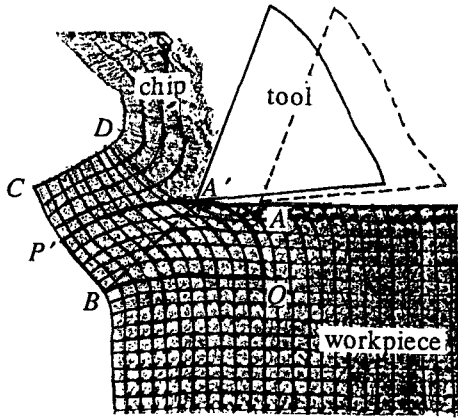


Fig. 8 Observation of burr formation in clay machining

6에 도시되어 있다. 이 그림에서 변형부의 밑면 BQ는 변형되지 않고 소성흔지 지점 B 역시 고정되어 있음을 관찰할 수가 있다. 음의 전단면이 AB로부터 A'B'로 변형될 때의 소성변형이 A→A'의 전단변형과 A'→A'의 굽힘변형으로 이루어져 있다는 앞에서의 모델의 가정을 이용하여 등가변형도 증가량, $d\epsilon$ 은 AQ→A'Q'로의 전단변형도 증가량, $d\gamma_{12}$ 과 A'→A'로의 수직변위 증가량, $d\epsilon_1$ 으로 이루어져 있다고 가정할 수 있다. Fig. 6에서 A에서 A'로의 전단변형을 편의상 R'로의 전단변형과 같다고 가정할 때

$$d\gamma_{12} = \frac{AR}{AQ} = \frac{d\beta}{\tan^2 \beta} \quad (17)$$

$$d\epsilon_1 = \frac{A'A'}{A'S} = \frac{d\beta}{\beta} \quad (18)$$

평면변형 (plane strain) 상태로 가정할 때, 비압축성 (incompressibility) 성질로부터

$$d\epsilon_2 = -d\epsilon_1 = -\frac{d\beta}{\beta} \quad (19)$$

$$d\epsilon_3 = d\gamma_{23} = d\gamma_{31} = 0$$

위의 식들에서 아래첨자 1, 2, 3은 Fig. 6에 표시한 좌표로서 음의 전단평면상에서의 x, y, z에 해당되므로 등가변위증가량, $d\epsilon$ 은 다음과 같다.

$$d\epsilon = \frac{\sqrt{2}}{3} \left(\sqrt{\frac{6}{\beta^2} + \frac{3}{2} \frac{1}{\tan^4 \beta}} \right) d\beta \quad (20)$$

버형성에서의 변형은 음의 전단각이 초기음의 전단

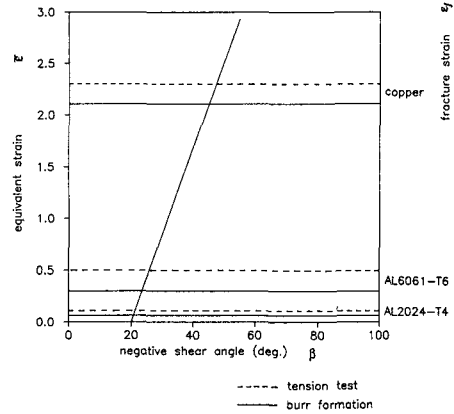


Fig. 9 Development of strain during burr formation and determination of fracture Negative shear angle in each material using fracture strain from tensile test and burr formation

각, β_0 로부터 현재의 음의 전단각, β 까지의 적분으로 구할 수가 있다.

$$\epsilon = \int_{\beta_0}^{\beta} \left(\frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{\frac{6}{\beta^2} + \frac{3}{2} \frac{1}{\tan^4 \beta}} \right) d\beta \quad (21)$$

식(21)에서 초기음의 전단각, β_0 는 이론값 39.8° 대신에 가정으로부터의 오차를 수정하고 일관된 실험적 결과로부터 90° 의 피삭재 이탈각도에서 20° 로 규정하기로 할때 버형성 중의 변형부위 중에서 공구 끝부위에서의 변형량의 변화가 Fig. 9에 잘 나타나있다. Fig. 9에서 보는 바와 같이 초기 버형성시의 변형량이 '0'로부터 공구진행방향에 따른 음의 전단각이 커짐에 따라서 거의 직선적으로 변함을 알 수 있다. 공구 끝부위에서의 변형량을 최대변형량, ϵ_{max} 으로 볼 때 이값이 파단변형도, ϵ_f 보다 커질때 파단이 시작된다고 생각된다. 즉

$$\epsilon_{max} > \epsilon_f \quad (22)$$

버형성시의 파단을 파단시 공구의 위치, x_f 와 그때의 음의 전단각, β_f 로 정의할 때 식(9)로부터 다음의 관계를 얻는다.

$$\omega \tan \beta_0 = x_f \tan \beta_f \quad (23)$$

여기에서 파단시 음의 전단각, β_f 는 식(22)와 Fig. 9로부터 구할 수 있다. 이때 사용된 파단변형도, (ϵ_f)_{tension}과 (ϵ_f)_{burr}에 따라 β_f 의 값이 약간의 차이가 있음을 Table 1로부터 알 수 있다. 이렇게 얻어진 β_f 로부터 식(23)를 이용하여 파단시 공구

위치, x_f 를 최종적으로 구할 수 있다.

Table 1로부터 인장시험시 파단변형도, $(\epsilon_f)_{tension}$ 과 $(\epsilon_f)_{burr}$ 를 이용한 경우와 최대 2.5°의 차이를 나타내며 이로 인해서 식(23)으로부터 파단시 공구위치는 약 8%의 오차를 나타낸다. 이 사실로부터 파단판정기준(fracture criterion)으로서 인장시험으로부터 얻은 파단변형도를 10%의 오차범위 내에서 사용할 수 있음을 알 수 있다. $(\epsilon_f)_{tension}$ 은 대부분의 재질에 대해서 손쉽게 얻을 수 있어서 사용상 매우 편리한 이점을 가지고 있다.

5. 실험결과 및 고찰

앞에서 소개한 SEM안에서의 미소절삭을 통해서 재질에 따른 버형성과정을 구체적으로 관찰할 수가 있었다⁽⁴⁾. 이 실험을 통해서 이론식 (5)에 필요한 정보를 얻을 수가 있다. 정상절삭시 칩의 형성 전단각, ϕ 과 칩/공구의 접촉길이, sL 를 관찰할 수 있으며 초기 버형성시 초기음의 전단각, β_0 과 그때의 공구위치, ω 를 측정할 수 있다. 이 결과에 의해서 초기 음의 전단각의 이론각, 39.8°, 대신에 실험에 의한 일관된 값, 20°로 수정하게 되었다. 이것은 앞에서 언급한바와 같이 무리한 가정으로 인한 오차로 추측된다. 그러나 이론적 해석에서 예견한 바와같이 초기 음의 전단각이 피삭재의 재질에 무관하다는 사실은 증명되었다.

전단각과 칩/공구 접촉길이 측정의 어려움으로

인해서 이론식 (5)를 이용한 일반적인 재질의 피삭재에서의 버형성의 정량적인 예측은 매우 어렵다. 이 때문에 절삭력 측정에 의한 버형성 예측을 위해서 이론식 (7)이 소개되었다. 이때에는 절삭시 측정된 절삭분력과 칩과 절삭깊이로부터 구한 전단각을 이용하여 버형성 초기의 공구위치를 예측할 수 있다. 밀링머신에서 공구를 고정하고 테이블 이동에 의해서 2차원절삭을 수행하였다. 이때 사용된 절삭조건은 다음과 같으며 칩형성시 측정된 절삭력의 각 분력과 칩으로부터 측정된 전단각이 Table 2에 나타나있다.

〈절삭조건〉 절삭속도 : 508 mm/min

절삭깊이 : 0.1, 0.15, 0.2 mm

절삭폭 : 3 mm

공구경사각 : 10°

Copper와 Al1100에서는 SEM안에서의 절삭시험에서 관찰되었듯이 버형성이 진행되는 동안 파단이 발생하지 않았고, 알루미늄합금인 AL6061-T6와 AL2024-T4의 경우에만 파단이 관찰되었다. 이때에도 Fig. 2(a)와 (b)에서 관찰한 발형성(foot formation)이 잘 발생하였고 이것은 음의 전단면에서의 전단변형에 의한 것이다. 버형성 중 파단은 파단시 음의 전단각, β_f 와 파단시 공구위치, x_f 로 규정지어지므로 이 값들이 측정후 이론식에 의한 예측값들과 Table 2에서 비교되었다. 측정된 절삭력과 전단각으로 이론식 (7)로부터 초기공구위치,

Table 2 Comparison between predicted and measured values of fracture negative shear angle and tool distance at fracture using measured cutting forces

Material	Measured Cutting Forces		Measured Shear Angle	Predicted Ini. Nega. Shear Ang.	Fracture Negative Shear Ang.		Tool Distance at Fracture	
	$F_c(N)$	$F_v(N)$	ϕ	$(\beta_0)_{pred}$	$(\beta_f)_{pred}$	$(\beta_f)_{meas}$	$(x_f)_{meas}$	$(x_f)_{pred}$
AL6061-T6	467.4	158.8	19.2°	20°	25.9°	28.2°	0.56 mm	0.64 mm
	609.4	190.8	19.2			22.4	0.81	0.81
	685.9	254.0	15.9			25.2	0.94	0.91
	663.2	254.0	17.1			24.7	0.94	0.89
AL2024-T4	514.2	238.4	30.7	20	21.5	29.6	0.56	0.76
	552.4	254.0	28.3			25.5	0.56	0.82
	685.9	349.6	26.8			22.4	0.76	1.02
	647.6	317.6	30.1			20.6	0.81	0.96
	705.0	333.6	30.1			25.3	0.81	1.05

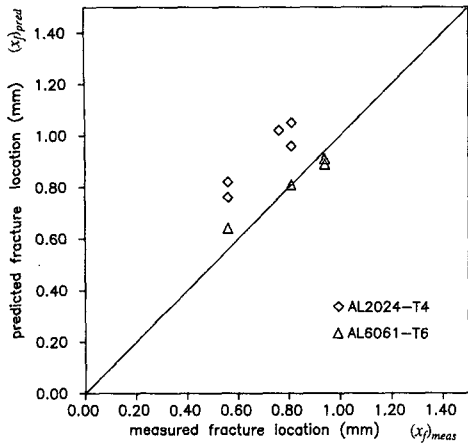


Fig. 10 Comparison between predicted and measured tool distance at fracture

ω 를 얻는다. 식(8)과 Fig. 4로부터 각 재료의 연성에 따른 에너지 전환비, r_e 를 AL6061-T6에서는 0.51, AL2024-T4에서는 0.54의 값을 각각 얻는다. 초기 음의 전단각, $\beta_0=20^\circ$ 와 함께 초기 버형성이 예측되었다. 파단시 음의 전단각, β_f 는 Fig. 9로부터 AL6061-T6에서는 25.9° , AL2024-T4에서는 21.5° 로 각각 예측되었으며 식(23)으로부터 파단시 공구위치, x_f 가 결정된다. 파단시 공구위치는 Fig. 10에서 비교되어 잘 나타나있다. 이론치가 측정치보다 다소 큰값을 나타내고 있다.

여기서 추가로 언급되어야 하는 사실은 앞에서의 버형성 중의 파단현상의 예측을 위하여 연성파단판정기준으로 사용된 인장시험에서의 파단변형도의 변형률에 따른 영향이다. 인장시험은 거의 정적인 상태인 반면에 실제 절삭은 높은 변형률에서 이루어진다. Johnson과 그 동료들은 그들이 고안한 비틀림 실험장치로써 높은 변형률에서 파단변위의 변화를 관찰하였다^(9,10). 그들의 실험결과에 의하면 1006 steel과 같은 연성재료에서는 높은 변형률에서 파단변형도가 감소되었으며 이것은 열에 의한 연화(softening)가 변형경화효과를 능가함으로써 발생한다고 여겨진다. AL7039나 AL2024-T351과 같은 연성이 작은 재료에서는 변형률이 파단변위에 별로 영향을 미치지 않음이 관찰되었다. 이것으로 미루어볼 때 연성이 큰 재료일수록 버형성 중의 파단현상이 앞에서 제시된 예측치보다 빨리 발생됨을 예견할 수 있다.

6. 결 론

이미 제시된 연성재료에서의 버형성 모델을 이용하여 버형성 중에 발생하는 파단현상의 예측에 관한 정량적인 모델이 제시되었다.

취성재질을 제외한 대부분의 금속에 있어서 버형성시 파단현상이 McClintock의 연성파단모델에 의해서 적용가능하다고 가정하였다. 주어진 피삭재에 있어서 버형성시의 파단변형도가 인장시험에서의 파단변형도와 큰 차이가 없음을 판명함으로써 용이하게 얻을 수 있는 인장시험에서의 파단변형도를 버형성시 파단에 관한 판정기준으로 사용하였다. 버형성모델로부터 공구 진행시 공구의 날부에서의 변형률을 구할 수 있으며 이때의 최대변형률과 파단변형도와의 비교로써 파단위치 및 형상을 예측하였다. 파단현상은 파단시 음의 전단각과 그때의 공구의 위치로써 규정된다. 밀링머신에서 연성재료의 copper와 AL1100과 다소 연성이 떨어지는 재료인 AL6061-T6와 AL2024-T4에서 2차원절삭을 행한 결과 연성재료에서는 파단현상이 일어나지 않았다. AL6061-T6와 AL2024-T4에서의 실험결과와 이론 예측치의 비교로부터 버형성시 파단현상의 모델의 정당성을 입증하였다.

참고문헌

- (1) Gillespie, L.K., 1976, "The Formation and Properties of Machining Burrs," *Tran.ASME, J. of Eng. for Industry*, Feb. pp. 64~74.
- (2) Pekelharing, A. J., 1978, "The Exit Failure in Interrupted Cutting," *Annals of the CIRP*, Vol. 27, pp. 5~10.
- (3) Iwata, K., Ueda, K., and Okuda, K., 1982, "Study of Mechanism of Burr Formation in Cutting Based on Direct SEM Observation," *JSPE*, Vol 148-4, pp. 510~515.
- (4) Ko, S. L. and Dornfeld, D., 1991, "A Study on the Burr Formation Mechanism," *Tran.ASME, J. of Eng.for Materials and Technology*, Vol.113/1, pp. 75~87.
- (5) Ramaraj, T.C., Santhanam, S., and Shaw, M. C., 1988, "Tool Failure at the End of a Cut. I. Foot Formation," *Tran. ASME, J. of Eng. for*

- Industry, Vol.110, pp. 333~338.
- (6) McClintock, F.A., 1968, "A Criterion for Ductile Fracture by the Growth of Holes," J. of Applied Mechanics, Vol. 35, pp. 363~371.
- (7) Black, J. T., 1971, "On the Fundamental Mechanism of Large Strain Plastic Deformation-Electron Microscopy of Metal Cutting Chips," Tran. of ASME, J. of Eng. for Industry, pp. 507~526.
- (8) Bridgeman, P. W., 1952, Studies in Large plastic Flow and Fracture, McGraw-Hill, New York.
- (9) Johnson, G.R., et. al, 1983, "Response of Various Metals to Large Torsional Strains over a Large Range of Strain Rates-Part 1:Ductile Metals," Trans. ASME, J. of Eng. Materials and Technology, Vol. 105, pp. 42~47.
- (10) Johnson, G.R., et. al, 1983, "Response of Various Metals to Large Torsional Strains over a Large Range of Strain Rates-Part 2: Less Ductile Metals," Trans. ASME, J. of Eng. Materials and Technology, Vol. 105, pp. 48~53.