2차원 절삭과정에서의 Acoustic Emission과 절삭 파라미터 사이의 관계

Relationship between Acoustic Emission and Cutting Parameters of the Orthogonal Cutting Process

崔 聖 周*, 康 明 順**
S. J. Choi, M. S. Kang

ABSTRACT

The objective of this study is to establish the comprehensive analytical relationship between acoustic emission and fundamental parameters of the orthogonal cutting process.

The sources of acoustic emission in the orthogonal metal cutting process was identified as deformation in the shear zone and sliding friction at the chip-tool interface.

The validity of this relationship is evaluated by a series of tests varing cutting speed and rake angle for A16063 tube. Strong dependence of the RMS voltage of acoustic emission on cutting speed and rake angle was observed.

It was also found that the percentage contribution of AE energy at each zone for the total AE activity is constant in accordance with the change of cutting speed.

The relationship between the RMS of acoustic emission and the fundamental cutting parameters was modified in order to be utilized independent of rake angle.

기 호 설 명

b_1 : 절삭폭
c_1, c_2 : 비례상수
dA : 실제 접촉면적
dA_t : 겉보기 접촉면적
E : 신호의 에너지
k : 최대전단응력
l : 칩—공구 접촉길이
l_1 : 점착영역 길이
N : 수직력
P_N : 수직응력
RMS : 실효치전압
RMS_T : 측정된 신호의 RMS
RMS_N : back ground noise의 RMS
t : 시간
ΔT : 시간간격
t_1 : 이송속도
t_2 : 칩두께
U : 절삭속도

* 정회원, 한양대학원
** 정회원, 한양대학교 정밀기계공학과

U_c : 칩속도
U_s : 전단면 속도
V : 변형부피
W : 변형의 소성일
$\dot{W}$: 변형의 소성일률
ΔZ : 전단영역 두께
α : 윗면 경사각
$\dot{\gamma}$: 변형율 속도
σ_{ij} : 가해진 응력
d'_{ij} : 편차응력
$\dot{\epsilon}_p$: 소성변형율 속도
$d\varepsilon_{ij}$: 변형율 증분
τ_k : 전단응력
ϕ : 전단각

1. 서 론

최근 기계공장에서 절삭과정의 자동화가 급속하게 발전되어감에 따라 금속절삭 분야에서 절삭 상태에 대한 인프로세스(inprocess) 감시의 필요성이 날로 증가하고 있다. 이 분야에 대한 초기의 연구는 Takeyama[1] 등이 제안한 절삭공구의 마멸 감지를 위한 방법론이었다. 그 후 절삭공구의 마멸에 대한 인프로세스 감지의 여러 원리 및 방법이 많은 연구자들에 의하여 제안되었으며 Micheletti[2] 등은 이 연구들을 수집하여 항목별로 분류하였다. 이 연구들의 초기의 목적은 절삭과정의 적응제어(adaptive control)를 위한 것이었으나 공장자동화(Factory Automation) 및 대상으로 하는 다양한 제품을 동시에 처리하고 수요의 변화에 유연하게 대응하는 동시에 높은생산성을 발휘하는 생산시스템인 FMS(Flexible Manufacturing System)의 발달에 따라 그 목적이 절삭 상태를 완전히 확인하기 위한 절삭과정의 인프로세스 감시와 이상 상태의 인프로세스 검출에까지 확장하게 되었다. 이 방법들 중에서 약간은 절삭 과정에 상당히 성공적으로 적용되었으나 칩-공구 접촉면과 공구의 옆면 등을 동시에 감시할 수는 없기 때문에 모든 작업에 보편적으로 사용될 수 있는 방법론은 아직까지 확립되어 있지 못한 상태이다. 기계가공의 대부분을 차지하고 있는 각종 절삭가공은 가공의 기구(mechanism)가 복잡하고 불확정한 요인을 내재하고 있으며 공구의 마멸이나 손상 등은 피할 수가 없기 때문에 특히 인프로세스의 상태 감시가 요구되고 있다. 비파괴검사 분야에서 널리 활용되고 있는 AE(Acoustic Emission)법의 절삭 과정 감시 분야에 대한 적용은 최근 연구가 활발하게 진행되고 있는데 그것은 AE신호의 다음과 같은 특징에 기인한다.

(1) AE신호는 공작기계나 공구 등의동특성 또는 통상의 진동 소음의 영향을 받지 않는다.
(2) AE은 절삭 파라미터들이 직접 관계되는 영역에서 발생한다.
(3) AE신호를 온라인(on-line)으로 감시할 수 있다.

지금까지의 연구들은 주로 공구의 마멸 또는 파손의 검출을 위한 정성적인 연구에 치우쳐 왔으나 본 연구에서는 2차원절삭 과정에서의 가능한 AE 발생원에 대하여 고찰하고 에너지변환원리(energy conversion principle)에 기초하여 절삭파라미터들과 AE RMS 사이의 해석적인 관계를 제시하고 Al 튜브의 2차원 절삭 시험을 수행하여 이 관계를 평가하였다.

2. AE의 이론적 고찰

Acoustic Emission은 응력파 방출이라고도 부르는데 재료내에 있는 국부적인 방출원으로부터 급격한 방출에 의하여 발생되는 과도적인 탄성파라고 정의 된다. 재료내에 포함되어 있는 AE의 발생원으로서 제안된 기구로서는 다음과 같은 것들이 있다.

(1) 소성변형, 미끄름과정(전위운동)
(2) 균열의 생성 및 전파
(3) 게재물의 흡착 및 파손
(4) 상변태
(5) 마찰과정

이 중 전위운동은 결정재료내에서 소성변형에 대한 우세한 기구이므로 금속절삭에서 AE에 관계된 변형에 대한 미시기구로서 가정될

수 있으며 AE에너지율 $\dot{E}$는 다음과 같이 나타낼 수 있다.[3]

$$\dot{E} = k\,\dot{\varepsilon}_p V \quad \cdots\cdots (1)$$

따라서 AE신호의 에너지율은 소성변형에 포함되는 부피와 변형속도의 함수로서 예측할 수 있다. 또한 마찰과정에 대한 AE특성 즉, 마찰과정에서 AE가 어떻게 발생하는가와 그 의존성에 대한 만족할 만한 연구는 아직 보고되지 않고 있다. 그러나 마찰과정에서 발생되는 AE는 접촉면적, 상대운동, 접촉재료의 성질, 접촉면의 하중 등에 의존할 것이라는 결론을 내릴 수 있다. 실제 접촉면적은 겉보기 면적보다 작고 $A_r = KA_a$로 정의되는 것이 알려져 있으며 Shaw등에 의하여 제안된 이 관계는 Fig. 1에 나타내었다. 또한 공구 윗면에서의 마찰 거동은 마찰응력이 일정한 점착응력(sticking zone)과 마찰계수가 일정한 미끄름영역(sliding zone)의 두 부분으로 구분된다.

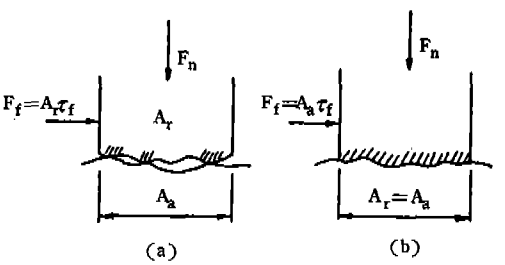


Fig.1 Schematic diagram of area at contact
(a) Sliding friction
(b) Sticking friction

2.1 RMS신호

연속형 AE를 발생하는 금속 절삭에 관한 해석을 하기 위하여는 신호의 에너지양을 측정하는 것이 가장 적당한 방법이며 신호의 에너지율은 AE발생원의 일률에 직접 관계된다. 이 에너지양의 편리한 측정은 신호의 RMS (Root Mean Square)값으로 할 수 있으며 수학적으로 RMS는 어떤 주기에 대하여 신호의 제곱의 평균의 제곱근이다. 즉,

$$RMS = \left\{ \frac{1}{\Delta T} \int_0^{\Delta T} V^2(t)\,dt \right\}^{\frac{1}{2}} \quad \cdots\cdots (2)$$

식 (2)에 나타난 RMS의 정의로부터 신호의 에너지율은

$$\frac{dE}{dt} \propto (RMS)^2 \quad \cdots\cdots (3)$$

로 나타난다. 측정된 신호로부터 쉽게 여과될 수 없는 상당한 양의 back ground noise를 가진 계에 대하여 실제 신호의 RMS값은 다음 관계를 이용한다.

$$RMS^2 = [RMS_T^2 - RMS_N^2] \quad \cdots\cdots (4)$$

AE신호 data를 정량적(quantitative)으로 나타내는 기본적인 방법 중의 하나는 AE신호의 에너지를 측정하는 것이며 연속형 AE신호의 RMS값은 이러한 에너지 측정을 가능케 한다.

2.2 변형에 의한 소성일

AE의 발생은 소성 변형을 일으키도록 가하여진 에너지의 일부분이라고 추정되어 왔다. 일반적인 경우 소성변형증분 $d\varepsilon_{ij}$를 초래하는 응력 σ_{ij}를 받는 부피요소 dV에 대하여 일의 증분 dW는,

$$dW = \sigma_{ij}'\,d\varepsilon_{ij}\,dV \quad \cdots\cdots (5)$$

로 나타내 진다. 전 부피에 대한 일률 $\dot{W}$는,

$$\dot{W} = \int_v \sigma_{ij}'\,\dot{\varepsilon}_{ij}\,dV \quad \cdots\cdots (6)$$

로 표시되며 재료가 일정한 응력 σ를 받고 대응하는 변형율 속도가 $\dot{\varepsilon}$이면 식 (6)은,

$$\dot{W} = \sigma'\,\dot{\varepsilon} V \quad \cdots\cdots (7)$$

가 된다. 여기서 $\dot{W}$는 소성변형으로부터 발생되는 AE에 대한 에너지 발생원이다. 따라서 방출신호의 에너지율은 변형 속도 $\dot{\varepsilon}$, 부하응력 σ 그리고 변형 과정에 포함되는 재료의 부피 V에 의존한다는 것을 알 수 있다.

3. 2차원 절삭시 AE 발생원

2차원 절삭은 공구 접촉부의 끝 부분이 공

작물에 대하여 압력을 가하기 때문에 공구 앞 부분의 재료에 전단이 일어나 칩으로 형성되고 공구 윗면을 따라 미끌어 지면서 변형이 된다. 이 경우에 확인되는 명확한 AE 발생원은 다음과 같다.

(1) 제 1변형영역(전단영역에서의 변형)

(2) 제 2변형영역(칩—공구 접촉면에서의 변형과 미끄름마찰)

(3) 제 3변형영역(공구측면—공작물 사이의 미끄름마찰)

(4) 칩의 부스러짐과 공구 또는 공작물과 칩의 충돌

이 중에서 AE 발생에 주목되는 세 영역을 Fig. 2에 나타내었다.

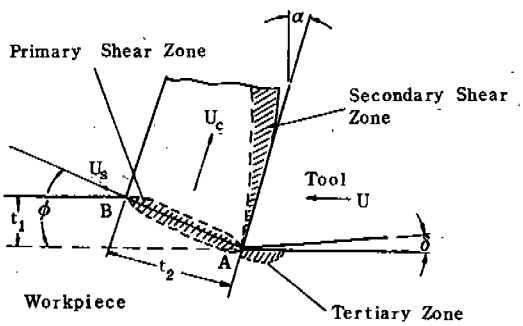


Fig.2 Deformation zones affecting acoustic emission in the metal cutting process

제1변형영역에서 재료는 매우 높은 변형속도로 변형되며 대부분의 금속에 있어서 AE 강도는 변형속도에 강하게 의존하고 있으므로 변형에 관계되는 AE 발생은 이 영역이라고 예측할 수 있다. 제2변형영역에서 재료는 더욱 변형되고 변형경화되며 이 경우 칩—공구 접촉면에서의 마찰과정은 이 영역에서 발생하는 AE에 대하여 우세한 역할을 한다. 제 3변형영역에서 발생하는 AE는 절삭초기에는 거의 없으나 시간이 경과함에 따라 공구의 측면마멸이 증가하면 공작물과 측면마멸대와의 마찰에 의한 AE가 발생한다. 그러나 본 연구의 해석을 간단히 하기 위하여 발생원을 제 1영역과 제 2영역으로 한정시키며 제 3영역에서 발생하는 AE는 날카로운 공구를 사용하거나 시험을 초기 단계에 제한함으로써 최소화시킬 수 있다.

3.1 제 1변형영역

정상 상태의 절삭 조건에서 전단영역의 평균전단응력(재료의 전단강도) τ_k와 전단변형율속도 $\dot{\gamma}$는 상수로 가정할 수 있다.[4] 전단변형율속도는,

$$\dot{\gamma} = \frac{\cos\alpha}{\cos(\phi-\alpha)} \cdot \frac{U}{\Delta Z} \quad \cdots\cdots (8)$$

로 나타내지며 Ernst와 Merchant가 가정한 전단영역의 크기는,

$$V_s = \frac{t_1}{\sin\phi} \cdot \Delta Z \cdot b_1 \quad \cdots\cdots (9)$$

이므로 식 (8)과 식 (9)를 식 (7)에 대입하면 제 1변형영역에서의 일률이 다음과 같이 얻어진다.

$$\dot{W}_1 = b_1 t_1 \tau_k \frac{\cos\alpha}{\sin\phi \cdot \cos(\phi-\alpha)} U \quad \cdots\cdots (10)$$

3.2 제 2변형영역

칩이 공구 윗면을 따라서 움직일 때 칩이 공구면과의 접촉이 떨어지는 곳 까지를 점착영역(sticking zone)과 미끄름영역(sliding zone)으로 구분하며 Fig. 3에 나타내었다. 이 두 영역의 성질의 근본적인 차이에 의하여 제 2변형영역에서의 일률은 각각 구하여진다.

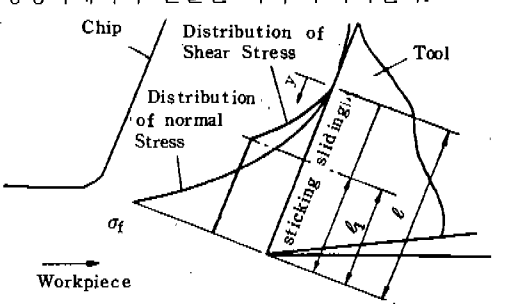


Fig.3 Chip-tool friction in orthogonal metal cutting

3.2.1 미끄름영역

이 영역에서의 마찰계수 μ는 Coulomb의 법칙을 따라 일정하며 칩과 공구면 사이의 마찰응력 τ_f는 다음과 같다.

$$\tau_f = \mu P_N \quad \cdots\cdots (11)$$

대응하는 마찰력 F는,

$$F = \mu N \quad \cdots\cdots (12)$$

공구면상에서의 수직응력 분포는 일반적인 경우 다음과 같이 급수법칙에 의하여 근사화 될 수 있다.

$$P_N = y^a \quad \cdots\cdots (13)$$

따라서 마찰응력은

$$\tau_f = \mu P_N = \mu y^a \quad \cdots\cdots (14)$$

로 표시된다. 칩과 공구 사이의 한 요소의 실제 접촉면적 dA_t도 역시 변화하며 이 값은 Fig. 4와 같이 수직응력에 의존한다.

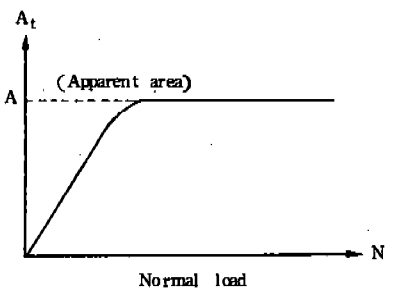


Fig.4 Variation of chip-tool contact area with normal load

Fig. 4의 거동이 수직응력과 실제 접촉면 사이의 급수법칙에 의하여 해석적으로 나타내질 수 있다면 접촉면적은 다음과 같이 표현된다.

$$dA_t = c_1 P_N^b = c_1 y^{ab} \quad \cdots\cdots (15)$$

Fig. 5에서 미끄름영역과 점착영역 사이의 경계조건을 사용하여 c_1을 구하면 식 (15)는

$$dA_t = dA\left(\frac{y}{l-l_1}\right)^{ab} \quad \cdots\cdots (16)$$

로 구해지며 겉보기 접촉면적은 단순히 미분요소 길이 dy에 절삭폭 b_1을 곱한 것이다.

$$dA_t = b_1 dy\left(\frac{y}{l-l_1}\right)^{ab} \quad \cdots\cdots (17)$$

미끄름영역의 요소에 작용하는 미분마찰력은

$$dF = \tau_f dA_t = \frac{\mu b_1}{(l-l_1)^{ab}} y^{a(b+1)} dy \quad \cdots (18)$$

이므로 전 미끄름영역에 대한 마찰력은 다음과 같다.

$$F = \int dF$$

$$= \int_0^{l-l_1} \frac{\mu b_1}{(l-l_1)^{ab}} y^{a(b+1)} dy$$

$$= \frac{\mu b_1}{a(b+1)+1}(l-l_1)^{a+1} \quad \cdots\cdots (19)$$

Fig. 5와 같이 y, dA_t와 P_N 사이에 직선관계를 가정하면 식 (19)는 다음과 같이 된다.

$$F = \frac{1}{3}\mu b_1 (l-l_1)^2 \quad \cdots\cdots (20)$$

마찰영역과 점착영역 사이의 경계에서 재료의 체적변형(bulk deformation)이 시작되므로 $\tau_f = \tau_k$이다. 따라서 식 (14)는

$$\tau_k = \mu(l-l_1) \cdots\cdots (21)$$

이 되며 식 (20)과 식 (21) 사이에서 μ를 제거하면

$$F = \frac{1}{3}\tau_k b_1 (l-l_1) \quad \cdots\cdots (22)$$

이 얻어진다. 이 식에 칩의 속도를 곱하면 미끄름영역에서의 에너지율이 다음과 같이 구하여진다.

$$\dot{W}_{sl} = \frac{1}{3}\tau_k b_1 (l-l_1) U_c \quad \cdots\cdots (23)$$

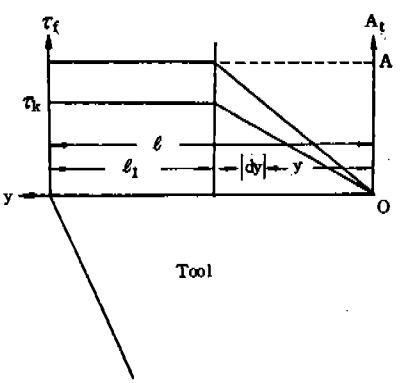


Fig.5 Simplified linear stress and area distribution on the tool rake face

3.2.2 점착영역

칩과 공구 사이에 완전한 접촉을 유지하도록 압축응력이 충분히 높은 공구 끝에 가까운 공구 윗부분을 점착영역이라 한다. 점착영역과 닿아 있는 재료는 체적변형을 받으며 접촉면적과 마찰응력은 모두 일정하다. 따라서 이 영역에서의 일률은 다음과 같다.

$$\dot{W}_{st} = \tau_k b_1 l_1 U_c \quad \cdots\cdots (24)$$

식 (23)과 식 (24)를 조합하면 제2변형영역에서의 일률이 구해진다.

$$\dot{W}_2 = \dot{W}_{sl} + \dot{W}_{st}$$

$$= \frac{1}{3}\tau_k b_1 (l - 2l_1)\frac{\sin\phi}{\cos(\phi-\alpha)} U \cdots\cdots (25)$$

3.3 절삭 파라미터와 AE 사이의 이론적 관계

전단영역에서의 칩의 형성과 공구 윗면에서의 칩의 운동에 의한 마찰은 AE의 발생을 초래한다. 이들 영역에서의 활동은 소성변형과 미끄름마찰로 구성되는데 식 (7)에 표시된 변형의 소성일률은 금속절삭 과정에서의 AE 발생원이며 AE신호의 에너지율은 식 (3)과 같다. 따라서 식 (3)과 식 (7)을 이용하여 AE 발생원과 방출신호를 직접 관련시키면

$$RMS = c_2(\sigma' \dot{\varepsilon} V)^{\frac{1}{2}} \cdots\cdots (26)$$

이 된다. 이 관계를 더욱 확장시켜 절삭파라미터들에 적용하기 위하여 제1변형영역에서의 일률인 식 (10)과 제2변형영역에서의 일률인 식 (23)과 식 (24)에 관련 시키면 절삭 파라미터들과 AE RMS 사이에 다음과 같은 관계가 얻어진다.

$$RMS = c_2\left[\tau_k b_1 U\left\{\frac{\cos\alpha}{\sin\phi\cos(\phi-\alpha)} t_1 + \frac{1}{3}(l+2l_1)\frac{\sin\phi}{\cos(\phi-\alpha)}\right\}\right]^{\frac{1}{2}} \cdots\cdots (27)$$

4. 실험장치 및 실험방법

4.1 실험장치

본 실험에 사용한 피삭재는 Al 6063-T5이며 그 화학적 성분과 기계적 성질은 Table 1과 Table 2에 각각 나타내었다.

Table 2. Mechanical property of specimen (Al 6063 T5)

Yield point(kgf/mm^2)	10.5
Tensile strength(kgf/mm^2)	13.5
Elongation(%)	18

피삭재는 2차원 절삭을 하기 위하여 크기(지름 80㎜×두께 3㎜×길이 150㎜)인 튜브를 사용하였다. 사용한 공구는 T4 고속도강 공구(15.78㎜ square)로 여유각은 10°, 윗면 경사각은 10°, 20°, 30°, 40°의 4종류로 가공하였다. 사용한 선반은 6척 보통선반(화천기공사)이며 AE를 측정하는데 사용된 계통도는 Fig.6에 나타내었다.

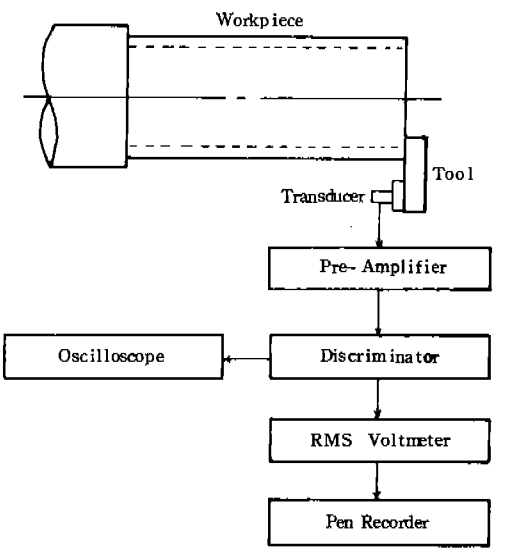


Fig.6 The Schematic diagram of experimental apparatus

Table 1. Chemical Composition of workmaterial (Al 6063 T5) (Wt%)

S	Fe	Cu	Mg	Cr	Zn	Ti	Mn	Al
0.2~0.6	0.35	0.10	0.45~0.9	0.10	0.10	0.10	0.10	Rem

4.2 실험방법

절삭시 채터 및 진동을 방지하기 위하여 공구의 오버행 길이를 가능한한 짧게 하고 시편외 길이는 최대 길이일때 150㎜로 하였으며 척에 물리는 쪽 튜브의 안에 바깥 지름이 튜브의 안지름과 같은 두께 30㎜의 원판형 실린더를 끼워맞춰 척으로 튜브를 고정시킬 때 튜브에 변형이 일어나지 않도록 하였다. 공구를 통하여 전달되는 신호를 효율적으로 측정하기 위하여 공구와 변환자 사이에 couplant로서 기계유를 사용하였으며 변환자(AE 905 A NF Circuit Co.)의 부착위치는 공구의 끝에서부터 100㎜ 떨어진 공구의 측면에 마그네틱홀더(AE 991 M)로 고정시켰다. 절삭 조건은 이송속도 0.103(㎜/rev), 절삭속도 53.88 ~178.14(m/min), 윗면경사각 10°, 20°, 30°, 40°로 하여 절삭실험을 하였다. 본 연구의 절삭조건 범위내에서는 생성되는 칩이 연속형이므로 이들이 엉켜서 공작물과 공구에 부딪치면 측정되는 AE신호에 매우 큰 영향을 미치게 되는데 이를 방지하기 위하여 칩이 공구의 바깥쪽으로 안정되게 빠져나가도록 안내하였다. 칩의 엉킴에 의한 RMS 신호의 변화를 Fig. 7에 나타내었다.

절삭중 발생될 수 있는 BUE에 의한 AE 신호의 변화를 방지하기 위하여 각 절삭조건마다 안정된 RMS 신호가 얻어질 때까지 되도록 절삭시간을 짧게 하였다. 절삭후에는 공구현미경(SMZ-50B, UNION)으로 공구 윗면에 나타나는 점착영역과 미끄름영역의 길이를 측정하였으며 공구 마멸에 의한 영향을 배제하기 위하여는 절삭 조건이 바뀔 때마다 공구날끝 부분을 확대경으로 조사하여 공구날 끝이 날카롭게 유지되도록 하였다. 변환자(주파수범위 1 MHz의 광대역형)를 통하여 얻어지는 신호는 전치증폭기(AE 911)에서 20dB 증폭되고 Discriminator(AE 921)에서 40dB 증폭되며, 100 KHz~1 MHz의 band pass filter를 통하여 외부로부터의 진동 및 소음에 의한 잡음을 제거하였다. 시험중 AE 신호의 원파형을 감시하기 위하여 오실로스코프(Model No. 468 Tektronix Inc.)를 사용하였고 증폭된 신호는 RMS Voltmeter(M 170 NF Circuit Co.)를 통하여 기록계(RIKADENKI R-10 Series 9 Channel COGYO Co.)에 기록되었다.

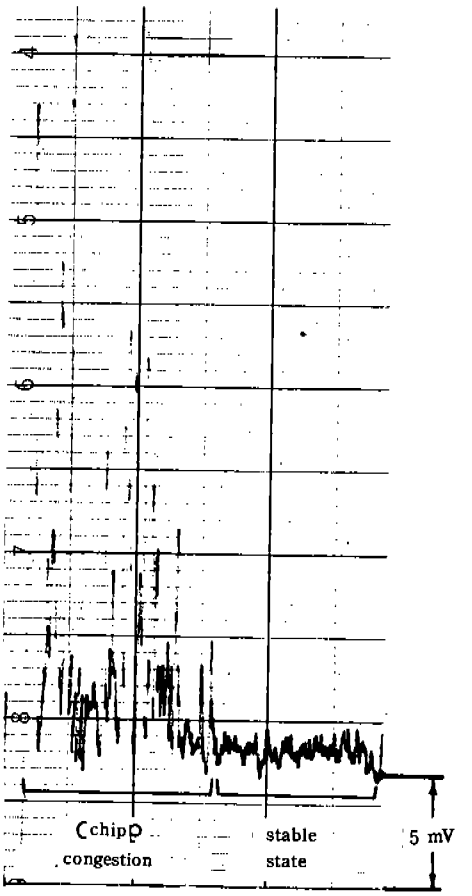


Fig.7 RMS Response of AE signals under the condition of chip congestion; cutting speed 107.76 m/min feed rate 0.103mm/rev, rake angle 40 deg

5. 결과 및 고찰

일정한 이송 속도에 대하여 2차원 절삭에서의 입력 파라미터들은 윗면 경사각, 절삭속도 및 피삭재의 재질 등이다. 변형율 속도는 절삭 속도의 영향을 받으므로 절삭 속도에 따라 RMS 값이 변할 것으로 예상되는데 서로 다른 윗면 경사각에 따라 절삭 속도에 대한

RMS 값을 도시하면 절삭 속도에 대한 비례관계가 Fig.8과 같이 나타난다. 절삭 속도의 증가에 따라 RMS 값의 선형적인 비례관계가 관찰되며 또한 윗면 경사각이 커짐에 따라서도 RMS 값이 증가하는 것을 알 수 있는데 윗면 경사각이 커짐에 따라 변형율 속도가 증가하는데 기인한다.

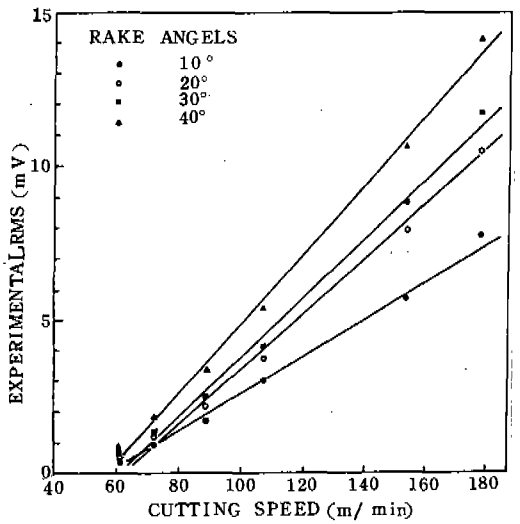


Fig.8 Experimental RMS versus cutting speed for 6063-T5 aluminum; 0.103 mm/rev feed; rake angles 10, 20, 30 and 40 deg

이론 RMS 값을 평가하기 위하여 높은 변형율 속도에서 전단응력은 일정하다는 가정과 실험으로부터 얻어지는 절삭 파라미터들을 이용하여 식 (27)에서 이론 RMS 값이 구하여 진다. 이 식은 제1변형영역에서의 전단변형 에너지와 제2변형영역에서의 마찰 에너지의 조합으로 구성되는데 한 절삭 조건에서 얻어지는 RMS 값에 대한 전단변형 에너지와 마찰 에너지의 기여율을 조사하기 위하여 이 관계를 Fig.9에 나타내었다. 절삭 속도의 증가에 따라 전 AE 강도(activity)에 대하여 전단 에너지의 기여율은 절삭 속도가 낮은 범위를 제외하고는 거의 일정하게 나타나며 윗면 경사각의 증가에 따라 기여율이 낮아진다. Fig.10은 윗면 경사각의 변화에 따른 전체 강도에 대한 마찰 에너지의 기여율이 증가하는 것을 보여준다.

Fig.11에서 보여주는 이론 RMS 값은 비례상수 c_2가 평가되지 않았으므로 그 식으로부터 얻어지는 값들은 절대적인 값은 아니다. 이 상수는 실험 장치에 따라 변하기 때문에 이 상수의 평가가 꼭 필요한 것은 아니며 단지 이것은 이론 RMS 값의 크기를 확대 또는 축

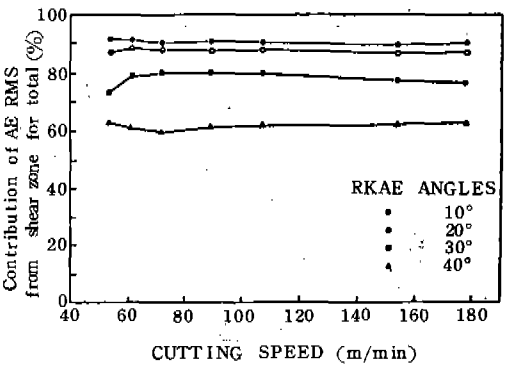


Fig.9 Percentage contribution of AE from shear zone for total AE activity versus cutting speeds for different rake angles

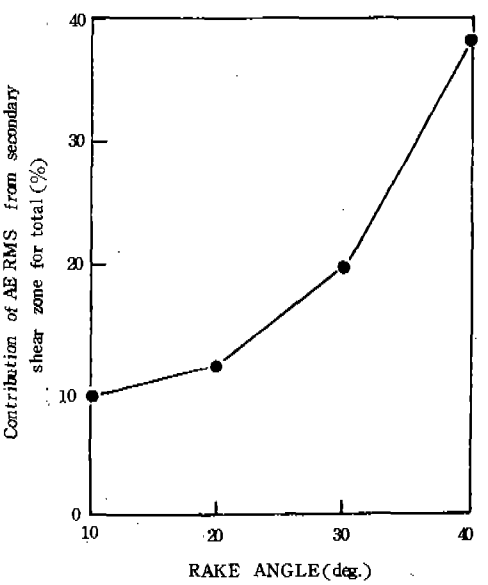


Fig.10 Percentage contribution of AE from secondary zone for total AE activity versus rake angles; cutting speed 107.76 (m/min)

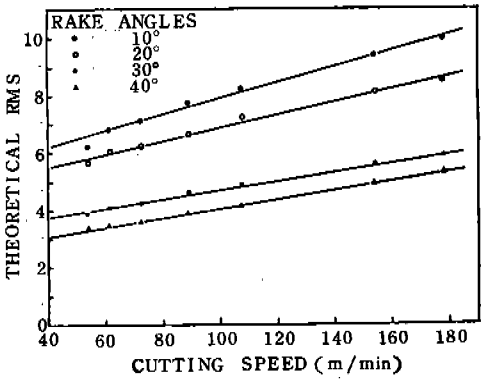


Fig.11 Theoretical RMS versus cutting speed for rake angles 10, 20, 30 and 40 deg

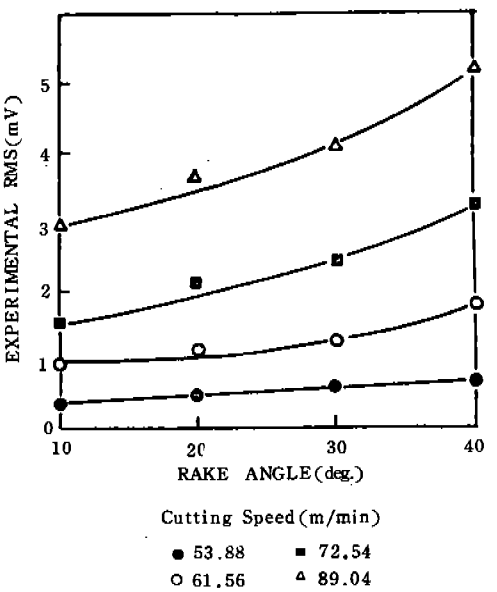
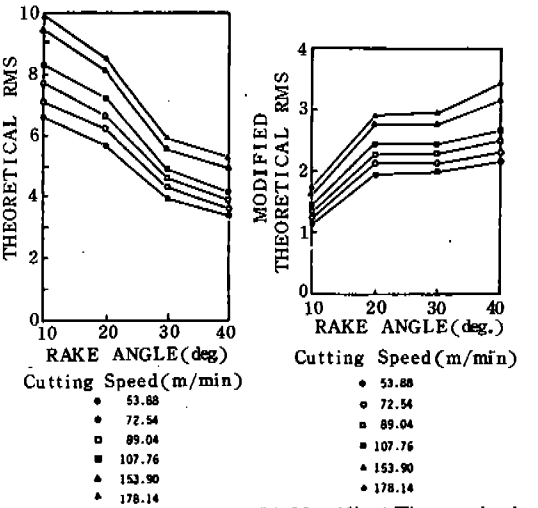


Fig.12 Experimental RMS versus rake angles for four different cutting speeds

소시키는 역할을 한다. 결과적으로 상수의 평가없이 식 (27)으로부터 얻어진 상대적인 이론 RMS 값들을 구하여 Fig. 11에 도시하였으며 절삭 속도와 윗면 경사각에 이론 RMS 값이 의존하는 것을 알 수 있다.

Fig. 12와 Fig. 13(a)에서 보면 윗면 경사각이 증가함에 따라 실험 RMS 값은 증가하는 반면 이론 RMS 값은 감소하는 경향을 보인



(a) Theoretical RMS (b) Modified Theoretical RMS

Fig.13 Theoretical RMS and Modified Theoretical RMS versus rake angle for six different cutting speed

다. 이 경향으로 인하여 이론 RMS 값과 실험 RMS 값 사이의 관계를 추정하기 위하여 실험 RMS 값에 대한 이론 RMS 값의 관계를 Fig. 14에 나타내었는데 그림에서 알 수 있듯이 윗면 경사각에 대하여 의존성이 있으므로 이 관계가 일반적으로 적용될 수는 없다고 판단되며 식 (27)의 비례상수 c_2는 윗면 경사각에 종속되어 있다고 추측된다. 따라서 비례상수 c_2에 포함되어 있는 윗면 경사각 인자는 절삭 속도에 대한 RMS 값의 일반화에 의하여 결정된다. 즉, 이는 각각의 윗면 경사각에 대하여 절삭 속도에 대한 실험 RMS 값의 그래프 기울기를 절삭 속도에 대한 이론 RMS 값의 그래프 기울기로 나눔으로써 얻어지며 윗면 경사각의 정현함수로 구하여진다. 처음 유도된 이론식의 비례상수 c_2를 수정함으로써 수정된 이론식이 다음과 같이 얻어진다.

$$RMS = C \sin\alpha \left[\tau_k b_1 U \left\{ \frac{\cos\alpha}{\sin\phi \cos(\phi-\alpha)} \; t_1 + \frac{1}{3} \right.\right.$$

$$\left.\left. (l+2l_1) \frac{\sin\phi}{\cos(\phi-\alpha)} \right\} \right]^{\frac{1}{2}}$$

여기서 C는 실험장치에 의존하는 상수이다. 윗면 경사각에 대한 수정된 이론 RMS 값

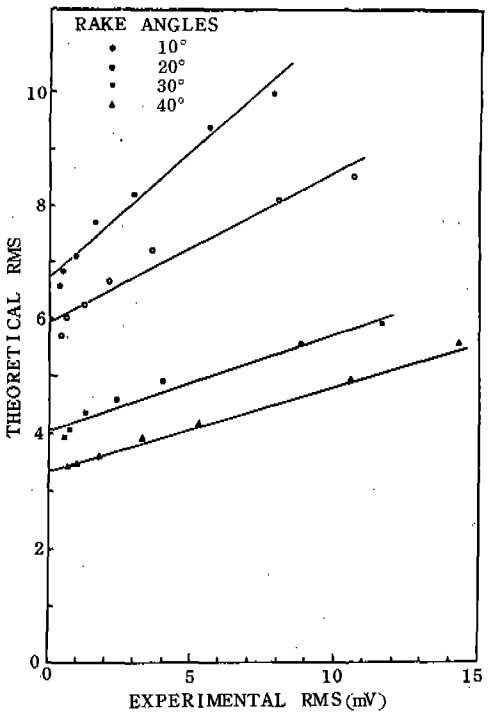


Fig.14 Theoretical RMS versus experimental RMS for rake angles 10, 20, 30 and 40 deg

의 그림은 Fig. 13(b)에 나타내었다.

Fig.12의 실험 RMS 값과 비교하여 보면 윗면 경사각 10°일 때를 제외한 나머지 윗면 경사각 부분에서는 증가하는 곡률의 모양이 잘 일치하고 있는 것을 알 수 있다. Fig.15는 실험 RMS 값에 대하여 수정된 RMS 값의 관계를 나타내며 윗면 경사각에 독립적이며 직선적인 관계를 보여 주는데 다만 윗면 경사각이 10°일 때에는 이 직선에서 약간 벗어나고 있다. 이것은 느린 절삭 속도와 작은 윗면 경사각으로 인한 BUE의 영향이라고 추측된다.

6. 결 론

절삭 과정의 감시와 절삭 상태를 예측하는 수단으로 AE신호를 이용하기 위하여 2차원 절삭 과정에서의 가능한 AE발생원에 대하여 고찰하였다. 또한 에너지 변환 원리에 기초하여 절삭 파라미터들과 AE RMS 값 사이의 관

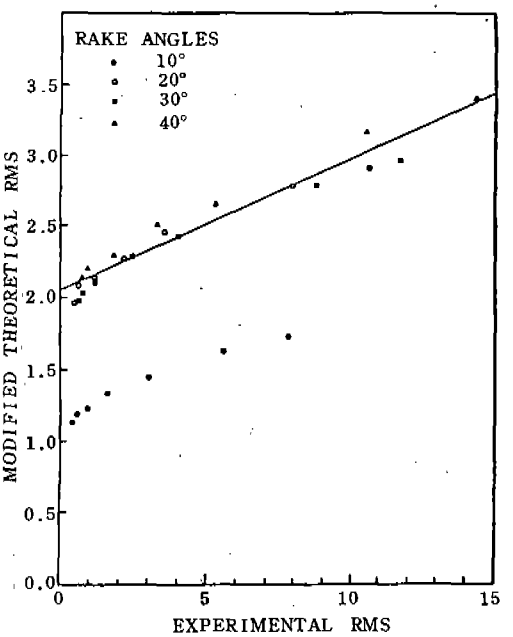


Fig.15 Modified theoretical RMS versus experimental RMS

계가 제시되었으며 Al 튜브의 2차원 절삭시험에 의하여 이 관계가 평가되었다. 본 실험에서 얻어진 결론은 다음과 같다.

(1) 절삭 속도의 증가에 따라 RMS 값이 증가하며 이때 공구의 윗면 경사각에 대한 명확한 의존성이 관찰된다.

(2) 2차원 절삭과정에서 발생하는 AE 신호의 RMS 값을 각 AE 발생영역에서의 일률과 관련시켜 절삭 파라미터로 표시할 수 있었으며 실험 RMS와 수정된 이론 RMS 사이에 좋은 상관관계가 얻어졌다.

(3) 전 AE 강도에 대한 각 AE 발생영역에서 발생하는 AE의 기여율은 절삭 속도의 변화에 관계없이 거의 일정한 비율로 나타난다.

REFERENCES

1. Takeyama, H. et al., "Study on Optimization of Machine Tool", Trans. of the Japan Soc. of Mech. Engg., 1968, p. 992.
2. Micheletti, G.F. et al., "In process Tool

Wear Sensors for Cutting Operations", Annals of the CIRP, 1979, pp. 483-496.
3. Carpenter, S.H., "Acoustic Emission generated by Dislocation Mechanisms during the Deformation of Metals", Fundamentals of Acoustic Emission, 1979, pp. 61-67.
4. Kececioglu, D., "Shear-Zone Size, Compressive Stress, and Shear Strain in Metal-Cutting and Their Effects on Mean Shear-Flow Stress", Trans. ASME, J. of Engg. for Industry, 1960, pp. 79-86.
5. Moriwaki, T., "Applition of Acoustic Emission Measurement to Sensing of Wear and Breakage of Cutting Tool", Bull. Japan Soc. of Prec. Engg., 1983, pp. 154-160.
6. Dornfeld, D., "Acoustic Emission and Metal Working-Survey of Potential and Examples of Application", 8th NAMRC Proceedings, 1980, pp. 207-213.
7. Ono, K. et al., "Application of Correlation Analysis of Acoustic Emission", ASTM 505, 1972, pp. 152-163.
8. Boothroyd, G., "Fundamentals of Metal Machining and Machine Tools, McGraw-Hill, 1975, pp. 83-89.
9. Kannatey, A.E., "Acoustic Emission during Orthogonal Metal Cutting", Int. J. Mech. Sci. 1979, pp. 285-296.
10. Finnie, I. and Shaw, M.C., "The Friction Process in Metal Cutting", Trans. ASME, Vol. 78, 1956, pp. 1649-1657.