

<연구논문>

환상압연공정에서 측면유동에 의한 어미현상(Fishtailing)의 예측에 관한 연구

김광희* · 양동열**

*부산공업대학 금형공학과

**한국과학기술원 정밀공학과

(1992년 3월 2일 접수)

Prediction of Fishtailing in Ring Rolling by the 3-D Rigid-Plastic Finite Element Method

Kwang-Heui Kim* and Dong-Yol Yang**

**Department of Die and Mould Engineering, Pusan National University
of Technology, 1268, Daeyon-dong, Nam-gu, Pusan, 608-739, Korea*

***Department of Precision Engineering and Mechatronics, Korea Advanced Institute of
Science and Technology 373-1, Kusung, Yousung, Taejon 305-701, Korea*

(Received March 2, 1992)

요 약

어미현상의 예측을 위하여 사각단면의 링을 환상압연하는 공정을 3차원 강소성 유한요소법으로 해석하였다. 환상압연공정의 점진적이고 변형영역이 두롤 사이 근처로 국한되므로 계산시간을 줄이기 위하여 두 롤 사이를 통과하는 부분만을 해석하였다. 변형도율의 분포, 압연력, 구동롤의 토크, 링과 롤 사이의 접촉면에서의 압력분포 및 변형된 링의 단면모양을 계산하였다. 압연력, 구동롤의 토크, 특히 변형된 링의 단면모양, 즉 어미현상은 계산결과와 실험이 잘 일치하였다.

Abstract—The open-pass ring rolling of rectangular cross-section is simulated by the three-dimensional rigid-plastic finite element method to predict fishtailing. Because the ring rolling process is incremental and the deformation region is restricted to the vicinity of the roll gap, only a ring segment spanning the roll gap is analyzed in order to save computation time. The strain rate distribution, roll separating force, driven roll torque, normal pressure distribution and the cross-sectional configuration of the deformed ring are calculated. Comparisons between computation and experiment show good agreement in roll separating force, driven roll torque and especially in the cross-sectional configuration of the deformed ring, i.e. the effect of fishtailing.

Keywords: rigid-plastic finite element method/ring rolling/fishtailing

1. 서 론

환상압연(ring rolling)공정은 원하는 기계적 성질을 갖는 이음매가 없는(seamless) 링 제품을 경제적으로 생산하는 특수한 형태의 압연공정이다. 이 공정은 다른 공정에 비하여 많은 장점이 있어서 산업체에서 널리 이용되어 왔다. 사각단면의 링을 원추롤(conical roll)을 사용하지 않고, 즉 측면으로의 변형을 억제하지 않고 압연을 행하면 일반적으로 불규칙적인 측면유동이 발생하여 단면이 사각형이 되지 않는 현상이 관찰된다. 이 바람직하지 못한 현상을 어미현상(fishtailing)이라 하며, 형상 환상압연에서도 역시 발생한다. 이러한 결함을 피하기 위하여 최근의 상용 환상압연기들의 대부분은 원추롤을 장치하여 링의 축방향에 수직인 면들을 압연한다.

환상압연공정이 점진적이고 비정상 상태의 공정이므로 역학적으로 해석하기가 매우 복잡하여, 어미현상의 예측은 경험에 의하여만 가능하였다. 따라서 초기 링 소재의 치수나 링의 축방향으로 폭 감소량을 경험이나 시행착오법에 의하여 결정하여 왔다.

이 공정은 슬랩(slab), 미끄럼장(slip line field) [1] 및 상계해법(upper bound method) [2, 3] 등의 여러가지 해석적 방법으로 해석되어 왔으나, 이러한 방법들로는 변형된 형상을 얻지 못하였다. 링의 측면유동 형상을 실험적으로 연구함으로써 어미현상에 대한 최초의 체계적인 연구가 Mamalis 등[4]에 의해 행해졌다. 그들은 압력롤의 진입속도가 측면유동 양식에 큰 영향을 미치고, 압력롤의 진입속도가 작을 경우 사각 단면 링의 축방향 폭의 수축이 발생함을 발견하였다. 또 변형영역에서 발생된 3축 인장응력 상태가 이러한 축방향 폭의 수축을 일으킴을 지적하였다.

강소성 유한요소법은 이제 금속 성형공정의 해석 방법 중에서 가장 유용한 방법 중의 하나로 간주되고 있다. 이 해석방법의 가장 큰 장점은 복잡한 형상의 공구를 이용한 소성변형을 비교적 정확히 시뮬레이션할 수 있다는 점이다. 본 논문의 저자들[5]은 평면 변형도(plane strain) 가정하에 환상압연공정을 2차원 강소성 유한요소법으로 해석하였다. 실제의 환

상압연공정에서는 일반적으로 어미현상이 발생할 때 변형이 3차원적으로 일어난다.

본 연구에서는 어미현상 효과를 예측하기 위하여 어미현상이 발생하는 사각단면의 링을 압연하는 공정을 3차원 강소성 유한요소법을 이용하여 해석하였다. 소재가 두 롤 사이를 통과하는 동안 가공경화를 일으키지 않는다고 가정하고 링과 롤 사이의 접촉 외력과 링의 변형 양식을 구하였다. 그리고 압연력, 구동롤 토크, 링과 롤 사이의 접촉면에서의 압력분포, 변형도율(strain rate) 분포 및 변형된 링의 단면의 모양을 계산하였다. 계산된 압연력, 구동롤 토크 및 변형된 단면 모양을 열간 상태(930~1000°C)의 강재의 링을 소재로하여 전산화된 환상압연기[6]에서 수행한 실험결과와 비교하였다.

2. 해석방법

전통적인 판재 압연공정과 환상압연공정의 가장 큰 차이점은 일정속도로 회전하고 있는 상대적으로 큰 직경의 구동롤쪽으로 상대적으로 작은 직경의 압력롤이 공회전(idle)하면서 점진적으로 전진한다는 점이다. 이 공정의 모식도는 Fig. 1에 보였다.

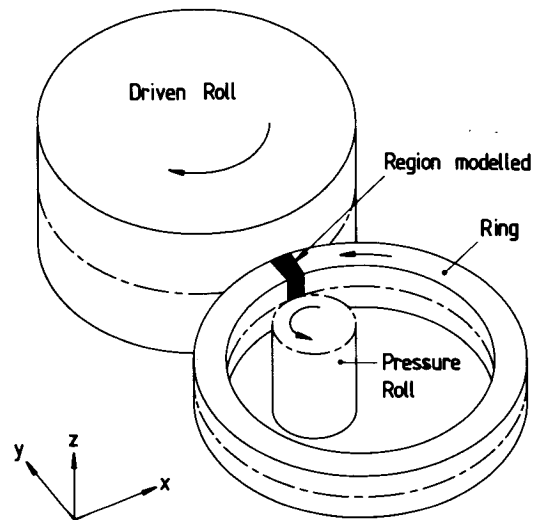


Fig. 1. Overall geometrical configuration of ring rolling process (The region to be modelled is indicated by dark surfaces).

해석하는 순간에 이 공정이 준정적으로 정상상태 (quasistatically steady state)이고 롤과 링의 접촉 길이는 링의 축방향으로 동일하다고 가정하여 본 저자들의 2차원 해석[5]에서와 같이 계산하였다.

δv_s 를 경계조건을 만족하는 속도장의 임의의 변분 (variation)이라고 하면 변분식은 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$\int_V \bar{\sigma} \delta \dot{\epsilon} dV + \int_V \lambda \delta \dot{\epsilon}_v dV - \int_{S_F} f_s \delta v_s dS = 0 \quad (1)$$

여기서 $\bar{\sigma}$ 는 유효응력(effective stress), $\dot{\epsilon}$ 는 유효 변형도율(effective strain rate), λ 는 라그랑지 승수 (Lagrange multiplier), $\dot{\epsilon}_v$ 는 체적변형도율(volumetric strain rate), f_s 는 표면 S_F 에 정의된 외부 접촉력 (traction)이다. 비압축성(incompressibility) 조건 즉 $\dot{\epsilon}_v = 0$ 을 만족하기 위하여 라그랑지 승수를 사용 하였다. 비압축성 조건을 만족시키는 또다른 방법으로 벌칙함수(penalty function) 구속법[7]이 있다. 환상압연공정 중에는 링이 구동롤과의 접촉면에서의 마찰력에 의해서만 회전하기 때문에 절대적인 속도 경계조건이 없다. 따라서 좋은 초기 속도장을 가정 하기가 쉽지 않다. 실제 중립면(neutral surface)을 미리 알지 못하므로 비압축성 조건을 만족하는 가 정된 초기 속도장은 엄밀한 의미에서 실제 속도경 계조건을 만족하지 못한다. 라그랑지 승수법은 이 산화(discretization) 후에 벌칙함수법보다 각 절점 (node)마다 자유도(degree of freedom)가 하나씩 더 증가하여 강성행렬(stiffness matrix)을 저장하기 위한 메모리의 용량이 증가하고 계산시간도 증가하 지만, 가정된 초기 속도장이 실제해(actual solution) 에서 다소간 벗어나더라도 수렴성이 좋은 잇점이 있어서 채택하였다.

8-절점 육면체 등매개변수 요소(8-node hexahedral isoparametric element)를 이용하여 식 (1)을 이산화하였다. 식 (1)의 이산화된 형태는 절점 속 도벡터 V 에 대한 비선형 방정식이 되므로 뉴턴-랩슨 (Newton-Raphson) 방법을 이용하여 풀었다. 상점자 (n)을 반복계산횟수라 하면 반복계산은 다음과 같이 수행된다.

$$V^{(n)} = V^{(n-1)} + \beta \Delta V^{(n)} \quad (2)$$

여기서 β 는 감속계수(deceleration coefficient)이다. 해의 수렴에 대한 판정기준은 다음과 같이 주어진다.

$$\| \Delta V^{(n)} \| / \| V^{(n-1)} \| \leq \epsilon \quad (3)$$

여기서 ϵ 는 매우 작은 상수로 본 해석에서는 10^{-6} 으로 취하였다.

라그랑지 승수법을 이용하였음에도 불구하고 해의 수렴성이 좋지 않아서 감속계수를 조심스럽게 조절 하여야 했으며, 첫번째 반복계산에서의 감속계수 값은 0.03 근처를 택해야 했는데 이는 압출이나 단 조공정을 해석할 때의 값에 비하여 매우 작은 값 이다.

마찰경계조건은 다음 식으로 주어진다.

$$f = -\frac{2}{\pi} m \kappa \tan^{-1} \left(\frac{|V_s|}{u_0} \right) \cdot t \quad (4)$$

여기서 m 는 마찰상수(friction factor), κ 는 전단항 복응력, u_0 는 롤의 원주속도보다 매우 작은 양의 상수이다. V_s 는 링의 롤에 대한 상대속도 벡터이고, t 는 V_s 방향으로의 단위벡터이다.

3. 계산조건

사각단면을 가진 강소성체 링을 환상압연하는 공 정을 유한요소법을 이용하여 해석하였다. 이 공정이 점진적이고 임의의 순간 링의 변형영역이 두 롤 사이의 근처로 국한되고 축방향으로 대칭형이므로 두 롤 사이 근처 링의 반쪽만을 해석하였다. Fig. 1에 해석영역을 검은 면으로 나타내었다.

계산에 사용된 격자구조(mesh system)는 Fig. 2 (a)에 보였다. Fig. 2(b)에서 면 a'b'c'd'h'g'f'e'는 대칭면이다. 링의 표면 abb'a', cdd'c', eff'e' 및 ghh'g'는 자유표면이다. 링과 구동롤의 접촉면 bcc' b'와 링과 압력롤의 접촉면 fgg'f'에서의 경계조건은, 소재의 롤에 대한 상대속도가 각각 롤 표면에 수직인 방향으로의 성분을 갖지 않는다는 것이다. 이 면들 에서의 마찰응력은 식 (4)로 주어지고 마찰상수 m 은 0.5를 취하였다. 가상적인 절단면 aee'a'와 dhh 'd'는 이 면들이 소성변형이 일어나고 있는 두 롤 사이 영역에서 상대적으로 멀리 떨어져 있으므로 본 저자들의 2차원 해석[5]에서와 같이 현재의 링의 중심축에 대하여 강제회전 운동을 한다고 가정하였 다.

링의 측면유동은 링과 롤이 접촉하는 면에서의

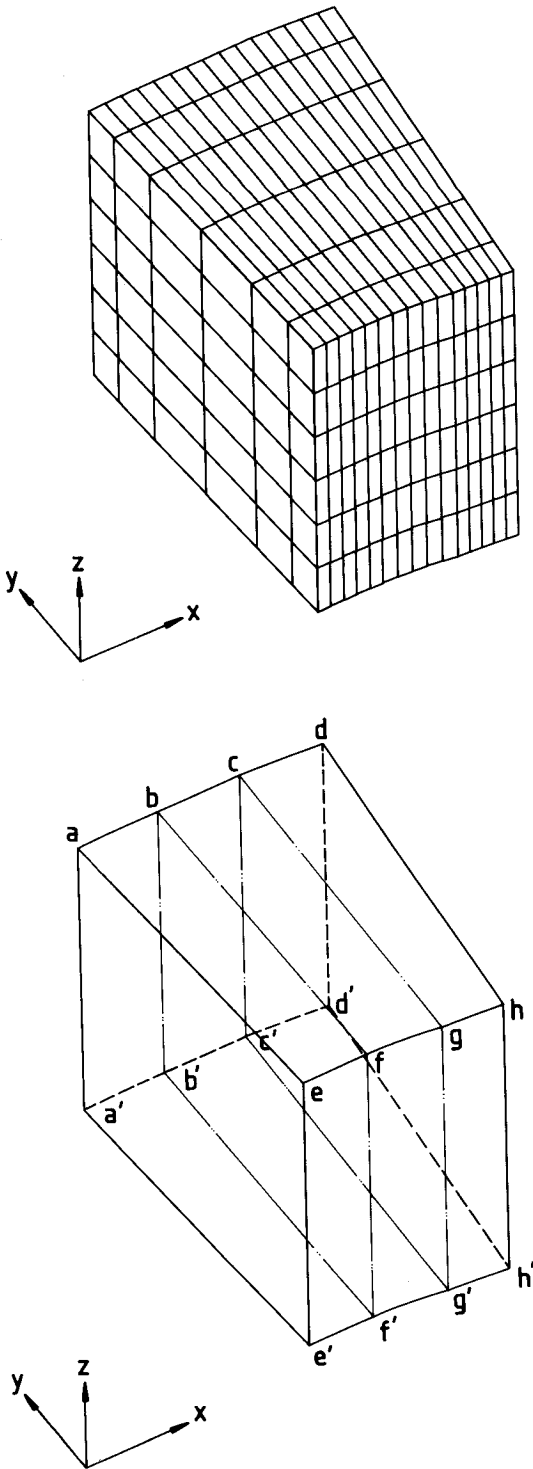


Fig. 2. (a) Mesh system used for computation.
(b) Region to be modelled.

마찰조건에 영향을 받을 것이므로 마찰조건은 두 롤의 접촉면에서 모두 고려하여야 한다. 그러나, 이러한 경우 압력롤의 원주속도를 알지 못하므로 이것 역시 구해야 할 변수로 취급되어야 하므로 계산시간이 늘어난다. 압력롤이 공회전하기 때문에 베어링에서의 마찰손실에 의한 무시할 수 있을 정도로 아주 적은 에너지만을 소모할 것이므로 압력롤과의 접촉면을 무마찰로 처리하면 압력롤의 원주속도를 계산할 필요가 없으며 해석결과에도 크게 영향을 미치지 않음을 본 저자들의 2차원 해석[5]에서 보였다. 그러나 링과 롤 접촉면에서의 마찰응력의 링의 축방향 성분(Fig. 1, 2에서 z-성분)은 링의 측면운동에 직접적으로 영향을 미치고 이 성분은 압력롤의 원주속도를 알지 못하더라도 수식화에 고려될 수 있으므로 압력롤과의 접촉면에서는 이 축방향 성분을 수식화에 고려하고 나머지 성분은 무시하였다. 물론 구동롤과의 접촉면에서는 모든 성분을 다 고려하였다.

환상압연공정중 두 롤 사이를 막 빠져나온 부분은 다시 두 롤 사이로 들어갈 때까지 현재의 링의 중심축에 대하여 거의 강제회전 운동을 하므로 이 공정은 불연속적인 변형패스(deformation pass)들로 이루어진다고 근사화할 수 있다. 각 변형패스에서는 두 롤 사이의 입구쪽 소재의 반경방향 두께가 이 링이 완전히 1회전할 동안 압력롤이 전진하는 거리만큼 줄어든다고 볼 수 있다.

계산순서는 다음과 같다.

첫번째 패스의 첫번째 단계로 링과 두 롤의 접촉길이는 2차원에서의 경우[5]처럼 구하고 입구쪽의 단면(Fig. 2(b)에서 면 dhh'd')은 두 롤 사이의 변형역을 지나 출구쪽(Fig. 2(b)에서 면 aee'a')까지 계속 사각단면 형상을 유지한다고 가정하고 해석한다. 첫번째 단계의 해석에서 얻은 속도장을 이용하여 요소들을 입구쪽으로부터 출구쪽으로 요소의 한 변의 길이 정도 전진시킨다. 그 다음 면 aee'a'를 포함하는 출구쪽 요소들의 한 층을 제거하고 면 dhh'd'를 포함하는 새로운 요소들의 한 층을 입구쪽에 덧붙인다. 링과 두 롤의 접촉길이는 첫번째 단계 때와 같다고 가정하고 새로 격자를 구성하여 두번째 단계를 해석한다. 나머지 단계는 위와 비슷하며 첫번째 단계때 면 dhh'd'를 포함하는 입구쪽에 있던 요소 층의 면 aee'a'를 포함하는 출구쪽에 도

달할 때까지 반복한다.

두번째 패스의 첫번째 단계에서 입구쪽의 단면형상은 첫번째 패스의 마지막 단계의 출구 단면형상과 똑같으며 이 단면형상은 입구쪽으로부터 두 롤 사이의 변형영역으로 지나 출구쪽까지 링의 반경방향 두께에 비례하여 유지된다고 가정하고 접촉길이를 역시같은 방법으로 구한다. 나머지 단계도 첫번째 패스와 비슷하다. 위와 같은 과정을 원하는 링의 반경방향 두께가 얻어질 때까지 반복한다.

공정변수들과 초기 링 소재의 치수는 다음과 같다.

- 구동롤의 반경 : 269 mm
- 압력롤의 반경 : 45 mm
- 구동롤의 회전속도 : 46.5 rpm
- 초기 링 소재의 외경 : 350 mm
- 초기 링 소재의 내경 : 279.89 mm
- 초기 링 소재의 축방향 폭 : 63 mm

링의 반경방향 두께가 감소함에 따라 링의 반경이 증가하고 따라서 링의 강성이 줄어들게 된다. 실제 공정중에 압력롤의 진입속도를 일정하게 유지하면 링의 반경방향 두께가 감소함에 따라 링의 반경이 급격히 증가하여 공정이 불안정해질 수가 있다. 그러므로 링 반경의 증가율을 거의 일정하게 유지하기 위하여 다음 식과 같이 링의 반경방향 두께가 감소함에 따라 압력롤의 진입속도를 감소시켰다.

$$V_p = V_o \left(\frac{T}{T_o} \right)^2 \tag{5}$$

여기서 V_p 는 압력롤의 진입속도이고 V_o 는 압력롤의 초기 진입속도를 나타내며 해석과 실험에서 1.0 mm/s로 잡았으며, T 는 현재 링의 반경방향 두께이고 T_o 는 초기링 소재의 반경방향 두께이며 35.055 mm이다. 이 압력롤의 진입속도를 이용하여 링의 반경방향 두께를 38.35% 줄이는데 모두 21패스의 계산이 필요하였다.

본 해석에는 모두 540개의 8-절점 육면체 등매개 변수 요소와 784개의 절점이 사용되었고 한 패스를 해석하는데 CRAY-2S 슈퍼컴퓨터에서 CPU 시간으로 약 1.5시간이 소요되었다.

4. 결과 및 고찰

링의 반경방향 두께가 감소함에 따른 단위 유동 응력당 압연력의 변화를 Fig. 3에 보였다. 실험은 열간상태(930~1000°C)의 강재(ANSI 1045)의 링을 소재로 하여 전산화된 환상압연기[6]에서 수행하였다. 열간 환상압연공정에서는 대부분의 경우 온도와 변형도율이 유동응력(flow stress)에 큰 영향을 미친다. 공정 중에 링이 계속 회전하기 때문에 정확한 온도분포를 측정하기가 기술적으로 어렵기 때문에 주어진 순간 변형영역전체에 걸쳐서 온도가 균일하다고 가정하고 유동응력을 구하였다. 공정 실험중에 광학 파이로미터(optical pyrometer)로 선택된 시간 간격으로 링의 평균온도를 측정하여 측정된 시간 사이의 온도는 보간법으로 계산하였다. 주어진 링의 반경방향 두께에서 측정된 평균온도와 전체체적에 대하여 평균된 유효변형도율을 이용하여 Cook[9]이 구한 응력-변형도 곡선으로부터 평균 유동응력을 구하였다.

Fig. 3에서 계산된 압연력은 실험결과와 비교적 잘 일치하며 단위 유동응력당 압연력은 링의 반경방향 두께가 감소함에 따라 연속적으로 감소함을 볼 수 있다. 링의 반경방향 두께가 감소함에 따라 압력롤의 진입속도를 식 (5)와 같이 감소시켰으므로 링과 롤의 접촉면적도 역시 감소하였다. 링의 반경방향 두께 감소에 따른 링과 롤의 접촉면적 감소가 단위

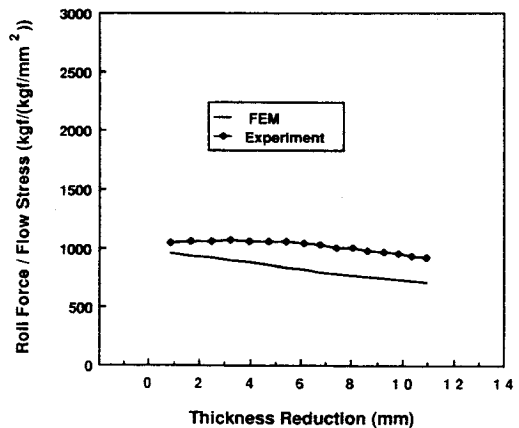


Fig. 3. Variation of the roll separating force per unit flow stress with respect to the radial thickness reduction of the ring workpiece.

유동응력당 압연력이 감소하는 이유로 생각된다. 그러나, 온도가 낮아지므로 유동응력이 증가하여 압연력 자체는 증가한다. 링의 반경방향 두께가 감소함에 따라 단위 유동응력당 압연력의 계산값과 실험치의 차이가 증가하였는데 온도의 부정확이 가장 주된 이유로 여겨진다. 공정중에 롤쪽으로 열전달이 생기므로 링의 반경방향 두께가 감소함에 따라 링과 롤의 접촉면에 가까운 부분의 온도는 측정된 평균값보다 낮을 것이다. 따라서 링의 반경방향 두께가 감소함에 따라 측정된 온도 평균값은 약간 과대평가되고 따라서 유동응력은 과소평가되었을 것으로 보인다.

링의 반경방향 두께가 감소함에 따른 단위 유동응력당 구동롤 토오크의 변화를 Fig.4에 보였다. 실험에 사용된 환상압연기에 토오크 측정기가 장치되어 있지 않았으므로, 구동롤을 구동하는 교류모터가 소모하는 전기적 일률(electric power)을 공정중에 측정하였다. 공정중 구동롤의 회전속도 변동은 무시할 수 있을 만큼 작다고 가정하고 이 전기적 일률을 토오크로 환산하였다. 이 그림에서 단위 유동응력당 구동롤 토오크는 링의 반경방향 두께가 감소함에 따라 감소함을 볼 수 있다. 압연력과 구동롤 토오크를 계산할 때 마찰상수 m 값은 0.5로 하였다. 몇가지 다른 마찰상수 m 값에 대하여 계산을 하여본 결과 압연력과 구동롤 토오크의 계산치에 큰 차이가 없었으며, 링과 롤의 접촉면에서의 마찰조

건이 압연력과 구동롤 토오크의 계산치에 거의 영향을 미치지 않음을 본 저자들의 2차원 해석[5]에서 보였다.

Photo 1, 2, 3은 링의 반경방향 두께 감소율이 각각 13.28%, 30.97%, 38.95%일때 반경방향으로 절단된 링 시편 조각의 사진이다. Fig. 5, 6, 7에 링의 반경방향 두께 감소율이 각각 13.42%, 31.14%, 38.35%일 때 유효 변형도율($\bar{\epsilon}$, mm/mm·s)의 분포를 나타내었다. 이 그림들에서 (a)는 전체 외부 표면에서 유효 변형도율의 분포를, (b)는 대칭면에서, (c), (d)는 링의 축방향으로 약간 다른 위치에서 유효 변형도율의 분포를 보여주고 있다. 이 그림들은 입구쪽 접촉 영역 근처에서 변형이 더 심하게 일어남을 보여준다. 그리고 링과 롤의 접촉면 근처에서 변형이

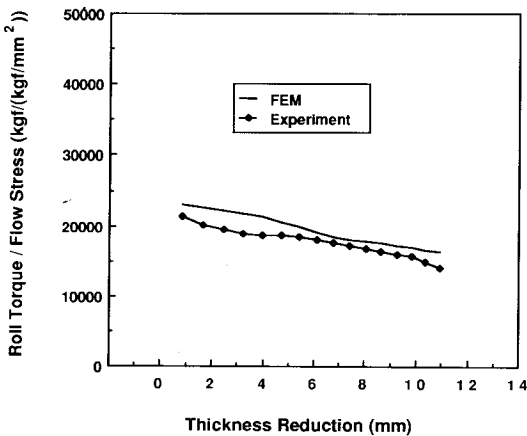


Fig. 4. Variation of the driven roll torque per unit flow stress with respect to the radial thickness reduction of the ring workpiece.

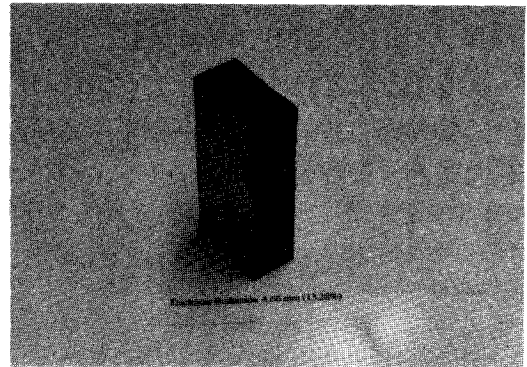


Photo 1. Perspective view of the ring specimen segment cut in the radial direction at T.R. (Thickness reduction)=13.28%.

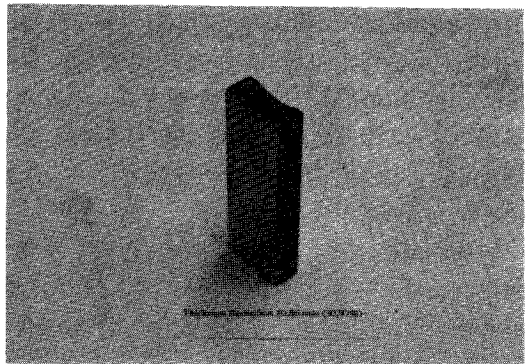


Photo 2. Perspective view of the ring specimen segment cut in the radial direction at T.R.=30.97%.

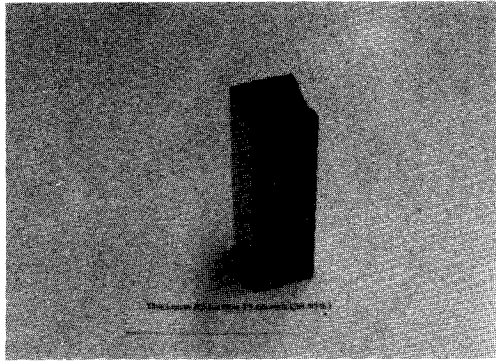


Photo 3. Perspective view of the ring specimen segment cut in the radial direction at T.R.=38.95%.



Fig. 6. Distribution of the effective strain rate ($\dot{\epsilon}$, mm/mm·s), (a) on the whole outer surfaces, (b) on the plane of symmetry, (c) (d) on the planes at different locations in the axial width direction, at T.R.=31.14%.

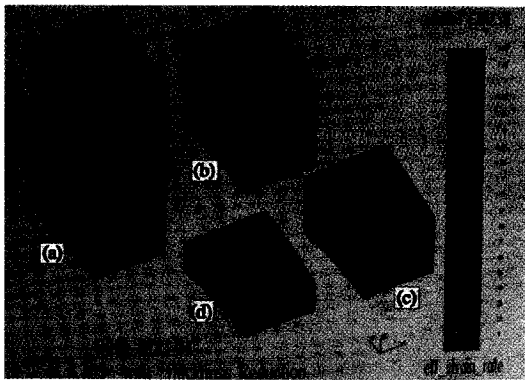


Fig. 5. Distribution of the effective strain rate ($\dot{\epsilon}$, mm/mm·s), (a) on the whole outer surfaces, (b) on the plane of symmetry, (c) (d) on the planes at different locations in the axial width direction, at T.R.=13.42%.

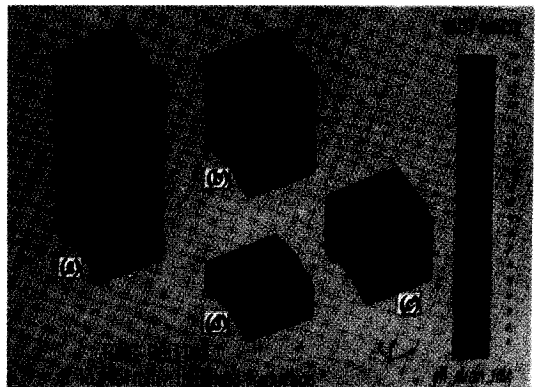


Fig. 7. Distribution of the effective strain rate ($\dot{\epsilon}$, mm/mm·s), (a) on the whole outer surfaces, (b) on the plane of symmetry, (c) (d) on the planes at different locations in the axial width direction, at T.R.=38.35%.

더 심하게 일어나고 결과적으로 측면유동 및 원주 방향으로의 늘어남이 더 발생하며 이것이 어미현상의 주된 이유로 생각된다. 이 그림들에서 링의 축방향으로는 유효 변형도율의 분포가 거의 같음을 보여주고 있다. 따라서 평면 변형도로 가정하더라도 링의 축방향으로의 유효 변형도율의 분포에는 큰 차이가 없을 것으로 기대된다. 이것은 평면 변형도 환상압연의 계산결과[5]와 비교하면 확인할 수 있

다. Photo 1, 2, 3과 Fig. 5, 6, 7에서 링의 반경방향 두께가 감소함에 따라 어미현상이 발달되는 것을 볼 수 있다.

여러 변형단계에서 변형된 링의 출구쪽의 단면 (Fig. 2(b)에서 단면 aee'a'와 선 a'e'에 대한 대칭 모양)의 계산된 형상과 실험결과 Fig. 8(a, b, c)에 비교하여 보였다. 계산된 단면형상과 실험결과는 잘 일치함을 알 수 있다. 약간의 차이는 열간압연의

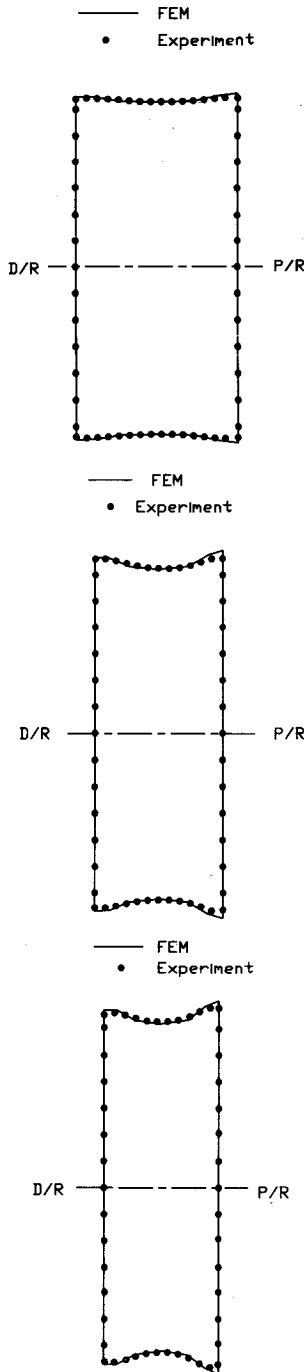


Fig. 8. Comparisons between the computed configurations of the ring cross-section with the experimental results, (a) FEM (T.R.=13.42%, experiment (T.R.=13.28%), (b) FEM (T.R.=31.14%), experiment (T.R.=30.97%), (c) FEM (T.R.=38.35%), experiment (T.R.=38.95%).

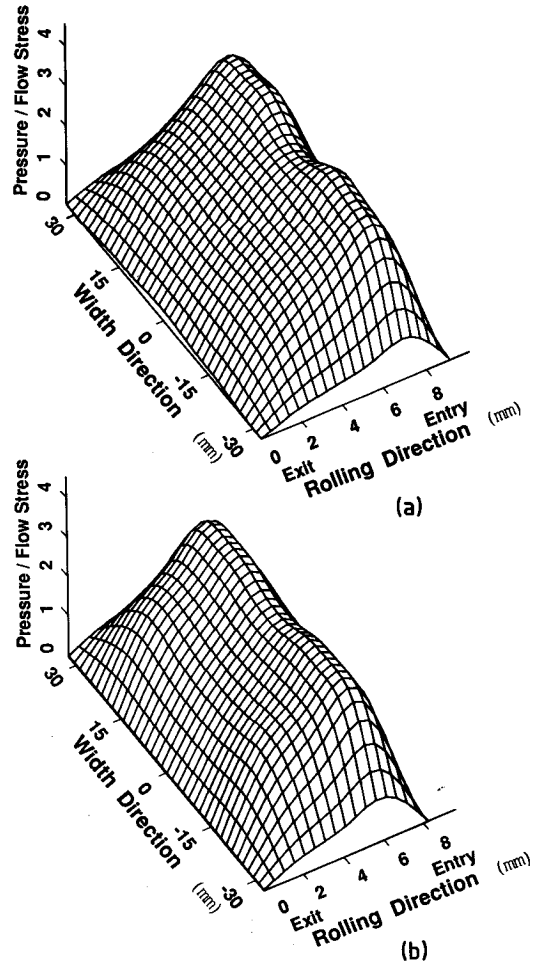


Fig. 9. Normal pressure distribution, (a) on the ring-driven roll contact surface, (b) on the ring-pressure roll contact surface, at T.R.=2.42%.

결과로 링에 생기는 스케일과 링이 환상압연기의 지지판에 마찰됨으로 인한 약간의 링 마멸에 의하여 생긴 것으로 생각된다.

Fig. 9, 10, 11, 12에서 링의 반경방향 두께 감소율이 각각 2.42%, 13.42%, 31.14%, 38.35%일 때 (a)는 링과 구동롤의 접촉면에서 압력분포를, (b)는 링과 압력롤의 접촉면에서 압력분포를 나타내고 있다. 이 그림들로부터 두 롤과의 접촉면에서 압연방향 압력분포의 양상은 평면 변형도 환상압연의 계산결과[5]와 비슷함을 알 수 있다. 평면 변형도의 경우에서와 같이 두 롤의 중심을 잇는 선 밖에서는 링이 롤과 접촉하지 않는다고 가정하였다. 따라서, 가정된

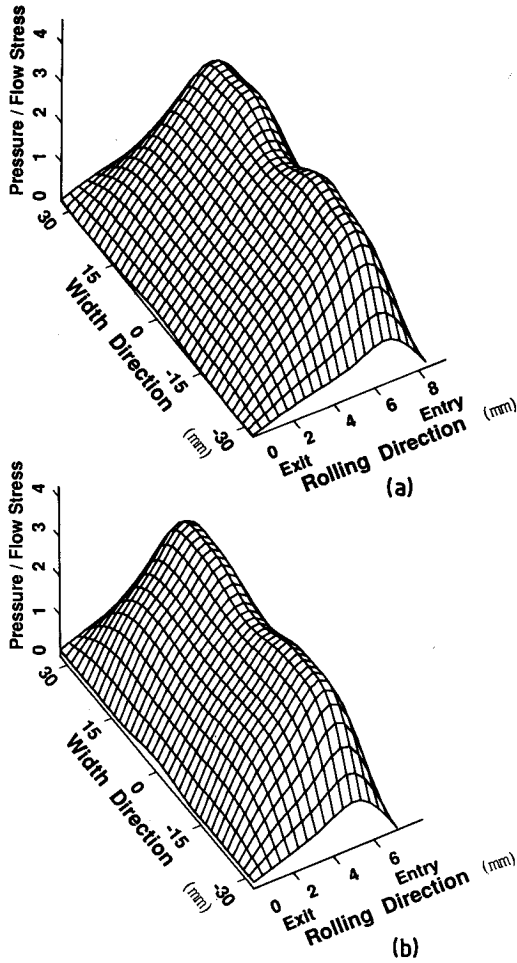


Fig. 10. Normal pressure distribution, (a) on the ring-driven roll contact surface, (b) on the ring-pressure roll contact surface, at T.R.=13.42%.

접촉 영역 밖의 압력은 영이다. 물론 이 가정은 대부분의 경우 압력 분포가 두 롤의 중심을 잇는 선 밖으로까지 연장되는 Mamalis 등[10, 11]의 실험결과와 약간의 차이를 야기시킨다. 평면 변형도 환상압연의 해석[5]에서 언급하였듯이 탄소성으로 수식화하고 접촉 영역을 좀더 정확히 구하면 이 차이는 어느 정도 줄어들 것이다. 링의 축방향 압력분포의 양상은 Mamalis 등[11]의 실험결과와 일치하지만 계산된 압력 분포에서 대칭면 상에서 압력이 떨어지는 현상이 보인다.

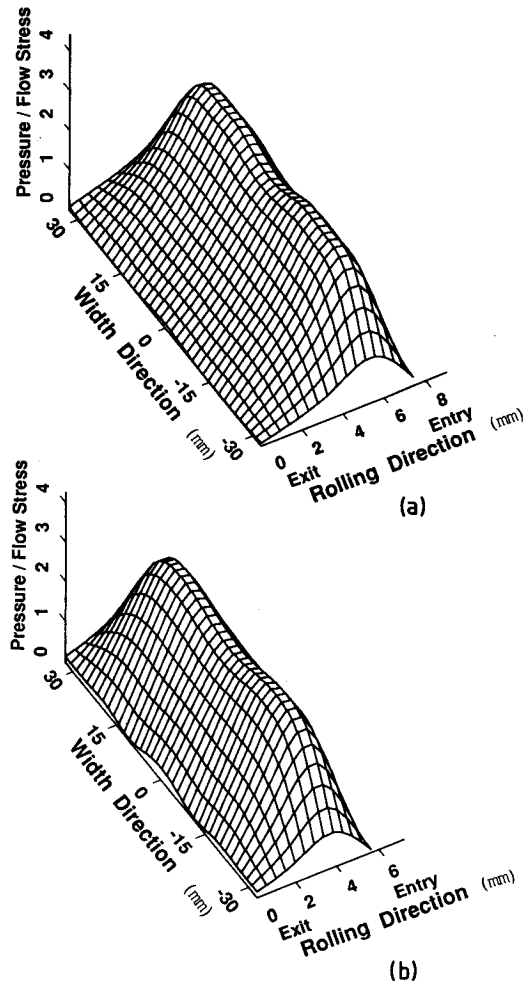


Fig. 11. Normal pressure distribution, (a) on the ring-driven roll contact surface, (b) on the ring-pressure roll contact surface, at T.R.=31.14%.

5. 결 론

본 연구에서 어미현상을 예측하기 위하여 사각단면의 링을 압연하는 공정을 3차원 강소성 유한요소법을 이용하여 해석하였다. 환상압연공정이 점진적이고 변형영역이 두 롤 사이 근처로 국한되므로 계산 시간을 줄이기 위하여 두 롤 사이를 통과하는 부분만을 해석하였다. 압연력, 구동롤의 토크, 접촉 압력 분포 및 특히 변형된 링의 단면 모양, 즉 어미현상은 계산결과와 실험이 잘 일치하였다.

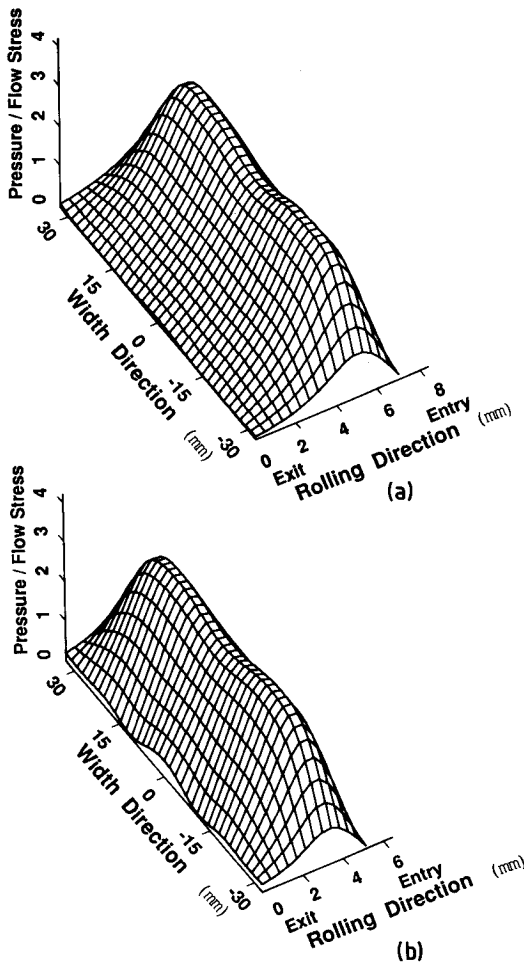


Fig. 12. Normal pressure distribution, (a) on the ring-driven roll contact surface, (b) on the ring-pressure roll contact surface, at T.R.= 38.35%.

링과 롤 사이의 열전달을 해석하고, 요소 수준에서 변형도율 및 온도의 영향을 고려한 해석이 추가적으로 요구된다. 본 연구에서의 해석방법은 형상 환상압연공정의 해석 및 두 원추롤 사이에서의 변형 해석에 적용될 수 있고, 따라서 임의의 단면 형상을 갖는 링의 환상압연공정의 해석을 가능하게 할 것으로 기대된다.

감 사

본 논문의 저자들은 이 흥미로운 분야의 연구에 자금을 주신 W. Johnson 교수와 친절히 토론하여

준 윤정호 박사께 감사드린다.

기 호

- f 표면 접촉력(surface traction)
- κ 전단 항복 응력(yield shear stress)
- m 마찰상수(friction factor)
- S_F 외력이 정의된 표면
- T 현재 링의 반경방향 두께
- T_0 초기 링의 반경방향 두께
- T.R. 반경방향 두께 감소율
- V 링의 체적
- V 절점 속도 벡터(nodal velocity vector)
- V_0 압력롤의 초기 진입속도
- V_b 압력롤의 현재 진입속도
- V_s 링과 롤의 접촉면에서 링의 롤에 대한 상대속도
- β 감소계수(deceleration coefficient)
- $\dot{\epsilon}$ 유효변형도율(effective strain rate)
- $\dot{\epsilon}_V$ 체적변형도율(volumetric strain rate)
- $\bar{\sigma}$ 유효응력/유동응력(effective stress/flow stress)

참고문헌

1. J.B. Hawkyard, W. Johnson, J. Kirkland and E. Appleton, *Int. J. Mech. Sci.*, **15**, 873 (1973).
2. D.Y. Yang, J.S. Ryoo, J.C. Choi and W. Johnson, Analysis of roll torque in profile ring rolling of L-sections, *Proc. 21st Int. MTDR Conf.*, **69**, London (1980).
3. J.S. Ryoo, D.Y. Yang and W. Johnson, Ring rolling; the inclusion of pressure roll speed for estimating torque by using a velocity superposition method, *Proc. 24th Int. MTDR Conf.*, **19**, Manchester (1983).
4. A.G. Mamalis, J.B. Hawkyard and W. Johnson, *Int. J. Mech. Sci.*, **18**, 11 (1976).
5. D.Y. Yang and K.H. Kim, *Int. J. Mech. Sci.*, **30**, 571 (1988).
6. D.Y. Yang, C.S. Lee, H.S. Cho, C.W. Lee, N.S. Cho and J.S. Ryoo, Development of a new computer-aided manufacturing system for the hot ring-rolling process, *Proc. 3rd ROMP Conf.*, **229**, Kyoto (1984).
7. J.J. Park and S. Kobayashi, *Int. J. Mech. Sic.*, **26**, 165 (1984).

8. J.H. Yoon and D.Y. Yang, *Int. J. Mech. Sci.*, **30**, 887 (1988).
9. P.M. Cook, True stress-strain curves for steel in compression at high temperature and strain rates, for application to the calculation of load and torque in hot rolling, *Proc. Conf. Materials at high rate of strain*, **86**, Inst. Mech. Engrs, London (1957).
10. A.G. Mamalis, W. Johnson and J.B. Hawkyard, *J. Mech. Engng Sci.*, **18**, 184 (1976).
11. A.G. Mamalis, W. Johnson and J.B. Hawkyard, *J. Mech. Engng Sci.*, **18**, 196 (1976).