

STS 304 엔드밀 가공시 공구마멸을 고려한 절삭력 예측

김태영*, 정은철**, 신형곤**, 오성훈***

Cutting Force Prediction in End Milling of STS 304 Considering Tool Wear

Tae-Young Kim*, Eun-Cheol Jeong**, Hyung-Gon Shin**, Sung-Hoon Oh***

ABSTRACT

Cutting force characteristics is closely related with tool wear on the end milling. And it is found that the tool wear can be properly obtained by observation through the tool-maker's microscope when STS 304 is cut using an end mill. The relationship between the tool wear and the cutting force is established based on data obtained from a series of experiments. A cutting force model can be derived from basic cutting force model using parasitic force components of this tool wear. The results of the simulation using the cutting force model proposed in this paper were verified experimentally and a good agreement was partly obtained. The proposed model is capable of predicting increased cutting force due to tool wear.

Key Words : Cutting force(절삭력), End milling(엔드밀 가공), Tool wear(공구마멸), Cutting force model(절삭력 모델)

1. 서론

공구의 회전과 공작물의 이송으로 다양한 가공을 할 수 있는 엔드밀 가공은 복잡한 모형이나 접근이 어려운 표면을 가공하는데 효과적이어서 비행기의 기체나 금형 제작에 폭넓게 쓰이고 있으며, 고능률과 고정밀도의 부품 생산시 그 이용범위가 날로 증가하고 있다.

이러한 엔드밀 가공시에도 일반적으로 절삭 가공시에 발생하는 공구마멸, 공구파손 등의 이상 현상이 발생하며, 이를 검출하는 시스템 개발의

필요성이 날로 증가하고 있다. 절삭가공 과정에서 발생하는 여러 가지 이상상태를 검출 및 분석하는데 있어서 절삭력은 여러 가지 절삭현상들을 가장 폭넓게 내포하고 있으므로 공구의 마멸 및 파손 검출에 필수적인 연구대상이 되어 왔다.

M. E. Martellotti⁽¹⁾는 절삭시 공구에 작용하는 절삭토크와 절삭력과와의 관계를 규명하기 위해 하나의 기본적인 모델을 제시하였다. 그는 논문에서 이송속도가 공구의 반경보다 작다는 가정하에

* 전북대학교 공과대학 기계공학부

** 전북대학교 대학원 정밀기계공학과

*** 전북대학교 공과대학 기계공학부

밀링의 절삭경로를 원호로 가정할 수 있다고 하였다.

이병철등⁽²⁾은 인서트의 위치오차 및 커터의 편심이 실제의 절삭력에 반영되어 나타남을 이용해, 평균 미변형 칩단면적과 평균 미변형 칩단면적이 나타나는 공구의 각위치(θ)에서의 평균 비절삭저항 및 비절삭계수를 구하는 모델을 개발하였다. W. A. Kline과 R. E. DeVor⁽³⁾은 Martellotti의 이론에 절삭시 공구에 나타나는 런아웃의 효과를 결부하여 좀 더 실제에 근접한 하나의 모델을 제시하였다. B. K. Fussel 과 K. Srinivasan⁽⁴⁾은 억제형 적응제어 시스템을 이용하여 축방향과 반경방향의 절삭깊이 및 이송율을 포함하는 절삭조건들을 변화시켜서 여러 경우들에 대해 유용한 모델의 타당성을 실험적으로 고찰하였다.

Y. Altintas⁽⁵⁾는 칩두께와 칩유동에 대한 절삭형태와 경사각, 마찰, 압력에 있어서의 절삭력과 관계를 해석하였다.

1990년대에 들어서면서부터는 새로운 연구경향이 나타나기 시작하였으며, 그 중의 하나가 공구마멸을 고려한 모델에 관한 연구였다. S. C. Lin과 R. J. Yang⁽⁶⁾은 1995년에 발표한 연구논문에서 날당 이송, 절삭속도, 절삭깊이, 플랭크마멸량 등과 비절삭저항과의 관계를 제시하였다. 그들은 다양한 절삭인자들과 플랭크마멸량 및 비절삭저항과의 관계를 구하여 하나의 모델을 구성하였다. D. J. Waldorf⁽⁷⁾는 T. Papazafiriou의 연구를 토대로 하여 마찰력에 관계된 물리적인 해석을 추가하여 새로운 형태의 모델을 제시하였다. Yellowley⁽⁸⁾는 밀링가공시에 발생하는 절삭력을 해석하는데 있어 칩제거력 이외에도 공구인선이 가공물을 문지룰 때 발생하는 힘과 플랭크면에서의 마찰력이 부가적으로 작용함을 고려하여 모델을 제시하였다.

본 논문에서는 스테인레스 합금강인 STS 304의 엔드밀 가공시 발생하는 실제 절삭력과 본 논문에서 제시하는 절삭력 모델에 의해 얻어진 절삭력을 비교하여 제시된 모델의 타당성을 검토하였으며, 그로 인해 실제 절삭과정에서 발생하는 공구마멸을 감지하는데 적절한 모델로서의 가능성을 제시하였다.

2. 실험 장치 및 방법

2.1 시험편 및 실험 조건

Fig. 1은 STS 304시험편(33mm×95mm×120mm)과 시그 및 공구동력계의 결합 상태를 보이고 있다.

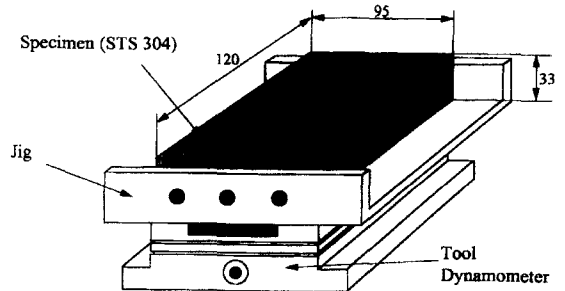


Fig. 1 The shape combined specimen(STS 304), jig and tool dynamometer(mm)

절삭 공구는 초경 엔드밀을 사용하였으며 회전수 1200rpm, 절삭깊이 1mm, 이송속도 70mm/min로 선정하였다. (Table 1)

실험은 모델에서 사용된 칩제거력에 사용된 계수들을 결정하기 위한 실험과 공구마멸의 진전 양상을 확인하고 그에 따른 공구마멸의 적용 범위를 알아내기 위한 실험, 공구마멸에 따른 부가항력을 얻기 위한 실험, 마지막으로 구성된 모델을 검증하기 위한 실험으로 나누어 실시하였다.

Table 1 Cutting conditions

| | |
|----------------------------|-----------------------------|
| END MILL Diameter(mm) | 10 |
| Workpiece | STS304 (Stainless steel) |
| Depth of Cut(mm) | 1 |
| Spindle R.P.M | 1200 |
| Feed rate(mm/min) | 70 |
| Sampling Frequency (Hz/ch) | 2400 |

2.2 칩제거력에 관한 계수의 결정

실험을 통하여 절삭력의 3분력, 즉 접선분력 F_t , 반경분력 F_R , 축분력 F_A 의 값을 구하였으며, 구하여진 절삭력 데이터를 통하여 칩제거력에 관한 계수들을 구하였다.

실험조건을 적용하여 실시된 실험을 통해 얻어진 데이터를 Martellotti의 모델⁽¹⁾에 적용하여 사용

된 계수들을 구할 수가 있다.

엔드밀을 이용한 절삭가공에서는 순간미변형 칩두께의 합, 순간 미변형 칩두께의 총합, 평균 미변형 칩두께는 절삭작업에 관여하는 날에 의한 순간 미변형 칩두께의 합, 순간 미변형 칩두께의 총합, 평균 미변형 칩두께⁽²⁾로 나타내진다.

Martellotti의 절삭력에 관한 기본 절삭력 방정식은 공구각과 공구마멸을 고려하지 않은 경우의 절삭력 변환식이다. 그러나 실제 절삭과정에 있어서는 최적의 절삭을 위해서 공구는 축방향 경사각 γ_A , 반경방향 경사각 γ_R , 리드각 γ_L 을 가진다. 따라서 정확한 절삭력의 분석을 위해서는 절삭력 성분에 공구각에 의한 영향을 고려해 주어야 한다.

Fig.2는 본 실험에서 사용한 2날 엔드밀의 경우로 t, r, a방향은 공구각이 적용되지 않았을 때의 접선방향, 반경방향, 축방향을 나타낸다. 그림에서 접선방향의 절삭력 성분 $F_T(i, \psi)$ 와 반경방향의 절삭력 성분 $F_R(i, \psi)$ 은 식(4), (5), (6)과 같이 공구각에 따른 각 분력으로 나타낼 수 있으며, 축방향 경사각 $\gamma_A=30^\circ$ 이고 반경방향의 경사각 γ_R 와 리드각 γ_L 은 0° 이다.

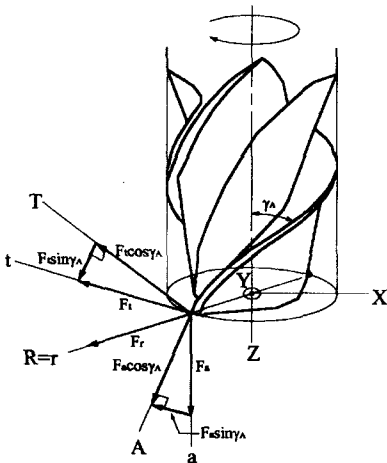


Fig. 2 Cutting force on cutter edge

$$F_T(i, \psi) = F(i, \psi) \cos \gamma_A + F_A(i, \psi) \sin \gamma_A \quad (1)$$

$$F_R(i, \psi) = F(i, \psi) \quad (2)$$

$$F_A(i, \psi) = F(i, \psi) \sin \gamma_A + F_A(i, \psi) \cos \gamma_A \quad (3)$$

그림에서 i번째 날에 작용하는 X, Y, Z축 방향

의 절삭력 성분 $F_X(i, \psi)$, $F_Y(i, \psi)$, $F_Z(i, \psi)$ 는 식(1), (2), (3)에 표시된 각 방향의 분력의 합으로 나타낼 수 있다.

$$F_X(i, \psi) = F_T(i, \psi) \cos(\theta_i(\psi)) + F_R(i, \psi) \sin(\theta_i(\psi)) \quad (4)$$

$$F_Y(i, \psi) = F_T(i, \psi) \sin(\theta_i(\psi)) - F_R(i, \psi) \cos(\theta_i(\psi)) \quad (5)$$

$$F_Z(i, \psi) = F_A(i, \psi) \quad (6)$$

식(1), (2), (3)에 $\gamma_A=30^\circ$, $\gamma_R=0^\circ$, $\gamma_L=0^\circ$ 을 대입하고, 식(1), (2), (3)을 (4), (5), (6)에 대입하면 아래와 같이 된다.

$$F_X(i, \psi) = F_i \cos 30^\circ \cos(\theta_i(\psi)) + F_i \sin(\theta_i(\psi)) + F_a \sin 30^\circ \cos(\theta_i(\psi)) \quad (7)$$

$$F_Y(i, \psi) = F_i \cos 30^\circ \sin(\theta_i(\psi)) - F_i \cos(\theta_i(\psi)) + F_a \sin 30^\circ \sin(\theta_i(\psi)) \quad (8)$$

$$F_Z(i, \psi) = F_i \sin 30^\circ + F_a \cos 30^\circ \quad (9)$$

식(7), (8), (9)에 실험을 통해 얻어진 힘 F_X , F_Y , F_Z 를 적용함으로써 F_T , F_R , F_A 를 구하였으며, 구해진 F_T , F_R , F_A 와 실험에서 절삭조건으로 주어진 절삭깊이(a_p), 공구의 각위치(θ_i) 및 날당 이송속도(f)를 Martellotti의 절삭력 모델⁽¹⁾에 대입하면 비절삭저항 및 비절삭저항계수 K_T , K_R , K_A 를 구할 수 있다.

2.3 날 길이에 따른 절삭력과 공구마멸과의 관계

2날 엔드밀에 있어서 날의 형상은 그 길이가 각각 다르다. 두 날 중에서 한 날은 그 길이가 다른 한날의 길이의 1.5배에 달한다. 따라서 길이가 다른 두 날에 의한 절삭력의 변화 양상이 다를 것으로 예상하고 다음과 같은 데이터의 분석을 통해 절삭력에 영향을 크게 미치는 날을 찾아 절삭력을 분석하는데 있어 중점을 두어 고려하였다. 2날 엔드밀을 이용한 절삭 가공에서 절삭가공에 의한 절삭력의 발생은 공구의 회전과 이송에 의한 각 날의 절삭작용에 의한 것이다. 이 때 각 날에 발생하는 공구마멸과 절삭력과의 관계를 규명하였다.

Fig. 3은 공구마멸의 형상과 마멸의 측정 부위

를 나타낸다.

Fig. 4는 2년 엔드밀을 이용한 절삭 가공시에 절삭력의 변화에 대한 길이가 서로 다른 두 날에 발생하는 V_B 의 크기 변화를 상호비교한 그래프이다. 그림의 (a)와 (b)에서 F_X 와 F_Y 의 변화에 따른 긴 날과 짧은 날 상에서 발생하는 공구마멸의 변화가 유사한 기울기를 유지하면서 변화하고 있음을 알 수 있다. 따라서 두 날상에서 발생하는 공구마멸량이 상호 유사함에 근거하여 두 날 중에서 하나의 날을 선택하여 공구마멸량과 절삭력과 관계를 규명하는데 적용할 수 있음을 확인할 수 있었으며, 본 논문에서는 부가항력을 구하는데 긴 날의 공구마멸량을 적용하였다.

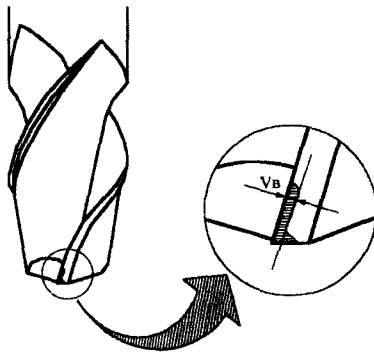


Fig. 3 The shape of tool wear and measuring position

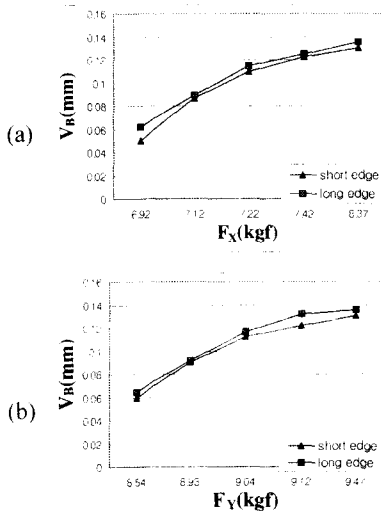


Fig. 4 Comparison between the V_B on long edge and short edge

2.4 V_B 의 변화 양상의 확인

실제 엔드밀을 이용한 가공을 할 때 공구마멸량의 변화는 Fig. 4에서 확인할 수 있듯이 어느 정도의 선형적인 특성을 지닌다. 그러나 공구가 파손되는 시점 부근에서는 V_B 의 변화 양상이 선형적인 특성에서 벗어날 것으로 추정된다.

Fig. 5을 통해 볼 수 있듯이 엔드밀의 마멸은 절삭길이가 약 600mm 이상에서 공구마멸량의 평균값 V_{BAV} 는 그 증가량이 점차 감소하여 거의 일정한 크기를 유지한다. 따라서 공구마멸을 고려한 절삭력의 예측에서 V_{BAV} 의 값이 절삭길이 600mm에 해당하는 0.155mm 이상일 때는 절삭력의 변화량에 거의 무관한 특성을 보였다.

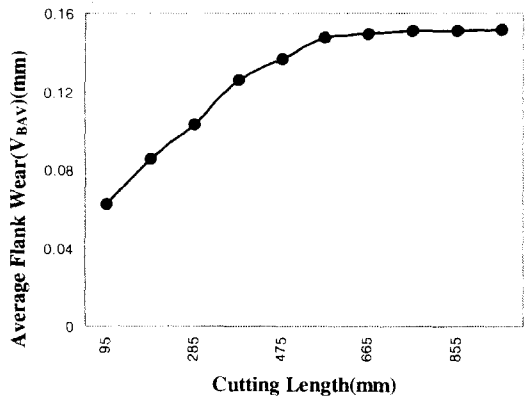


Fig. 5 Average flank wear (V_{BAV}) vs. cutting length

2.5 공구마멸에 대한 부가항력의 측정

Fig. 6은 각각의 공구마멸에 대한 절삭력 F_f 와 공구마멸이 없는 경우에 발생하는 절삭력 F_{OT} 와의 차이를 공구의 날이 이루는 각위치 θ_i 에 따라 나타낸 그림이다.

실제 엔드밀을 이용한 홈(slot)가공에서 공구마멸이 존재하지 않는 경우의 절삭력과 임의의 크기의 공구마멸이 존재하는 경우의 절삭력을 비교하여 분석해 볼 때 그 각각의 절삭력은 공구의 각위치에 따라 달라짐을 알 수 있다.

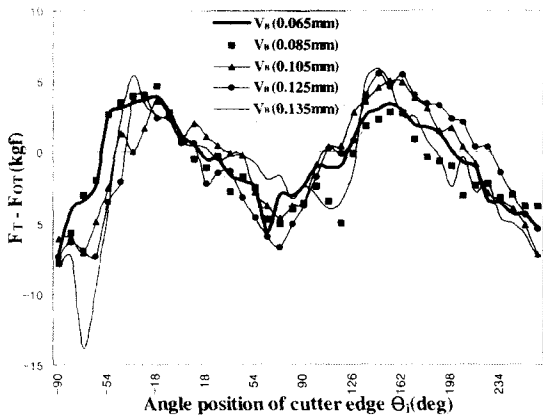


Fig. 6 Cutting force difference with worn and new tool

반경방향의 절삭력 F_R 도 이와 유사한 특성을 보이며, 축방향의 절삭력 F_A 는 실제 절삭시 발생되는 플랭크 마멸의 변화에 대해서는 거의 무관한 특성을 보이므로 생략하였다.

Fig. 6에서 공구의 각위치 θ_1 에 따른 절삭력의 차는 sine파형의 분포를 보이고 있으며, 이러한 절삭력차의 분포를 일정주기의 sine파형으로 필터링에 의해 근사화가 가능하다.

Fig. 7은 공구마멸이 0.065mm일 때, 접선 방향의 실제의 절삭력 F_T 와 공구마멸이 존재하지 않는 경우의 접선 방향 절삭력 F_{OT} 과의 차이를 근사화시킨 것으로 그 일치정도가 비교적 양호한 상태를 알 수 있다. 이러한 방법으로 측정된 각각의 공구마멸에 해당하는 절삭력과 공구마멸이 존재하지 않는 경우의 절삭력과의 차를 근사화시킬 수가 있다.

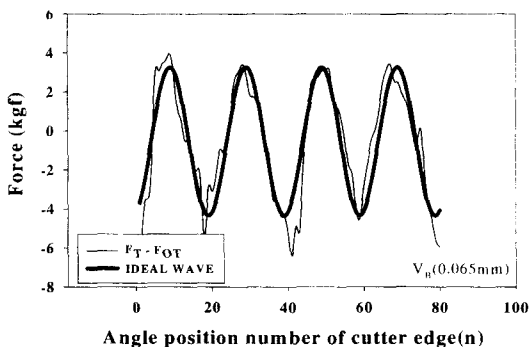


Fig. 7 Approaching cutting forces with worn tool to new tool ($V_B=0.065mm$)

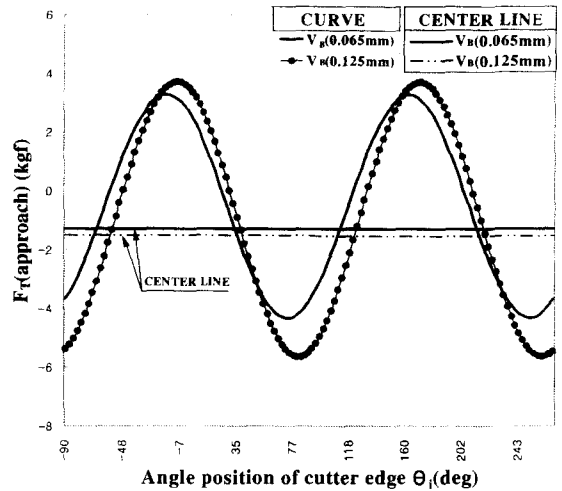


Fig. 8 Comparison of approaching cutting forces as transformation of tool wear

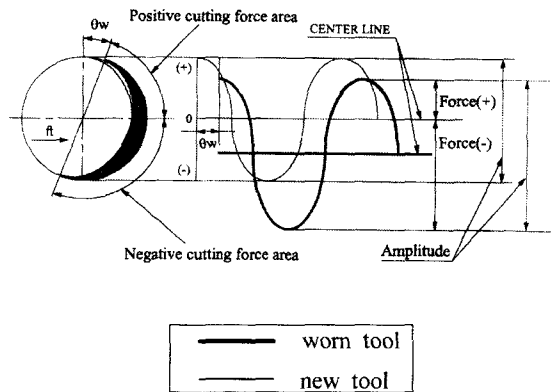


Fig. 9 Transformation of approaching cutting forces as increase of tool wear

각각의 근사화 된 파형은 Fig. 8의 예와 같이 공구마멸에 따라 세로축 방향으로 중심선의 위치가 서로 다른 특성을 가지게 되며, 가로축 방향으로 절삭력 파형이 양의 방향으로 이동되는 현상을 볼 수 있다. 이러한 현상은 공구마멸이 증가함에 따라 공구가 실제 절삭을 시작하는 시점이 늦어지기 때문이며, Fig. 9는 마멸이 있는 공구의 절삭이 θ_w 만큼 회전된 위치에서부터 시작됨을 보여준다. 따라서, 공구의 회전 중심을 기준으로 하여

상향과 하향 절삭이 균형을 이루면 칩두께는 하향 절삭으로 비중이 높아지게 되며, 그로 인해 파형의 중심선을 세로축의 음의 방향으로 이동시킨다. 또한 이러한 절입각의 공구 회전방향 이동은 절삭의 시연을 유도하여 Fig. 9에서와 같이 θ_w 만큼 가로축의 양의 방향으로 절삭력 파형이 이동한다. 또한 절삭력은 공구마멸에 따라 증가하기 때문에 파형의 진폭이 커지게 된다.

세로축 방향의 중심선 차이를 β , 가로축 방향의 절삭지연을 ω , 절삭력 파형의 진폭 차이를 λ , 주기의 차이를 δ 라고 하면, 접선방향, 반경방향의 부가항력을 식(10)과 같이 나타낼 수 있다.

$$F_{PT} = \beta_T + \lambda_T \cdot \sin\left(\frac{2\pi \cdot n}{\delta_T} + \omega_T\right)$$

$$F_{PR} = \beta_R + \lambda_R \cdot \sin\left(\frac{2\pi \cdot n}{\delta_R} + \omega_R\right) \quad (10)$$

- n : 절삭날의 각위치 횟수
- F_{PT} : 접선방향 부가항력
- F_{PR} : 반경방향 부가항력
- λ_T, λ_R : 접선 및 반경방향의 절삭력 파형의 진폭에 관계되는 상수
- δ_T, δ_R : 접선 및 반경방향의 절삭력 파형의 주기에 관계되는 상수
- β_T, β_R : 접선 및 반경방향의 절삭력 파형의 크기방향 초기 값에 관한 상수
- ω_T, ω_R : 접선 및 반경방향의 절삭력 파형의 주기방향 초기 값에 관한 상수

공구마멸이 존재하는 경우의 절삭력과 공구마멸이 존재하지 않는 경우의 절삭력과의 차이를 평균 절삭력에 의존하지 않고, 공구의 각위치(θ_i)에 따라 그 차이를 구하여 방정식을 수립하였으며, 방정식에 사용된 계수 및 상수 $\beta, \lambda, \delta, \omega$ 는 Fig. 8의 예에서 볼 수 있듯이 공구마모에 따라 중심선의 위치, 절입 위치, 절삭력의 크기, 주기 등을 각각 달리한다. 이와 같은 방정식은 공구의 각위치에 따라 각각 다른 크기를 가지는 부가항력을 의미한다.

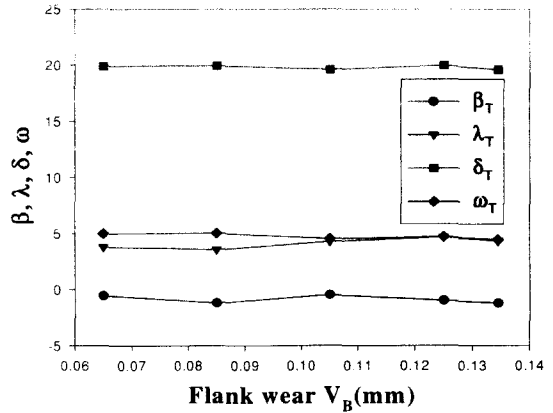


Fig. 10 Relationship between $\beta, \lambda, \delta, \omega$ and flank wear V_B

Fig. 10은 이러한 각각의 상수와 계수가 공구마멸에 대해서 가지는 관계를 나타내는 그래프이다. 그림을 통해서 $\beta, \lambda, \delta, \omega$ 가 공구마멸과 일차의 선형적인 관계를 가짐을 알 수가 있다. 그 각각의 선형적인 관계에 대한 식을 Table 2에 나타내었으며, 이 식들을 식(10)에 대입함으로써 엔드밀을 이용한 홈(slot)가공시에 공구마멸에 따른 부가항력을 구할 수가 있다. 이러한 부가항력을 칩제거력에 포함시켜 완성된 모델을 구성하였으며, 이 모델은 엔드밀을 이용한 절삭시 공구마멸이 절삭력에 미치는 영향을 고려한 모델이다.

Table 2 Relationship between $\beta, \lambda, \delta, \omega$ and flank wear V_B

| | Tangential(T) | Radial(R) |
|-----------|-------------------|-------------------|
| β | $-0.251-6.038V_B$ | $7.976+7.269V_B$ |
| λ | $2.843+12.549V_B$ | $5.378+6.343V_B$ |
| δ | $20.118-3.016V_B$ | $19.772+2.175V_B$ |
| ω | $5.557-7.862V_B$ | $1.176+3.872V_B$ |

3. 결과 및 토론

엔드밀 가공시 Table 1에 제시된 절삭 조건을 적용하고, 절삭거리를 변화시킴에 의해 총 절삭량을 달리하여 다양한 공구마멸의 크기를 얻었으며, 이 때 발생된 공구마멸은 0.075mm, 0.077mm, 0.115mm, 0.152mm이다.

제시된 절삭조건에 따라 홈가공을 실시한 후

과 결과로 얻어진 X, Y방향의 절삭력 T , R 방향의 절삭력으로 위에서 구한 변환식에 의해 변환을 실시하였다. 또한 Table 1에 주어진 절삭조건과 위에서 구한 공구마멸을 대입한 후 시뮬레이션 과정을 거쳐 일련의 데이터를 얻을 수가 있었다. 이러한 과정을 거쳐 구해진 실제 실험을 통한 절삭력과 시뮬레이션을 통한 절삭력을 비교하였다. Fig. 11은 이러한 비교의 결과를 나타낸 것이다.

Table 3은 절삭력 모델을 통해 얻어진 절삭력과 실제 엔드밀을 이용한 가공시에 발생되어진 절삭력의 절대값을 평균치로 취하여 비교한 것으로 시뮬레이션을 통한 집선방향, 반경방향 절삭력과 실제 절삭시에 발생되어진 절삭력의 오차율을 나타내었다. 각각의 공구마멸에 대한 오차율은 대략 5%에서 12%의 범위를 유지하였다.

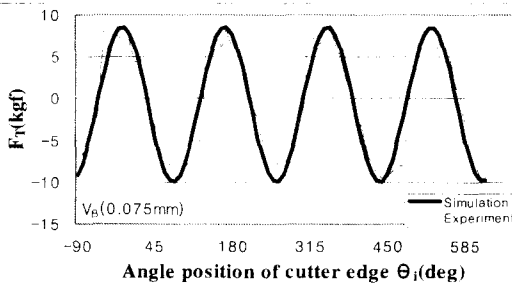


Fig. 11 Comparison of predicted cutting force with the measured cutting force

Table 3 Comparison of predicted cutting force with the measured cutting force

| Flank Wear V_B (mm) | Direction | Cutting Force(Kgf) | | |
|-----------------------|-----------|--------------------------------------|--------------------------------------|--------------------------------------|
| | | Average Experiment Force(F_{EX}) | Average Simulation Force(F_{SI}) | $\frac{ (F_{EX} - F_{SI}) }{F_{EX}}$ |
| 0.075 | T | 5.916 | 5.922 | -0.0010 |
| | R | 9.945 | 8.682 | 0.127 |
| 0.077 | T | 5.623 | 5.942 | -0.057 |
| | R | 9.403 | 8.687 | 0.076 |
| 0.115 | T | 5.614 | 6.337 | -0.129 |
| | R | 9.513 | 8.828 | 0.072 |
| 0.152 | T | 6.043 | 6.643 | 0.099 |
| | R | 9.914 | 9.049 | 0.087 |

4. 결론

- 1) 엔드밀을 이용하여 일정한 절삭조건하에서 홈가공을 실시할 경우 공구의 플랭크 마멸은 임계점을 가진다. 임계점 이전에 플랭크 마멸은 변화 양상이 선형적인 특성을 이루고, 임계점을 지나면 극히 둔화되어 거의 일정한 값을 시니게 된다.
- 2) 엔드밀을 이용한 홈가공에서 공구마멸이 존재하는 경우와 존재하지 않는 경우의 절삭력을 비교할 때, 공구마멸에 따른 부가항력을 공구의 각위치(θ)를 따라 임의의 주기를 보이는 sine파형의 양상을 띠고 있다.
- 3) 부가항력을 나타내는 형태의 방정식에서 방정식을 구성하는 각각의 계수 및 상수는 엔드밀의 플랭크 마멸 V_B 와 선형적인 관계를 가진다.
- 4) 모델의 타당성 검증 실험시 주어진 절삭 조건하에서 실제 절삭시에 발생하는 절삭력과 시뮬레이션을 통한 절삭력의 일치정도는 88%에서 95%정도를 유지하였다.

후기

본 연구는 전북대학교 자동차 신기술 연구소의 지원에 의하여 수행되었으며 이에 감사 드립니다.

참고문헌

1. M. E. Martellotti, "An Analysis of the Milling Process," Trans of ASME, Vol. 63, pp. 667 - 700, 1941.
2. 이병철, 황정철, 백대균, 김희술, "정면 밀링의 절삭력 해석을 위한 평균 비절삭저항 모델의 개발," 한국정밀공학회지, 제11권, 제4호 pp. 13 - 25, 1994.
3. W. A. Kline, R. E. DeVor, "The Effect of Runout on Cutting Geometry and Force in End Milling," Int. J. Mach. Tool Des. Res, Vol. 23, No. 2/3, pp. 123 - 140, 1983.
4. B. K. Fussell, K. Srinivasan, "An Investigation of the End Milling Process Under Varying Machining

- Conditions," *Trans of ASME, J. of Engr. Ind.*, Vol. 111, pp. 149 - 157, 1989.
5. Y. Altintas, I. Yellowley, "In-Process Detection of Tool Failure in Milling Using Force Models," *Trans of ASME, J. of Engr. Ind.*, Vol. 111, pp. 149 - 157, 1989.
 6. S. C. Lin, R. J. Yang, " Force-based Model for Tool Wear Monitoring in Face Milling," *Int. J. Mach. Tools Manufact.*, Vol. 35, No. 9, pp. 1201 - 1211, 1995.
 7. D. J. Waldorf, S. G. Kapoor, R. E. DeVor, " Automatic Recognition of Tool Wear on A Face Milling Using A Mechanistic Modeling Approach," *Wear*, Vol. 157, pp. 350 , 1992.
 8. Yellowley, I., "Observations of the Mean Values of Forces, Torque, and Specific Power in the Peripheral Milling Process," *Int. J. of Mach. Tool Des. Res.*, Vol. 25, No. 4, pp. 337 - 346, 1985.