

정면밀링에서 공구경사각에 따른 비절삭저항 변화 (Variation of Specific Cutting Pressure with Different Tool Rake Angles in Face Milling)

류시형*(서울대 대학원), 주종남(서울대 기계설계학과)

Keywords : Face Milling(정면밀링), 3-Dimensional Cutting(삼차원절삭), Cutting Force(절삭력), Tool Rake Angles(공구경사각), Specific Cutting Pressure(비절삭저항)

ABSTRACT : In this study, the effect of tool rake angles and the change of cutting conditions on specific cutting pressure in face milling is investigated. The cutting force in face milling is predicted from the double cutting edge model in 3-dimensional cutting. Conventional specific cutting pressure model is modified by considering the variation of tool rake angles. Effectiveness of the modified cutting force model is verified by the experiments using special face milling cutters with different cutter pockets and various rake angles. From the comparison of the presented model and the specific cutting pressure, it is shown that the axial force can be predicted by the tangential and radial forces without the knowledge of friction angle and shear angle. Also, the relation between specific cutting pressure and cutting condition including feedrate, cutting velocity and depth of cut is studied.

1. 서론

정면밀링에서 중요한 절삭조건 가운데 하나가 커터에 의해 결정되는 세 방향의 공구경사각이다. 이들을 각각 축방향 경사각, 반경방향 경사각, 리이드 각이라 한다. 그 밖에 여유각들이 있으나 이들은 절삭력에 미치는 영향이 미소하다고 볼 수 있다. 지금까지의 연구들은 비절삭저항을 구함에 있어서 공구 경사각이 고정된 상태에서 절삭 실험을 행하여 이를 구했기 때문에 공구 경사각이 달라질 경우에 절삭력 변화를 알려주지는 못한다. 따라서 공구경사각에 따른 비절삭저항의 변화를 알아보는 것이 필요하다. 본 논문에서는 선삭의 절삭력에측에 사용되는 전단이론¹⁾을 정면밀링에 적용하여 공구경사각이 절삭력의 크기와 방향에 미치는 영향을 예측하고, 절삭 날마다 경사각이 다르게 설계된 특수 커터를 제작하여 실험을 수행하고 예측값과 비교하여, 공구경사각 및 절삭조건을 고려한 정면밀링 절삭력 모델을 제시하고 비절삭저항의 변화에 대해서 고찰한다.

2. 삼차원 절삭이론

2.1 선삭과 정면밀링에서의 공구각 비교

Fig.1은 선삭공구의 공구각들을 나타내고, Fig.2는 정면밀링 커터의 주요 공구 경사각들을 나타낸다. Fig.1에서 선삭에서의 경사각(i), 절삭 속도방향 수직경사각(α_v)을 선삭에서의 주요각들이인 축경사각($\alpha_s = \angle AGB$), 상면경사각($ab = \angle AFB$), 앞날각

($C_s = \angle OCB$)으로 나타내보자.

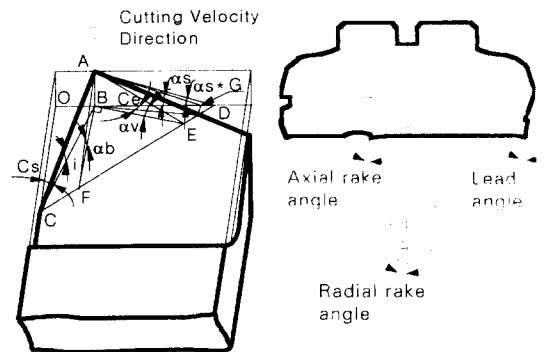


Fig.1 Turning Tool

Fig.2 Face Milling Cutter

먼저 선삭에서의 경사각에 대해서 살펴보면 Fig.1에서 삼각형 ODC와 BDF가 닮았다는 조건으로 부터,

$$\tan i = \frac{AB}{BC} = \frac{AB}{BC} \left(\frac{OC}{BF} - \frac{OB}{BD} \right)$$

위에 주어진 각들로 나타내보면,

$$\tan ab = \frac{AB}{BF}, \cos C_s = \frac{OC}{BC}, \tan \alpha_s^* = \frac{AB}{BD}, \sin C_s = \frac{OB}{BC}$$

이므로,

$$\tan i = \tan ab \cdot \cos C_s - \tan \alpha_s^* \cdot \sin C_s \quad (2-1)$$

그리고, 절삭 기하로부터 아래의 식들이 유도된다.

$$\tan \alpha v = \tan \alpha s \cdot \cos C_s + \tan \alpha b \cdot \sin C_s$$

$$\tan \alpha m = \tan \alpha v \cdot \cos i$$

$$\tan \alpha s^* = \tan \alpha s - \tan C_e \cdot \tan \alpha b \quad (2-2)$$

지금까지 살펴 본 선삭에서의 공구각과 정면 밀링의 주요각 사이에는 다음과 같은 상사성이 성립한다. 즉, 선삭에서의 측경사각, 상면경사각, 옆날각은 각각 정면밀링에서의 반경방향 경사각(γ_r), 측방향 경사각(γ_a), 리이드 각(γ_l)에 해당한다. 따라서 정면밀링의 경사각으로부터 선삭에서의 경사각(i), 수직상면경사각(α_n)을 구해서, 선삭에서의 절삭력 모델을 정면 밀링에 확장 적용하고 이를 통해 정면밀링 경사각들이 비절삭저항에 미치는 영향을 고찰한다.

2.2 정면밀링의 절삭모델

절삭가공에 있어서 절삭속도 방향과 절삭날이 수직을 이루지 않는 경우를 모두 삼차원 절삭이라 정의한다.

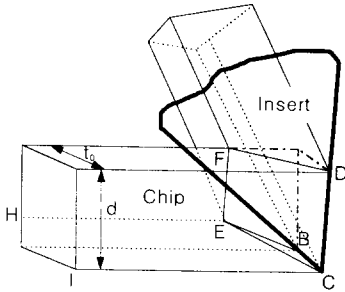


Fig.3 Oblique Cutting Model

삼차원 절삭의 대표적인 절삭 모델에는 외날 모델¹⁾과 두날 모델²⁾이 있다. 두 방법 모두 삼차원 절삭을 해석함에 있어서 절삭속도 방향과 칩 유출속도 방향으로 이루어진 면에서는 이차원 절삭이 이루어진다고 보고, 이차원 절삭의 축적을 통해 삼차원 절삭을 해석한다. 날 당 이송량이 작은 경우에는 이차원 단면이 일차단면에 비해 상대적으로 미소하므로 두 모델이 거의 일치한다고 볼 수 있지만 이송량이 비교적 많을 경우에는 후자의 모델이 더 실제 절삭과정을 잘 나타낸다고 할 수 있다. 삼차원 절삭에 있어서 유효경사각은 기하로부터 다음과 같이 얻을 수 있다.

$$\alpha_c = \sin^{-1}(\sin \alpha_n \cos i \cos \eta_c + \sin \eta_c \sin i) \quad (2-3)$$

여기서 η_c 는 공구면에서 주 절삭날에 수직인 선과 칩유출 방향 사이의 각으로 정의되는 칩유출각이다. Fig.3 은 정면밀링의 절삭과정을 삼차원 절삭으로 모식화해 나타낸 것이다. C점을 원점으로 하고 절삭속도의 반대방향을 x축, 절삭깊이 방향을 y축으로 하고 z방향은 오른손 법칙을 따라 설정하면, B, D, E점의 좌표는

$$B = (-t_0 \tan \alpha_n, 0, t_0)$$

$$D = (-d \tan i, d, 0) \quad (2-4)$$

$$E = \left(\frac{t_0 \cos \alpha_c}{\cos \alpha_n \cos \eta_c \tan \phi_e}, \frac{t_0 \sqrt{\cos^2 \alpha_c - \cos^2 \alpha_n \cos^2 \eta_c}}{\cos \alpha_n \cos \eta_c}, t_0 \right)$$

벡터의 외적을 통해서 삼각형 전단면 $A_1(\triangle BCE)$ 의 넓이와 사다리꼴 전단면 $A_2(\square CDFE)$ 의 넓이는

$$A_1 = \frac{\overline{CB} \times \overline{CE}}{2}, A_2 = \frac{|\overline{EF}| + |\overline{CD}|}{2} \cdot \frac{\overline{CD} \times \overline{CE}}{|\overline{CD}|} \quad (2-5)$$

이차원 절삭에서 공구면의 마찰력을 삼차원 절삭에 적용하고 전단력을 구하면,

$$F_t = \frac{\tau_s \sin \beta \cos \alpha_c}{\cos(\phi_e + \beta - \alpha_c) \sin \phi_e \cos i \cos \alpha_n} dt_0 \quad (2-6)$$

$$F_H = \frac{\tau_s \cos \alpha_c}{\cos(\phi_e - \alpha_c)} \left\{ (A_1 + A_2) + \frac{dt_0 \sin \beta}{\cos(\phi_e + \beta - \alpha_c) \cos i \cos \alpha_n} \right\} \quad (2-7)$$

이 식에는 미지의 4개의 값들이 포함되어 있는데 전단응력, 마찰각, 유효전단각 그리고 칩 유출각들이 이에 해당한다. 위에서 얻어진 주절삭분력 값은 공구면에서의 마찰력(F_t)와 수직분력(N_t)으로 나누어지는, 공구면에서의 합력의 주분력 성분과도 같아야 하므로 아래의 식이 성립한다.

$$(R_t)_H = -N_t / \sqrt{\sec^2 i + \tan^2 \alpha_n} + F_t \sin \alpha_c = F_H$$

공구면에 수직인 분력은 이 식에서 결정되고 이송분력과 배분력은 수직분력과 마찰력으로부터 구할 수 있다.

$$F_v = -N_t \tan \alpha_n / \sqrt{\sec^2 i + \tan^2 \alpha_n} + F_t \cos \alpha_c / |\overline{CE}| \sin \phi_e$$

$$F_r = -N_t \tan i / \sqrt{\sec^2 i + \tan^2 \alpha_n} + F_t \cos \alpha_c \sqrt{|\overline{CE}|^2 \sin^2 \phi_e - t_1^2} / |\overline{CE}| \sin \phi_e \quad (2-8)$$

2.3 비절삭저항의 고찰

정면밀링에서 미변형칩두께에 대한 접선력, 반경력, 축력의 비율 각각 K_t, K_r, K_a 라 정의하자. 위에 전개한 식에 의해서,

$$K_t = \left[\frac{\tau_s \cos \alpha_c}{\cos(\phi_e - \alpha_c)} \left\{ \frac{A_1 + A_2}{dt_0} + \frac{\sin \beta}{\cos(\phi_e + \beta - \alpha_c) \cos i \cos \alpha_n} \right\} \right]$$

$$K_r = -K_t \frac{\tan \alpha_n}{\cos i} + \frac{\tau_s \sin \beta \cos \alpha_c}{\cos(\phi_e + \beta - \alpha_c) \sin \phi_e} \left[\frac{\sin \alpha_n \sin \alpha_c}{\cos^2 i \cos^2 \alpha_n} + 1 \right]$$

$$K_a = -K_t \tan i + \frac{\tau_s \sin \beta \cos \alpha_c}{2 \cos(\phi_e + \beta - \alpha_c) \sin \phi_e \cos i \cos \alpha_n} \cdot \left\{ 2 \tan i \sin \alpha_c + \sin 2i(1 - \sin \alpha_n) \right\} \quad (2-9)$$

미변형 칩단면적은 리이드각 만큼 회전해 있으므로 정의된 방향으로는 비절삭저항은

$$K_r = K_r \cos C_s + K_a \sin C_s$$

$$K_a = K_r \sin C_s - K_r \cos C_s \quad (2-10)$$

전단면적과 주절삭분력을 엄밀히 살펴보면 비절삭저항이 미변형칩두께 뿐 만 아니라 칩두께와 칩너비의 비에 관계되는 함수임을 알 수 있다. 따라서 이송율이 상대적으로 클 경우에는 절삭력이 미변형칩두께에 단순히 비례한다고 할 수 없다.

$$\frac{\tau_s \sin \beta \cos \alpha_e}{\cos(\phi_e + \beta - \alpha_e) \sin \phi_e} = Const. \quad (2-11)$$

우리가 모르는 변수들이 들어있는 위 식의 값을 상수로 두면, 축방향의 비절삭저항은 접선, 반경방향의 비절삭저항과 공구형상각들로 표현되고 있음을 볼 수 있다. 이 식에는 정면 밀링의 세 가지 주요 공구경사각이 포함되어 있어서 이들이 비절삭저항에 미치는 영향을 고찰할 수가 있다.

3. 정면밀링의 절삭력

3.1 정면밀링의 절삭기구

정면밀링 커터 절삭날의 절삭 경로는 회전과 이송의 동시 운동에 의한 트로코이달 곡선이지만, 일반적으로 이송율이 커터의 반경에 비해 매우 작으므로 원호로 근사할 수 있다. 따라서 순간 칩 두께(t)는 Fig.4 를 참조하면 공작물의 임의 절삭 위치에서 다음과 같다. 여기에서 f_1 는 날 당 이송량을 R 은 커터의 반경을 나타낸다.

$$t(i, \phi) = R + f_1 \sin \theta_i - \sqrt{R^2 - f_1^2 \cos^2 \theta_i} \approx f_1 \sin \theta_i$$

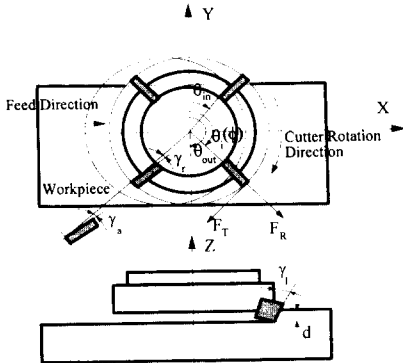


Fig.4 Cutting Mechanism of Face Milling

Fig.4 에서 좌표 설정은 커터중심을 원점으로 하고 이송 방향을 x축, 절삭 표면에 수직하고 위 쪽을 향하는 방향을 z축, y축은 오른손 법칙을 따라 선정한다. 이 좌표계에서 축 방향 힘(FA)은 z 방향과 일치하고 x축, y축 힘은 접선방향 힘(FT)과 반경방향 힘(FR)을 변환하여 얻는다. 정면밀링에서는 보통 여러 개의 절삭날이 동시에 절삭하므로 순간 절삭력을 얻기 위해서는 절삭중인 각 날에 작용하는 절삭력들을 더해야 한다.

3.2 비절삭 저항의 결정

정면밀링 공정에서 칩 두께는 절삭 경로를 따라 계속 변화하기 때문에 일반적으로 칩 두께의 함수로 알려진 비절삭저항 값은 일정하지 않지만 순간 절삭력을 예측하기 위해 순간적으로 변하는 비절삭 저항을 사용하는 것은 실용적이지 못하므로 이송율에 대한 평균 비절삭저항을 구하기로 하자.

$$F_X(\phi) = K_T \sum_{i=1}^N f_i d \sin \theta_i \cos \theta_i + K_R \sum_{i=1}^N f_i d \sin \theta_i \sin \theta_i$$

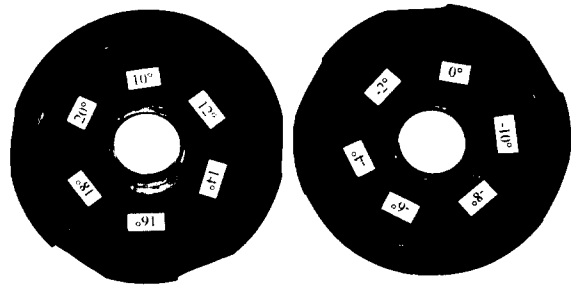
$$F_Y(\phi) = K_T \sum_{i=1}^N f_i d \sin \theta_i \sin \theta_i - K_R \sum_{i=1}^N f_i d \sin \theta_i \cos \theta_i \quad (3-1)$$

의날 절삭실험을 통해서 이송율에 대한 비절삭저항값을 구할 수도 있으나, 다인 절삭에 있어서는 각 날들에 반경방향 런아웃이 존재하기 때문에 공칭 이송율에 대한 비절삭저항을 구하는 것이 바람직하다. 즉, 주축1회전에 대한 절삭력 데이터를 통해서 비절삭저항을 구하면 반경방향 런아웃에 의한 절삭력의 편차가 서로 상쇄되어 공칭 이송율에 대한 비절삭저항 값을 얻을 수 있다. 여기서 평균 절삭력은 공구회전각에 따라 변하는 절삭력을 적분하여 구하는 것이 이상적이겠지만 절삭력 데이터가 이상적으로 들어오기 때문에 산술적으로 더하여 평균하는 방법을 사용한다.

4. 실험 및 결과

4.1 실험장치

실험에 사용된 머시닝센터는 대우 ACE V30이며, 절삭력 측정을 위한 장치로써 공구 동력계는 Kistler Type 9257, Charge Amp는 Kistler Type 5011을 사용하였고 AD2210 보드를 통해 A/D변환을 한 후 데이터는 486 PC에 저장하였다. 공작물은 절삭특성이 좋고, 시중에서 많이 유통되는 알루미늄 6061-T6을 사용하였다. 여러날 절삭과 절삭조건에 따른 절삭력 실험에는 일반 정면밀링 절삭에 사용되는 대한중성 M415SP05R-12 커터를 사용하였다. 여러날 동시 절삭실험은 커터의 8개의 포켓 중 4곳에 인서트를 장착하고, 절삭유는 사용하지 않았으며, 인서트의 반경방향 런아웃은 다이알 게이지로 측정하였다. 공구경사각에 따른 절삭력 변화를 알아보기 위하여 특수 밀링커터를 제작하였다. 커터의 모델명은 M545SE05R-12B, 인서트는 알루미늄 절삭용으로 사용되는 K10을 사용하였고, 리이드각은 45°로 고정되었으며 반경방향경사각과 축방향경사각을 각각 변화시켰다.



(a) Axial Rake Angle (b) Radial Rake Angle

Fig. 5 Variation of Tool Rake Angles

4.2 절삭력 시뮬레이션과 측정치의 비교

4.2.1 외날 절삭

절삭조건은 주축회전수 600rpm, 이송율 300mm/min, 절삭깊이는 2mm로 주었다.

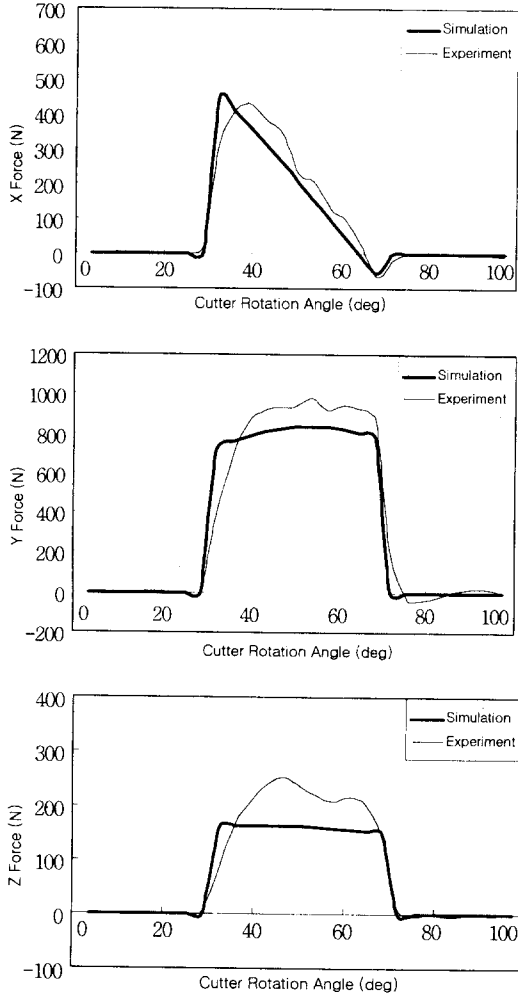


Fig. 6 Result of Fly Cutting

위의 절삭실험 결과를 살펴 보면 X,Y 방향 절삭력의 경우에는 측정값과 시뮬레이션 결과가 10% 전후의 오차를 나타내는 것을 알 수 있다. 실험에서 측정된 절삭력이 예측값보다 더 크게 나타났는데 이것은 공작물의 전단강도 보다 더 큰 응력에서 절삭이 이루어진다는 일반적인 절삭실험의 결과를 보여 준다. 이러한 결과가 나타나는 이유는 절삭이 단일 전단면에 서만 일어나는 것이 아니라 전단영역이 형성되어 이 영역에서 소성에 의한 변형경화가 일어나고, 절삭날에 공구 반경이 존재하여 치수효과등이 존재하기 때문이다. 반면에 Z 방향 절삭력의 경우는 측정치와 30% 정도의 오차를 나타내고 있다. 하지만 기존의 논문에 비해서는 측정값에 많이 접근하고 있음을

볼 수 있다. 여러번의 실험을 통해 확인해 본 결과 Z방향 절삭력 성분은 절삭조건에 따라 변동이 심하다는 것을 알 수 있었고 이러한 원인으로 인해 정확한 축방향 절삭력 예측은 용이하지 않다고 생각한다. 실제 절삭과정에서는 절삭날이 인입할 때 공구 접촉각에 따라 순간적으로 침투계가 작은 과도절삭을 하므로, 절삭력이 서서히 증가하고 있음을 볼 수 있다.

4.2.2 여러날 동시절삭

Fig.7는 특수 밀링커터를 사용하여 4개의 인서트를 90° 간격으로 장착하고, 절삭조건은 주축회전수 500rpm, 이송율 300mm/min, 절삭깊이 1mm로 한 경우의 실험결과이다. 절삭력의 크기에 있어서는 예측값에 비해 측정값이 다소 크게 나타나고 있으나 큰 편차는 보이지 않으며, 경향에 있어서 예측값과 실험값이 잘 근접하고 있음을 볼 수 있다. 런아웃은 측정의 어려움으로 인해 반경방향 런아웃만을 다이얼 게이지로 측정하여 예측의 입력값으로 사용하였다. 런아웃이 각 날들의 절삭력 편차에 매우 중요한 영향을 미치고 있음을 볼 수 있다. 예측값과 측정값의 오차는 반경 방향 런아웃의 측정 오차, 축 방향 런아웃의 존재, 주축 편심, 커터의 피치오차 그리고 각 포켓마다의 공구경사각들의 차이등에 기인한다고 생각된다.

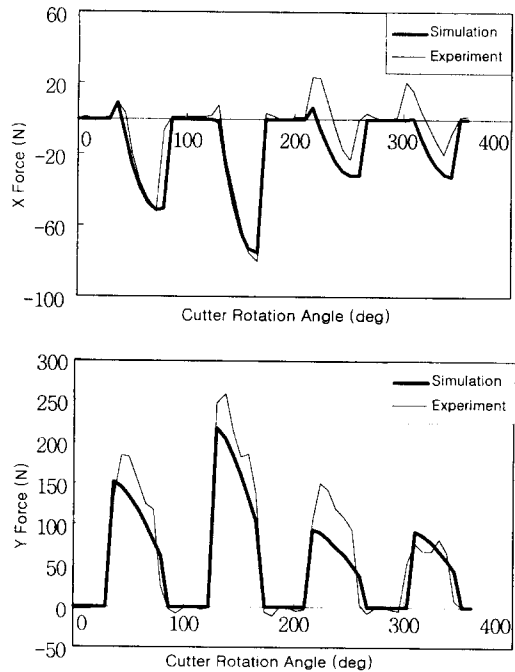


Fig.7 Multitooth Cutting

4.3 절삭조건에 따른 비절삭저항의 변화

일반 정면밀링커터를 사용하여 이송율, 주축회전수, 절삭깊이에 따른 비절삭저항의 변화를 알아보았다. 각각의 경우에 절

삭조건은 주축 회전수 600rpm, 절삭깊이 1mm [Fig.8], 절삭깊이 0.5mm, 날당 이송량 0.5mm [Fig.9], 주축 회전수 500rpm, 이송율 150mm/min [Fig.10]로 하였다.

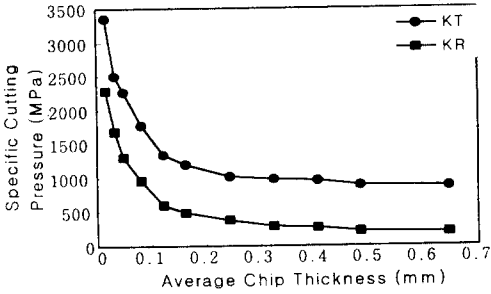


Fig. 8 Relation between Specific Cutting Pressure & Average Chip Thickness

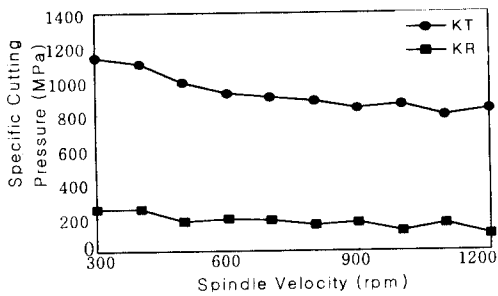


Fig.9 Relation between Specific Cutting Pressure & Spindle Velocity

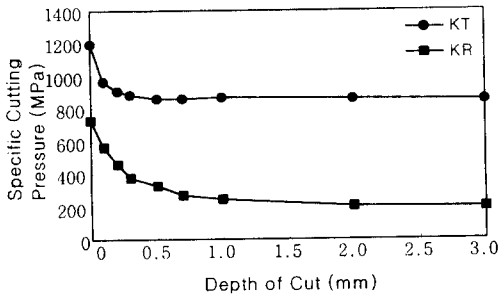


Fig. 10 Relation between Specific Cutting Pressure & Depth of Cut

날 당 이송량이 작아짐에 따라 비절삭저항은 급격히 증가하고 있음을 확인할 수 있었고 이 부분은 기존의 논문들에서 많이 고려되었다. 절삭속도에 대해서는 변화가 그렇게 크지 않지만 주어진 범위에서 속도가 증가함에 따라 다소 감소하는 경향을 보이고 있다. 절삭깊이가 작아질수록 비절삭저항은 이송율에 대한 것과 유사하게 지수 함수적으로 증가함을 볼 수 있고, 이는 공구 반경의 존재에 의한 치수 효과 때문이라고 판단되며 절삭력 예측시 날 당 이송량과 더불어 미시한 영역에서 고려하여야 할 부분이라고 생각된다.

4.4 공구경사각에 따른 비절삭저항의 변화

이송율 120mm/min, 주축회전수 500rpm, 절삭깊이는 2mm로 고

정하고 공구경사각에 따른 비절삭저항의 변화를 알아보았다. 실험은 각각의 공구경사각에 대해서 7번씩 행하였으며, 구해진 비절삭저항의 평균값과 표준편차를 예측값과 비교하였다.

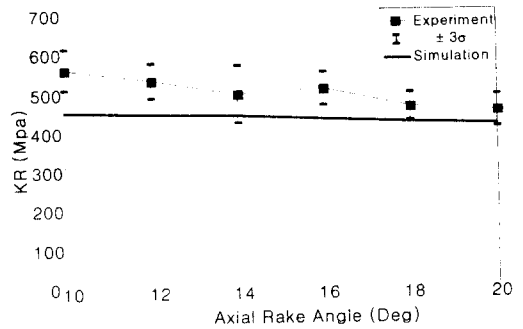
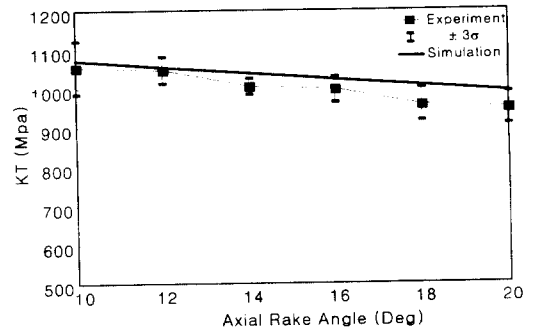


Fig. 11 Relation between Specific Cutting Pressure & Axial Rake Angle

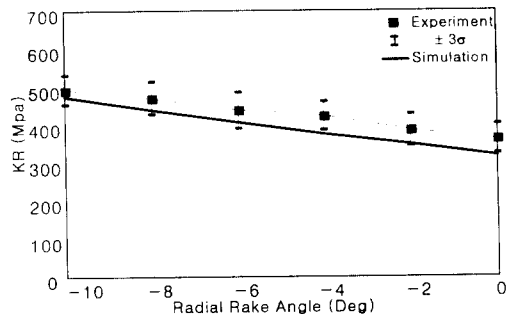
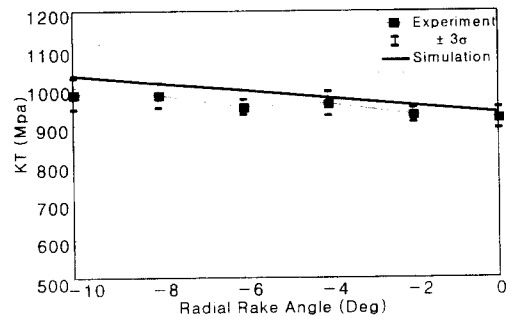


Fig. 12 Relation between Specific Cutting Pressure & Radial Rake Angle

축방향경사각이 증가함에 따라 KT값은 감소하는 경향을 보이고 있고, KR값도 감소하고 있음을 볼 수 있다. 이 결과는 선삭에서의 절삭이론과 잘 부합하고 있으며 시뮬레이션 결과와 성향에 있어서는 잘 일치하나, KT는 실험값에 비해 다소 크게 예측되었으며 KR값은 작게 추정되었다. 반경방향경사각이 증가함에 따라서도 KT, KR의 예측값과 실험값이 잘 일치함을 볼 수 있다. 공구경사각의 편차가 커지면 경향이 더욱 뚜렷하게 나타날 것으로 예측되나 여유각의 제한 등 커터 설계상의 한계 때문에 어려움이 있으리라 판단된다.

5. 결 론

정면밀링에서 공구경사각이 절삭력에 미치는 영향을 선삭에서의 두 날 절삭모형을 도입하여 유도했고, 이를 통해 정면밀링에서의 절삭력을 예측하였다. 전단면 모델과 비절삭저항 모델을 비교하여 공구경사각에 따른 비절삭저항의 변화를 예측하고, 특수 밀링 커터를 제작한 후 실험을 통해 비교한 결과 이론과 잘 일치하고 있음을 확인하였다. 미변형 칩 단면적과 절삭력이 단순히 비례하지 않는다는 사실을 삼차원 절삭모형을 적용하여 유도하였고 이 모델을 이용하여 칩선, 반경방향 절삭력과 절삭조건만으로 축방향 절삭력을 예측할 수 있음을 보였다. 이송율, 절삭속도, 절삭깊이에 따른 비절삭저항의 변화를 알아보았고 제시된 절삭력 예측 모델의 적용범위를 규정하였다.

6. 참고 문헌

- (1) Merchant M.E.,1944, "Basic Mechanics of the Metal Cutting Process," J.of App. Mech., Trans. ASME, Vol.11, pp.168-175
- (2) Usui E.,1978, "Analytical Prediction of Three Dimensional Cutting Process," J.of Eng. for Ind., Vol.100, pp.222-235
- (3) Koenigsberger F. and Pal A.K.P.,1968, "Some Aspects of the Oblique Cutting Process," Int.J.MTDR, Vol.8, PP.45-57
- (4) Brown R.H. and Armarego E.J.A.,1964, "Oblique Machining with a Single Cutting Edge," Int.J.MTDR, Vol.4, pp.9-25
- (5) Kirk J.A.,1977, "Matrix Representation and Prediction of Three-Dimensional Cutting Forces," J.of Eng. for Ind., Vol.99, pp.828-834
- (6) Fu H.J.,1984, "A Mechanistic Model for the Prediction of the Force System in Face Milling Operations," J.of Eng. for Ind., vol.106, pp.81-88
- (7) Shaw M.C.,1984, "Metal Cutting Principles," CLARENDON PRESS