

유동성형에서의 연소관 예비성형체 두께별 소성변형 형태

윤수진, 이경훈, 은일상
국방과학연구소

요약

현재 각종 미사일의 추진기관용 연소관을 제작하는데 광범위하게 이용되고 있는 유동성형공정에 대하여 강소성 구성방정식을 이용 유한요소해석을 수행하였다. 종전의 단일 롤러에 의한 해석과는 달리 3개의 롤러에 의한 연소관의 점진 소성변형을 고려하였으며, 이에 따른 각 롤러의 연소관에 대한 소성변형, 응력분포가 관찰, 분석되었다. 해석 결과 예비성형체의 두께에 따라 소성변형 형태와 그에 따르는 응력분포에 많은 차이가 나는 것으로 밝혀 졌다. 또 이상적인 유동성형 공정조건하에서 반경 방향으로의 연소관의 유효 소성변형도는 거의 균일하게 나타났다.

1. 서론

추진기관용 연소관 제작기술 중의 하나인 유동성형공정은 이음매가 없는 연소관을 제작하는데 있어서 구조적 정밀을 요하는 곳에 많이 이용되고 있다. 이 공정은 3개의 롤러가 일정한 각속도로 회전하는 맨드렐에 장착된 예비성형체에 대하여 각각 서로 다른 절입량을 가지고 축방향으로 미리 정해진 속도로 전진하여 소성변형이 이루어진다. 이 때 최종적으로 얻어지는 연소관은 두께의 감소와 더불어 길이의 증가를 동반하는 소성변형이 일어나게 되며, 연소관의 형상은 롤러의 형상 및 회전 각속도, 전진속도, 절입량 등에 많이 좌우된다¹⁾.

거의 대부분의 유동성형공정은 3개의 롤러가 사용되는 것이 일반적이나, 이제까지 발표되었던 유동성형에 관한 연구는 주로 단일 롤러에 의한 소성변형과 이에 따른 하중을 계산하는데 주 관심이 있어 왔다²⁾⁻⁶⁾. 한편 3개의 롤러대신 구를 사용한 유동성형 공정에 대하여 ABAQUS와 MARC를 이용한 3차원 해석 결과가 발표되었으나 현재 국내에서 적용되고 있는 실제 공정과는 롤러의 형상과 재료의 특성 및 reduction량의 현격한 차이를 보여 주고 있다. 더욱이 응력 및 소성변형도의 분포에 관한 명확한 자료도 제공하고 있지 않다⁷⁾. 최근에 2차원 유한요소해석으로써 기존의 유동성형공정 해석의 주류를 이루어 왔던 압출공정과의 유사성을 이용한 해석대신에 새로운 해석접근법인 썸기압인 공정의 유사성을 이용한 해석이 시도 되었으며 그로 인한 응력이나 소성변형에 대해

서 두 접근법이 비교되었다. 그 결과 썸기 압인 공정의 유사성을 응용해 얻은 결과가 유동성형 공정을 해석하는 것이 축대칭 2차원 해석 시 더 유리한 것으로 판명되었다⁸⁾.

본 연구에서는 유동성형공정에 대하여 3개의 롤러에 의한 점진적 썸기압인 접근법을 응용하여 유한요소해석을 수행하였다. 또한 초기 소재의 두께에 따른 각 롤러의 절입량 변화에 따라서 얻어지는 소재의 응력 분포에 대한 연구의 필요성을 절감하여 본 해석을 실시하였다. 본 연구의 대상은 내경이 80mm, 최종 두께가 0.65mm인 연소관으로서 두께 대 외경비 (t/D)가 약 0.5%인 초박판 영역에 속한다.

2. 유동성형 문제접근

연소관의 유동성형에 의한 소성변형은 다른 소성공정과 마찬가지로 대변형을 동반하므로 기하학적인 비선형과 재료 비선형을 포함하고 있다. 흔히 압출, 인발, 압연 등의 금속성형을 수치해석할 시 이용되는 구성방정식은 탄소성과 강소성의 두 가지의 큰 줄기로써 소성변형 해석의 분야를 형성하고 있다⁹⁾.

그 중에서 강소성을 이용한 flow formulation은 금속이 소성대변형을 동반할 때 비선형점성유체와 흡사하게 변형하는 것에 착안하여 개발된 것으로 구성방정식도 Prandtl-Reuss식이 아닌 Levy-Mises식이 이용된다. 이 경우 탄성변형 영역은 강체 (rigid body)로 해석된다^{10), 11)}. 한편 강체 부분에서의 응력분포는 구성방정식에 전혀 의존하지 않아 얻어질

수 없는 결함이 있으나, 각 롤러에 의한 소성변형량은 탄성영역을 상당히 상회하고, 소성변형도 롤러와 접촉하는 부분에서 거의 국부적으로 일어나므로 강소성 해석으로도 충분하리라 판단된다.

강소성해석은 유체역학에서와 같이 steady state문제를 푸는데 더 적합한 것으로 알려져 왔으나, updated geometry의 도입으로 소성물질과 같이 메모리를 갖는 물체에 대해서도 해석이 가능하여졌다. 강소성해석의 여러 소성공정에서의 적용은 아래와 같은 논조에 근거한다. dynamic 부분을 무시한 상태에서 만약 비압축성 탄성고체 구성식에서의 변형도와 응력과의 관계를 변형도율과 응력과의 관계 (비선형점성)로 대치하면 강소성에서의 구성식과 동일한 형태를 갖는다. 단지 여기서 필요한 것은 변위장 (displacement field)을 속도장 (velocity field)으로 바꾸면 되는 것이다¹²⁾.

강소성 해석의 단점으로 지적되고 있는 점들 중의 하나는 work piece와의 접촉면에서의 마찰력에 상응하는 혼합경계조건인 접선 방향으로의 traction vector를 적용할 경우이다. 하지만 강체로 가정된 롤러와 work piece사이에서의 마찰은 굴림마찰에 해당하므로 거의 무시할 수 있다. 한편 강체로 가정된 맨드렐과 work piece사이에서의 접촉 또한 국부적으로 접촉할 것으로 예상된다. 따라서 이 부위에서는 롤러에 의해서 소성변형하는 부위와 맨드렐과의 접촉부분이 거의 일치함과 동시에 이 부위에서의 소성변형에 따른 응력값은 비교적 정확히 계산되어 Coulomb의 마찰계수를 적용하는데 큰 지장이 없을 것으로 판단된다.

강소성을 이용한 해석에서는 소성물체에 대한 비압축성 제한으로 Penalty number나 Lagrange Multiplier의 이용이 요구되며 이로 말미암아 time increment가 증가함에 따라 소성변형이 누적될수록 물체의 부피가 줄어들거나 늘어날 수 있어서 결과의 부정확성을 어느 정도 감수해야 되나 이는 penalty number의 크기나 요소 밀도를 조정함으로써 개선할 수 있다^{13), 14)}.

본 연구에서는 H.P. work station에 설치되어 있는 강소성 구성방정식에 기초한 FEM code "DEFORM"를 이용, 연소관의 유동성형 공정해석을 수행하였다.

3. 유동성형 해석접근

Fig. 1은 유동성형 공정을 경계조건과 함께 2차원적으로 개략적으로 나타낸 것이다. 본 연구에서 유동성형공정 해석에 이용된 연소관은 초기 두께 4mm에서와 3mm에서 0.65mm로 각각 성형되는 경우가 채택되었다. 실제의 유동성형과 마찬가지로 3개의 롤러들이 축방향으로 일정간격을 두고 Z, Y, 그리고 X 롤러의 순서로 진행한다. 또한 실제 공정조건에서 사용되고 있는 각 롤러의 형태와 절입량을 수치해석에 적용하였다. 유한요소 해석할 때 연소관과 접촉하는 롤러와 맨드렐은 강체로, 소성 변형되는 연소관 예비성형체는 강소성물질로 가정되었다. 또한 해석은 실제 예비성형체 중의 일부 구간인 25 - 30mm의 짧은 부분에 대해서 실시되었으며, 또 이 부분이 유동성형의 중간부분에 해당되며 전체의 공정을 대표할 수 있다고 가정하였다.

다음은 해를 구하는데 필요한 지배방정식들이다. 여기서 이용되는 좌표계가 변형을 받는 그 시점에서의 상태에 바탕을 둔 것이다. 따라서 Cauchy의 응력과 미소변형도율에 바탕을 둔 구성방정식을 이용하기 위해서는 각 단계의 계산이 끝난 직후 얻어지는 속도장에 의해서 좌표계를 업데이트시켜 주어야 한다¹⁵⁾. 결국 강소성문제는 비압축성 가정을 포함한 Stoke flow문제와 유사하다¹⁶⁾.

선형 운동량 보존법칙:

$$\frac{\partial}{\partial x_j} \sigma_{jk} = 0 \quad (1)$$

항복조건:

$$f(\sigma_{ij}) = k \quad (2)$$

적합조건:

$$D_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \quad (3)$$

구성방정식

$$D_{ij} = \frac{3}{2} \frac{\dot{\epsilon}^e}{\sigma^e} \sigma_{ij} \quad (4)$$

여기서

x_i =current coordinate at deformed

configuration

u_i =velocity

σ_{ij} =Cauchy's stress tensor

$$\sigma^e = \sqrt{\frac{3}{2} (\sigma'_{ij} \sigma'_{ij})}^{\frac{1}{2}} = \text{effective stress}$$

$\dot{\epsilon}^e = \sqrt{\frac{2}{3}} (D_{ij} D_{ij})^{\frac{1}{2}}$ = effective plastic strain rate

$\sigma'_{ij} = \sigma_{ij} - \sigma_m$ = deviatoric stress tensor

$$\sigma_m = \frac{1}{3} \sigma_{ii}$$

D_{ij} = strain rate tensor

k = yield constant (hardening parameter) 등이다. 강소성해석의 특징은 탄성 변형도율을 무시했기 때문에 전체 변형도율은 소성 변형도율과 같다 ($D_{ij}^p = D_{ij}$). 따라서 하중이 제거된 후의 불균일 소성변형 결과로 남는 잔류응력은 계산될 수 없다.

여기서 일축항복강도 k 는 소성경화의 경우 유효소성변형도, 유효소성변형도율과 온도의 함수로 표현될 수 있다. 유동성형 소성가공 중의 온도의 변화는 냉각수의 충분한 공급과 분석물체의 두께가 얇은 관계로 소성일에 의한 열발생과 그에 온도분포에 대한 영향은 무시되었다. 또한 소성이 이루어지는 온도의 범위가 마레이징강의 용융점의 40%에 못 미치기 때문에 물질 구성방정식 특히 항복강도에 대한 변형도율의 함수관계도 무시될 수 있다.

한편 췌기 압인법을 응용했기 때문에 반경방향으로의 하중경로가 일정한 방향이며, 따라서 등방성소성경화의 구성방정식을 적용해도 무방하리라 판단된다. 또한 연소관의 재료로 사용된 마레이징강의 응력곡선은 아래의 식과 같다¹⁷⁾.

$$\sigma = 1483.5 \epsilon^{0.095} \quad (5)$$

가상일 방정식은 variational 원리를 이용 유도할 수 있다^{18), 19)}.

$$\pi = \int_V \sigma^e \dot{\epsilon}^e dV - \int_{S_f} F_i u_i dS \quad (6)$$

여기서 F_i 는 surface traction vector를 나타낸다. 이때 변형되는 물질의 비압축성, 적합조건, 속도 경계조건을 동시에 만족시키는 허용속도장이 위의 식의 해이다. 이는 가상 일에너지울의 범함수인 위의 적분식을 최소화함(stationary, 1st order variation)으로 얻어진다.

$$\delta\pi = \int_V \sigma^e \delta \dot{\epsilon}^e dV - \int_{S_f} F_i \delta u_i dS \quad (7)$$

여기서 유효응력 σ^e 는 유효변형도 ϵ^e 의 함수이다. 비압축성에 대한 제한은 penalty number를 이용하여 위의 식을 아래와 같이 변형시켜 체적 변형도율 ($\dot{\epsilon}_{ij}$)을 최대도 억제함으로 얻어

진다.

$$\delta\pi = \int_V \sigma^e \delta \dot{\epsilon}^e dV + K \int_V \dot{\epsilon}_v \delta \dot{\epsilon}_v dV - \int_{S_f} F_i \delta u_i dS \quad (8)$$

여기서 K 는 penalty 상수로 아주 큰 양의 상수이다. 응력과 변형도율의 초기값은 아래와 같이 "0"이라고 가정하였다.

$$\sigma_{ij}(x, 0) = 0 \quad (9)$$

$$D_{ij}(a, 0) = 0$$

앞서 언급한 각 롤러의 가공량과 나타내는 절입량의 비율은 다음과 같은 식으로 주어진다.

$$R = \frac{t_{Ri} - t_{Rj}}{t_i - t_j} \times 100 \quad (10)$$

여기서

R = 각 롤러의 절입량의 비율 (%)

t_i = 연소관의 초기 두께

t_f = 최종 두께 setting값

t_{Ri} = i 번째 롤러에 의한 두께 setting량

t_{Rj} = j 번째 롤러에 의한 두께 setting량 등이다.

실제 튜브의 형상을 갖는 물체에 대해서 위에서 주어진 식으로 계산된 절입량은 단면적을 기준으로한 reduction량과는 차이가 있으나, 연소관의 두께에 대한 맨드렐 직경의 비가 약 1:20로 상당히 크기 때문에 reduction량과 절입량의 상호 대체가 가능하다고 본다. Table 1은 각 롤러의 형상과 절입량 (맨드렐의 표면으로부터 롤러 끝단이 도달한 거리)을 각 예비성형체의 초기 두께별로 나타낸 것으로 α 는 성형 각 β 는 후방각을 각각 나타내며, R 은 롤러의 최외경의 반경이다 (Fig. 1). 실제 유동성형 공정을 설계할 때 각 롤러의 절입량의 비율은 Z:Y:X = 5 : 4 : 1로 맞추어 공정을 setting하여 왔다. 이는 다년간의 경험을 바탕으로 한 것으로 이런 비율로 공정을 진행시킬 때 비교적 표면 상태가 양호한 연소관을 얻음과 동시에 내경이 약간 증가함으로 인해 유동성형 후 맨드렐으로부터의 연소관의 탈착이 용이하게 하기 위해서이다.

또 각 롤러의 전진속도는 맨드렐이 한 바퀴 회전함에 따라 롤러는 1mm 전진한다고 가정하였다. 롤러의 전진속도와 맨드렐의 단위 시간당 회전수 (rpm)와의 관계는 연소관의 한

평면이 롤러에 의한 소성일의 량을 결정할 뿐만 아니라 표면 상태를 결정하는데 중요한 변수로 작용한다. 예를 들어 롤러의 전진속도에 비해 회전수가 현저히 크다면 한 평면에서의 각 롤러가 압인하는 간격은 현저히 줄어들어 그 만큼 일정 구간이 받는 소성일은 상당히 높아질 것이다.

4. 결과 및 토의

4. 1. 연소관 소성변형

Fig. 2는 수치해석을 위해 사용된 요소의 밀도를 나타낸 것으로 롤러에 의해 소성변형이 많이 받으리라고 추정되는 부분에 대해서는 높은 요소의 밀도를 적용하였다. Fig. 3는 유한요소 해석을 통해서 얻어진 격자 변형을 나타낸 것이다. 두 가지의 두께의 예비성형체의 초기 정방향의 격자는 롤러의 하중을 받으면서 반경방향으로의 상당한 소성변형을 일으키고 있는 것을 보여 주고 있다. 초기 두께가 3mm인 경우 맨드렐과의 접촉면에 가까울수록 전단 변형이 높아지는 것을 볼 수 있다. 또 표면에 근접한 부분은 초기 두께 3mm의 연소관의 경우 전단변형이 두께방향의 전체를 통해 롤러의 진행방향과 일치한다. 반면 두께 4mm의 경우, 소성변형은 초기 두께 3mm의 경우에 비해 상당히 불균일한 것을 보여 주며, 또 표면근접한 부분의 전단변형 방향이 롤러의 진행방향과는 반대로 형성되어 있으나, 맨드렐과 접촉하는 부위는 롤러의 진행방향과 일치하는 것을 관찰할 수 있다. 이는 초기 두께 4mm인 경우 앞서 진행하며 많은 량의 가공을 분담하는 Z롤러와 Y롤러에 의해서 어느 한 지점에서의 주어진 물질점이 초기 두께에 따라 흐르는 방향 (flow)을 달리 하기 때문이라 추정된다.

Fig. 4는 이를 뒷받침하는 것으로 소성가공이 시작되기 전의 반지름 방향으로 일렬로 위치했던 각 물질점의 위치가 소성변형후에 어떤 지점에 위치하는가를 보여주는 것이다. 예비성형체의 초기 두께 3mm의 경우, 맨드렐과의 접촉면에 근접한 물질점들은 앞서 진행하는 Z롤러와 Y롤러에 의한 소성변형이 롤러들의 진행방향과 거의 일치하는 것을 볼 수 있다. 반면 표면에 근접한 물질점은 X롤러와의 접촉이 일어나기 전에 Z나, Y롤러에 의해 물질점들의 흐름이 비록 롤러들과 어느 정도 반대 방향으

로 일어난다 할지라도 최종적으로 소성변형을 완성시키는 X롤러에 의해서 다시 롤러 진행 방향으로 전환되는 것이 관찰된다. 하지만 초기 두께 4mm의 경우 X롤러에 의한 표면에 인접한 물질점들에 대한 소성진행방향의 회복은 일어나지 않고 있다. 이는 연소관의 초기 두께에 따라 연소관의 소성 변형 형태가 같은 절입량 비율하에서 현저히 다르다는 것을 단적으로 보여 주고 있는 것이다.

실제 연소관을 제작하는 과정에서 예비성형체의 두께에 따라 유도성형공정이 다르다. 예로써 0.65mm의 최종두께를 얻기 위해 5mm나 4mm의 두께를 갖는 예비성형체들은 각각 3mm 또는 2mm의 중간 예비성형체 두께로의 유도성형과정을 한 번 더 거친다. 그러므로 중간 공정을 거치지 않고 한번만의 유도성형을 거친 후에 얻어지는 미세구조와 기계적 물성에 차이가 존재할 수 있다. 따라서 이에 대한 후속 연구가 계속되어야 할 것이다. 이는 최종적으로 얻어지는 소성변형의 형태가 초기 두께와는 무관하지 않다는 것을 격자변형의 관찰을 통해 알 수 있기 때문이다. 그러므로 예비성형체 초기 두께에 따라 각 롤러의 절입량 비율에 대한 조정되어야함을 보여 준다.

4. 2. 연소관 소성 변형도 분포

Fig. 5는 롤러가 진행함에 따른 유효소성변형도의 분포도를 나타낸 것이다. 여기서 연소관의 초기 두께에 상관없이 축방향으로의 유효소성변형도가 증가하는 것을 알 수 있다. 두께방향에 따른 유효소성 변형도도 표면으로 갈수록 약간 증가함과 다소 불균일한 것도 잘 나타나고 있다. 따라서 소성 변형된 grain의 미세구조와 그에 따른 방향별 소성경화도의 차이도 초기 두께에 따라서 달라질 것이다.

Fig 6는 연소관의 두께방향에 따른 유효소성변형도의 분포를 나타낸 것이며 여기서 x/h좌표계에서의 "0" 값은 맨드렐과 연소관과의 접촉계면을 "1" 값은 연소관과 롤러와의 접촉을 이루었던 예비성형체의 표면을 각각 나타낸다. 초기 두께 3mm의 경우 반경 방향으로의 유효소성 변형도는 전 구간을 통하여 맨드렐과의 접촉부위를 제외하고 비교적 균일하게 나타났다. 반면 초기 두께 4mm의 경우는 3mm의 경우보다 유효소성 변형분포가 더 불균일한 것으로 판명되었다. 이는 초기 연소관의 두께가

클수록 전 두께구간에 미치는 소성이 균일하다는 예측과 상충된다.

Fig. 7는 연소관의 reduction량에 따른 유효소성 변형도의 분포를 나타낸 것으로 예비성형체 두께 3mm에서 0.65mm로와 두께 5mm에서 3mm로의 유동성형공정⁸⁾을 비교하였다. 여기서 두께 3mm에서 0.65 mm로 절입량이 상대적으로 많을수록 보다 균일한 유효소성변형도의 분포를 얻었고 이로 인하여 하중 제거시 반경방향으로의 잔류응력도 작을 것으로 기대된다. 반면 두께 5mm에서 3mm로의 절입량이 적은 경우에는 보다 불균일한 소성변형을 얻었으며 이때 얻어지는 잔류응력도 reduction량이 큰 경우에 비해 매우 클 것으로 기대된다. 또한 reduction량이 적은 경우에는 맨드렐과의 접촉부위와 롤러와의 접촉부위에서 연소관의 두께 중심부보다 낮은 값의 유효소성 변형도가 얻어졌다. 특히 롤러와의 접촉부위에서의 낮은 유효소성변형도는 롤러 끝단에 부여된 반지름에서 비롯되었다고 추정된다.

Fig. 8은 예비성형체 초기 두께에 따른 소성변형구간을 알아보기 위한 유효소성변형도율의 분포를 나타낸 것이다. 유동성형공정의 특징중의 하나는 다른 소성공정 단조나 압출성형에 비해 그 소성변형구간 (deformation zone)이 한정되어 (localization)있다는데 있다. 따라서 유동성형은 국부적 소성공정중의 하나로 분류되곤 하는데 초기 두께에 따라 얻어지는 소성변형 영역도 다르리라 예측되며, 이는 소성변형도율의 분포를 관찰함으로써 가능하다. 실제 유효 소성변형도율을 이용해서 얻어지는 소성변형 영역은 그 주어지는 변형률 값의 범위에 따라 달리 할 수 있지만 소성변형 구간을 상대적으로 비교하는데는 큰 지장이 없다.

유동성형 공정중에 얻어지는 소성변형구간은 예비성형체의 초기 두께뿐만 아니라 각 롤러와의 접촉상태에 따라서도 달라질 것이다. 이는 앞의 Fig. 8에 잘 나타나고 있다. 전반적으로 예비성형체의 초기 두께가 증가함에 따라 소성변형 구간이 넓어지는 것이 관찰된다. 두가지의 초기두께의 경우 각각의 롤러에 의해 주어지는 절입량의 비율은 같으나, reduction량 자체에는 차이가 있다. 따라서 초기두께가 큰 경우에 각 롤러에 의해서 reduction되는 양은 더 크다. 초기 두께 3mm의 경우 Z롤러에 의해 소성변형되는 영역은 Y 그리고 X롤러에 의해

소성변형되는 영역에 비교해 상대적으로 작다. 이와 같은 현상은 다음과 같은 현상과악으로 설명되어진다. 연소관의 축방향 평면을 관찰하면 Z롤러에 의해 소성변형되어야 할 구간은 다음으로 전진해 들어오는 Y와 X롤러에 의한 단면적 감소의 결과로 다소 앞으로 전진한다. 따라서 롤러들이 한 번 회전하여 다시 그 평면에 돌아왔을 때에는 본래의 예비성형체 초기 상태의 표면에서 축방향 평행선과 일치하는 높이에 서부터 롤러와의 접촉이 다시 시작되는 것이 아니라 그보다 다소 낮은 높이에서 압인이 시작되기 때문인 것으로 추정된다. 40%와 10%의 절입량을 각각 감당하는 Y롤러와 X롤러에 의한 소성변형 구간이 Z롤러에 의한 구간에 비해 상대적으로 넓고 이로써 얻어지는 변형도율도 높은 것으로 판명되었다.

초기 두께 4mm의 경우에는 Z롤러에 의해 얻어지는 소성변형 영역은 초기 두께 3mm의 경우보다 전반적으로 넓은 것으로 나타났다. 하지만 Z롤러에 의해서 얻어지는 유효소성 변형도율은 초기 두께 3mm의 경우와 마찬가지로 X 및 Y롤러로 얻어지는 값보다 적으며, 또 소성영역이 넓어 결과적인 소성변형 영역 내에서의 기울기는 Y나 X롤러에 의한 것보다 작다. 또한 유효 소성변형도율의 변화는 롤러의 끝단의 하단이나 후방쪽이 훨씬 큰 것으로 나타났다. 따라서 물질의 롤러의 하단이나 후방에서의 흐름이 더 활발하다는 것을 알 수 있다.

4. 3. 연소관 응력 분포

Fig. 9는 예비성형체의 초기 두께별로 각 롤러의 압인에 의해 얻어지는 반경방향으로의 응력분포 (σ_{rr})를 나타낸 것이다. 위의 그림에서 알 수 있듯이 소성변형을 하는 롤러의 종류에 상관없이 거의 모든 영역에서 압축응력을 받는다는 것을 볼 수 있으며, 또 롤러의 전후방으로 인접한 부위에서 약간의 인장응력도 받는다는 것도 보이나 거의 무시할 정도이다. 응력 분포를 통해 정확히 알기 힘들으나 상대적인 비교를 할 때 초기 두께 4mm의 경우 Z롤러가 소성변형을 일으킬 때 가장 높은 압축응력을 나타내고 있다.

Fig. 10는 각 롤러에 의해서 연소관이 성형됨에 따라 얻어지는 축방향으로의 응력분포 (σ_{zz})를 나타낸 것이다. 앞에서의 반경 방향의 응력과 비교할 때 축방향의 응력은 절대값

으로 비교했을 때 반경 방향의 응력보다 초기 두께에 상관없이 전반적으로 작은 것으로 나타났다. 또한 반경 방향으로는 거의 모든 소성 변형 영역에서 압축응력을 받는 반면 축방향으로는 각 롤러의 전후방으로 응력이 부분적으로 반대 방향으로 작용하고 있다. 하지만 롤러 전방에서 받는 축방향으로의 압축응력은 롤러의 종류와 초기두께에 상관없이 롤러 후방에서의 인장응력에 비해 미미한 것으로 나타났다.

실제 경험한 유동성형 공정 중에서 일어나는 예비성형체의 횡방향으로의 파단은 롤러들이 지나간 구간에서의 롤러들에 의해 받는 인장응력이 항복강도를 넘어 이에 따라 국부적으로 necking이 발전된 결과인 것으로 추정된다. 그것은 인장 응력을 받는 부분 즉 롤러가 지나간 부위의 횡단면적이 롤러와의 접촉이 아직 안 일어난 부위에서의 횡단면적보다 절대적으로 작은 것에 기인한다. 예비성형체 두께 3mm의 경우, 유동성형이 안된 부위와 처음으로 접촉하는 Z롤러에 의해 발생하는 롤러 후방에서의 인장 응력이 가장 높은 것으로 나타났으며 Y, X롤러 순으로 나타났다. 그 이유는 Z롤러 전방의 부위의 접촉하는 횡단면적이 제일 크기 때문이다.

한편 초기 연소관 두께가 4mm의 경우는 롤러가 지나간 부위에서의 각 롤러에 의해서 인장 응력의 크기는 Y, X, Z롤러 순으로 나타났다. 이는 앞서 언급되었다시피 Y롤러에 의해 Z롤러에 의해 소성될 부위를 앞으로 전진시켰기 때문인 것으로 추정된다. 따라서 더 정확한 분석을 위해서는 3차원 해석이 바람직하다. 롤러가 지나간 부위의 중간부분에서의 인장응력은 Y롤러를 기준으로 하였을 때 초기 두께 4mm의 경우가 초기 두께 3mm의 경우보다 거의 2배 이상의 높은 값을 보이고 있다. 유동성형공정에서 어느 특정 부위를 롤러가 지나갔다고 해서 그 부분에서의 소성변형이 더 이상 안 일어난다는 보장은 없다. 롤러가 지나간 부분에서의 유효 소성변형도는 초기 두께 3mm의 경우 1.8, 그리고 초기 두께 4mm의 경우 2.2로 각각 구해졌으며 이에 따른 항복강도는 대략 1600MPa 정도이다. 그러므로 초기두께 4mm의 연소관의 같은 두께와 같은 절입량의 비율로의 유동성형은 롤러가 지나간 부위에서 necking과 그로 인한 횡방향으로의 파단의 가능성이 높다.

Fig. 11은 각 롤러에 의해서 연소관의

축방향 단면에서의 전단응력 (σ_{rz})분포를 나타낸 것이다. 예비성형체의 두께가 3mm의 경우 전단응력을 받는 영역은 Z, Y, 그리고 X롤러의 순으로 줄어들고 있는 것이 보인다. 이는 Z롤러가 소성변형을 일으키는 구간이 다른 롤러들에 비해서 상대적으로 크기 때문이다. Z와 Y롤러에 의해 소성변형을 일으킬 때의 롤러의 끝단으로부터 맨드릴과 연소관이 접촉하는 지점에 걸친 전단응력은 롤러와 접촉하는 부위에서 높게 나타나며, 맨드릴과 접촉하는 부위로 갈수록 낮아지는 것을 알 수 있다. 또한 롤러의 끝단과 접촉하는 연소관의 표면에서의 전단응력이 Z에서 Y롤러로 전환될 때 그 부호도 반대로 되는 것을 보여 주며, 이는 한 물질점에서의 흐름의 방향이 바뀐다는 것을 알려 준다. 이런 현상은 Fig. 3에서 보여 주는 격자 변형상태를 관찰함으로써 이해될 수 있다. 격자의 변형은 처음 Z롤러에 의해 소성변형될 때 표면에 위치한 물질 요소가 롤러 진행방향의 약간 반대로 나타나지만 후에 변형을 일으키는 Y 및 X롤러에 의해서 다시 롤러의 진행방향과 일치하게 되기 때문이다.

Fig. 12은 Fig. 4에서 보여 주듯이 초기 물질점들 (initial material point)에 대한 전단응력의 변화를 추적, 관찰한 것으로 각 롤러에 의한 영향을 보여 주고 있다. 여기서 inner라고 명명된 물질점들은 예비성형체의 두께 방향을 통해 맨드릴에 근접한 물질점들을 연결한 연속선을 나타낸다. 마찬가지로 middle과 surface는 연소관의 두께에 대해 중간과 롤러와의 접촉을 이루는 표면에 근접부위에 위치한 물질점들을 연결한 연속선에 대하여 명명된 것이다. 실제 소성변형을 하면서 각 물질점들의 위치가 변하여 앞의 Fig. 4에서 보여 주는 초기 물질점들의 위치와는 차이가 있으나, 각 롤러로 인해 발생하는 전단응력의 차이를 Fig. 11에서의 응력 분포도만으로는 이해하기가 어려운 부분을 위해 참고하기 위해 도식화하였다. Z와 Y롤러에 의한 소성변형 중 발생하는 전단응력은 X롤러에 의한 것에 비해 상대적으로 높은 것으로 나타났다. 또한 연소관 표면과 중간 부분의 전단응력이 Z와 Y롤러에 의해 높게 나오던 것이 X롤러에 의해 성형될 때는 반대로 맨드릴과 인접한 부위에서 보다 낮게 나왔다. 이는 유동성형이 진행함에 따라 소성변형량이 많아 맨드릴과 인접한 부위까지 전반적으로 소성변형이

됨을 알려준다.

5. 결어

본 연구에서는 지난 번 연구에 이어 3개의 롤러에 대해서 유동성형 중의 소성변형 형태와 그에 따른 각 롤러에 의한 응력분포를 관찰하였다. 이번 연구를 통해 얻은 결과는 아래와 같다.

- 1) 유공성형되는 연소관은 공정 후의 목표 두께가 같을 경우 초기 두께에 따라 그 변형 형태에 차이가 있다.
- 2) 많은 량으로 절입할 때 (reduction이 많을 때) 이상적인 조건하에서 전 두께 범위를 통한 유효 소성변형도는 거의 균일하다.
- 3) 초기 두께가 4mm인 경우 롤러가 지나 간부위에서의 인장 응력은 거의 항복강도에 가까와 necking을 일으킬 가능성이 크다.
- 4) 주어진 절입량에 대해서 Z롤러에 비해 Y나 X롤러에 의한 연소관의 소성 변형도율이 높다.

6. 앞으로의 연구 방향

- 1) anisotropic hardening구성방정식의 적용
- 2) 실험을 통한 grain들의 방향성 소성변형도 관찰
- 3) 열 전달을 고려한 열기계적해석
- 4) 다단계 유동성형에 의한 연소관의 소성변형의 차이 관찰
- 5) 3차원 해석

참고문헌

1. 은일상, 임성택, 박성한, 김정배, 최열경, "초박판 고정밀 연소관 개발을 위한 유동성형 공정의 적용", 제2회 학술강연회 초록집, 추진공학회, 1994, 창원, 경남
2. S. Kalpakjian and S. Rajagopal, J. Applied Metalworkng, 2, 211, 1982
3. R. P. Singhal, P. K. Saxena and R. Prakash, J. Mat. Proc. Tech., 23, 29, 1990
4. S. Kalpakcioglu, J. Eng. Ind., 49, 1964
5. M. Gur and J. Tirosh, J. Eng. Ind., 104, 17, 1982
6. J. A. Bennaton and E. Appleton, "An Experimental Metalworking Machine and its Application to Cylindrical Flowturning", 1st. International Conference on Rotary Metal-Working Processes, held on London,

UK, Nov., p61, 1979

7. E. Doege, V. Deac, M. I., "Experimental research and FEM analysis of steel behavior during tube flow-turning using balls", presented in Advanced Technology of Plasticity, p 547, 1996 (Personal collection, S. Yun)
8. 윤수진, 이경훈, 박성한, 은일상, "연소관 유동성형 제작공정에 관한 유한요소 해석", 제 7회 학술강연회 초록집, 추진공학회, 1996, 대전, 충남
9. E. H. Lee, R. L. Mallett, and W. H. Yang, Comp. Met. App. Mech. Eng., 10, 339, 1977
10. O. C. Zienkiewicz, Y. C. Liu and G. C. Huang, Int. J. Num. Met. Eng., 25, 23, 1988
11. N. Rebelo and S. Kobayashi, Int. J. Mech. Sci., 22, 707, 1980
12. O. C. Zienkiewicz and P. N. Godbole, J. Strain Analysis, 10, 180, 1975
13. L. M. Taylor and E. B. Becker, Comp. Met. App. Mech. Eng., 41, 251, 1983
14. J. Bonet and P. Bhargava, Comp. Met. App. Mech. Eng., 122, 51, 1995
15. C. H. Lee, H. Iwasaki and S. Kobayashi, J. Eng. Ind., 95, 283, 1973
16. P. Hu, Y. Liu and S. Cheng, Computer and Structure, 44, 1073, 1992
17. 조대현, "유한요소법을 이용한 박판 연소관의 내경축소공정에 관한 연구, 석사논문, 충남대, 1996
18. S. Kobayashi, S. I. Oh and T. Altan, "Metal Forming and the Finite Element Method, Oxford Univ. Press, New York, 1989
19. S. Kobayashi, Numerical analysis of forming processes, J. F. T. Pittman, O. C. Zienkiewicz, R. D. Wood and J. M. Alexander, eds., ch. 2, John Wiley and Sons, New York, 1984

Table 1. Geometry of the rollers in flow forming process

initial thickness (mm)	geometry of roller			roller setting (mm)	
	α ($^\circ$)	β ($^\circ$)	r (mm)		
3	Z roller	25	8	6	1.825
	Y roller	30	8	5	0.885
	X roller	30	8	4	0.65
4	Z roller	25	8	6	2.325
	Y roller	30	8	5	0.985
	X roller	30	8	4	0.65

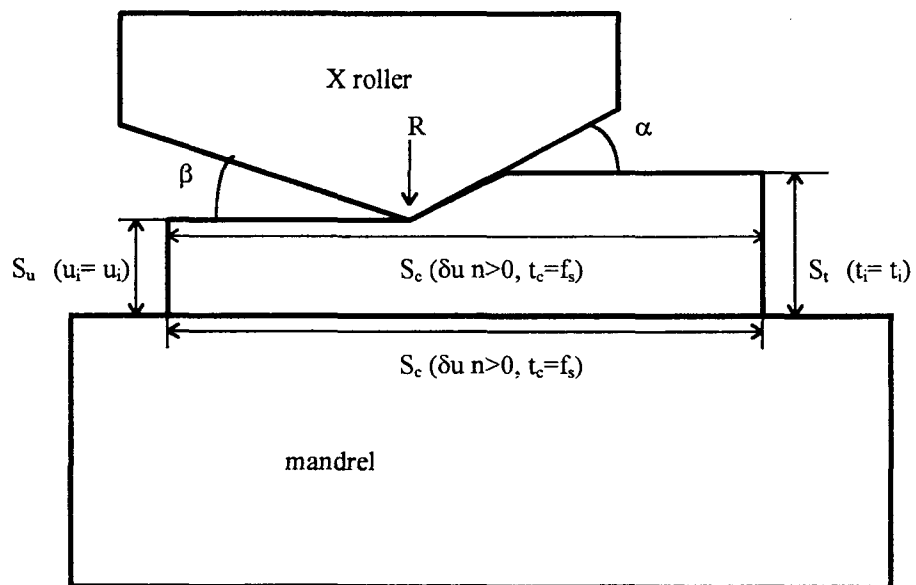


Fig. 1 Schematic representation of the flow forming and the boundary conditions

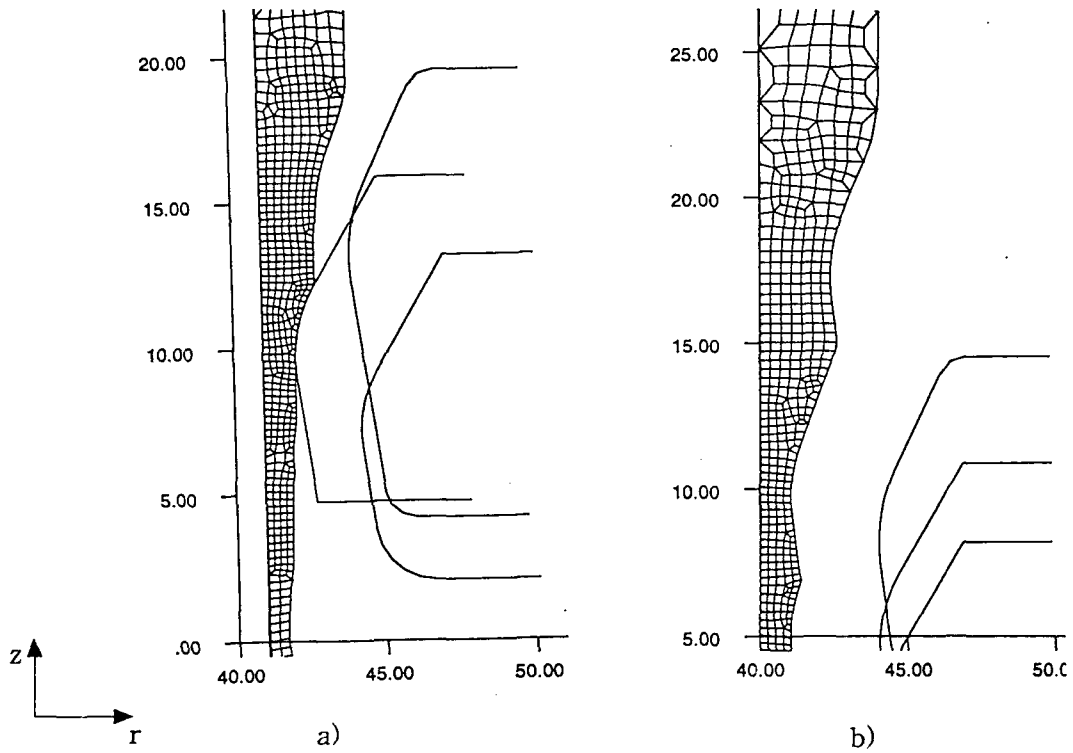


Fig. 2 The element mesh distribution in the plane of the tube
 a) initial thickness of 3mm, b) initial thickness of 4mm

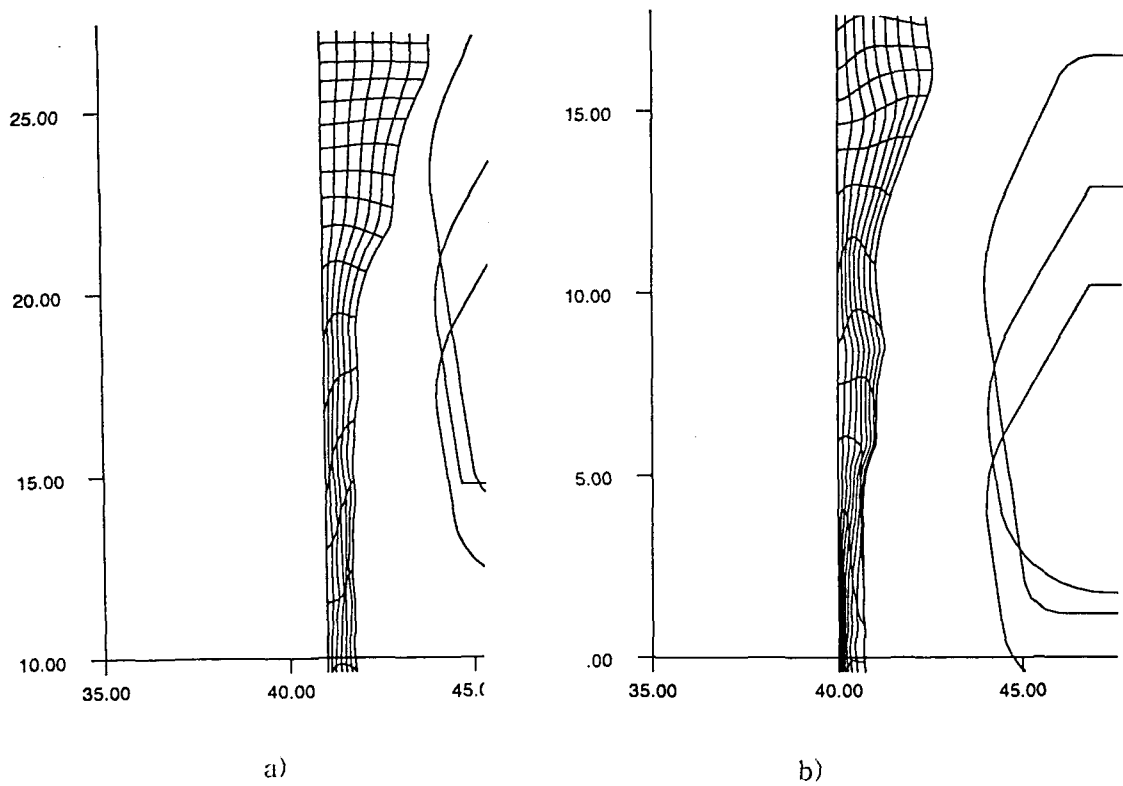


Fig. 3 Deformation of the work piece representing grid formation with initial tube thickness
 a) 3mm after deformation, b) 4mm after deformation

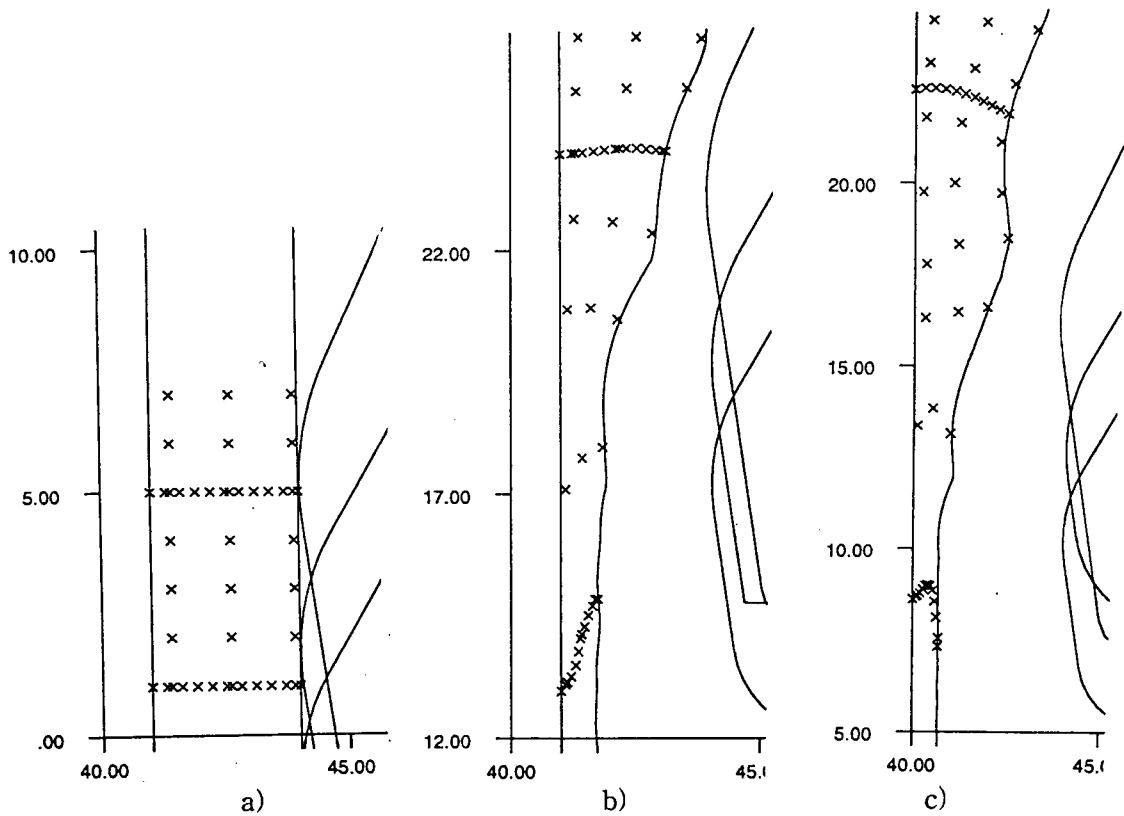


Fig. 4 Material points tracking with initial tube thickness
a) initial positions, b) after deformation (3mm), c) after deformation (4mm)

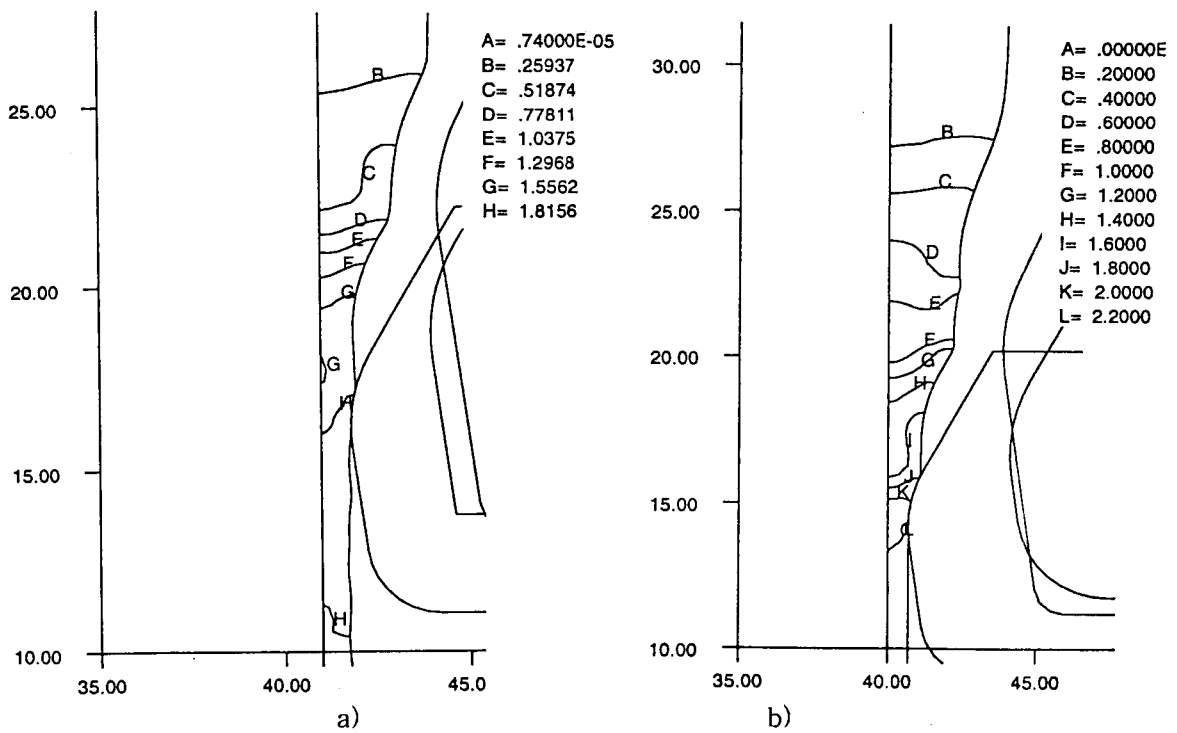


Fig. 5 Contour plot of effective plastic strain distribution obtained with
a) initial thickness of 3mm, b) initial thickness of 4mm

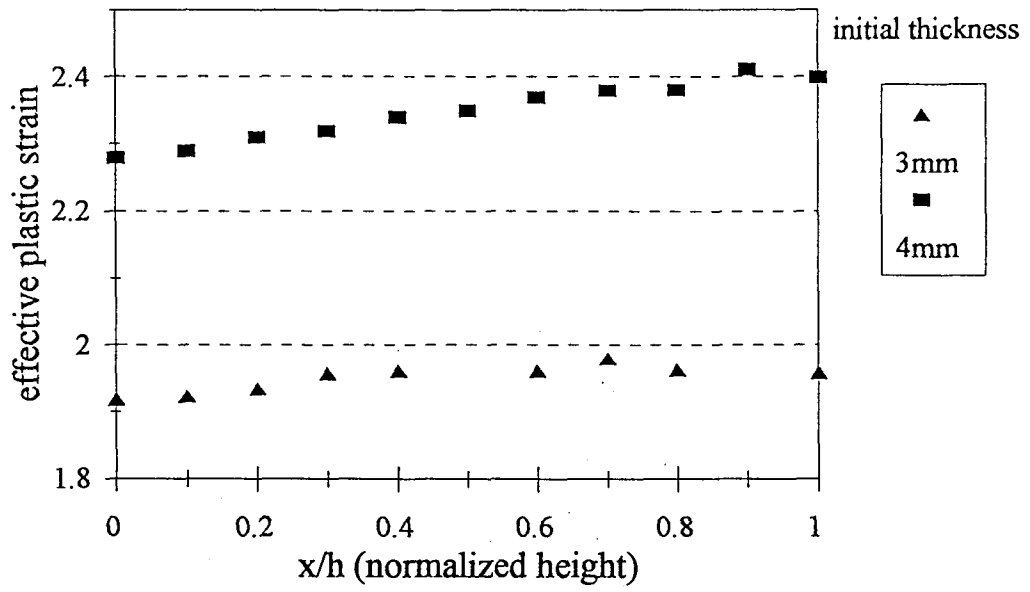


Fig. 6 Effect of initial thickness on distribution of effective plastic strain

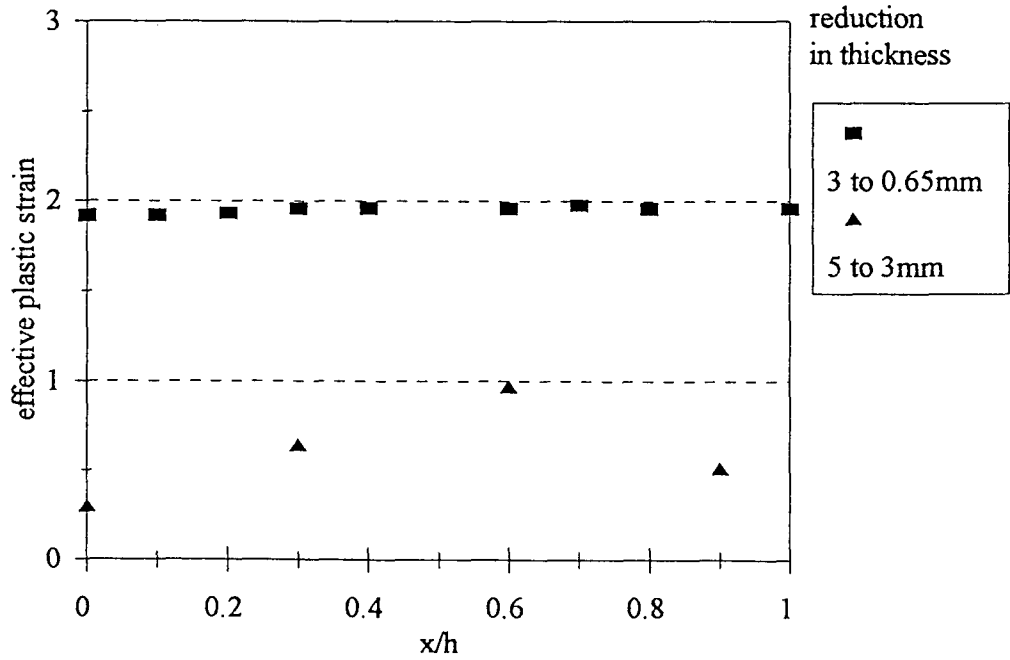


Fig. 7 Effect of reduction in thickness on effective plastic strain distribution

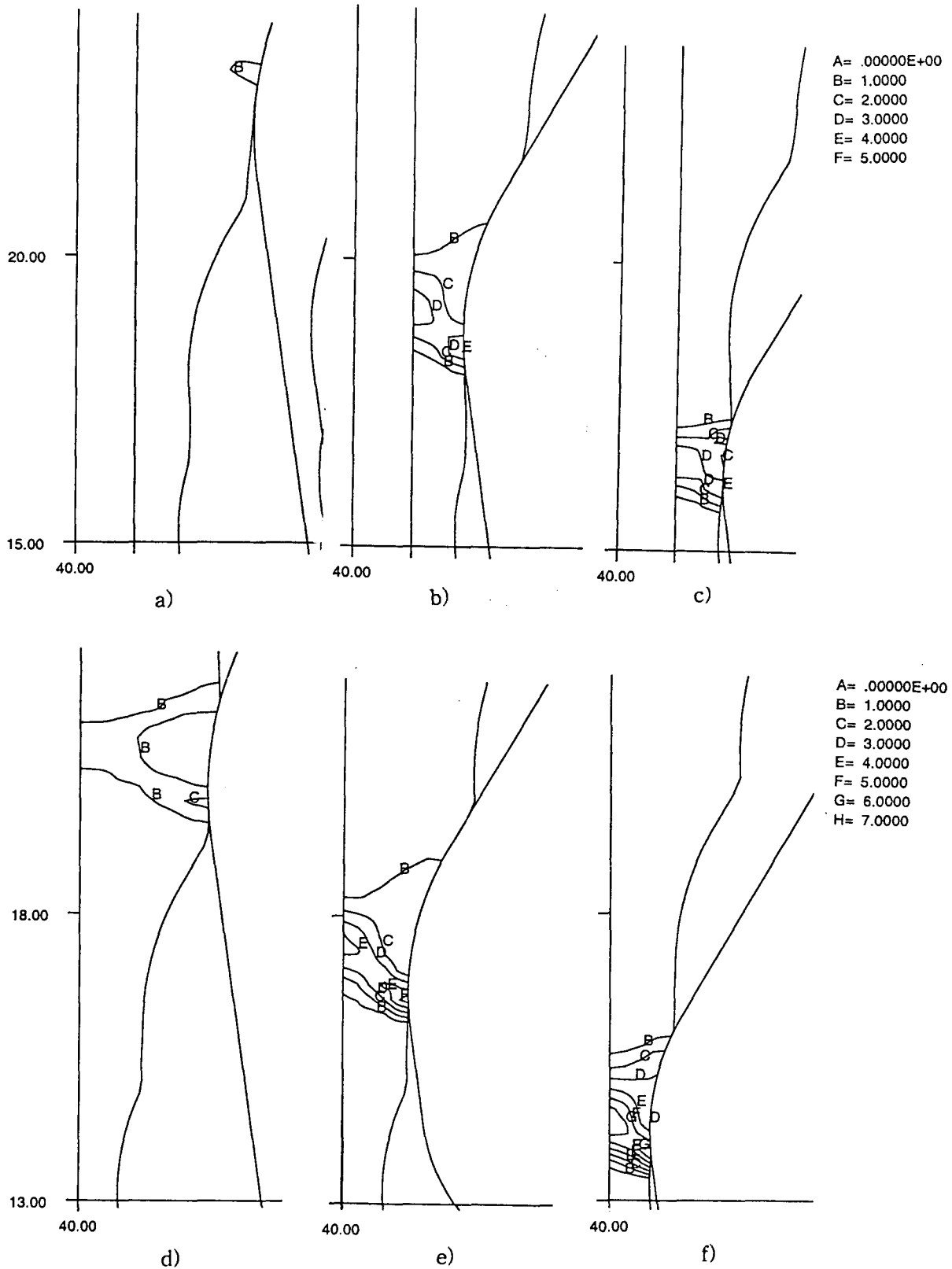


Fig. 8 Contour plot of effective plastic strain rate distribution obtained with initial thickness of 3mm in case of a) Z roller, b) Y roller, c) X roller and initial thickness of 4mm in case of a) Z roller, b) Y roller, c) X roller

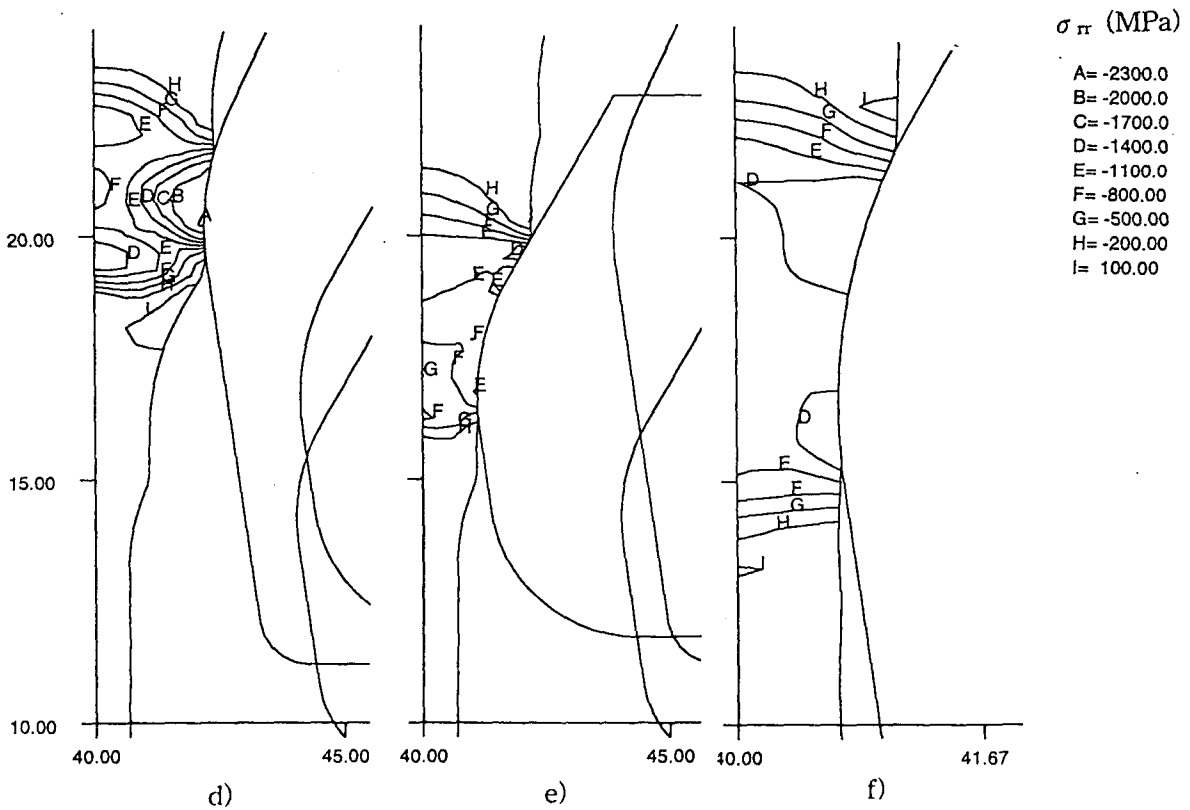
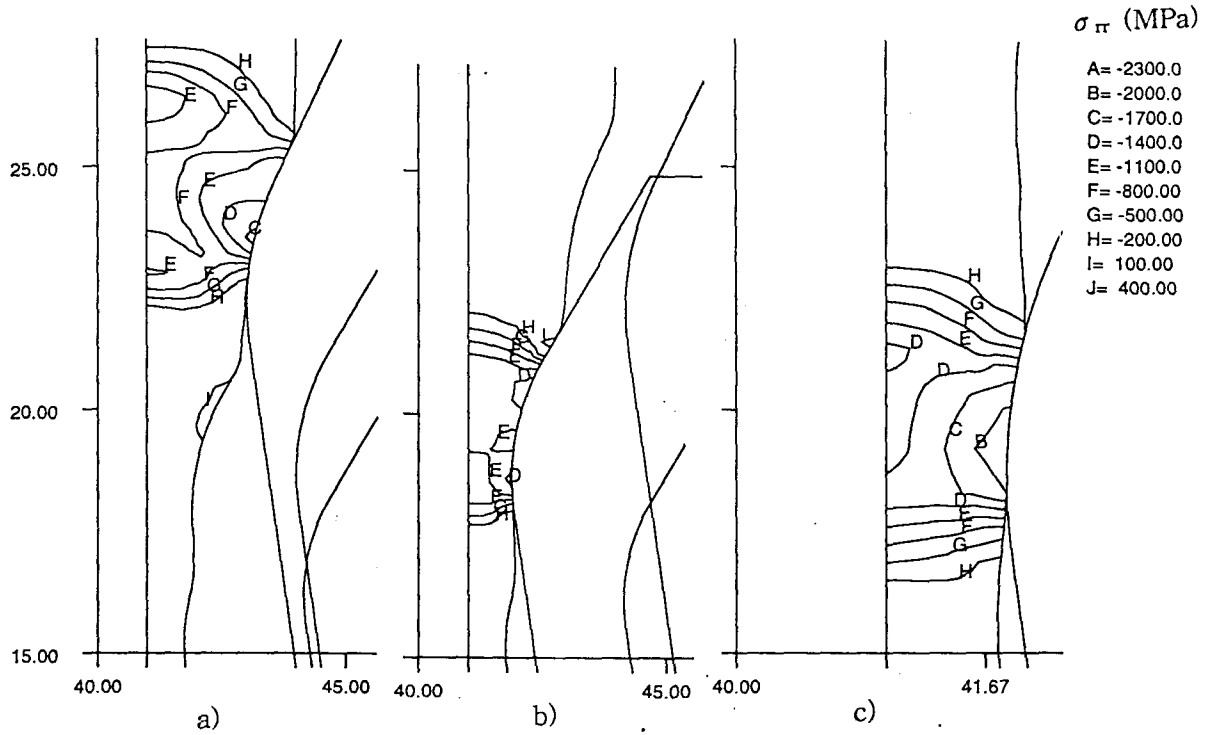


Fig. 9 Contour plot of r direction normal stress distribution obtained with initial thickness of 3mm in case of a) Z roller, b) Y roller, c) X roller and initial thickness of 4mm in case of a) Z roller, b) Y roller, c) X roller

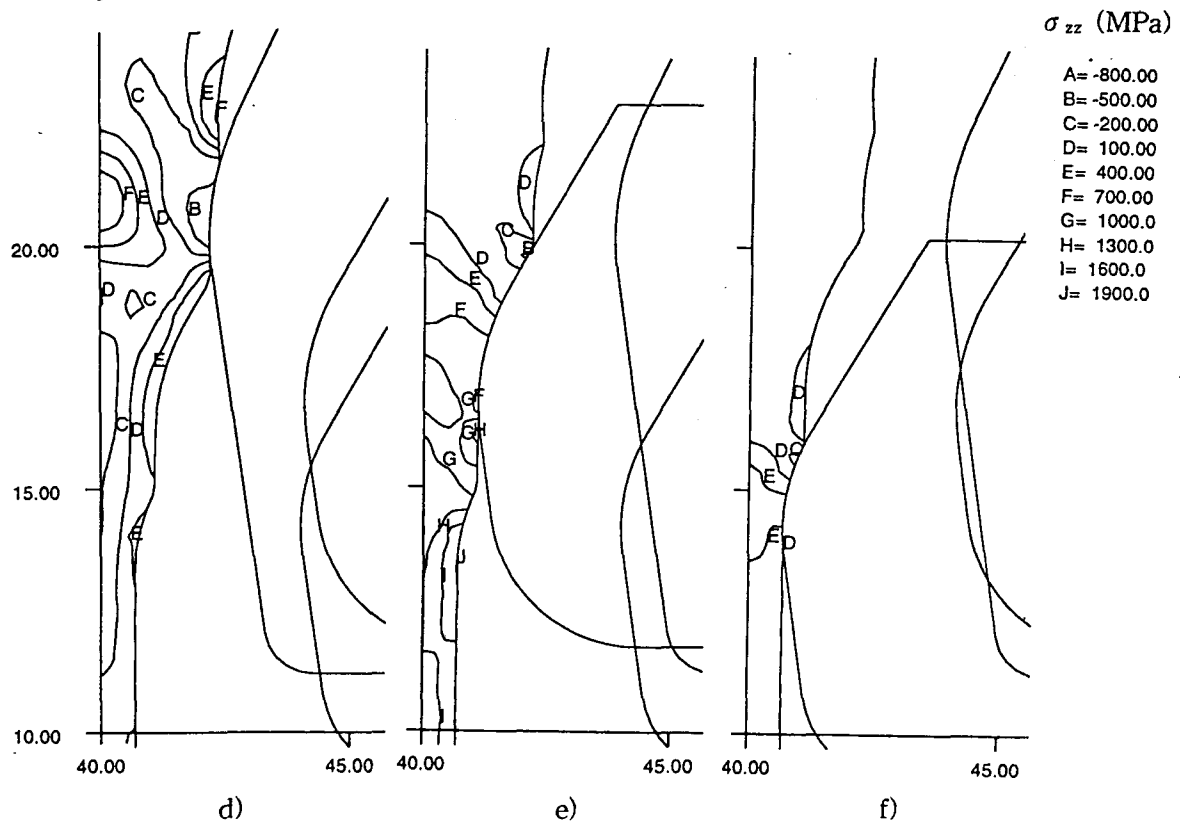
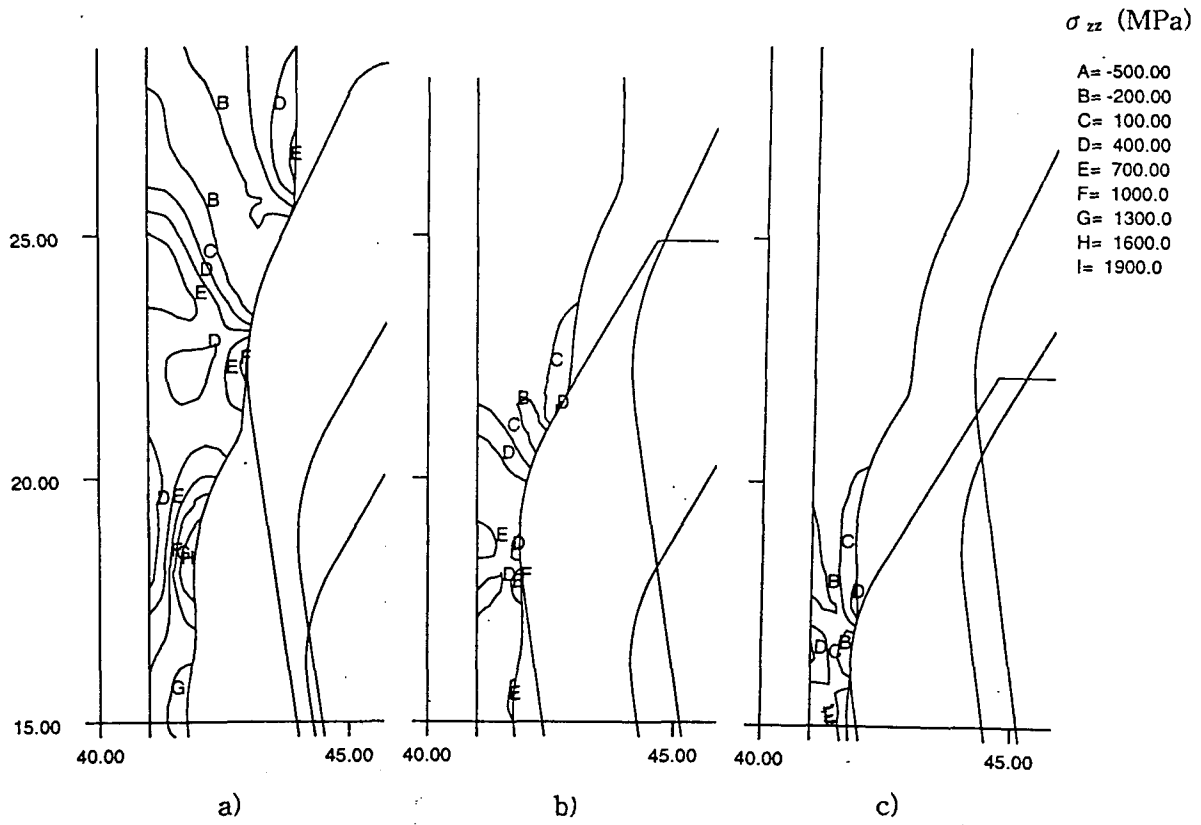


Fig. 10 Contour plot of z direction normal stress distribution obtained with initial thickness of 3mm in case of a) Z roller, b) Y roller, c) X roller and initial thickness of 4mm in case of a) Z roller, b) Y roller, c) X roller

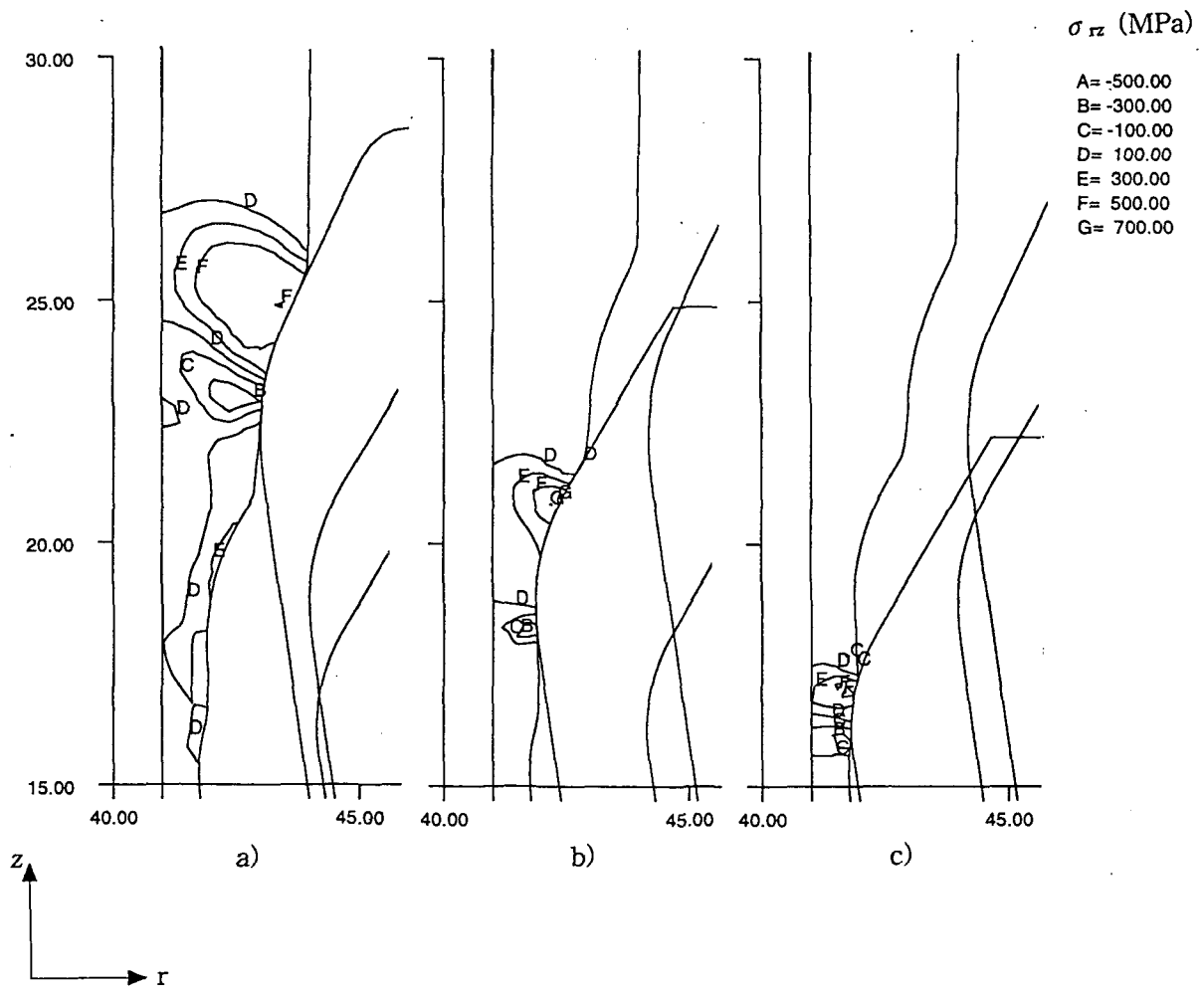


Fig. 11 Contour plot of rz direction shear stress distribution obtained with initial thickness of 3mm in case of a) Z roller, b) Y roller, c) X roller and initial thickness of 4mm in case of a) Z roller, b) Y roller, c) X roller

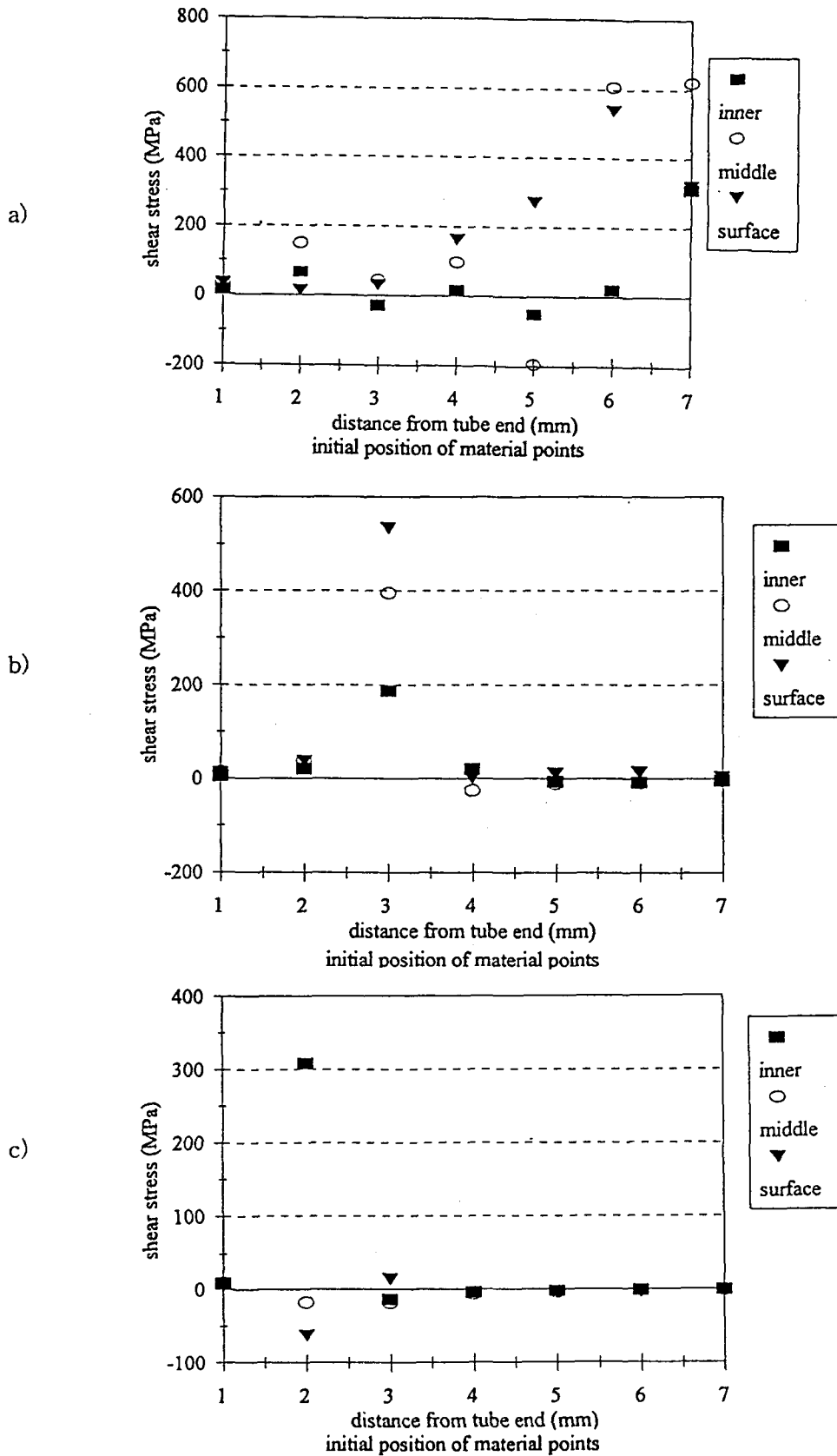


Fig. 12 Distribution obtained from shear stress traction of material points for initial position with indented by a) Z roller, b) Y roller, and c) X roller