



저작자표시-비영리-변경금지 2.0 대한민국

이용자는 아래의 조건을 따르는 경우에 한하여 자유롭게

- 이 저작물을 복제, 배포, 전송, 전시, 공연 및 방송할 수 있습니다.

다음과 같은 조건을 따라야 합니다:



저작자표시. 귀하는 원저작자를 표시하여야 합니다.



비영리. 귀하는 이 저작물을 영리 목적으로 이용할 수 없습니다.



변경금지. 귀하는 이 저작물을 개작, 변형 또는 가공할 수 없습니다.

- 귀하는, 이 저작물의 재이용이나 배포의 경우, 이 저작물에 적용된 이용허락조건을 명확하게 나타내어야 합니다.
- 저작권자로부터 별도의 허가를 받으면 이러한 조건들은 적용되지 않습니다.

저작권법에 따른 이용자의 권리는 위의 내용에 의하여 영향을 받지 않습니다.

이것은 [이용허락규약\(Legal Code\)](#)을 이해하기 쉽게 요약한 것입니다.

[Disclaimer](#)

2008 년 2 월

석사학위논문

**강소성 유한요소법을 이용한
롤포밍 공정 해석**

조선대학교 대학원

기계공학과

이 상 희

강소성 유한요소법을 이용한
롤포밍 공정 해석

*Analysis of Roll Forming Process using Rigid-Plastic
Finite Element Method*

2008 年 2 月 日

조선대학교대학원

기계공학과

이상희

강소성 유한요소법을 이용한 롤포밍 공정 해석

지도교수 정 상 화

이 논문을 공학석사학위 논문으로 제출함.

2007 年 10 月 日

조 선 대 학 교 대 학 원

기 계 공 학 과

이 상 희

이상희의 석사학위논문을 인준함

위원장 조선대학교 교수 이 규 태 印

위원 조선대학교 교수 장 완 식 印

위원 조선대학교 교수 정 상 화 印

2007 年 11 月 日

조선대학교 대학원

목 차

| | |
|-------------------------------|----|
| LIST OF TABLE | IV |
| LIST OF FIGURES | V |
| ABSTRACT | IX |
| | |
| 제 1 장 서 론 | 1 |
| 제1절 연구배경 및 목적 | 1 |
| 제2절 연구동향 | 5 |
| 제3절 연구내용 | 8 |
| 제 2 장 롤 포밍 공정의 개요 | 9 |
| 제1절 롤 포밍 공정 | 9 |
| 제2절 롤 포밍 공정의 장점 | 12 |
| 제3절 롤 포밍 공정에서의 결함 | 14 |
| 제 3 장 냉간압연강판(SCP-1)의 특성 | 19 |
| 제1절 성형에 영향을 미치는 인자 | 19 |
| 1. 이방성 계수 | 19 |

| | |
|----------------------------------|-----------|
| 2. 성형한계도 | 22 |
| 3. 응력-변형률 선도 | 23 |
| 4. 유동응력 방정식 | 27 |
| 제2절 냉간압연강판의 기계적 특성 | 34 |
| 제 4 장 롤 포밍 공정 설계 | 37 |
| 제1절 식기세척기용 언더레일의 모델링 | 37 |
| 1. 식기세척기용 언더레일의 설계 | 37 |
| 2. 언더레일의 구조해석 | 41 |
| 제2절 성형롤 설계 | 46 |
| 1. 성형롤 설계 이론 | 46 |
| 2. 언더레일의 성형롤 설계 | 62 |
| 제 5 장 강소성 유한요소 해석 | 71 |
| 제1절 롤 포밍 공정의 해석 프로그램 | 71 |
| 1. 강소성 유한요소법 | 72 |
| 제2절 롤 포밍 공정 해석 | 86 |
| 1. 해석조건 | 86 |

| | |
|--------------------|-----|
| 2. 해석결과 및 고찰 | 88 |
| 제 6 장 결 론 | 107 |
| 참 고 문 헌 | 109 |

LIST OF TABLES

| | |
|--|-----|
| Table 3-1 Chemical component ratio of SCP-1 | 34 |
| Table 3-2 Material properties of SCP-1 | 35 |
| Table 3-3 Result of the curve fitting | 36 |
| Table 4-1 Input conditions for FEA analysis | 42 |
| Table 4-2 Effect of holes and notches(Z) on number of passes ... | 56 |
| Table 4-3 Effect of shape(S) on number of passes | 56 |
| Table 4-4 Effect of tolerance factor(F) on number of passes | 57 |
| Table 4-5 Moment of inertia according to rotation of cross-section | 64 |
| Table 5-1 Input conditions for rigid-plastic finite element method | 87 |
| Table 5-2 The estimation of straight element and curved element in upper member | 89 |
| Table 5-3 The estimation of longitudinal strain deviation in upper member | 92 |
| Table 5-4 The estimation of camber and bow in upper member ... | 95 |
| Table 5-5 Deviation of designed size and simulated size in lower member | 98 |
| Table 5-6 The estimation of straight element and curved element in lower member | 101 |
| Table 5-7 The estimation of camber and bow in lower member · | 105 |

LIST OF FIGURES

| | | |
|----------|---|----|
| Fig. 1-1 | Structure of slide rail | 3 |
| Fig. 1-2 | Various products through cold roll forming process | 4 |
| Fig. 1-3 | Comparison between classical method and simulation method | 4 |
| Fig. 1-4 | Block diagram for optimization of roll forming process .. | 7 |
| Fig. 1-5 | Flow chart for analysis of roll forming process | 9 |
| Fig. 2-1 | Gradual forming of a strip into finished section | 10 |
| Fig. 2-2 | Schematic diagram of roll forming process | 11 |
| Fig. 2-3 | Bending angle in roll forming process | 13 |
| Fig. 2-4 | Elastic recovery in bending | 15 |
| Fig. 2-5 | Three types of buckling | 16 |
| Fig. 2-6 | Wavy | 17 |
| Fig. 2-7 | Flare | 18 |
| Fig. 3-1 | Mechanical properties of the metal according to rolling direction | 21 |
| Fig. 3-2 | Lankford coefficient of tension test specimen in cold rolled carbon steel | 22 |
| Fig. 3-3 | Example of FLD | 23 |
| Fig. 3-4 | Definition of major strain and minor strain | 23 |
| Fig. 3-5 | Stress-Strain diagram measured by tensile testing | 24 |
| Fig. 3-6 | Comparison of nominal stress-nominal strain diagram and true stress-true strain diagram | 27 |

| | | |
|-----------|---|----|
| Fig. 3-7 | Ideal model for stress-strain diagram | 32 |
| Fig. 3-8 | work hardening exponent n | 33 |
| Fig. 3-9 | Influence of temperature and strain rate for plastic curve | 33 |
| Fig. 3-10 | Stress-Strain diagram of SCP-1 | 35 |
| Fig. 3-11 | Curve fitting for SCP-1 | 36 |
| Fig. 4-1 | Modeling of under rail | 38 |
| Fig. 4-2 | Cracks at the bend line | 39 |
| Fig. 4-3 | Cross-section of the under rail | 40 |
| Fig. 4-4 | Meshing for FEA | 42 |
| Fig. 4-5 | Boundary condition for FEA analysis | 43 |
| Fig. 4-6 | Static analysis of under rail | 44 |
| Fig. 4-7 | Modal analysis result | 45 |
| Fig. 4-8 | Symmetry of center member | 46 |
| Fig. 4-9 | Critical, High luster surface of a product | 48 |
| Fig. 4-10 | Two methods form sharp inside radii | 49 |
| Fig. 4-11 | The design of sharp tips on rolls | 50 |
| Fig. 4-12 | The forming method of large radius on roll forming process | 50 |
| Fig. 4-13 | Maximum material thickness used for roll design | 51 |
| Fig. 4-14 | The buckling phenomenon because of difference in roll rotation speed | 52 |
| Fig. 4-15 | The increase of roll diameters to avoid buckling | 53 |
| Fig. 4-16 | Two design method of the concave corners | 54 |

| | | |
|-----------|--|----|
| Fig. 4-17 | Flower pattern | 57 |
| Fig. 4-18 | Big movements from pass to pass | 58 |
| Fig. 4-19 | Flower pattern slightly changed allowing the top roll to reach the bend line at pass #7 | 58 |
| Fig. 4-20 | Two types in forming design method | 60 |
| Fig. 4-21 | Comparison raw roll and lead-in flange added roll | 61 |
| Fig. 4-22 | Long lead creates lower stresses in the product | 61 |
| Fig. 4-23 | Design of lead-in flange | 61 |
| Fig. 4-24 | Forming order of a product | 64 |
| Fig. 4-25 | The edge travel in the roll forming process | 64 |
| Fig. 4-26 | Flower pattern of upper member | 67 |
| Fig. 4-27 | The horizontal vertical of the bending forces in the roll forming process | 67 |
| Fig. 4-28 | Shape of forming roll according to rotation of cross-section | 68 |
| Fig. 4-29 | Flower pattern of lower member | 70 |
| Fig. 5-1 | Transformation from global coordinate system to skew coordinate system | 83 |
| Fig. 5-2 | Modified stress-strain rate relation by effective strain rate offset for rigid-plastic finite element analysis | 83 |
| Fig. 5-3 | A scheme to find the nearest point from a boundary node | 85 |
| Fig. 5-4 | Meshing for each members | 88 |
| Fig. 5-5 | Estimated flower pattern of upper member after the 9-pass | |

| | |
|---|-----|
| | 90 |
| Fig. 5-6 The prediction of final shape of upper member | 91 |
| Fig. 5-7 Comparison of total effective strain in upper member .. | 91 |
| Fig. 5-8 Comparison of longitudinal strain in upper member | 92 |
| Fig. 5-9 Comparison of width strain in upper member | 94 |
| Fig. 5-10 Comparison of thickness strain in upper member | 94 |
| Fig. 5-11 Comparison of camber and bow in upper member | 96 |
| Fig. 5-12 Estimated flower pattern of lower member after the 11-pass | 97 |
| Fig. 5-13 Modified flower pattern of lower member | 99 |
| Fig. 5-14 Estimated flower pattern of lower member after the 13-pass | 101 |
| Fig. 5-15 Predicted final shape of lower member | 102 |
| Fig. 5-16 Comparison of strain in lower member | 104 |
| Fig. 5-14 Comparison of camber and bow in lower member | 106 |

ABSTRACT

Analysis of Roll Forming Process using Rigid-Plastic Finite Element Method

By Lee Sang Hee

Advisor : Prof. Jeong, Sang-Hwa, Ph.D.

Department of Mechanical Engineering,

Graduate School of Chosun University

Cold-roll-forming (CRF) is a well known process used to manufacture long sheet metal products with constant cross section. This process makes it possible to manufacture intricate sheet metal products which cannot be made through the press process. It is a very important process in many industrial fields to increase the application. However, the roll forming process is a difficult process because of the time and cost needed to prevent defects in the manufactured products. In order to solve this difficulty, computer analysis using rigid-plastic finite element method is being studied. The computer analysis method allows predicting final shapes and defects of the products through simulation and efficiently manufacturing the products.

In this thesis, a under-rail composed of upper member, center member and lower member is designed and its roll forming process is simulated. Tensile test is performed about SCP-1 to obtain material properties and curve fitting is executed to set up the flow stress equation. The flower pattern of the upper member in the under rail is designed as three types. TYPE A is typical flower pattern used in design of U-channel. The cross-section of TYPE B and TYPE C is rotated in order to reduce the moment of inertia. The lower member is designed as TYPE-1 and TYPE-2. TYPE B and TYPE-1 are designed using the constant arc length forming method, and the TYPE C and TYPE-2 are designed using the constant radius forming method for excellent design. The roll forming process is simulated using SHAPE-RF software. The longitudinal strain is estimated on the basis of simulation results. In addition, the numerical magnitudes of camber and bow are predicted from the results of the simulation.

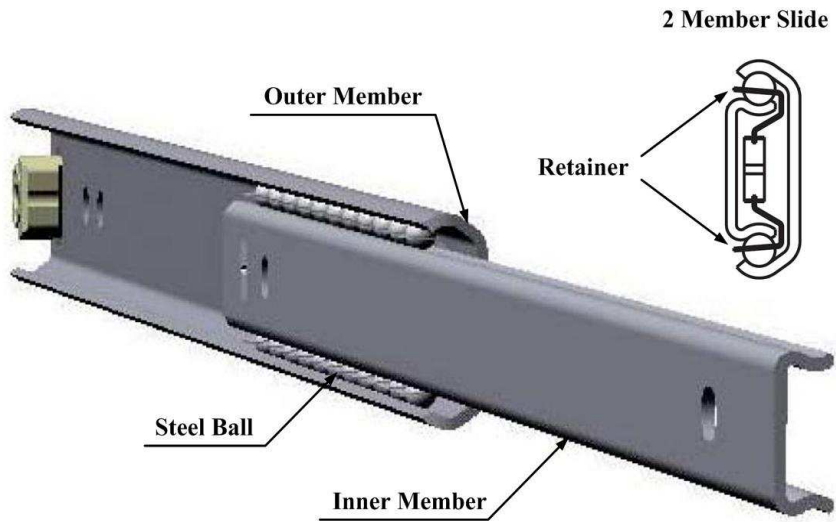
제 1 장 서 론

제 1 절 연구배경 및 목적

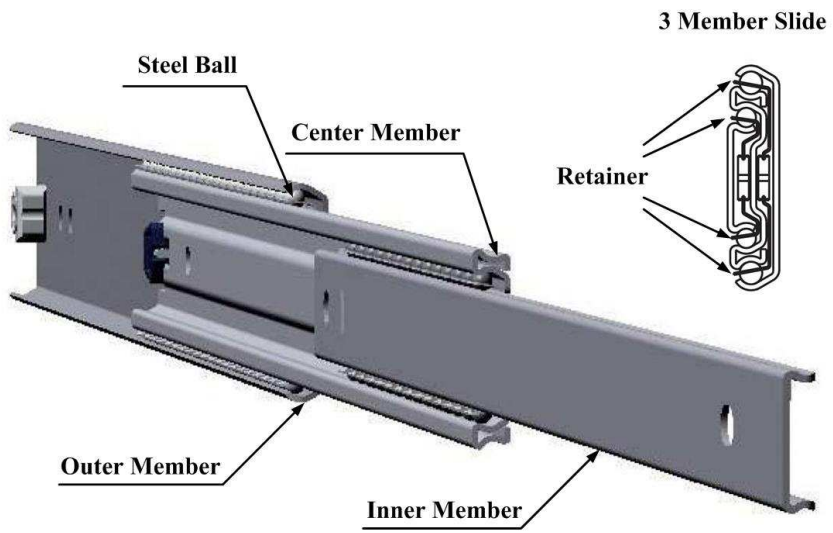
기계 부품중에서 슬라이드 레일은 소재를 U자 형태로 성형하여 관재와 관재 사이에 볼이나 로울러 베어링을 삽입하여 마주보는 관재가 서로 부드럽게 상대 이송하는 LM(Linear Motion)가이드와 유사한 역할을 하도록 하는 이송부품중의 하나이다. 이러한 슬라이드 레일은 구조가 간단하여 생산단가 및 조립 시간을 줄일 수 있는 효율적인 직선왕복 운동 기구로써 많은 분야에서 활용되고 있다. 대표적인 사용 분야로는 컴퓨터 단말기, 통신기, 계측기, 복사기, 자동 판매기의 정밀 기기로부터, 캐비닛, 사무책상, 금고 등의 사무가구, 목재가구, 주방가구, 가정용 가구 등이 있다. 슬라이드 레일의 종류는 Fig. 1-1(a)와 같이 아웃 멤버(outer member or external rail)와 인너 멤버(inner member or internal member)로 구성된 싱글 슬라이드 레일(single slide rail)과 Fig. 1-1(b)와 같이 아웃 멤버, 인너 멤버 그리고 센터 멤버(center member or intermediate member)로 구성된 더블 슬라이드 레일(double slide rail)이 있다. 싱글 슬라이드 레일은 한 쌍의 외부 레일과 내부 레일의 상대적 운동에 의해 한 개의 단(single stage)을 당길 수 있는 구조로 되어있다. 더블 슬라이드 레일은 아웃 멤버와 인너 멤버 사이에 센터 멤버가 있어, 아웃 멤버와 센터 멤버, 중앙 멤버와 인너 멤버 간에 각각 리테이너(retainer)로 억제되는 몇 개의 스틸 볼이 삽입되어 두 개의 단에서 미끄럼이 발생하는 구조를 가지고 있다. 슬라이드 레일의 주요 부분인 아웃 멤버, 센터 멤버 그리고 인너 멤버는 주로 냉간 롤 포밍(cold roll forming)공법이나 정밀 프레스 금형에 의해 성형된다. 하지만 Fig. 1-2와 같이 제품의 형태가 복잡하거나, 길이가 매우 긴 제품의 경우 정밀 프레스 금형으로는 성형이 불가능하므로 롤 포밍 공법을 이용한다. 롤 포밍 공법은 연속된 금속의 띠판(strip)이 다단의 롤을 통과하면서 단면의 형상이 일정하고 길이가 긴 제품을 효율적으로 생산하는 공법이다. 하지만 롤 포밍 공정은 압축과 인장 그리고 스트레칭이 복합적으로 나타나기 때문에 각각의 패스를 통과하는 형상의 예측이 어렵다. 또한 여러 패스(pass)를 통과하는 동안 소재에는 여러 인자에 의해 잔류 변형률(residual strain)이 남게 된다. 이러한 영향으로 인해 최종 제품은 휘어지거나 비틀러지는 등의 버클링(buckling) 현상이 발생한다. 버클링 현상은 제품의 직진도에 많은 영향을 주며, 각각의

멤버가 원활하게 움직이지 못하게 하여 제품의 완성도를 떨어뜨린다. 또한 버클링 현상은 소재의 유동응력(flow stress), 소재의 두께, 롤간 수평거리(HD: Horizontal Distance), 굽힘 각 등 많은 인자에 영향을 받기 때문에 정확한 예측이 어렵다. 우리나라의 경우 롤 포밍에 관련된 설계 기술이나 제조 기술의 대부분을 외국에 의존하고 있을 뿐만 아니라 롤 포밍에 대한 체계적인 연구가 이루어지지 않고 있다. 현재 산업 현장에서는 작업자의 경험이나 시행착오에 의존하여 제품을 생산하고 있기 때문에 제품의 생산 시에 불량률이 과다하고, 재료의 낭비 또한 심하며 제품의 정밀도가 떨어진다. 이러한 이유로 인해 난소성 재료 및 고부가가치의 제품을 생산하기 보다는 단순한 형태의 제품을 생산하고 있으며, 중국의 저가격화 정책 등으로 인해 많은 어려움을 겪고 있다. 이러한 어려움을 극복하고자 최근 공정의 설계 및 형상 예측에 있어서 컴퓨터를 이용한 CAD/CAM을 이용하여 설계하거나, 형상 예측이나 결함 예측에 FEM(Finite Element Method), FDM(Finite Difference Method)과 같은 방법을 이용하여 공정을 해석하고 있다. 하지만 이러한 방법들은 공정 전체를 해석하기 보다는 각각의 공정을 부분적으로 해석하고 무리한 가정을 통해 실제 산업 현장에 적용하기 어렵다. 따라서 실제의 산업 현장에 적용 가능한 공정 해석 기법의 개발이나 금형설계 및 제작기술, 공정 시스템 제어기술 등에 대한 체계적인 연구가 매우 시급하다고 할 수 있다.

본 논문에서는 더블 슬라이드 레일의 한 종류인 언더레일을 성형하기 위해 공정 설계를 위한 중요 변수를 선택하여 각각의 멤버들에 대한 롤 포밍 공정을 설계하고 강소성 유한요소법을 통해 롤 포밍 공정을 시뮬레이션하였다. Fig. 1-3은 기존의 설계 방법과 시뮬레이션을 이용할 경우의 제품 성형 과정을 나타낸다. 기존의 설계 방법은 경험이나 시행착오에 의존하여 제품을 성형하기 때문에 제품의 결함 발생 시에는 수많은 롤들 가운데 어느 롤에 문제가 발생하였는지 판단할 수 없으며, 특히 신제품 개발이나 난소성 재료를 성형할 경우에는 많은 시간과 재료가 낭비될 수 밖에 없다. 따라서 본 논문에서 제시한 방법을 이용하여 롤 포밍 공정을 설계하고 시뮬레이션하여 언더레일을 개발할 경우 제품 성형에 소비되는 시간과 재료의 낭비를 줄일 수 있을 것으로 기대된다. 그리고 더 나아가서는 이와 유사한 성형제품의 개발에 있어서, 롤 성형을 위한 성형 공정 분석기술, 공정별 형상예측 기술, 성형롤 설계 및 제작 기술을 적용할 수 있을 것으로 기대된다.



(a) Single slide rail



(b) Double slide rail

Fig. 1-1 Structure of slide rail

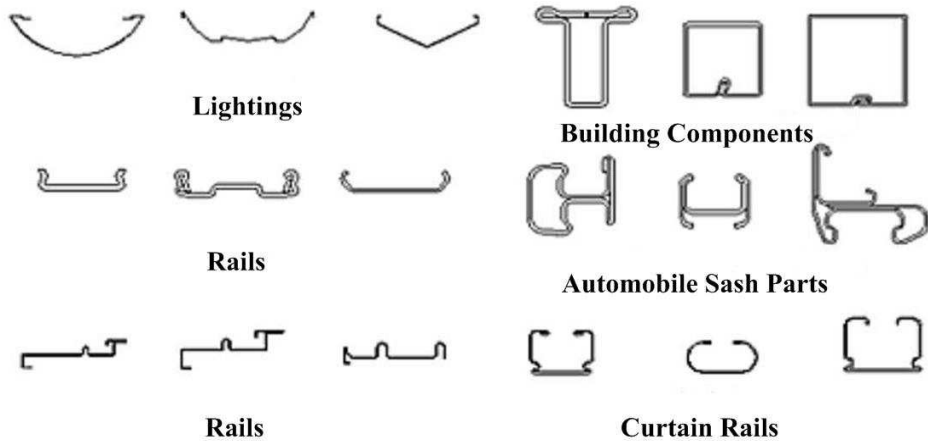


Fig. 1-2 Various products through cold roll forming process

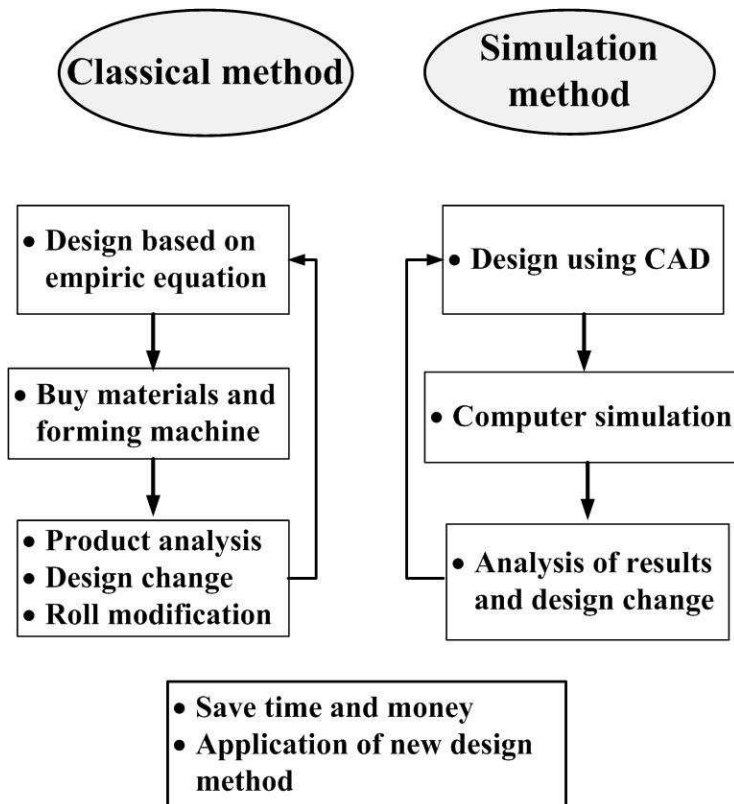


Fig. 1-3 Comparison between classical method and simulation method

제 2 절 연구동향

그 동안 롤 포밍 공정에 대한 기술은 스웨덴과 독일에서 많이 이루어졌으며, 특히 스웨덴의 경우 1970년대 들어서 다른 유럽 국가들에 비해 1인당 압연장판의 수요가 수배이상 되었으며, 예로써 지붕소재의 90%, 벽 소재의 70%이상을 롤 포밍 공정에 의해 생산된 소재를 사용하고 있는 등 가장 널리 공정을 이용하고 있다. 1981년의 캐나다의 경우 강제 생산량의 22%가 롤 포밍 공정을 통해 소비되었을 정도로 본 공정은 최근 유럽 및 북미, 일본 등지에서 매우 널리 이용되고 있다. 그러나 롤 포밍 공정이 갖는 고유한 성형의 복잡성 때문에 산업체에서의 실제적인 응용에는 많은 경험과 직관을 필요로 하며, 큰 제약의 요인이 되고 있다. 최근 이러한 어려움을 극복 하기 위해 CAD/CAM 기술을 이용하여 제품 및 금형 설계 측면에서 경험적인 데이터를 이용하고 있으며 파이프(seam pipe) 생산을 위한 전용 소프트웨어 개발도 활발히 진행되고 있다. 국내의 경우 롤 포밍 공정은 파이프나 튜브의 생산에 활용하고 있으며 자체 기술개발과 외국기술의 도입 등을 통해 체계적인 생산 시스템구축에 많은 연구개발이 되고 있다. 또한 건축 자재, 금속 가구, 일반산업 설비 등의 저부가가치 제품을 주로 중소기업에서 생산하고 있지만 체계적인 기술 축적이 거의 안 된 실정이며, 난소성 재료 및 고부가가치의 제품생산에는 기술수준이 매우 낙후되어 있다. 제품을 생산하기 위한 성형롤의 설계는 설계자의 경험 또는 회사 내에서 자체적인 실험이나 경험에 의해 설계되며 기존의 롤 설계를 변경하여 사용한다. 이러한 방법으로는 제품 생산시에 많은 재료가 낭비되며 많은 시간이 소비된다.

초창기의 롤 포밍 공법은 용접기술의 개발과 함께 파이프와 튜브 생산에 주로 응용되었다. 그 후 제품의 품질 고급화 및 생산성 향상을 위한 지속적인 연구가 금형설계기술 및 제작 기술 분야에 집중적으로 연구되었다. 서구에서는 약 1900년대 초에 롤 포밍 공법이 도입되어 2차 세계대전 이전부터 산업에 적용하여 항공기부품이나 강관등의 제조에 사용하였고, 일본에서는 1950년대부터 실제 제품에 적용하였다. 롤 포밍 공정에 대한 연구는 동경대의 M.Kiuch^{[1][2][3]}에 의해 변형 영역에 있는 판재의 형상을 정현함수(sine function)에 한 개의 매개변수를 포함시켜 속도장을 계산한 후, 에너지 소모를 최소화하도록 매개변수를 결정하는 방법을 제안하였다. 또한 롤 포밍 공정에 대한 해석과 길이방향 변형률을 계산하고 Fig. 1-4와 같은 공정의 최적화 알고리즘을 제안하였다. Ona와 Jimma^{[4][5]}는 직선형 비대칭 채널에 대한 휨이나 비틀림과 같은 변형을 방지하는

방법에 대해 실험을 하였는데, 실험은 스트레이트너, 롤의 압력 조정, 오버벤딩 롤, 트위스트 포밍 스텐드(twist forming stand) 등을 조합하여 실험하였다. 실험결과는 트위스트 포밍 스텐드를 사용할 경우 기존의 스트레이트너 보다 효과적임을 고찰하였다. 뿐만 아니라 롤 포밍 성형 시에 판재가 굽혀지는 부분인 플랜지(flange)의 굽힘 각과 패스 수를 연관시켜 롤 설계 시에 필요한 패스 수를 설정하는 경험식을 개발하였다. Battacharyy와 Smith^{[6][7]}는 롤 포밍에서 소재가 각각의 패스를 통과할 때 변형부의 길이(deformation length)를 예측하는 연구를 진행하였다. 이 연구에서는 변형부의 길이는 소재의 기계적 성질과는 무관하게 소재의 두께, 플랜지의 길이, 굽힘각에 영향을 받는다는 사실을 고찰하였다. 또 다른 연구는 롤 포밍 공정에서 롤 하중을 예측하는 연구를 하였는데, 이 연구에서는 롤의 압력을 예측하면 소재가 부드럽게 성형될 수 있도록 최적의 설계가 가능하다는 사실을 입증하였다. 또한 굽힘하중(folding load)은 소재의 두께, 플랜지 길이, 단면계수와 재질의 항복응력과 같은 소재의 특성에 영향을 받으며, 소재의 최대 플랜지 변형과 탄성한계 변형과의 비에 영향을 받는다는 사실을 고찰하였다. Battacharyy와 Pantou^[8]은 롤 포밍 공정중의 각각의 변형영역에 대해 변형영역의 길이 및 굽힘각을 예측하는 식을 개발하여 실험을 통해 소재의 길이방향 변형률을 예측하였다. Ona와 Ichikawa^[9]는 얇은 두 강판이 수직접촉으로 접합되어 소음이나 진동을 감쇄하는 목적으로 쓰이는 진동감쇄강판에 대한 롤 포밍 연구를 하였다. 이 연구를 통해 최적의 성형조건은 성형의 한계와 강도에 대한 한계가 일치한 범위 내에서 적절한 성형이 된다는 것을 고찰하였다. Grondin과 Rhodes^{[10][11]}는 롤 포밍 공정에 의해 생산된 제품에 대해 잔류응력이나 길이방향 변형률을 경계 조건화하여 구조재로서의 버클링 현상을 해석하였다. Senanayake^[12]는 대칭형의 모델을 유한요소법을 이용하여 패스수를 결정하고 컴퓨터비전 응용 기술로 소성변형을 측정된 것과 실험 및 유한요소법으로 예측한 변형이 유사함을 제안하였다.

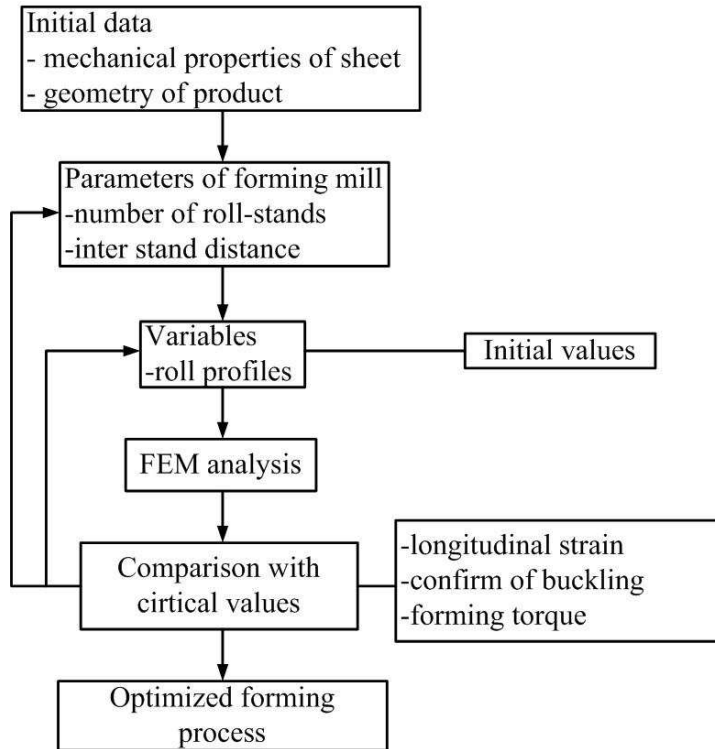


Fig. 1-4 Block diagram for optimization of roll forming process

제 3 절 연구내용

본 논문에서는 식기세척기용 언더레일을 성형하기 위해 각 멤버들의 성형롤을 설계하고 강소성 유한요소법을 이용하여 공정을 시뮬레이션하였다. 롤 포밍 공정에 대한 연구는 Fig. 1-5와 같이 진행하였다. 먼저 식기세척기에 사용될 언더레일의 형상을 설계하고, 언더레일에 사용될 재료인 냉간압연강판의 인장시험을 통해 재료의 기계적 특성을 파악하였다. 강소성 유한요소 해석에 필요한 유동응력 방정식을 세우기 위해 인장시험을 통해 구한 응력-변형률 선도를 근사 곡선화하였다. 각 멤버들은 Halmos^[13]의 경험식을 바탕으로 공정의 중요 인자인 롤간 거리, 성형 단수, 굽힘각 등을 결정하고 플라워 형태 또는 성형 방법에 따라 여러 종류의 성형롤을 설계하였다. 성형롤의 선정은 유한요소 해석을 통해 변형률 분포, 버클링 등을 예측하고 최적의 성형롤을 선정하였다.

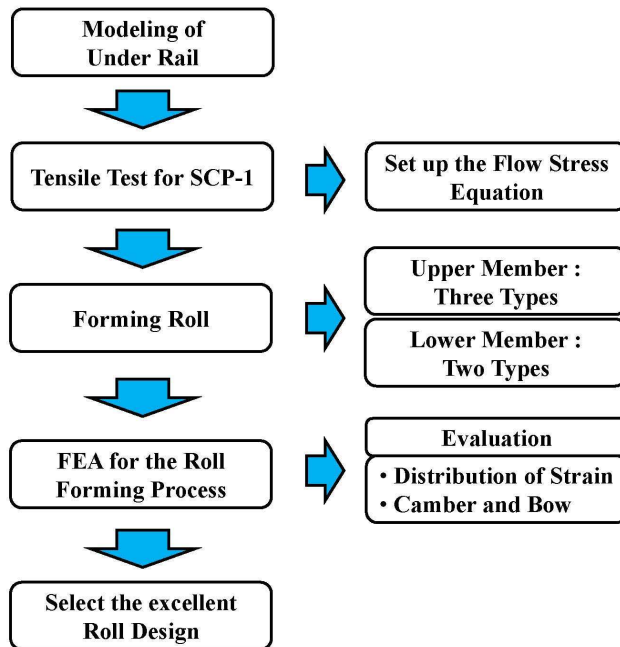


Fig. 1-5 Flow chart for analysis of roll forming process

제 2 장 롤 포밍 공정의 개요

제 1 절 롤 포밍 공정

롤 포밍 공정은 소성가공의 일종으로 Fig. 2-1과 같이 얇은 판재나 금속의 띠판을 형상이 다른 다단의 회전롤 사이를 통과시켜 점진적인 굽힘을 가하여 단면 형상이 일정하고 두께의 변화는 최소화하면서도 길이가 긴 제품을 효율적으로 생산할 수 있는 공법이다^[13]. 원하는 제품의 단면 형상이 성형될 때까지 여러 단의 롤 사이를 소재가 통과하면서 변형되며, 공정 과정중에 굽힘을 받는 부분에서 약간의 두께 감소 현상을 제외하고는 소재의 두께 변화가 없으며 단지 굽힘 가공 공정에 의해 변형되는 특징을 갖는다. 일반적으로 열간가공(hot working)은 강괴, 반성품을 가열로에서 1,200 °C 정도의 온도로 재가 열하여 압연 롤에 의해 일정한 치수로 성형 가공한 강을 이용하여 성형하는 가공법으로 성형은 쉬우나 조직이 치밀하지 못하고 가공경화 현상이 발생하지 않아 기계적 강도가 떨어진다. 이와는 다르게 냉간가공(cold working)은 열간압연강재를 상온 또는 상온에 가까운 온도에서 압연한 강을 이용하여 성형하는 방법으로 가열하지 않기 때문에 표면에 스케일이 발생하지 않고, 표면이 아름답다. 또한 가열이나 냉각에 의해서 일어나는 팽창이나 수축이 적으므로, 정확한 치수와 정밀한 형태의 제품을 성형할 수 있다. 성형중에 소재는 가공경화가 발생하므로 조직이 치밀하고 경도나 인장강도가 우수한 제품을 성형할 수 있다. 이러한 성형상의 이점을 이용하기 위해 롤 포밍 공법은 냉간가공을 하며, 강관(tube)이나 채널(channel), 앵글(angle)과 같은 이형재를 생산한다. Fig. 2-2에 롤 포밍 공정을 나타내었다. 롤 포밍 공정의 순서는 다음과 같다.

- 더블 언코일러(double uncoiler) : 압연공법에 의해 두께가 일정한 판재를 원통형 언코일러에 감겨진 상태로 공급된다.
- 플래트너(flattener) : 소재는 압연 공정을 거쳐서 일정한 크기로 롤에 감싸여 공급되는데 이때 소재는 롤 포밍 공정 전부터 잔류응력이 남게 된다. 이러한 소재는 롤 포밍 공정이 끝난 후에 공정에 의한 버클링(buckling) 현상이 나타나고, 이를 방지하기 위해 롤 성형기에 들어가기 전에 소재를 반듯이 펴주고 잔류응력을 감소시키기 위해 플래트너를 통과시킨다.
- 롤 성형기(roll forming mill) : 롤 성형기에는 초기 소재의 위치를 잡아주기 위한

엔트리가이드(entry guide)를 설치한다. 소재의 형상을 점차적으로 변형시켜 주는 롤들과 롤들의 가장 마지막에는 냉간 성형의 버클링 현상중 하나인 플레어(flare)현상을 방지하고, 공차를 맞추기 위해 같은 공정을 몇 번 더 추가한 아이러닝 패스(ironing pass)를 둔다. 또한 캠버(camber)나 보우(bow) 또는 비틀림(twist) 현상과 같은 휨현상을 보상하기 위해 스트레이트너(straightener)를 둔다. 휨현상을 교정하기 위해 롤 사이에서 직접 구동하지 않고 소재가 통과하는 속도에 의해 롤의 속도가 좌우되는 아이들러 롤(idler roll)로 구성된다.

- 컷오프 프레스다이(cut off press die) : 연속적으로 생산되는 제품을 일정한 길이로 자르는 장치로써 단면재의 수직 부를 동시에 접촉하여 순간적으로 압축하듯이 절단하면 절단면이 나빠질 뿐만 아니라 절단 날이 손상되므로 절단 날을 경사지게 하여 사용하는 것이 일반적이다.
- 런아웃 테이블(run out table) : 컷오프 프레스다이에 의해 일정한 길이로 절단된 제품을 이송하여 제품의 결함이나 제품의 치수를 측정하는 테이블이다.

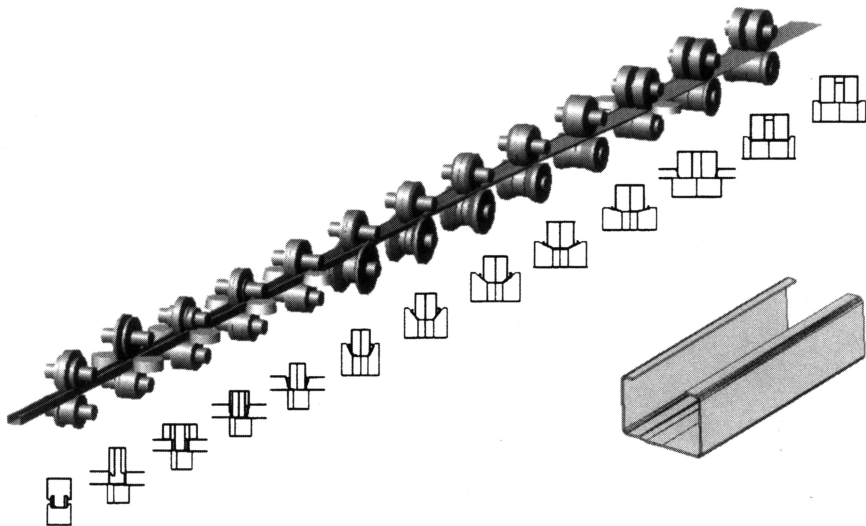


Fig. 2-1 Gradual forming of a strip into finished section

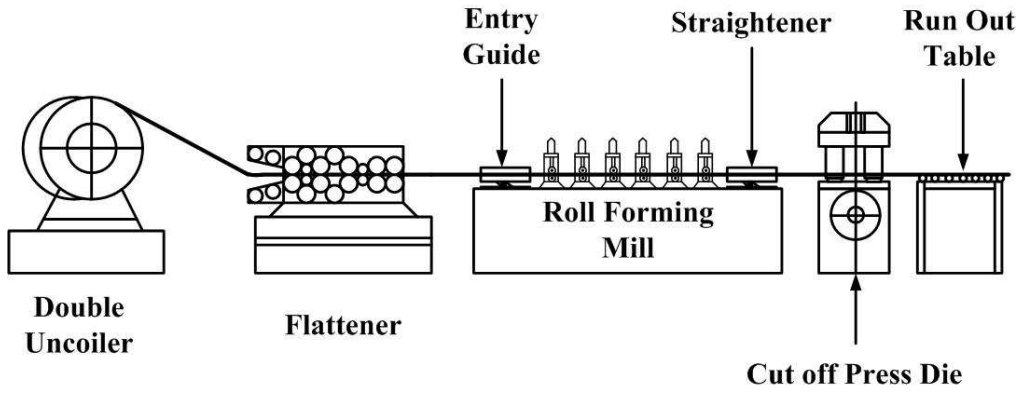


Fig. 2-2 Schematic diagram of roll forming process

제 2 절 롤 포밍 공정의 장점

롤 포밍 공정은 단면의 형상이 일정하고 길이가 매우 긴 제품을 대량 생산할 때 유용한 성형 방법으로 최대 생산 속도는 185m/min 까지 가능하지만 구동 모터에 무리를 주지 않기 위해 일반적으로 30-55m/min의 속도로 생산한다. 롤 포밍 공정은 롤의 설치 시나 완성된 제품 이송 시에만 인력이 필요하고 그 외의 모든 공정은 자동으로 진행하기 때문에 작업인력을 대폭 줄일 수 있다. 제품의 형상이 간단한 경우에는 금형 교체시간 및 공정 설치시간이 많이 소요되지 않고 제품의 길이 제어가 용이하기 때문에 소량 다품종 생산에도 이용된다. 특히 다른 공정과의 연계를 통해 제품을 대량생산할 때 유용하게 사용되고 보수비용이 적게 든다는 장점이 있다. 롤 포밍 공법의 장점은 다음과 같다.

- 프레스 가공에 의해 성형된 슬라이드 레일에 비해, 판두께가 두꺼운 것이라도 Fig. 2-3과 같이 휨각도가 충분히 잡히므로 성형상 무리가 없고, 횡방향의 내하중 (lateral load capacity)이 큰 폭으로 향상된다.
- 부품의 단면이 매우 높은 정밀도를 갖도록 가공할 수 있고, 제품을 조립했을 때, 오랜 시간동안 백래쉬 없는 움직임(backlash-free movement)을 유지할 수 있다.
- 동일 형상의 긴 단면재를 연속적으로 대량생산하는데 적합하다. 또한 원하는 길이로 조절이 가능하다.
- 최소한의 인원으로도 원활한 생산을 할 수 있다. 일단 여러패스의 금형셋팅이 완료되면 코일재(coil)의 로딩(loading)과 모든 공정을 마친 후 언로딩(unloading)하는 인원만으로도 생산이 가능하다.
- 다양한 재료를 사용하여 제품생산이 가능하며, 압연 띠판을 주로 사용하므로 정밀도가 높은 단면 형상의 제품을 생산할 수 있으며, 우수한 표면상태를 얻을 수 있다.
- 타 공정과 연계하여 여러 단면의 형상을 쉽게 얻을 수 있고, 용접공정을 응용하면 폐쇄형의 제품생산이 가능하다.
- 유지 보수비가 일반적으로 낮다. 롤 포밍 기계의 기본구성이 간단하며 롤 금형도 여러 기계요소의 부품으로 이루어진 것이 아니라 보통 제품형상에 따른 여러

단의 원반 모양이므로 롤의 마멸 이외에는 고장이 거의 없다.

- 적절한 롤의 설계, 적합한 롤 재료 선택과 형상의 특성에 따른 제품의 소재 사용, 그리고 양호한 윤활유를 사용한다면 치수나 형상 오차의 문제가 거의 없이 제품 생산이 가능하다.

다음은 롤 포밍 공정의 단점들을 정리하였다.

- 복잡한 형상을 가진 제품의 경우 롤 설계는 기술적으로 상당히 어렵고, 풍부한 기술자가 필요하다.
- 복잡한 형상의 경우 단의 수가 증가하고 금형 교체시간과 만족할 만한 제품을 생산하기 위한 셋팅 시간이 많이 소요된다.
- 정밀하고 결함이 발생하기 쉬운 제품을 고속생산시에 롤의 마모가 심하여 수시로 롤을 교체해야 하므로 금형 교체시간, 셋팅시간, 비용이 많이 든다.

롤 포밍 공정의 최대 장점은 단순한 설비로 치수 정밀도가 좋으며 형상이 일정하고 긴 단면을 연속적으로 생산 가능한 점이다. 롤 포밍 공정은 소재 두께가 거의 변화하지 않고, 길이 방향으로 동일한 두께와 단면형상을 가진 제품의 생산이 가능하다. 복잡한 형상이라도 적절한 롤 제작 및 성형 공정을 통해 생산이 가능하다. 또한 압출, 인발 혹은 프레스 공정으로 생산한 제품이라도 굽힘 반경 등의 조건을 만족하고 생산성이 고려되면 롤 포밍 공정으로 대체 가능하다.

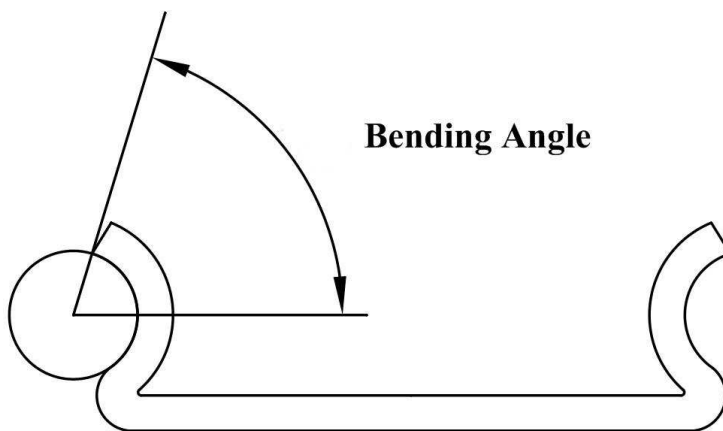


Fig. 2-3 Bending angle in roll forming process

제 3절 롤 포밍 공정에서의 결함

롤 포밍 공정중에 발생할 수 있는 가장 대표적인 결함으로는 스프링백, 스크래칭, 버클링 등이 있다. 버클링은 길이방향의 잔류 응력에 의해 발생하며 캠버, 보우 그리고 비틀림과 같은 휨현상이다. 스프링백은 폭방향의 잔류 응력으로 인해 발생하며 소재가 항복응력을 지나 변형이 될 경우 제품은 완전히 변형되지 않고 초기의 형태로 돌아가려는 성질에 의해 발생하는 탄성변형이다. 스프링백으로 인해 완성된 제품은 퍼지게 되어 제품의 치수 정밀도가 떨어지고 파이프 성형에서는 용접부가 찢어지는 현상이 나타난다. 스크래칭은 롤 포밍 공정중에 롤과의 마찰로 인해 소재의 표면에 생기는 외관상의 결함이다. 이러한 결함중에서 버클링 현상은 롤 포밍 공정중에 소재가 받는 스트레칭, 압축 그리고 인장 과정을 거치면서 발생하는 압축 잔류응력이 소재가 지지할 수 있는 한계 이상일 때 나타난다. 제품에 버클링 현상이 발생할 경우, 제품의 치수 정밀도가 떨어지고 원활한 직선왕복 운동을 하지 못하며 외관상으로도 좋지 못하다. 다음은 롤 포밍 공정중 발생할 수 있는 결함들에 대해 정리하였다.

- 스프링백(Spring-back) : 스프링백은 박판이 금형에 의해 강제적인 변형된 후 금형으로부터 이탈되었을 때 박판 내부의 응력이 정적 평형상태를 유지하기 위해 탄성적으로 재편되면서 발생하는 현상이다. 다시말해, 금속에 탄성한도를 초과하는 외력을 가한 후 그 외력을 제거하면 소재 내부에 잔류하는 탄성복원력에 의해 원래상태로 되돌아가려는 재료 특유의 성질로 인해 발생한다. 제품에 스프링백이 일어나면 Fig. 2-4와 같이 최종 굽힘 각은 작아지고, 최종 굽힘 반경이 커져 제품의 정밀 성형을 어렵게 하는 요인으로 작용한다. 스프링백에 영향을 미치는 인자로는 재료의 항복강도와 탄성계수, 소재의 두께 등이 있다. 스프링백을 보상하기 위해 사용하는 방법은 과도굽힘(overbending), 바토밍과 셋팅(bottoming & setting) 그리고 신장굽힘(stretch bending) 등이 있다^{[14][15]}. 과도굽힘은 하형다이에 여유 각을 두어 판재가 과다 굽힘되게 하여 스프링백을 보정하는 방식이고, 바토밍과 셋팅은 펀치끝과 다이 면에서 높은 압축응력이 걸리도록 굽힘부를 압축하는 방식이다. 신장굽힘은 굽힘이 일어나는 동안 소재에 인장력이 작용하도록 하여 소재의 복합인장력이 증가하도록 한다. 이런 방법으로 소재가 소성변형할 때 필요한 힘을 작게하여 스프링백을 줄인다.

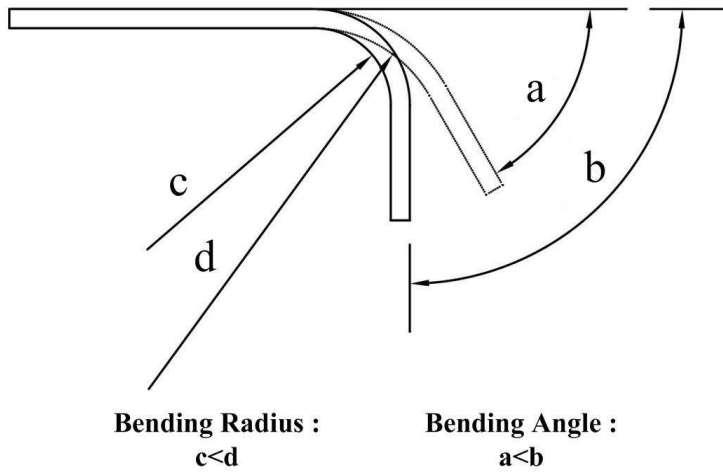
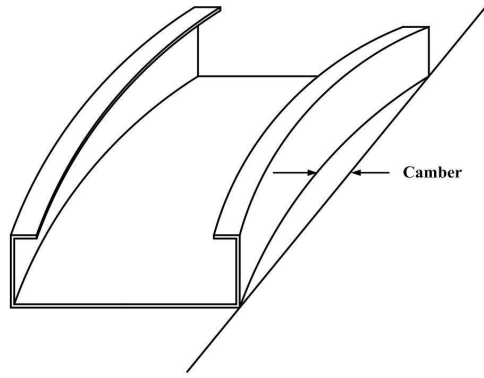
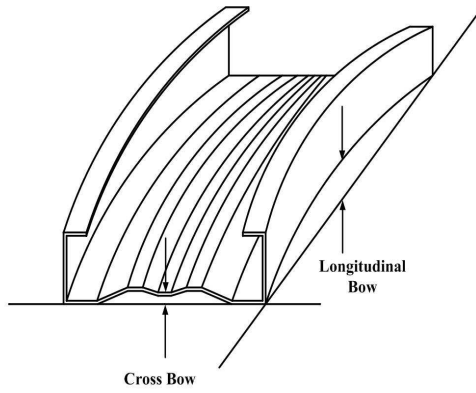


Fig. 2-4 Elastic recovery in bending

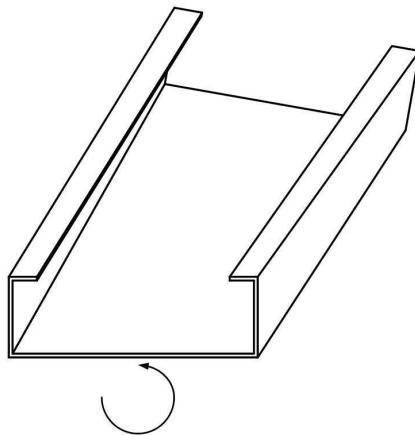
- 캠버(camber), 보우(bow) 및 비틀림(twist) : 이 현상은 제품의 직진도를 결정하는 주요 변수로써 성형이 끝난 후 최종제품에 휘어지거나 비틀러지는 현상으로 나타난다. Fig. 2-5(a)는 캠버 현상을 나타낸 것으로 성형된 제품을 수평면에 올려놓았을 때 수평면의 직선과 떨어진 정도이다. Fig. 2-5(b)는 보우 현상으로 성형된 제품이 수직 수평면 상에서 직선으로 얼마 정도 차이가 있는가의 정도이다. 마지막으로 비틀림 현상은 Fig. 2-5(c)와 같이 길이 방향에 걸쳐 나사처럼 비틀러지는 현상이다. 이러한 현상은 변형률 분포의 불균형으로 인해 길이방향 변형률의 연신과 수축 때문에 발생하며 길이방향 변형률 분포에 따라 결함의 크기와 방향이 결정된다. 특히 비대칭 단면의 경우 불균일한 성형면적으로 인해 대칭 단면의 경우보다 많이 발생한다. 일반적으로 캠버와 보우의 크기는 길이 30cm당 $\pm 3\text{mm}$ 이내로 유지해야 원활한 운동을 할 수 있다. 비틀림의 크기는 5° 이내로 유지해야 한다. 이런 현상을 방지하기 위해서는 적절한 패스라인의 설정과 각각의 패스별로 균일한 길이방향 변형률을 얻을 수 있도록 롤을 설계해야 한다. 또 다른 방법으로는 가이드 롤을 추가하여 길이방향 연신률을 감소시키고 소재의 이동을 원활하게 함으로써 내부 응력의 증가를 감소시키는 방법이 있다.



(a) Camber



(b) Bow



(c) Twist

Fig. 2-5 Three types of buckling

- 스크래칭(scrtatching) : 스크래칭은 소재가 롤 입구 안쪽으로 들어가면서 롤에 의해 국부적인 변형을 받아 소재의 표면에 굽힘 흔적을 갖는 현상이다. 제품에 스크래칭이 발생하면 도색에 불균형을 초래하거나 외관상 보기 좋지 않아 제품의 질을 떨어뜨린다. 이러한 결함을 줄이기 위해서는 성형단수를 증가 시키거나 롤의 굽힘 각을 감소시켜 각각의 패스에서 소재가 받는 성형량을 감소시킨다.
- 웨이비(wavy) : 웨이비는 초기 상태의 소재가 롤에 의해 굽힘을 받으면서 소재의 가장자리 부분의 연신이 다른 부분보다 과도하게 증가하게 되는데 늘어난 가장자리 부분은 롤 출구를 지나면서 연신이 상대적으로 적게 발생한다. 이때 소재의 가장자리는 다른 부분과 같은 속도로 유지되기 때문에 오히려 수축하게 되고, 소재에 가해지는 압축응력이 허용응력을 넘게 되면 Fig. 2-6과 같이 웨이비 현상이 발생한다. 웨이비 현상은 길이방향 변형률과 매우 밀접하게 관계되어 있으며 롤간 거리나 성형 각을 조정함으로써 줄일 수 있다.

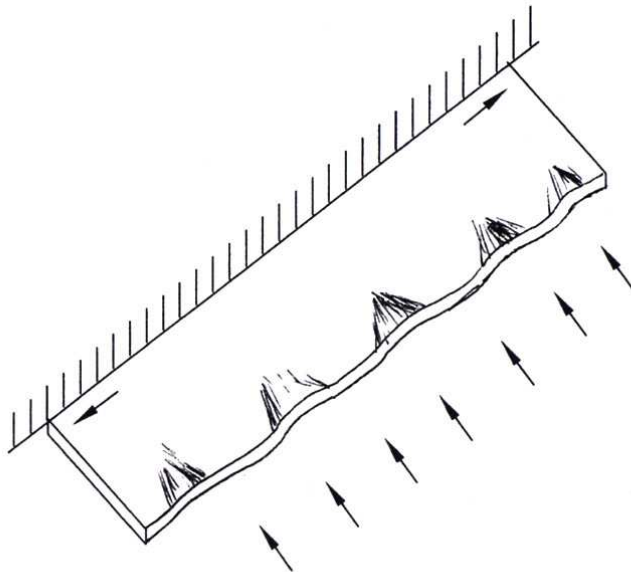


Fig. 2-6 Wavy

- 플레어(flare) : 플레어는 스프링백의 일종으로 Fig. 2-7과 같이 제품의 끝단에서 변형되는 현상이다. 롤 포밍 공정에서 발생하는 내부응력은 여러단의 상·하 롤 사이에서 소재가 압축하중을 받고 복잡한 응력들은 제품의 중앙보다는 양끝에서 더욱 커진다. 이러한 현상은 미리 잘려진 소재가 롤 포밍될 때나 성형 이후에 제품을 절단할 때 절단면에서의 회복현상으로 인해 제품의 양끝에서 발생한다. 특히 성형 이후에 제품을 절단할 경우는 제품의 양끝이 벌어지는 현상뿐만 아니라 뒤틀림 현상도 발생하는데 이는 두께방향 잔류 전단 응력에 의해 발생한다. 이때의 뒤틀림 현상은 입구 끝단의 경우 단면 가까이 수축하고, 출구 끝단은 바깥쪽으로 벌어진다. 플레어 현상을 방지하기 위해서는 성형 단수를 증가하거나 롤 설계를 수정하여 제품이 받는 응력을 골고루 분산한다. 또 다른 방법은 절단면이 예상된 지점에 사전 편칭한 끝면이 없도록 하거나, 연성이 좋은 소재를 선택하여 응력이 잘 분산되도록 한다.

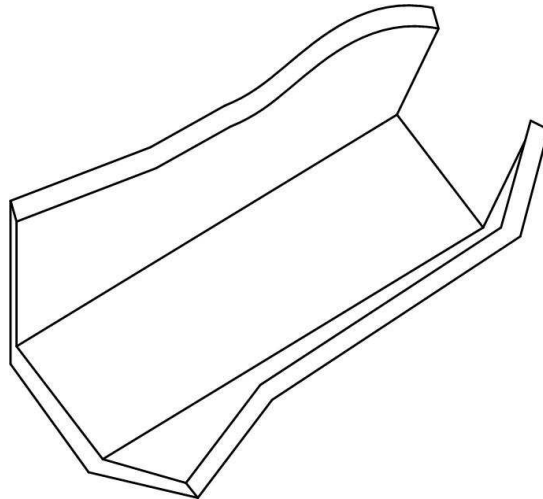


Fig. 2-7 Flare

제 3 장 냉간압연장관(SCP-1)의 특성

제 1 절 성형에 영향을 미치는 인자

롤 포밍에 사용되는 재료는 다른 소성가공과 같이 탄소강 특히 연강의 사용량이 가장 많고 스테인리스강, 알루미늄 합금, 니켈합금 등 열간압연이나 냉간압연된 소재와 도장이나 도금으로 표면처리된 소재 그리고 플라스틱으로 피복된 재료까지도 가능하다. 성형 가능한 소재는 휨강도, 최소 휨반경, 스프링백 등을 고려하며 주로 상온에서 성형이 가능한 재료이면 롤 포밍이 가능하다. 재료의 두께는 0.13-19mm 정도의 재료로 폭은 3-1830mm 이상도 가능하다. 성형속도는 소재의 종류에 가장 많은 영향을 받으며 보통 탄소강에서는 15-60m/min 범위이며 아주 양호한 경우 200m/min까지도 가능하다. 스테인리스는 소재의 표면상태가 중요하므로 성형속도를 탄소강보다 낮은 8-25m/min 범위로 하는 것이 좋고, 스프링백 현상의 발생 가능성이 크므로 성형단수를 늘리고 오버벤딩(over bending)을 이용할 필요가 있다. 알루미늄은 재질이 연해서 소재의 두께가 너무 얇으면 단면을 유지하기 어렵기 때문에 0.5mm 이상 되도록 한다. 표면처리가 된 재료는 최종제품의 표면 상태가 매우 중요하므로 휨반경을 최대한 크게 하고, 롤의 압력도 낮추어 표면의 보호피막에 상처가 없도록 하고 성형속도나 롤 압력에 의한 제품의 변형 및 표면상태의 변화에도 주의해야 한다. 본 논문에서는 냉간압연된 탄소강의 일종인 냉간압연장관(SCP-1)을 이용하였다.

1. 이방성 계수(*lankford coefficient*)

롤 포밍 공정에 사용되는 소재는 일반적으로 압연에 의해 두께가 일정하고 길이가 매우 긴 형태로 사용되는데, 압연에 의해 소재는 이방성(anisotropy)을 갖고 회전방향에 따라 서로 다른 기계적 특성(mechanical property)을 갖는다. 금속은 일정한 슬립면과 일정한 방향으로 슬립(slip)과 쌍정(twinning)에 의해 성형되는데 이것은 결정격자를 회전시킨다. 따라서 소성변형이 일어나는 동안 이방성은 증가하고, Fig. 3-1과 같이 압연 방향에 따라서 연신율-응력의 관계가 다르게 나타난다. 이방성은 관재면에만 나타나는 것이 아니고, 두께방향으로도 생길 수 있다. 이때 관재면에서 나타나는 이방성을 평면 이방성(planar anisotropy)이라 하고 두께방향으로 나타나는 이방성을 수직이방성

(normal anisotropy)이라고 한다. 일반적으로 제품의 성형 시에는 회전방향으로 성형이 되므로 압연 롤의 회전 방향(rolling direction)인 0°에서 시편을 만들어 인장시험을 한다. 인장시험을 하는 동안 압연 소재의 이방성에 의해 길이방향, 폭방향, 두께방향의 연신율이 다르게 나타난다. 이러한 관재 이방성의 척도는 방향별 변형률의 비율로 정의한다. Fig. 3-2에 나타낸 것처럼 관재인장시험에서 두께에 대한 폭방향 변형률의 비를 랭크포드(lankford)비 또는 수직이방성계수(r-value or lankford coefficient)라고 하고 식 (3.1)과 같이 나타낼 수 있다.

$$R = \frac{\varepsilon_w}{\varepsilon_t} = \frac{\ln\left(\frac{w_0}{w_f}\right)}{\ln\left(\frac{t_0}{t_f}\right)} = \frac{\ln\left(\frac{w_0}{w_f}\right)}{\ln\left(\frac{w_f l_f}{w_0 l_0}\right)} \quad (3.1)$$

침자 0와 f 는 각각 변형 전과 후의 치수를 나타내며, 이방성계수가 1인 경우는 폭변형률과 두께변형률이 같은 경우로서 재료가 등방성인 경우이다. 금속관재는 표면적에 비해 두께가 얇아서 두께측정에 오차가 발생할 가능성이 높으므로, 식 (3.1)의 마지막 항은 값의 산출이 용이하도록 체적불변성을 이용하여 수정된 것이다. 식 (3.1)에서 l 은 관재시편의 표점거리를 뜻한다. 보통 15-20%의 연신율에서 시편의 길이와 폭을 측정하여 값을 계산하고, 연성이 낮은 재료는 네킹(necking)이 시작되기 직전의 연신율에서 측정하여 구한다. 압연관재는 일반적으로 시편이 압연방향과 이루는 각도에 따라 R 값이 다른 평면이방성을 가진다. 이 경우에는 R 의 평균값, \bar{R} 를 다음 식 (3.2)에 의해 구한다.

$$\bar{R} = \frac{R_0 + 2R_{45} + R_{90}}{4} \quad (3.2)$$

여기서 침자 0, 45, 90은 시편이 압연방향과 이루는 각도로서 등방성재료인 경우에는 \bar{R} 값이 1이 된다. 조밀육방격자인 금속재료의 \bar{R} 값은 큰 편이나 아연의 경우는 결정격자의 비(rate)가 커서 낮은 값을 나타낸다. \bar{R} 값은 금속관재의 결정립의 크기도 영향을 받으며 냉간압연 강판의 경우, 결정립의 크기가 작을수록 \bar{R} 값이 크고, 열연강판의 경우는 방향성이 없어서 대략 1의 값을 갖는다. 제품의 성형성(formability)은 소재가 네킹이 나 찢어짐없이 원하는 형상으로 성형될 수 있는 능력을 뜻한다. 인장시험은 가장 기본적인

인 성형성 시험법으로 단축인장시험편이 인장을 받으면 네킹이 일어나기 전에 소재의 인장강도에 도달할 때까지 처음에는 균일하게 늘어난다. 단축인장 및 양축인장에서 균일한 진변형률의 한계는 변형경화지수에 비례하므로 값이 크면 균일연신이 커져서 판재 성형에 바람직하다. 네킹 이후 파단이 일어날 때까지의 이차적인 불균일연신은 변형률 속도민감지수 m 에 의해 결정되는데, m 값이 크면 네킹은 확산된다. m 이 클수록 네킹이 확산되므로 파단이 일어나기 전까지의 불균일연신이 커진다. 판재의 총연신량은 균일연신과 불균일연신의 합이므로 가공경화지수(n) 및 변형률 속도민감지수(m)의 값이 모두 커지면 소재의 총연신량은 증가하고 성형성은 향상된다. 소재의 성형성에 크게 영향을 주는 인자는 판재의 성질, 판재-공구 접촉면에서의 윤활, 성형에 사용되는 공구 및 기계의 특성 등이 있으며 판재의 성질 중에 평균이방성계수 \bar{R} 가 높은 재료는 성형성이 우수하다.

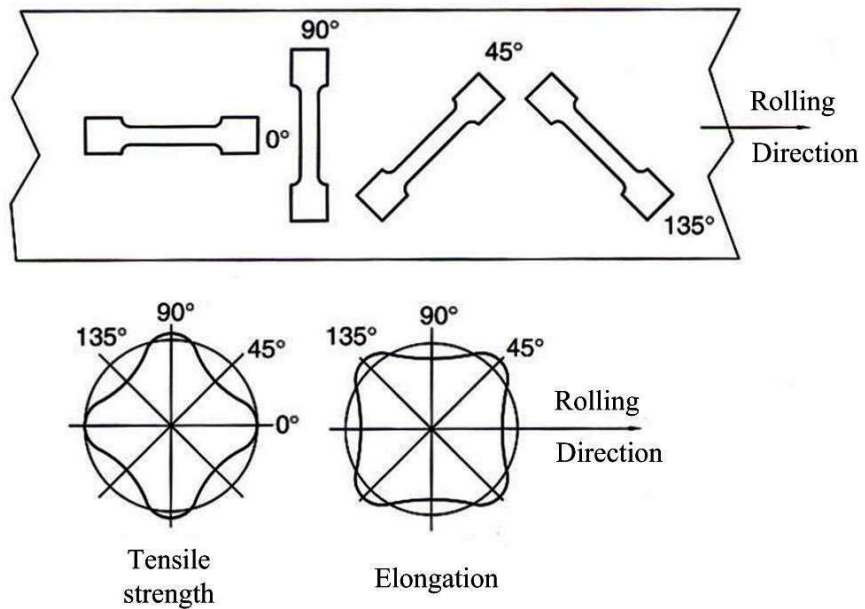


Fig. 3-1 Mechanical properties of the metal according to rolling direction

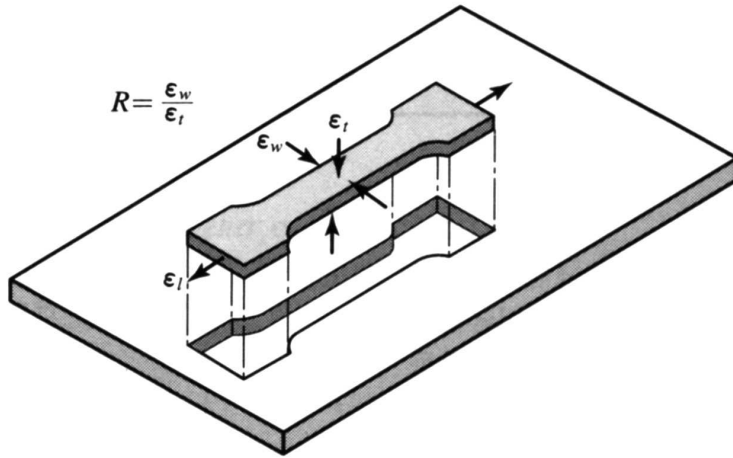


Fig. 3-2 Lankford coefficient of tension test specimen in cold rolled carbon steel

2. 성형한계도(FLD ; Forming Limit Diagram)

판재의 성형은 성형한계곡선(FLC ; Forming Limit Curve)을 작성함으로써 일반화할 수 있다. 에칭이나 인화 등의 방법으로 원이나 사각형 무늬를 시편에 입히고 인장시험을 할 경우, 네킹이나 찢어짐이 발생한 부위에서 원의 변형을 측정하면 특정한 인장변형률에 대해 판단시점을 알 수 있다. 즉, 정사각형 시편은 등이축인장, 폭이 좁은 시편은 단축인장 상태의 변형을 나타낸다. 몇 개의 판재에 대해 인장시험 결과를 정리하면 Fig. 3-3과 같이 파단된 영역과 파단되지 않은 안전영역을 경계짓는 성형한계곡선을 작성할 수 있다. 시험편에 인쇄된 원형무늬는 Fig. 3-4와 같이 변형 후에는 타원이 되며, 타원의 장축은 신장의 주방향 및 크기를 나타낸다. 따라서 장축방향으로 공칭 주변형률, 단축방향으로 공칭 부변형률을 측정할 수 있다. Keeler^[17]과 Goodwin^[18]의 성형한계도는 부변형률을 가로축, 주변형률을 세로축으로 잡아 시험편의 파단부위에서 측정된 값을 나타내는 그림이다. 시험편은 신장되어 변형하므로 주변형률은 항상 양의 값이지만, 부변형률은 수축이나 신장에 따라 음 또는 양의 값을 갖는다. 예를 들면, 금속판재를 단축인장 시험하면 폭이 좁아지면서 부변형률은 음의 값을 갖는다. 소성영역에서의 체적일정조건과 수직이방성 $R=1$ 이라고 하면, 폭방향 변형률과 두께방향 변형률이 같아지므로, $\epsilon_w = -0.5\epsilon_t$ 이 되며, 이는 Fig. 3-3에서 직선으로 표시된다. 반면에 고무풍선을 불 때처럼 원형무늬가 모양을 유지하면서 커지면 등이축인장상태($\epsilon_w = \epsilon_t$)가 되고 부변형률은 양

의 값이므로 주변형률과 같은 크기로 커진다. Fig. 3-4에서 실선은 변형전이고, 점선은 변형후를 나타내는데, 원의 면적과 타원의 면적을 비교하면 판재의 두께 변화도 알 수 있다. 즉, 소성변형시 체적의 변화는 없으므로 타원의 면적이 원래의 면적보다 크면 두께는 얇아진다. 소재의 재질이 다르면 성형한계곡선도 다르게 나타나는데, 곡선의 위치가 높을수록 소재의 성형성이 좋다고 할 수 있다. 또한 판재의 두께가 두꺼울수록 성형한계도의 곡선은 위로 올리는 효과를 주므로, 판재의 두께가 두꺼우면 성형성은 증가한다고 할 수 있다. 따라서 성형성은 재질의 고유한 성질이 아님을 알 수 있다. 이렇듯 성형한계도는 판재 성형에 있어서 과단이 일어나기 전까지 선형 변형경로(linear strain path)를 거친다는 가정을 통해 판재의 성형성을 정의했으며 아직까지도 실질적으로 판재 성형을 평가하는 방법으로 가장 널리 이용되고 있다.

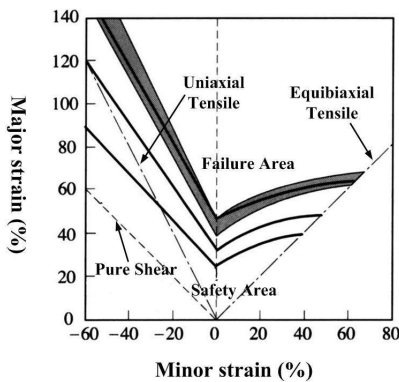


Fig. 3-3 Example of FLD

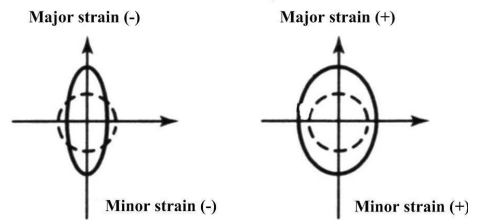


Fig. 3-4 Definition of major strain and minor strain

3. 응력-변형률 선도(stress-strain diagram)

Fig. 3-5는 일반적인 응력-변형률 선도이다. 소재의 항복응력(yield stress) 보다 작은 응력으로 성형된 재료는 하중을 제거하면 원래의 형상으로 복원된다. 소재가 영구 변형을 일으키기 위해서는 항복응력 이상에서 성형되어야 하고, 최대인장응력(ultimate tensile stress)을 넘어 성형될 경우는 소재에 크랙이나 찢어짐 현상이 발생한다. 또한 항복응력과 인장응력의 차가 크고, 연신율(elongation)이 클수록 재료의 성형성이 좋아진다. 다음은 응력-변형률 선도의 설명을 요약하여 나타내었다.

- A점: 비례한도(proportional limit); 하중과 신장량의 관계가 직선적이며, 이 구간에서는 하중을 가했다가 제거할 경우 처음의 형태로 복원된다.
- B점: 상항복점(upper yield point); 탄성변형의 종점이자 소성변형의 시점이 된다. 이점에서의 신장량은 10^{-3} 정도의 크기이다.
- C점: 하항복점(lower yield point); 상항복점을 지나 인장력을 더욱 가할 경우 하중이 급속히 감소하고 그 후는 거의 일정한 하중하에 일정한 신장량을 나타낸다. 이 구간에서는 신장량이 단위 길이당 10^{-2} 정도의 크기이다.
- \overline{CD} : 항복하중 하에서 인장의 불안정성을 나타낸다.(shock line, Lüder's Line)
- \overline{DE} : 가공경화(work hardening) 또는 변형경화(strain hardening)에 의해 단면이 감소해도 응력은 증가한다.
- E점: 최대인장하중점(ultimate tensile strength); 가공경화의 속도가 단면의 감소속도를 따르지 못하여 하중은 최대가 된다.
- \overline{EF} : 국부적인 변형(necking)이 발생한다.
- F점: 파단(fracture); 네킹 이후에는 파단이 일어날 때까지 2차적인 불균일연신이 일어난다. 네킹이 발생한 이후에는 국부적으로 단면적이 감소하면서 결국 시편은 파단하게 된다.

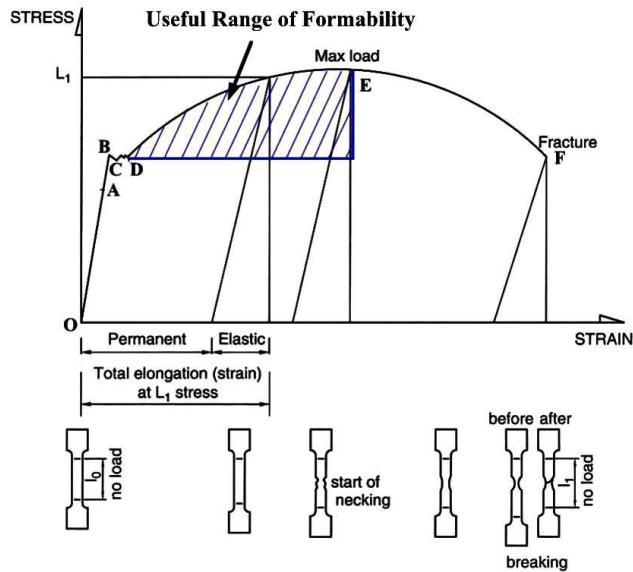


Fig. 3-5 Stress-Strain diagram measured by tensile testing

인장시험시에 소재가 받는 하중 P 를 최초의 단면적(A_0)으로 나눈 값을 공칭응력 (nominal stress)이라고 하고 이때 소재가 받는 변형의 정도를 공칭변형률(nominal strain)이라고 한다. 식 (3.3)에는 공칭응력 σ_n 을 나타냈고, 식 (3.4)에는 공칭변형률 e 를 나타내었다.

$$\sigma_n = \frac{F}{A_0} \quad (3.3)$$

$$e = \frac{l - l_0}{l_0} = \frac{\Delta l}{l_0} \quad (3.4)$$

식 (3.3)에서 F 는 하중 또는 외력이고, A_0 는 초기 단면적이다. 식 (3.4)에서 l_0 는 초기의 표점거리이고, l 은 변형 후의 표점거리이다.

하중 F 를 받고 있을 때의 시험편의 단면적을 A 라고 하면 그 시험편의 실제 응력은 다음의 식 (3.5)과 같다.

$$\sigma_t = \frac{F}{A} \quad (3.5)$$

이 때 응력 σ_t 를 진응력(true stress)이라고 한다. 식 (3.4)로 정의된 변형률은 Δl 이 매우 작은 탄성변형일 경우는 만족스러우나 변형이 심한 소성변형 시에는 진변형률 (true strain) 또는 대수변형률(logarithmic stain)로 나타낸다. 진변형률 ε 는 다음 식 (3.6)과 같이 정의한다.

$$\begin{aligned} \varepsilon &= \frac{l_1 - l_0}{l_0} + \frac{l_2 - l_1}{l_1} + \frac{l_3 - l_2}{l_2} + \dots \\ \varepsilon &= \int_{l_0}^l \frac{dl}{l} = \ln \frac{l}{l_0} \end{aligned} \quad (3.6)$$

식 (3.4)로부터 $\frac{l}{l_0} = e + 1$ 의 관계를 갖는다. 그러므로 다음의 식 (3.7)과 같이 나타낼 수 있다.

$$\varepsilon = \ln \frac{l}{l_0} = \ln(e+1) = e - \frac{e^2}{2} + \frac{e^3}{3!} - \dots \quad (3.7)$$

총진변형률은 진변형률의 증분의 합과 같다. 예를 들면, 초기 l_0 의 시험편을 l_1 까지 인장하고, 이것을 다시 l_2 까지 인장할 때 l_0 에서 l_1 까지의 인장에 대한 공칭변형률을 e_1 , 진변형률을 ε_1 이라고 하고, l_1 에서 l_2 까지의 인장에 대한 공칭변형률을 e_2 , 진변형률을 ε_2 라고 하면 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$e_1 = \frac{l_1 - l_0}{l_0}$$

$$e_2 = \frac{l_2 - l_1}{l_1}$$

$$\varepsilon_1 = \ln \frac{l_1}{l_0}$$

$$\varepsilon_2 = \ln \frac{l_2}{l_1}$$

위에서 l_0 에서 l_2 까지의 총공칭변형률 e 는 $(l_2 - l_0)/l_0$ 이며, 이것은 $e_1 + e_2$ 와 같지 않다. 그러나 l_0 에서 l_2 까지의 총진변형률 ε 은 $\ln(l_2/l_0)$ 이며, 이것은 $\varepsilon_1 + \varepsilon_2$ 와 같다. 소성 변형에서는 체적의 변화가 거의 없다. 따라서 다음의 식 (3.8)과 같다

$$l_0 A_0 = l A \quad (3.8)$$

따라서 진변형률 ε 은 식 (3.9)와 같이 나타낼 수 있다.

$$\varepsilon = \ln \frac{l}{l_0} = \ln \frac{A_0}{A} \quad (3.9)$$

공칭응력과 진응력과의 관계는 식 (3.3), (3.5), (3.7)으로부터 다음의 식 (3.10)과 같이 나타낼 수 있다.

$$\sigma_t = \frac{F}{A} = \frac{Fl}{A_0 l_0} = \sigma_n \left(\frac{l_0 + \Delta l}{l_0} \right) = \sigma_n (1 + e) \quad (3.10)$$

Fig. 3-6은 공칭응력-공칭변형률선도와 진응력-공칭변형률선도의 차이를 보여준다. 후자는 전자보다 항상 위에 있고 변형률이 커질수록 두 그래프의 차이는 커지게 된다. 진응력을 사용하면 곡선은 E점을 지난 후에도 하강하지 않는다.

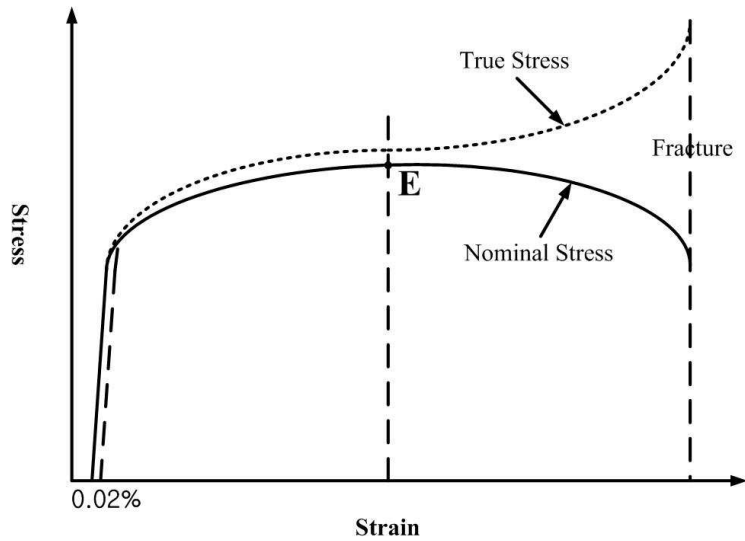


Fig. 3-6 Comparison of nominal stress-nominal strain diagram and true stress-true strain diagram

4. 유동응력 방정식(flow stress equation)

본 논문에서 사용된 기호의 의미는 다음과 같다.

0 : 초기값(변형 전)

m : 평균값

$total$: 성분별로 합한 값

x, y, z : 기본 좌표(방향)

1, 2, 3 : 주방향

r, θ, z : 원주좌표(방향)

f : 최종값(변형 후)

avg : 가중평균이나 적분평균값

v : 부피에 대한 값

x', y', z' : 변환된 좌표(방향)

l, w, t : 길이, 폭, 높이 또는 두께(방향)

i, j, k : 좌표축의 하나를 대표(방향)

금속 소재에서는 순수전단항복응력보다는 단축인장항복응력(Y)을 실험적으로 측정하기 쉬우므로, 항복조건에 포함되는 재료상수로 Y를 사용한다. Y에 대해 항복함수의 변수들인 응력성분들의 함수를 유효응력(effective stress)이라고 한다. 유효응력은 사용하는 항복조건에 따라 달라지며, 등가응력(equivalent stress) 또는 대표응력(representative stress)이라고도 한다. 소성변형에서 많이 사용되는 Von Mises 항복함수에 대한 유효응력은 다음의 식 (3.11)과 같이 나타낼 수 있다.

$$\begin{aligned}\bar{\sigma} &= \sqrt{3I'_2} = \sqrt{\frac{3}{2}\sigma'_{ij}\sigma'_{ij}} = \sqrt{\frac{3}{2}\{\sigma'^2_{xx} + \sigma'^2_{yy} + \sigma'^2_{zz} + 2(\sigma'^2_{xy} + \sigma'^2_{yz} + \sigma'^2_{zx})\}} \\ &= \sqrt{\frac{1}{2}\{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2\}}\end{aligned}\quad (3.11)$$

항복 이후의 소성변형에 있어서 연속되는 항복응력에 해당하는 재료상수를 항복응력 대신에 σ_f 와 같은 유동응력(flow stress)으로 나타낸다. 유동응력은 탄성변형시의 탄성계수처럼 재료가 갖고 있는 고유한 특성이며, 금속소재의 경우에는 변형률, 변형률 속도, 온도 등의 영향을 받는다. 즉 다음의 식 (3.12)와 같이 나타낼 수 있다.

$$\sigma_f = \sigma_f(\bar{\varepsilon}, \dot{\bar{\varepsilon}}, T) \quad (3.12)$$

여기서 $\bar{\varepsilon}$ 는 유효변형률(effective strain), $\dot{\bar{\varepsilon}}$ 는 유효변형률속도(effective strain rate), T 는 온도이다. 유효변형률속도는 다음의 식 (3.13)과 같이 정의된다.

$$\begin{aligned}\dot{\bar{\varepsilon}} &= \sqrt{\frac{2}{3}\dot{\varepsilon}_{ij}\dot{\varepsilon}_{ij}} = \sqrt{\frac{2}{3}\{\dot{\varepsilon}^2_{xx} + \dot{\varepsilon}^2_{yy} + \dot{\varepsilon}^2_{zz} + 2(\dot{\varepsilon}^2_{xy} + \dot{\varepsilon}^2_{yz} + \dot{\varepsilon}^2_{zx})\}} \\ &= \sqrt{\frac{2}{3}(\dot{\varepsilon}_1^2 + \dot{\varepsilon}_2^2 + \dot{\varepsilon}_3^2)}\end{aligned}\quad (3.13)$$

총유효변형률은 다음과 같이 매 순간의 변형을 고려하기 위해 유효변형률 속도를 적분하여 다음의 식 (3.14)와 같이 정의된다.

$$\bar{\varepsilon} = \int \dot{\varepsilon} dt \quad (3.14)$$

변형률주축이 고정된 경우의 유효변형률은 다음과 같이 계산할 수 있다.

$$\begin{aligned} \bar{\varepsilon} &= \sqrt{\frac{2}{3} \varepsilon_{ij} \varepsilon_{ij}} = \sqrt{\frac{2}{3} \{ \varepsilon_{xx}^2 + \varepsilon_{yy}^2 + \varepsilon_{zz}^2 + 2(\varepsilon_{xy}^2 + \varepsilon_{yz}^2 + \varepsilon_{zx}^2) \}} \\ &= \sqrt{\frac{2}{3} (\varepsilon_1^2 + \varepsilon_2^2 + \varepsilon_3^2)} \end{aligned} \quad (3.15)$$

유동응력은 소재가 보여주는 변형에 대한 저항이라고 볼 수 있으며 식 (3.12)와 같이 여러 요인에 의해 크기가 달라진다. 변형이 진행되어 총변형률이 증가함에 따라 유동응력의 크기가 커지는 현상을 재료의 가공경화 또는 변형경화라고 한다. 일반적인 금속 소재는 온도가 올라갈수록 유동응력의 크기 자체가 작아진다. 즉, 변형에 필요한 응력이 작아도 되는데, 이는 높은 온도에서는 원자의 움직임이 활발하므로 전위의 이동이 쉬워지기 때문이다. 이것이 가공하중을 줄이기 위해 열간가공을 하는 중요한 이유이다. 열간가공에서는 변형률속도의 효과를 무시할 수 없는 경우가 많으며, 이는 점성유체의 전단저항이 속도구배에 의존하는 것과 같다. 온도가 높아지면 전위의 이동이 쉬워지지만, 변형속도가 빠르면 전위의 이동에 필요한 시간이 짧으므로 그만큼 변형에 대한 저항을 보이게 된다. 즉, 온도가 높아지면 변형률속도에 대한 의존성이 커지므로 유동응력은 변형률속도의 함수가 되어야 한다. 변형률속도가 크지 않은 경우에는 식 (3.16)과 같은 유동응력방정식을 이용한다.

$$\sigma_f = C \dot{\varepsilon}^m |_{T, \varepsilon} \quad (3.16)$$

여기서 m 은 변형률속도민감지수(strain-rate sensitivity)이며, m 이 크면 변형률속도에 대한 의존성이 크다는 것을 의미한다. 금속재료의 항복은 일반적으로 정수압(hydrostatic pressure)의 영향을 받지 않는다. 이는 금속재료의 소성변형 시에는 비압축성이 유지된다는 것을 의미하는데, 즉 소성변형 시에는 체적변형률이 항상 0이 됨을 의미한다.

$$\varepsilon_v = \varepsilon_1 + \varepsilon_2 + \varepsilon_3 = 0 \quad (3.17)$$

금속재료에서의 가공경화는 소재의 재결정온도 이하에서는 변형이 진행됨에 따라서 전위가 직접되고, 이로 인해 전위의 후속 이동이 방해받게 된다. 또한 결정립의 변형으로 인해 결정립계가 전위이동을 방해하기도 한다. 결국 전위의 이동에는 보다 많은 전단변형에너지 또는 보다 큰 전단응력이 필요하므로 현상적으로는 유동응력의 증가가 수반된다. 반면에 전위가 해소되기 시작하는 재결정온도 이상에서의 열간가공에서는 가공경화 현상도 잘 나타나지 않는다. 가공경화로 인한 유동응력의 증가현상을 수식으로 나타내는 방법은 다음과 같다^[19].

- n 제곱 경화형 : $\sigma_f = K\bar{\epsilon}^n$ (Hollomon, 1944) (3.18)

- Ludwick형 : $\sigma_f = Y + K(\bar{\epsilon}_0 + \bar{\epsilon})^n$ (3.19)

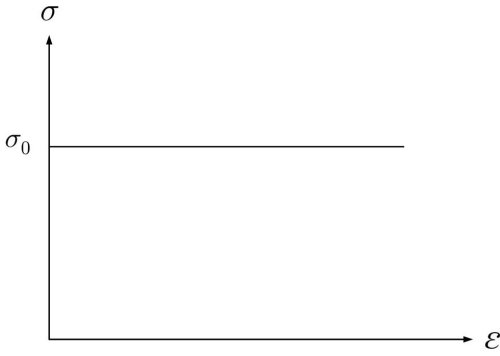
- Swift형 : $\sigma_f = K(\bar{\epsilon}_0 + \bar{\epsilon})^n$ (3.20)

- 변형률속도 포함형 : $\sigma_f = K\bar{\epsilon}^n \dot{\epsilon}^m$ (3.21)

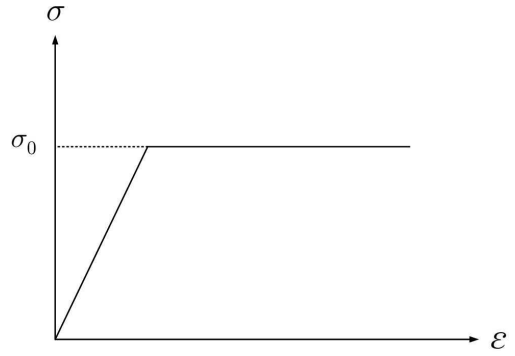
여기서 K 는 소재의 강도에 관계되는 비례계수로 강도계수(stiffness coefficient)라고 하고, $\bar{\epsilon}_0$ 는 초기변위(initial strain)이고, n 은 가공경화지수(work hardening exponent), m 은 변형률속도민감지수 이다.

변형의 이론해석을 위해 재료의 성질에 따라 Fig. 3-7과 같이 몇가지 종류로 나타낼 수 있다. ϵ 의 값이 0.1을 넘게 되는 큰 변형률을 다룰 때는 탄성변형률은 무시하는 경우가 많다. 이 때는 응력이 초기항복응력 σ_0 에 달하기까지는 재료는 전혀 변하지 않게 되고, 인장도중에 하중을 제거하면 응력축에 평행하고 수직하게 하강한다. 이 경우 재료는 강-재료(rigid-... material)라고 하고, Fig. 3-7(a), (d)가 이에 해당한다. 또 비교적 작은 변형률을 취급할 때는 탄성변형률을 무시하지 않는다. 이 경우에는 탄-재료(elastic-...material)라고 하고, Fig. 3-7(b), (c)가 이에 해당한다. 가공경화를 무시하는 경우는 완전 또는 이상소성재료(perfect or ideal plastic material)라고 하며, Fig. 3-7(a), (b)가 이에 해당한다. 열간 소성가공(hot plastic working) 등의 고온에서의 변형은 실제로 완전소성에 가깝다. 상온에서의 변형도 단순화하여 취급되는 변형률범위내의 응력을 초기 응력 σ_0 로 취급하여 완전소성체로 근사화하는 일이 많다. 또 가공경화곡선을 경사진 직선으로 근사화하기도 하며 이를 직선경화소성재료(linear work hardening plastic material)라 하며, Fig. 3-7(c)가 이에 해당한다. 실제의 가공경화곡선에 가까운 곡선으로

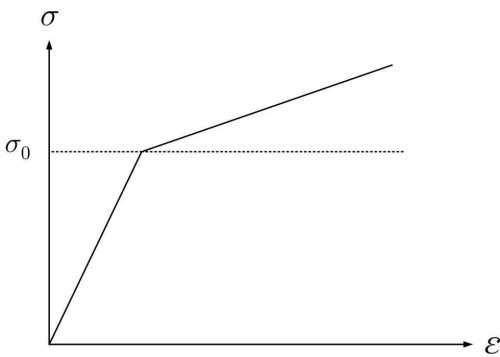
Fig. 3-7(d), (e), (f)와 같이 근사화하는 경우도 많으며 이들은 통털어 가공경화소성재료 (work hardening plastic material)이며, 특히 Fig. 3-7(f)와 같이 지수가 하나의 지수곡선으로 근사화할 때 n 제곱 경화형(n -power work hardening plastic material)이라고 한다. Fig. 3-8는 가공경화지수에 따른 곡선형태의 변화를 나타내며 $n=1$ 은 완전탄성(perfectly elastic), $n=0$ 은 강-완전소성(rigid, perfectly plastic)이며 일반적으로 n 이 작을수록 곡선은 급격히 일어서며 n 이 크면 일어서는 경사는 크지 않으나 곡선의 상향 경향이 길게 지속된다. 전 가공을 받은 재료의 n 값은 일반적으로 작으며, n 값은 대략적으로 연강(mild steel)에서 0.2-0.25, 강(steel)에서는 0.3-0.35, 알루미늄(aluminum)에서 0.2-0.22 정도이다. 응력-변형률곡선은 여러 가지 인자의 영향을 받는다. 첫째로 온도의 영향을 받아 고온일수록 변형저항은 저하되고 재질은 무르게 된다. 한편 보통의 실온에서의 인장시험과 같이 변형률속도가 약 2×10^{-3} mm/sec 정도의 범위에서는 응력-변형률곡선의 모양은 거의 속도와 관계가 없으나, 변형률속도가 커지면 영향을 받는다. Fig. 3-9는 강의 압축응력-변형률곡선(compressive stress-strain rate curve)의 변형률속도의 영향을 나타낸 것이다. 온도가 높아지면 변형응력은 저하되나 변형률속도의 영향이 뚜렷해지며 빨리 압축할수록 변형저항은 높아짐을 보이고 있다. 속도효과를 포함한 변형저항을 가장 간단하게 나타낸 형태가 식 (3.21)이다. 속도민감지수 m 이 크면 인장시험에서 네킹의 발생이 억제되고 인장에서도 큰 변형을 나타낸다. 보통 이런 재료를 초소성 재료(super-plastic material)라고 하며, 대표적인 재료는 $Z_n - 22\% Al$ 합금 등이 있으며 $200^\circ C$ 정도에서 초소성을 나타낸다.



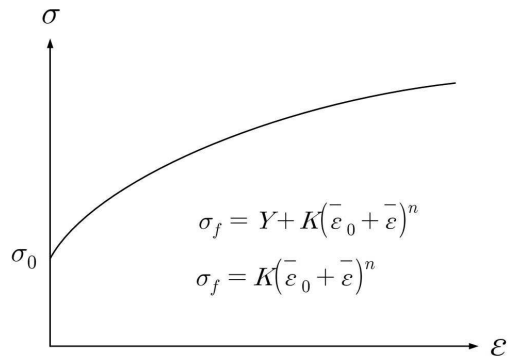
(a) rigid, perfectly plastic



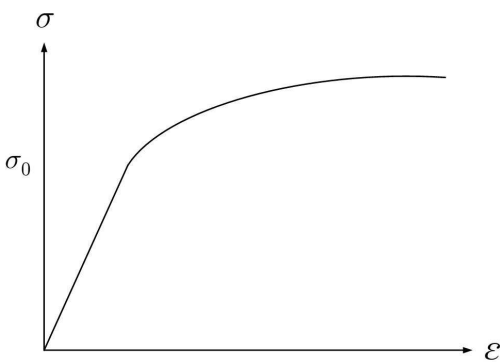
(b) elastic, perfectly plastic



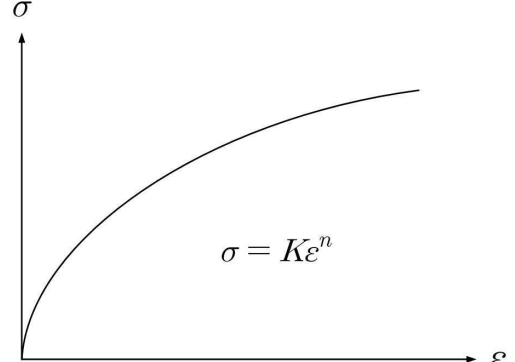
(c) elastic, linear work hardening plastic



(d) rigid, work hardening plastic



(e) elastic, work hardening plastic



(d) n -power work hardening plastic

Fig. 3-7 Ideal model for stress-strain diagram

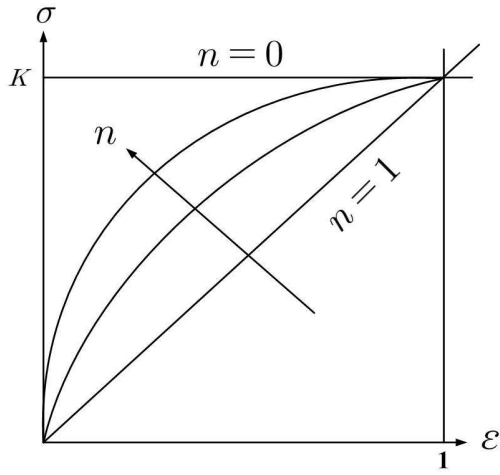


Fig. 3-8 work hardening exponent n

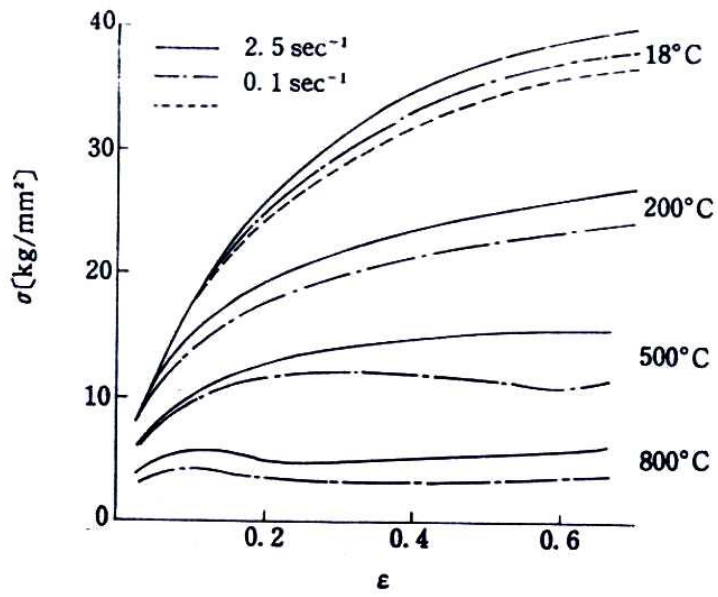


Fig. 3-9 Influence of temperature and strain rate for plastic curve

제 2 절 냉간압연강판의 기계적 특성

본 논문에서는 언더레일을 성형하기 위해 냉간압연강판(SCP-1)을 사용하였다. 냉간압연강판(CR; cold reduced carbon steel sheet)의 화학성분을 Table 3-1에 나타내었다. 냉간압연강판은 열연코일을 소재로 표면스케일을 제거하고(산세공정) 두께 0.15-3.2mm 정도까지 압연한 후 소둔과 조질압연을 거쳐 생산한다. 냉간압연강판은 열연강판에 비해 두께가 얇고 두께정도가 우수하며 표면이 미려하고 평활하며 가공성이 우수하다. 이러한 특성에 따라 자동차, 가전기기, 가구, 사무용품, 차량, 건축 등에 사용되거나 아연, 알루미늄, 주석, 크롬 등의 도금용 원판으로 사용된다. 냉간압연강판의 종류는 KS D 3512에서 규정된 1종(SCP-1, 일반용), 2종(SCP-2, 가공용), 3종(SCP-3, 심가공용) 등이 있으며 KS에서 규정되어 있지 않으나 저항복점강판, 초심가공용강판(EDDQ) 등이 있으며 특수 냉간압연강판으로는 범람용강판, 내식·내후성강판, 저급전기강판, 표면피복강판, 경질강판, 고강도강판, 청열강판(blue sheet), 엠보싱강판 등이 있고 도금원판으로는 아연도금강판, 석도원판 등이 있다. 1종(SCP-1)은 일반용으로 표면이 미려하고 가장 수요가 많은 제품으로 굽힘(bending)이나 간단한 드로잉 가공에 적합한 강판으로 자동차 차량외판, 세탁기 및 냉장고 외판, 텔레비전, 캐비닛, 자동차부품, 철제가구, 배전반 등 주로 평판용으로 사용된다. 2종(SCP-2)은 가공용으로 SCP-1에 비해 우수한 가공성을 얻을 수 있는 강판으로 도어(door), 가솔린 탱크, 등과 통신기 부품, 전기밥통외판 등에 사용된다. 3종(SCP-3)은 심가공용으로 SCP-2에 비해 우수한 심가공성을 갖고 있으며 야금학적으로 결정립을 조정하고 있기 때문에 심가공 후 아름다운 표면을 얻을 수 있다. 따라서 자동차용 리어(rear), 펜더(fender), 프론트 패널(front panel) 등에 사용된다.

Table 3-1 Chemical component ratio of SCP-1

| Component | C | Mn | P | S | Fe |
|--------------------|------|-----|------|-------|----|
| Component ratio(%) | 0.12 | 0.5 | 0.04 | 0.045 | 99 |

냉간압연강판의 재료적 특성을 분석하기 위해 만능인장시험기(Universal Tensile test Machine, Instron Co.)를 이용하여 측정하였다. 시험편은 KS D 3512(냉간압연강판

및 강대 규격)에 의해 KS B 0801(금속재료인장시험편 규격)을 참고하여 표준 시험편 5호로 제작하였다. 인장시험 결과 얻어진 응력-변형률 선도를 Fig. 3-10에 나타내었다. Table 3-2에 냉간압연강판의 인장시험 결과를 나타내었으며, 소성해석에 유용한 값인 진응력-진변형률의 값으로 변환하였다.

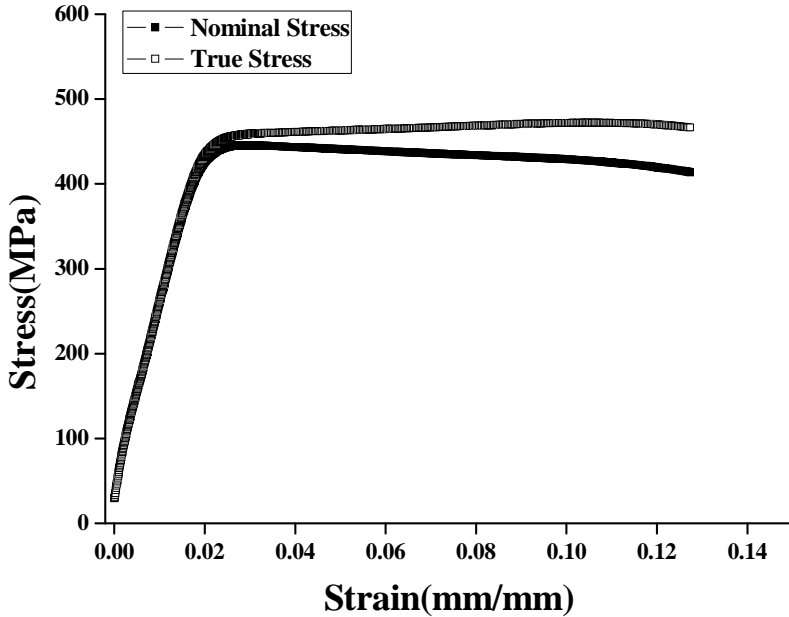


Fig. 3-10 Stress-Strain diagram of SCP-1

Table 3-2 Material properties of SCP-1

| Material | SCP-1 | | |
|-----------------|------------|-------------------------|------------|
| Young's modulus | 210 GPa | Ultimate tensile stress | 480.40 MPa |
| Yield stress | 158.12 MPa | poisson' ratio | 0.3 |

본 논문에서는 수치적 해석에 최적화된 유동응력 방정식을 구하기 위해 Swift식을 이용하였다. Swift식의 계수들을 구하기 위해 파워커브를 이용하여 근사 함수로 표현하였다. 강소성 유한요소 해석을 위해 Fig. 3-10으로부터 탄성구간을 제외한 항복응력에서부터 최대인장응력 사이의 값으로 근사화하였다. Fig. 3-11에 근사곡선화한 결과를 나타

내었다. 인장시험결과와 근사곡선화를 통해 얻은 유동응력방정식의 계수값들을 Table 3-3에 나타내었고, 식 (3.22)는 강소성 유한요소법으로 롤 포밍 공정을 해석할 때 필요한 냉간압연강판(SCP-1)에 대한 유동응력방정식이다.

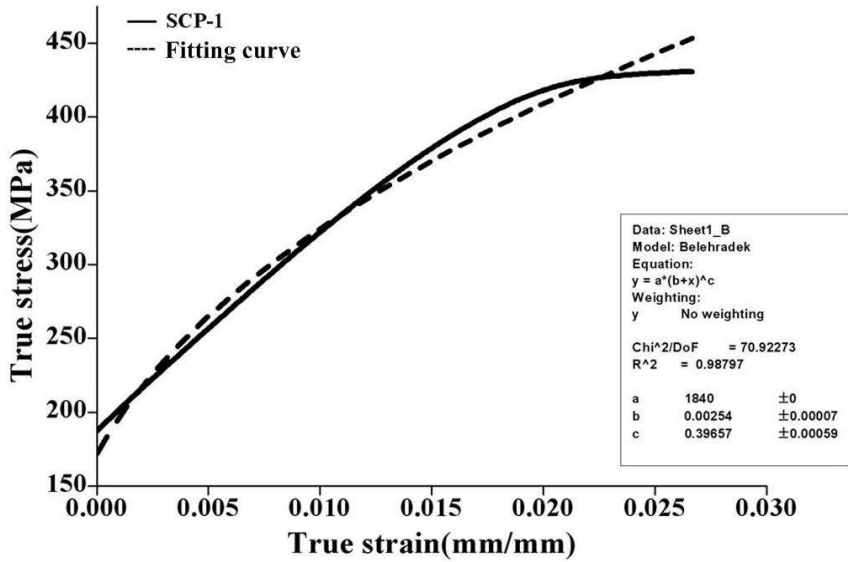


Fig. 3-11 Curve fitting for SCP-1

Table 3-3 Results of the curve fitting

| Flow stress equation | $\sigma_f = K(\bar{\varepsilon}_0 + \bar{\varepsilon})^n$ | | |
|---|---|--------------------------------|---------|
| strength coefficient(K) | 1840 MPa | work hardening exponent(n) | 0.39657 |
| Initial strain($\bar{\varepsilon}_0$) | 0.00254 | | |

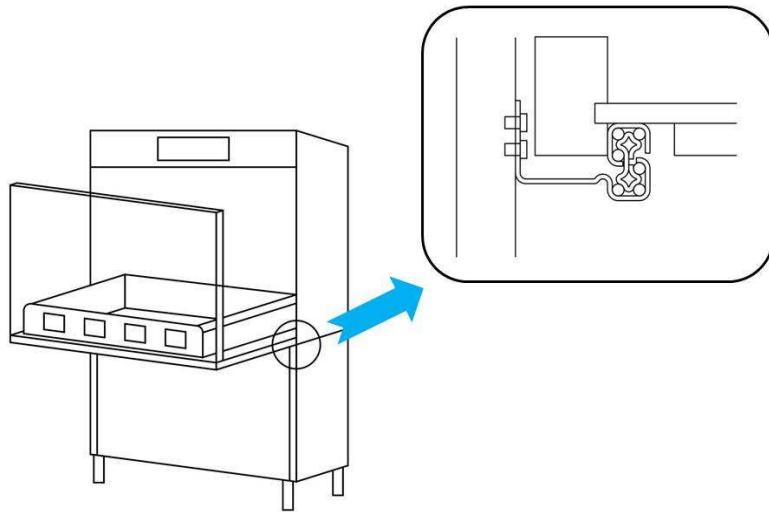
$$\sigma_f = 1840(0.00254 + \bar{\varepsilon})^{0.39657} \quad (3.22)$$

제 4 장 룰 포밍 공정 설계

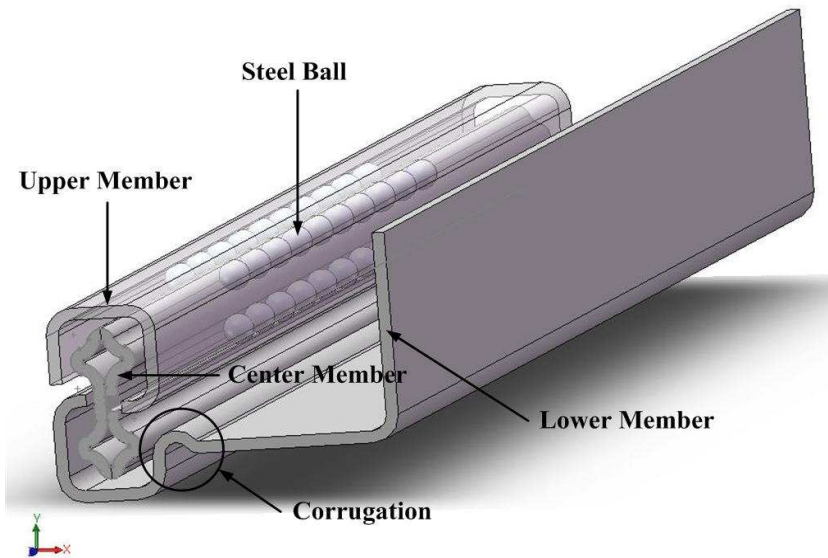
제 1 절 식기세척기용 언더레일의 모델링

1. 식기세척기용 언더레일의 설계

식기세척기에 사용될 언더레일(under rail)의 형상은 Fig. 4-1과 같이 3개의 멤버로 구성되고, 각 멤버사이에는 스틸볼(steel ball)이 삽입된다. 식기세척기용 언더레일은 Fig. 4-1(a)와 같이 하위 멤버를 고정하고 상위 멤버에 임의의 케이스를 부착하여 운동하도록 설계하였다. 룰 포밍 공정에서 최소 굽힘 반지름은 보통 성형할 소재의 연성에 의해 크게 좌우되는데, 일반적으로 룰 포밍 공정은 다른 소성 공정보다 더 작은 반경을 가진 제품을 생산할 수 있다. Fig. 4-2에 나타낸 것과 같이 룰 포밍 공정에서의 굽힘 반지름은 소재의 두께와 같게 하거나 조금 크게 하면 된다. 실제 굽힘 가공시에 발생하는 두께 감소현상의 영향으로 굽힘부에서 크랙과 같은 소재의 결함이 발생할 가능성이 크기 때문에 본 논문에서는 소재의 두께가 1.6mm임을 고려하여 굽힘 반지름을 2mm로 설계하였다. 또한 각각의 멤버는 반지름이 2mm인 스틸볼에 의해 진동은 최소화하면서 부드러운 작동이 가능하도록 하였다. 각 멤버의 단면 형상을 Fig. 4-3에 나타내었다. 스틸볼이 들어가는 굽힘부와 굽힘부 사이의 평행부 길이는 7.2mm 로 설계하였다. 하위 멤버는 세 개의 멤버중 가장 많은 하중을 받을 것으로 예상되어 강도를 강화할 목적으로 주름지게 하였다.



(a) Dishwasher



(b) under rail

Fig. 4-1 Modeling of under rail

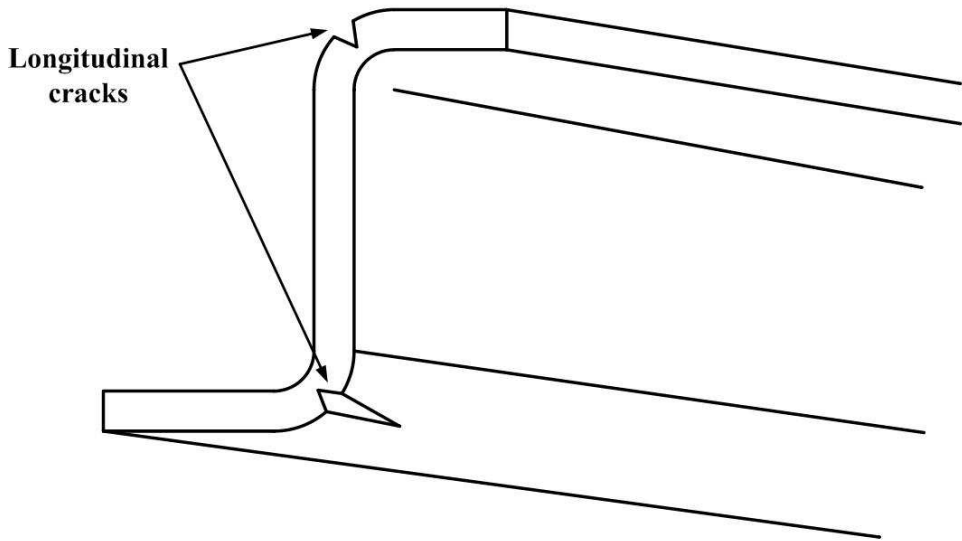
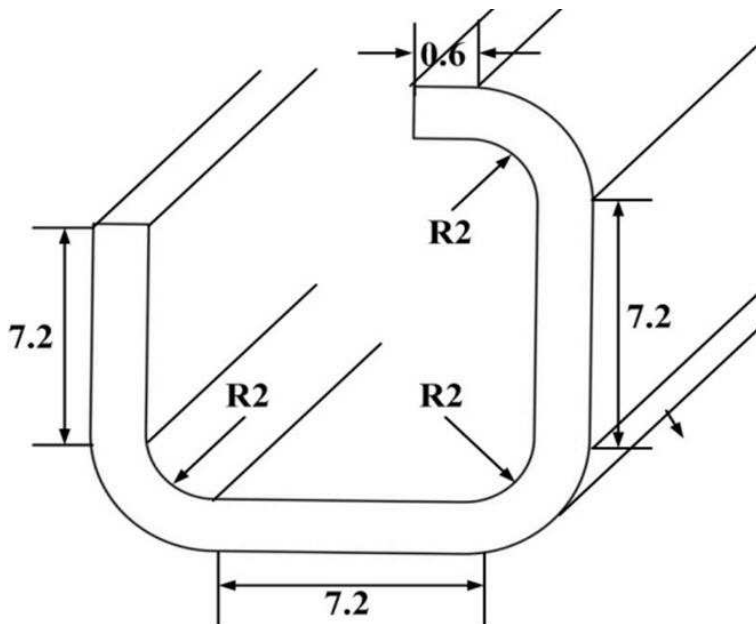
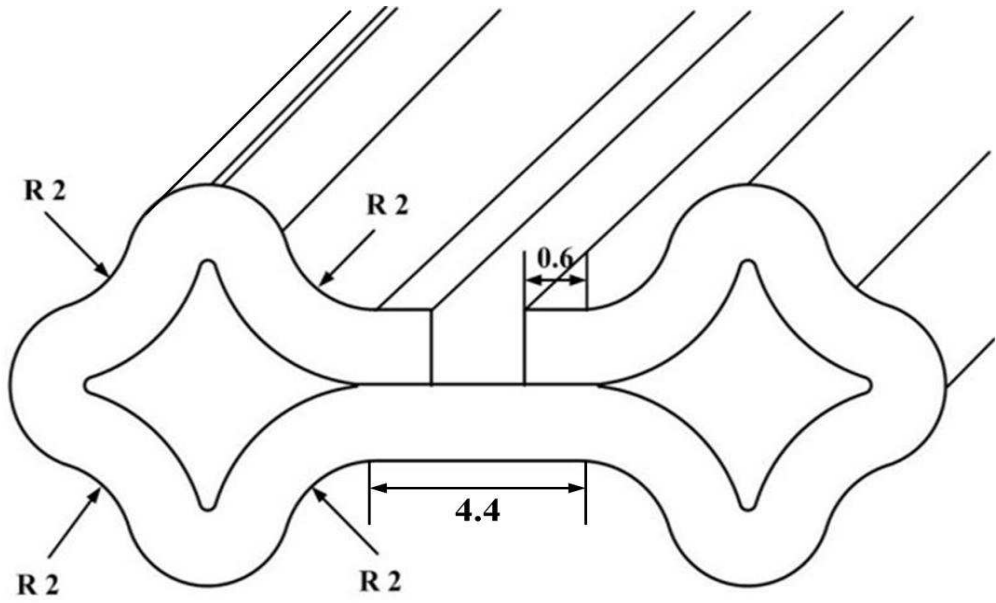


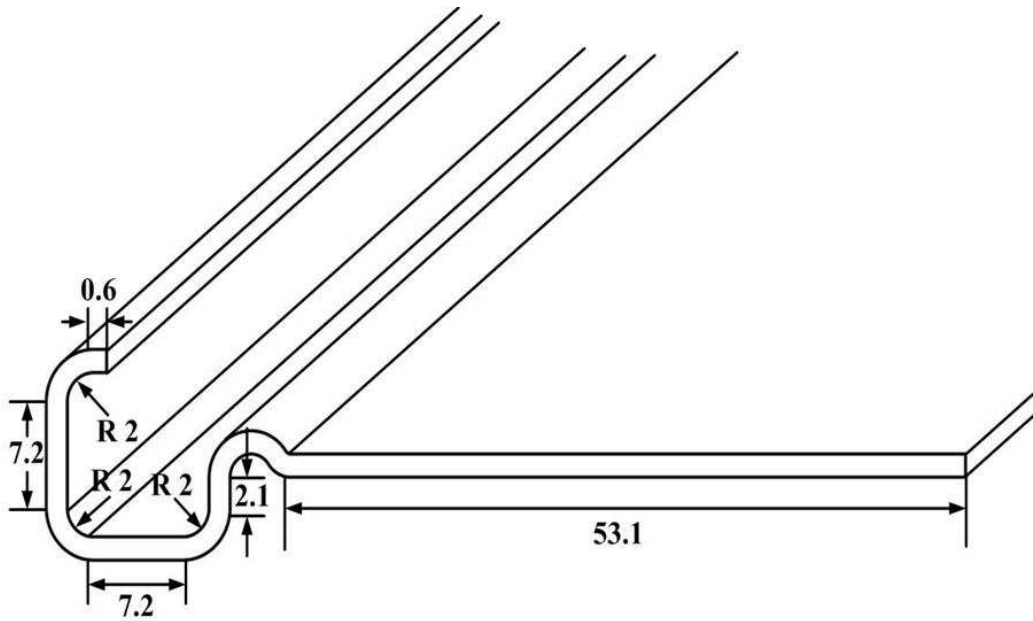
Fig. 4-2 Cracks at the bend line



(a) Upper member



(b) Center member



(c) Lower member

Fig. 4-3 Cross-section of the under rail

2. 언더레일의 구조해석

가. 입력조건

식기세척기용 언더레일의 내구성을 알아보기 위해 하중에 따른 응력 분포(stress distribution)와 진동 해석을 ANSYS를 이용하여 유한요소해석(FEA; Finite Element Analysis)을 수행하였다. 해석을 위한 입력조건은 Table 4-1과 같다. 박판재료에 속하는 상위, 센터, 하위 멤버는 셸 요소(shell element)를 적용하였다. 스틸볼은 베어링강(bearing steel, AISI 304)를 사용하였고, 구성요소의 위치에 따른 특성을 정확히 나타내고, 설계위치에 정확하게 결합하기 위해서 솔리드 요소(solid element)로 메시를 생성하였다. 스틸이나 알루미늄 박판의 두께에 대해 어느 정도의 정확성을 가지고 국부적인 굽힘효과를 받아들여야 하고, 요소의 종횡비(aspect ratio)를 인정할 수 있도록 요소의 치수를 작게 해야하는 경우 등이 있기 때문에 몇 개의 솔리드 요소를 두었다. 셸 요소는 평평하거나 곡면을 가진 면, 알루미늄이나 스틸과 같은 플레이트 또는 얇은 박판을 나타내는 데 사용한다. Fig. 4-4에 요소분할된 언더레일을 나타내었다. 스틸볼과 각 멤버간의 연결부분은 접착(bonded)과 유사하나 접촉면 방향으로 약간의 슬라이딩(sliding)을 허용하는 접촉조건으로 설정하였다. 경계 조건은 Fig. 4-5와 같이 상위 멤버의 상단부를 6자유도로 구속하고 초기조건으로 하위 멤버의 우측하단부에 Y축 방향으로 100N의 하중을 가하여 응력분포와 언더레일의 진동 모드를 해석 하였다.

Table 4-1 Input conditions for FEA analysis

| | | Under Rail | |
|---------------------|-------------------|--|-------------------------|
| Mesh | Mesh type | SCP-1 : shell mesh AISI 304 : soild mesh | |
| | Contact condition | No separation | |
| | Node | 41206 | |
| | Elements | 25761 | |
| Properties | SCP-1 | Elastic modulus | 2.1×10^{11} Pa |
| | | Yield strength | 158×10^6 Pa |
| | | Tensile strength | 418×10^6 Pa |
| | | Poisson's ratio | 0.3 |
| | | Density | 7872 kg/m^3 |
| | AISI 304 | Elastic modulus | 1.9×10^{11} Pa |
| | | Yield strength | 206×10^6 Pa |
| | | Tensile strength | 517×10^6 Pa |
| | | Poisson's ratio | 0.29 |
| | | Density | 8000 kg/m^3 |
| Boundary conditions | | Fix : lower member 6DOF constraint Force : upper member (0N, -100N, 0N) | |

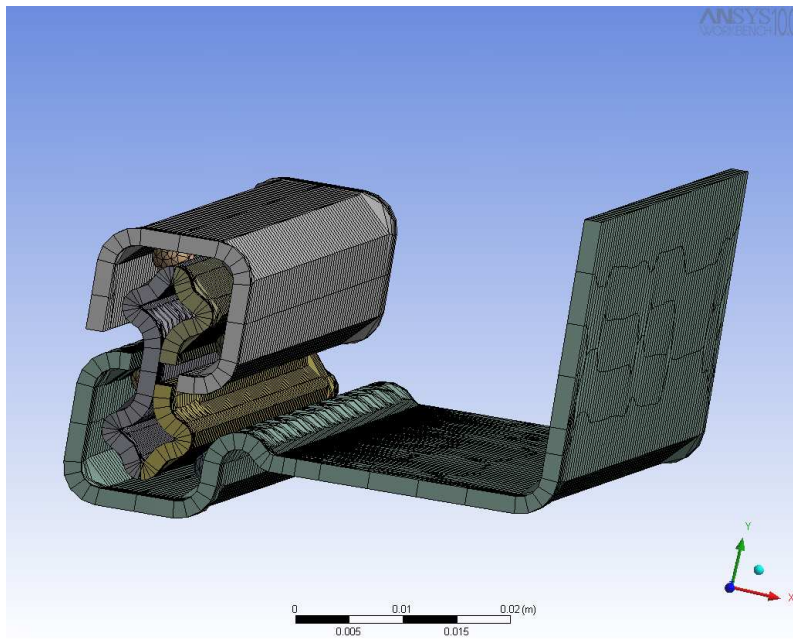


Fig. 4-4 Meshing for FEA

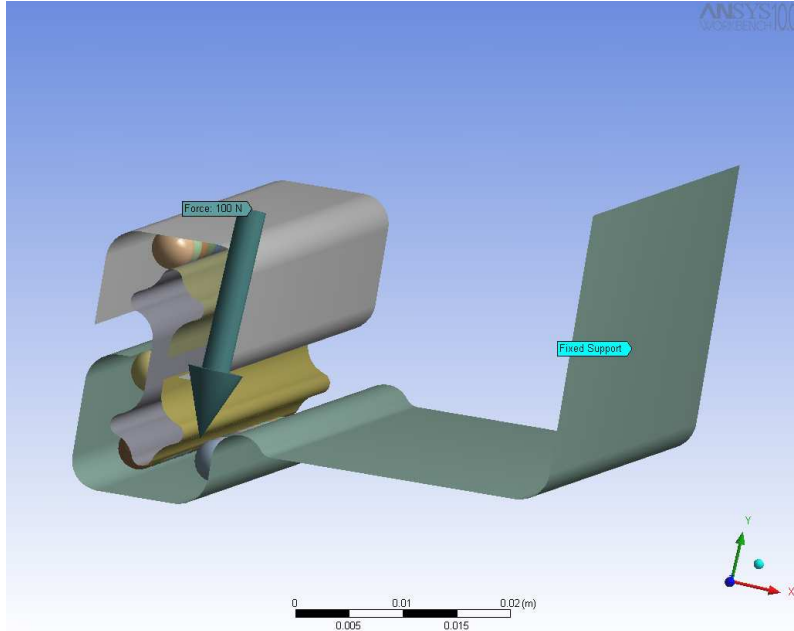
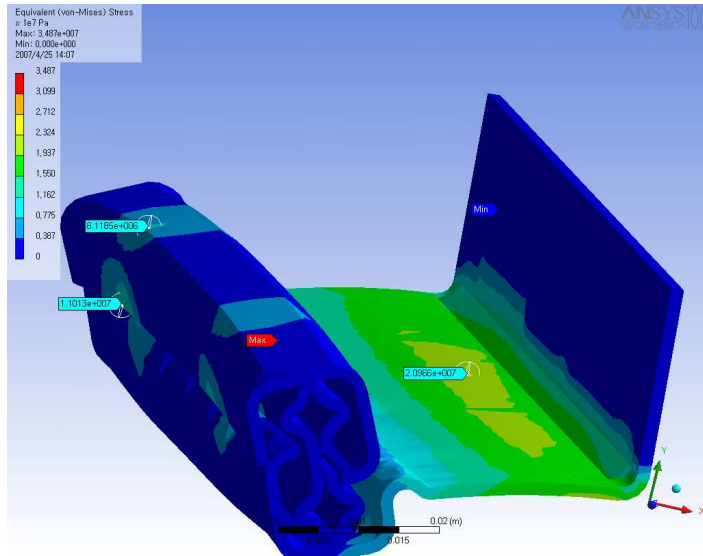


Fig. 4-5 Boundary condition for FEA analysis

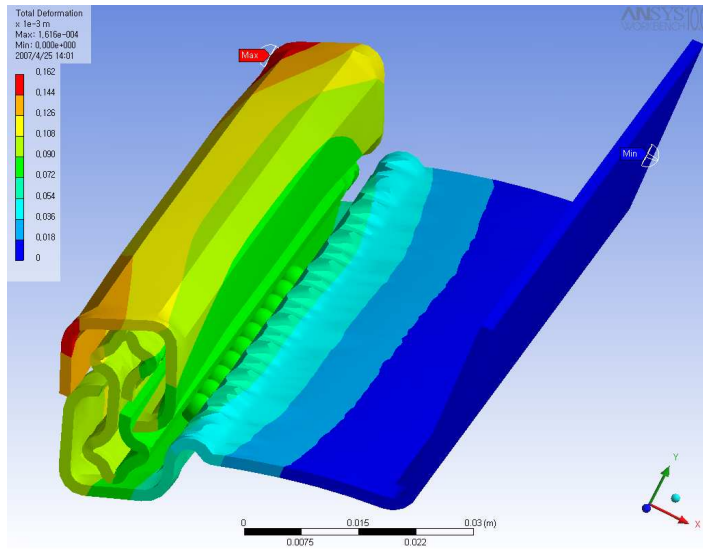
나. 응력 해석

물체는 외부에서 힘을 받으면 외부 하중과 힘의 평형을 이룰 때까지 물체 내부에 힘(interior force)이 발생하게 되며, 변형이 일어나고 힘의 평형이 이루어지면 변형을 멈추게 된다. 선형응력 해석에서는 물체의 여러 부분에서 발생하는 내력의 세기를 구하는 것이 중요하다. 이때 단위면적당 작용하는 힘의 세기를 응력이라고 한다. 응력은 크게 수직응력과 전단응력으로 나눈다. 수직응력은 단위면적에 수직 방향으로 작용하는 힘을 말하며 인장응력과 압축응력이 있다. 또한 전단응력은 단위면적에 평행하게 작용하는 힘을 말한다. 수직응력과 전단응력은 주로 동시에 발생하며 주응력이 벡터로서 크기와 방향을 가진다면 등가응력(equivalent stress, Von-Mises stress)은 스칼라로서 크기만 갖는다. 복잡한 3차원 모델에서는 주응력으로 항복이나 파단을 판단하기 힘들기 때문에 등가응력을 가지고 판단하고, 등가응력(Von-Mises)이라고도 하며, 구조물이 하중에 대해 안전한지를 판단하는데 중요한 역할을 한다. 등가응력의 최대값이 재료의 항복강도보다 작으면 이 모델은 하중조건에 대해 안전하다고 볼 수 있다. 그러나 등가응력이 항복강도보다 크면 소성변형이 일어난다. 100N의 하중이 가해질 때 Fig. 4-6(a)와 같이 하위 멤버의 강도를 증가시키기 위해 주름지게 한 부분에 접촉되는 스틸볼에

34MPa의 최대 등가응력이 발생했고, 하위 멤버에 약 23MPa의 응력이 발생했다. Fig. 4-6(b)에서와 같이 상위 멤버에서 0.16mm의 변형이 발생했다. SCP-1의 항복응력이 155.8MP이므로, 100N의 외부하중이 작용할 때 언더레일은 탄성영역내에서 변형되었다.



(a) Equivalent(Von-Mises) stress

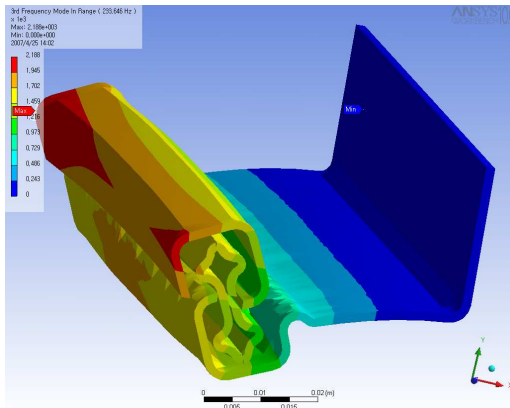


(b) Deformation

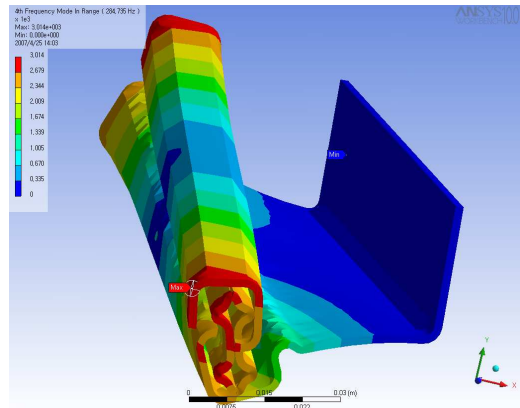
Fig. 4-6 Static analysis of under rail

다. 진동 해석

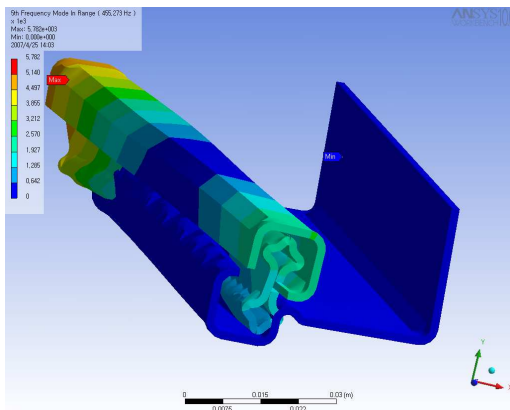
외부 진동원에 대한 언더레일의 진동 안정성을 평가하고 진동모드를 파악하기 위해 언더레일의 진동해석을 수행하였다. 입력조건은 Table 4-1과 동일하게 선정하였다. 진동해석을 통해 구한 주요 모드형태(mode shape)를 Fig. 4-7에 나타내었다. 베어링 구속 조건을 주기 위해 스틸볼을 완전 고정하지 않고 약간의 진동을 허용하여 해석하였으므로 가장 큰 진동이 나타나는 1차 모드는 스틸 볼에서 발생하였다. 이때 주파수는 69Hz이다. 관심의 대상이 되는 멤버의 진동은 3차 모드에서 고유 주파수는 233Hz이다.



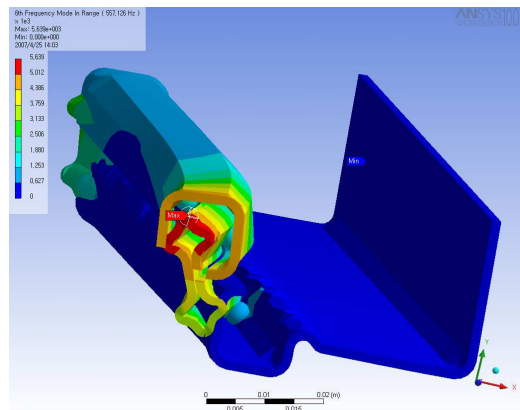
(a) 3rd Mode (233Hz)



(b) 4th Mode (284Hz)



(c) 5th Mode(455Hz)



(d) 6th Mode (557Hz)

Fig. 4-7 Modal analysis result

제 2 절 성형롤 설계

1. 성형롤 설계 이론

롤 포밍 공정은 적절한 단수를 갖고 허용 공차를 만족하도록 요구되는 형상을 성형한다. 너무 적은 수의 패스(pass)는 소재에 발생하는 응력이 커져 제품의 형상을 일그러뜨릴 수 있고, 너무 많은 수의 패스는 제품의 성형 비용을 증가 시킨다. 또한 성형롤 설계 시에는 제품의 형상이나 소재의 재질, 성형각 등에 따라서 다양하게 설계할 수 있다. 기존의 프레스 절곡공정(folding process), 압출공정, 스탬핑공정(stamping process) 등으로 생산되는 형상들도 약간의 공정변수와 이들의 영향을 고려하면 롤 포밍 공정으로 전환하여 생산할 수 있다. 롤 포밍 공정으로 제품을 생산하려면 가장 효율적이고 문제점을 최소화하는 공정으로 형상이 설계되었는가를 염두에 두어야 한다. 다음은 본 논문에서 언더레일의 성형롤 설계시 고려해야 하는 사항들이다.

가. 대칭성(symmetry)

제품의 단면이 대칭성을 갖는다면 롤 포밍 공정을 적용하여 생산하기 매우 용이하다. 비대칭 단면의 경우는 단면의 수직 중심축으로부터 양끝의 변형량의 차이로 인해 버클링현상이 발생할 가능성이 크다. 따라서 플라워 패턴의 형태 설계시에 변형량의 차이를 최소가 되도록 설계한다. 대칭 단면의 경우는 성형 후 제품 단면을 기준한 수직 중심축에 대해 대칭 단면을 갖는다면 제품 끝 면에서 변형량의 크기가 같게 되므로 성형에 의해 발생하는 응력의 크기가 같아져서 제품 소재에 작용하는 힘의 크기도 일정하게 된다. 언더레일의 3개의 멤버 중 대칭성을 고려하여 설계한 멤버는 Fig. 4-8과 같은 센터 멤버이다.

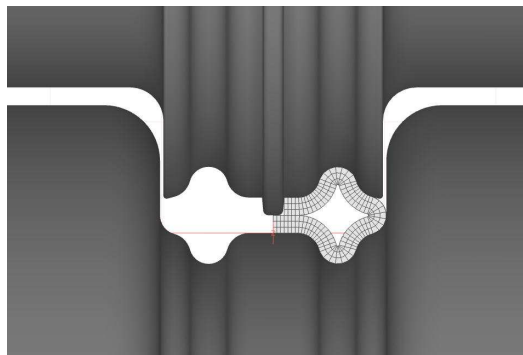


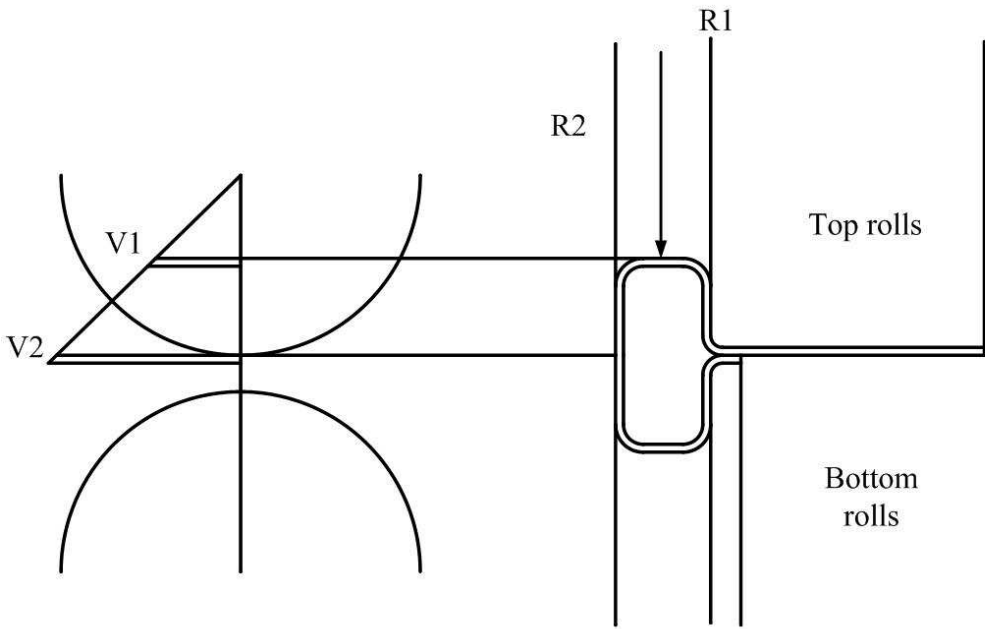
Fig. 4-8 Symmetry of center member

나. 제품공차(*tolerance*)

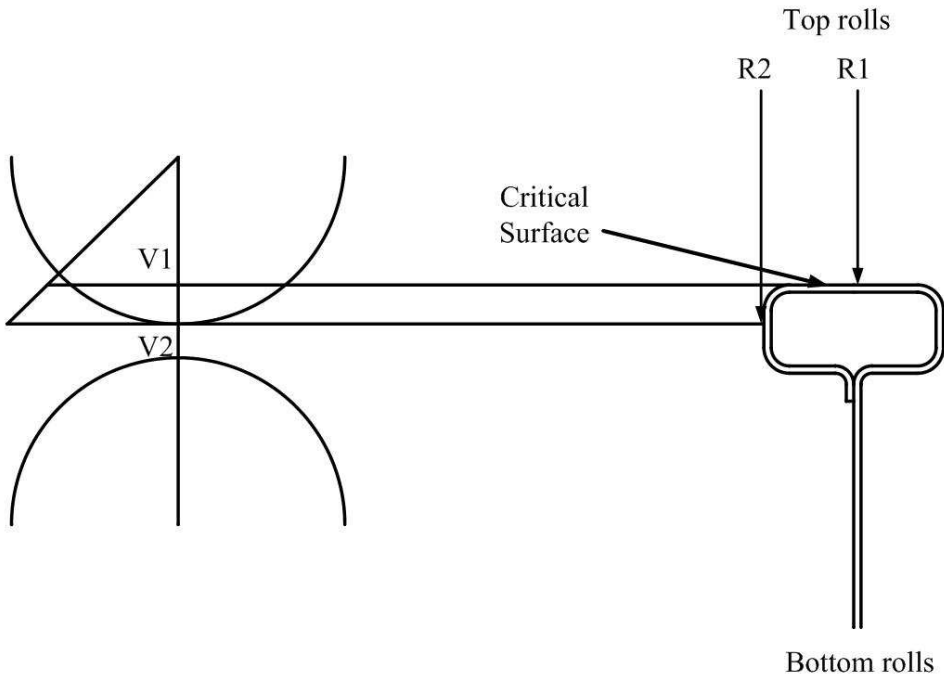
롤 포밍 공정에서는 단면에 비해 길이가 긴 특성으로 나타나는 직진도와 스프링백, 플래어의 문제가 발생한다. 제품공차는 소재의 재질, 성형롤의 정밀도, 롤 포밍 기계의 상태 그리고 작업자의 숙련정도에 따라 다르다. 단면 치수공차는 대략 0.25-0.78mm 정도이고 각도공차는 $\pm 1^\circ$ 이다. 대형건설용 제품의 경우는 공차범위가 증가한다. 0.25mm 보다 더 정밀한 공차를 요구하는 경우는 소재 자체의 두께공차나 폭 공차도 더 정밀해야 하며, 금형과 기계의 정밀도도 더 높아야 한다. 길이 공차는 재료의 두께, 제품의 길이, 성형속도, 설비의 품질 및 상태, 측정방법 및 절단장치에 의해 달라진다. 일반적으로 제품의 공차는 0.38-0.78mm의 얇은 재료에 대해서는 $\pm 0.51 \sim \pm 2.36$ 의 공차를 얻을 수 있고, 0.63mm 이상일 경우는 $\pm 0.38 \sim \pm 1.52$ mm의 공차를 얻을 수 있다.

다. 단면 깊이(*cross section depth*)

단면 깊이가 너무 깊은 제품은 롤 포밍 공정에 적용하지 않는 것이 좋다. 왜냐하면 롤 포밍 공정에서 생긴 응력은 다른 굽힘 공정에서 보다 훨씬 복잡하기 때문이다. 너무 깊은 단면에서는 소재가 롤에 접촉하는 면적이 증가하여 응력 발생이 커지고 굽힘 반경 근처에서 락의 유동이 더욱 커진다. 따라서 소재의 에지 응력(*edge stress*)이 커지고 결국 결함발생의 원인이 된다. 단면의 깊이는 패스 수에 큰 영향을 준다. 또한 단면 깊이의 차이에 의해 상위롤과 소재사이에 Fig. 4-9와 같은 속도차이가 발생하여 제품을 손상시킬 수 있다.



(a) Traditional orientation



(b) Improved orientation

Fig. 4-9 Critical, High luster surface of a product

라. 굽힘 반지름(*bending radius*)

롤 포밍 공정에서 굽힘 반지름이 재료 두께의 1-2배 정도로 작을 경우에는 스프링백 현상이 거의 없는 영구변형(permanent deformation)을 일으킨다. 하지만 너무 작은 반지름의 경우는 재료 조직의 바깥쪽을 파괴시켜 높은 항복응력과 낮은 연신률을 갖게 한다. 소재의 연성이 충분히 클 경우는 굽힘 반경의 크기를 소재의 두께와 같게 하거나 조금 크게하면 되고, 만일 소재 두께보다 작은 굽힘 반지름으로 성형할 필요가 있을 때에는 Fig. 4-10과 같이 홈내기(grooving) 또는 비딩(beading)효과를 주어야 한다. 홈내기를 할 경우 재료의 두께를 약 30% 까지 줄일 수 있다. 하지만 홈내기를 적용한 롤의 경우 다른 롤에 비해 롤 마모가 심해 롤을 자주 교체해야 한다. 따라서 Fig. 4-11과 같이 뾰족한 부분은 다른 부분에서 분리가 되게 하거나, 끝부분을 둥글게 하거나 또는 내마모성 재료를 사용하여 롤의 마모를 줄여야 한다. 재료의 두께가 굽힘 라인에서 충분히 감소하지 않기 때문에 Fig. 4-10(b)와 같이 비딩을 함으로써 소재의 피로 강도를 줄일 수 있다.

Fig. 4-12(a), (b)와 같이 소재의 두께에 비해 굽힘 각이 10-100배 정도로 매우 큰 경우에는 성형하기 매우 어렵다. 소재의 두께나 기계적인 특성의 변화는 굽힘 반지름에 큰 영향을 받기 때문이다. 따라서 굽힘 반지름이 매우 클 경우에는 Fig. 4-12(c)와 같이 평평한 부분을 연속적으로 두어 큰 성형 각을 만드는 방법이 좋다. 이러한 큰 굽힘 반지름을 성형할 경우는 각 패스에서 굽힘 각을 일정하게 유지하거나 각 패스에서 오버밴딩을 해주어야 한다.

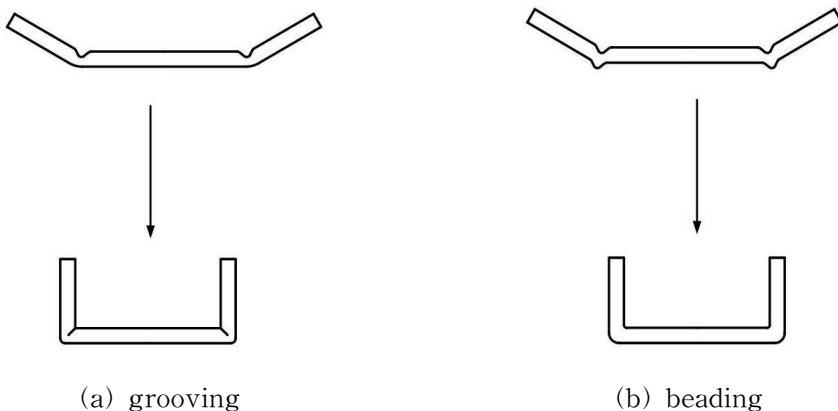


Fig. 4-10 Two methods form sharp inside radii

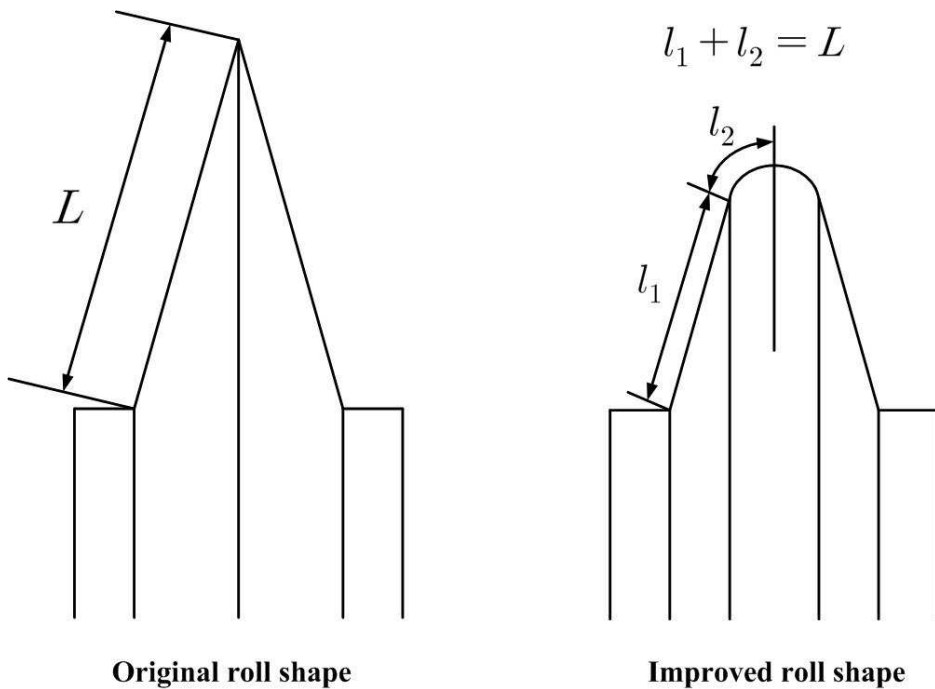


Fig. 4-11 The design of sharp tips on rolls

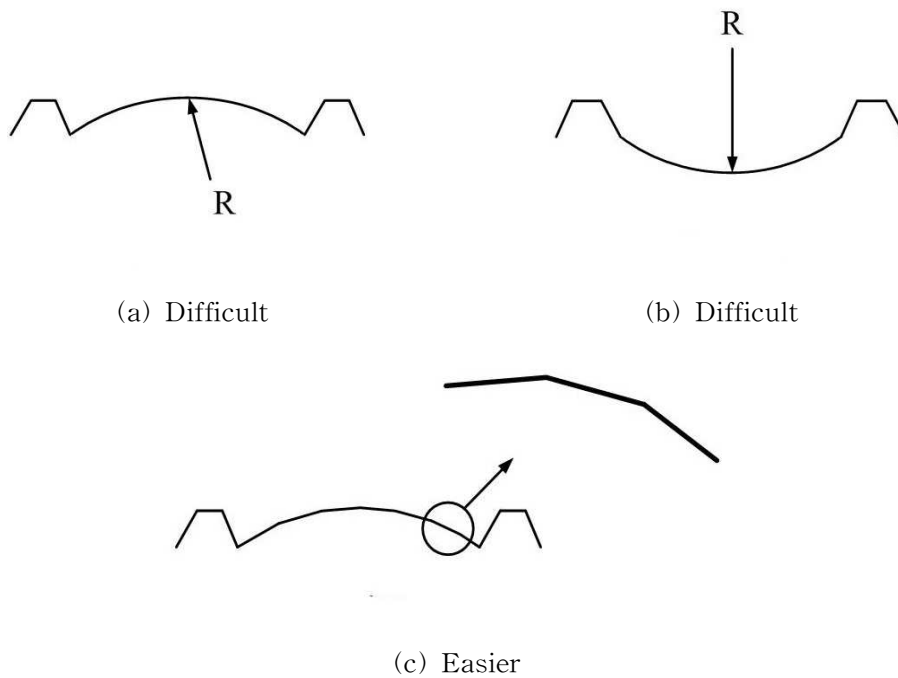


Fig. 4-12 The forming method of large radius on roll forming process

마. 소재의 두께(*thickness*)

소재는 두께의 감소없이 롤 사이를 통과해야 한다. 롤 사이의 크기는 Fig. 4-13과 같으며, 다음의 식으로 나타낼 수 있다.

$$\text{Roll gap} = \text{max. thickness} + \text{max. tolerance} + \text{max. coating thickness} + \text{max. embossing depth} \quad (4.1)$$

소재의 최대 두께보다 의도적으로 두께를 두껍게 하는 경우는 롤을 손상시키거나 장비를 마모시킬 수 있다. 또한 제품의 질을 낮게 하거나 웨이비나 스크래칭과 같은 제품의 결함을 발생할 수 있다.

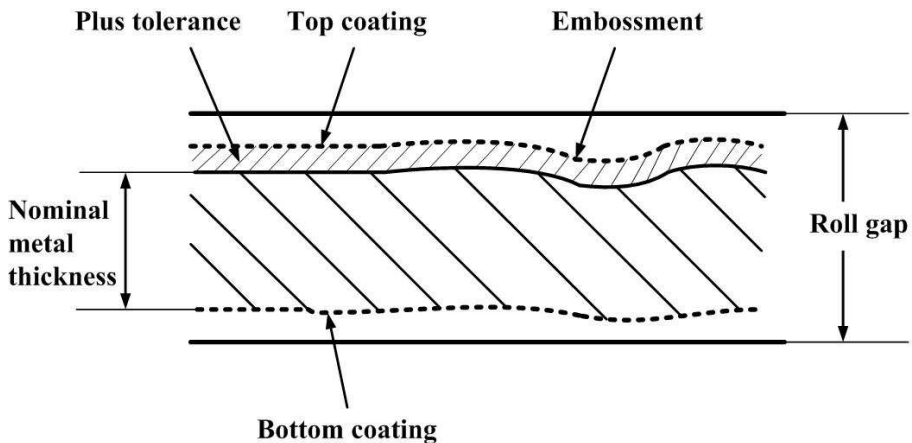


Fig. 4-13 Maximum material thickness used for roll design

바. 롤의 회전비율(*rpm ratio*)

롤의 직경을 설정하기 위해 롤 설계자는 상위롤(top roll)과 하위롤(bottom roll)의 회전비율을 알아야 한다. 보통 롤의 회전비율은 1:1, 1:1.33, 1:1.42로 하거나 구동 롤의 기어비를 참고하여 설정한다. 즉 롤의 회전속도가 같거나 상위롤 보다 하위롤이 1.33배 또는 1.42배 빨라야 한다. 이러한 방법은 U채널(U-channel)과 같이 제품의 다리부(leg)가 올라가는 형태의 제품에는 적합하지만 다리부가 아래로 내려가는 형태의 제품에는 적합하지 않다.

사. 롤 직경의 증가

금속 띠판의 속도는 롤의 표면 속도에 따라 달라진다. 만약 모든 롤이 같은 피치직경을 가지고 있다면, 최초의 한 쌍의 롤은 큰 압력을 받게 되고 띠판은 천천히 빨라지게 되어 다음 롤까지 띠판을 밀게 된다. 이러한 문제는 스트레이트너에 대응되는 마찰력이나 컷오프다이(cut-off die), 가이드(guide) 등에 의해 다음 패스로 전진하는 띠판의 속도가 감소했을 때도 나타난다. 이러한 현상은 Fig. 4-14와 같이 두 패스 사이에 있는 재료의 중심부를 휘게 하거나 고리모양을 만든다. 이러한 문제를 해결하기 위해서는 Fig. 4-15와 같이 롤의 직경을 서서히 증가시켜 롤의 표면속도를 빠르게 하여 다음 패스로 전진하는 띠판이 인장을 받도록 한다. 패스와 패스 사이에 롤 직경의 증가는 보통 롤 설계자에 의해 결정되지만, 일반적으로 0.4-0.6mm씩 증가시킨다. 너무 높은 속도의 차이는 롤의 마모를 증가시키거나 제품을 잡아 늘이게 된다. 이러한 경우는 연신률이 일정하지 않고 롤을 셋팅하는 동안 압력의 변화로 인해 재료의 두께, 윤활률(lubrication rate), 굽힘 샤프트(bending shaft) 등과 같은 다른 인자들이 변하게 된다. 이런 문제를 피하기 위해 롤 설계자는 롤의 직경을 서서히 증가시켜야 한다. 롤간 수평거리가 짧은 경우나 긴 패널의 성형기는 롤 직경의 증가가 필요하다.

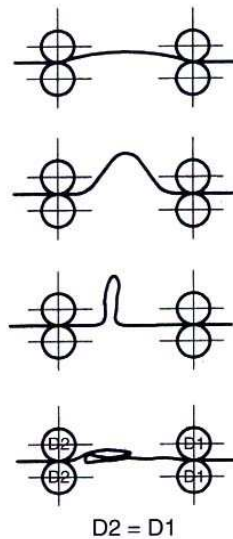


Fig. 4-14 The buckling phenomenon because of difference in roll rotation speed

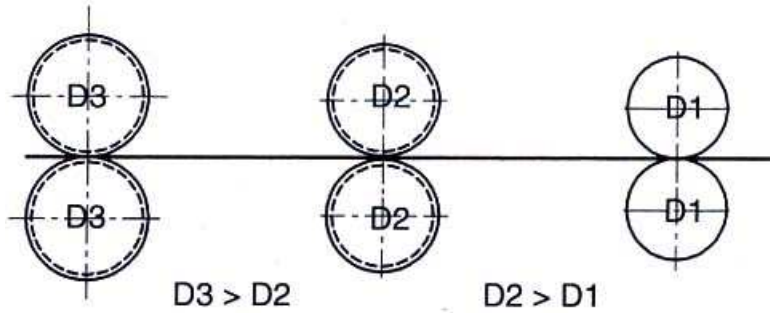


Fig. 4-15 The increase of roll diameters to avoid buckling

아. 롤의 요철(*unevenness*)부분에 대한 마무리

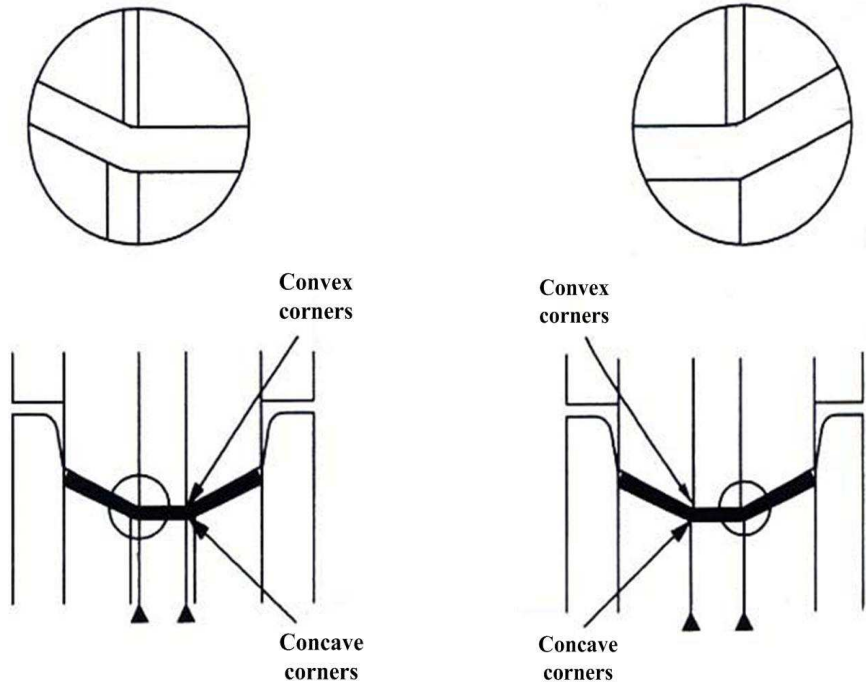
롤의 돌출 부분이나 오목한 부분을 마무리 짓기 위한 방법은 다음과 같다.

- Matching radii on both top and bottom rolls

많은 롤들은 Fig. 4-16(a)와 같이 각각의 굽힘부를 둘러싸듯이 설계한다. 이 롤들은 굽힘부에서 상·하롤 모두 같은 반지름으로 가공한다. 이 경우 제품은 더욱 정밀하게 성형되지만 만약 상·하롤이 일치되지 않으면 굽힘부에서 성형 불균일을 발생시킬 수 있다.

- Radii on the convex rolls only

롤 포밍 공정에서 띠판은 숫롤(male roll) 주변을 감싸게 되며, 굽힘부는 점점 얇아지게 된다. 따라서 띠판의 바깥쪽은 암롤(female roll)의 굽힘부에 접촉하지 않는 경우도 생긴다. 따라서 Fig. 4-16(b)와 같이 접점(tangent point)으로 설계하는 방법이 롤을 더 쉽게 쪼갤 수 있을 뿐만 아니라 롤의 수정도 더 쉽다.



(a) With radius

(b) To tangent point

Fig. 4-16 Concave corners of the rolls are frequently cut to the tangent points

자. 성형 단수(number of passes)

롤 포밍 공정에 “과학”을 이용하려는 많은 시도가 있었고, 적어도 성형 단수를 계산하는 많은 가이드라인(guide line)이 있어 왔다. 성형 단수를 계산하는 가장 쉬운 접근법은 다음의 식 (4.2)와 (4.3)을 이용하여 구할 수 있다.

$$p = \sqrt{2a^2} = a\sqrt{2} = 1.414a \quad (4.2)$$

만약 다리부의 길이 a 가 1.5라면 $p = 1.414 \times 1.5 = 2.12$ 가 된다.

$$\tan \alpha = \frac{p}{c}, \quad c = \frac{p}{\tan \alpha} \quad (4.3)$$

만약 굽힘각이 $\alpha = 1.5^\circ$ 라고 하면 $\tan \alpha = 0.0262$ 가 되어 처음 패스부터 마지막 패

스까지 거리 c 는 $2.12 \div 0.0262 = 80.96$ 이 된다.

만약 룰 사이의 수평거리가 10inch 라고 한다면 이 식에 의해 $(80 \div 10) + 1 = 11$ 패스가 된다. 위의 식은 간단한 형태를 설계하는 초보자에게는 길잡이가 되겠지만 룰 설계시에 고려해야 할 많은 인자들을 고려하지 않은 방법이다. 패스수를 설정하는 또 다른 방법은 굽힘부의 응력을 계산하는 것이다. 수많은 플라워패턴(flower pattern)을 그린 다음 각각의 플라워 패턴에서의 응력을 계산하는 것이다. 만약 룰 사이의 응력이 허용 수준 이상이라면 성형을 수정해야 한다. 이 방법은 다른 방법에 비해 많은 시간과 노력이 소요된다. 따라서 본 논문에서는 다음의 경험식 (4.4)을 이용하여 패스수를 설정하였다.

$$n = \left[3.16h^{0.8} + \frac{0.05}{t^{0.87}} + \frac{\alpha}{90} \right] \left[\frac{Y^{2.1}}{40U} \right]^{0.15} s(1 + 0.5z) + e + f + 5zs \quad (\text{imperial}) \quad (4.4)$$

여기서 각각의 기호는 다음과 같다.

n =패스수(가이드라인만)

h =단면의 최대 높이

t =재료의 두께

α =최종형상에서의 굽힘각의 총합

Y =항복강도(MPa)

U =최대인장응력(MPa)

z =노치(notch), 구멍(hole) 그리고 띠판의 연속계수 (0-2; Table 4-2)

s =형태 인자(shape factor)(1-1.6; Table 4-3)

e =여분의 패스

f =공차인자(0-2; Table 4-4)

Table 4-2 Effect of holes and notches(Z) on number of passes

y=height
t=thickness
v=distance from edge

Z

| | | $\frac{y}{t} < 20$ | $\frac{y}{t} > 40$ |
|---|---------|------------------------|--------------------|
| - Small perforation - Slotted { edge continuous limited edge continuity edge not continuous | | n_1 | no hole |
| | | n_2 | |
| | | n_3 | |
| | | n_4 | |
| | | n_5 | |
| | | p | |
| | no hole | 0 | 0 |
| | a | 0 | 0 |
| | b | 0 | 0 |
| | c | 0 | 0.07 |
| d | 0.03 | 0.05 | |
| e | 0.05 | 0.05 | |
| f | 0.07 | 0.12 | |
| g | 0.07 | 0.12 | |
| h | 0.1 | 0.1 | |
| i | 0.12 | 0.15 | |
| j | 0.12 | 0.15 (if $s \geq 5t$) | |
| k | 0.15 | 0.2 - 0.4 (*) | |
| l | 0.25 | 0.3 - 0.5 (*) | |
| m | 0.5 | 0.6 - 0.7 | |
| n_1 | 0 | | |
| n_2 | 0.05 | | |
| n_3 | 0.05 | | |
| n_4 | 0.30 | | |
| n_5 | 0.25 | | |
| p | 0.18 | 0.18 (pre-cut) | |

Table 4-3 Effect of shape(S) on number of passes

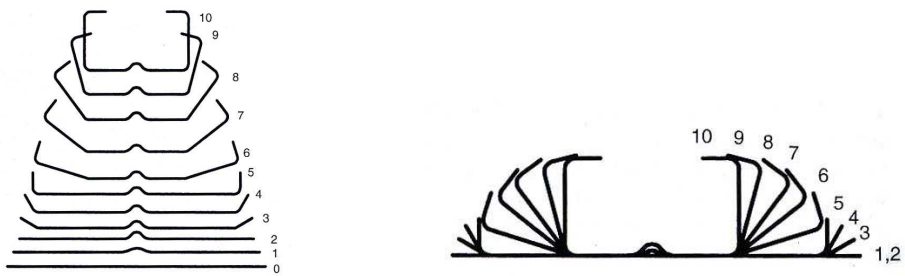
| | | | | | | | | |
|--|---|---|------|------|--------|---------|-----|-----|
| | 1 | 1 | 1.05 | 1.05 | 1~1.05 | 1.1~1.2 | 1.4 | 1.5 |
| S Shape factor | | | | | | | | |

Table 4-4 Effect of tolerance factor(F) on number of passes

| Tolerance factor | |
|----------------------|---------|
| Loose (construction) | 0 |
| Medium | 0.5-1.0 |
| Tight (automotive) | 1.1-1.7 |
| Extremely tight | 1.9-(2) |

차. 플라워 패턴(*flower pattern*) 설계

롤 설계시에 플라워 패턴은 Fig. 4-17과 같이 마치 꽃봉오리에서 꽃이 피는 과정처럼 제품의 단면형상으로부터 평평한 소재의 단면이 되도록 성형과정을 반대 순서로 나타낸 것을 말한다. 플라워 패턴을 생성하면 롤의 각단에서 생성되는 중간 형상을 알 수 있다. 그러므로 소재가 원활하게 이동하는가, 성형의 순서를 어디서부터 시작할 것인가, 오버굽힘할 단은 있는가 등을 쉽게 파악하여 롤 제작 전 발생할 수 있는 문제점을 다시 검토할 수 있다. 플라워 패턴의 설계 과정 중에 유의해야 할 점은 Fig. 4-18에서 b와 같은 큰 각의 변화인 “Jump”현상을 피하도록 설계해야 한다. 이러한 현상은 소재의 굽힘부나 가장자리 부분에 높은 응력을 발생시키기 때문이다. 또한 Fig. 4-19(a)와 같은 경우는 상위롤이나 하위롤이 굽힘부를 완전히 누를수 있도록 Fig. 4-19(b)와 같이 플라워 패턴을 수정해야 굽힘부 이외의 부분에서 성형되는 것을 방지할 수 있다.



(a) Split flower pattern

(b) Usual flower pattern

Fig. 4-17 Flower pattern

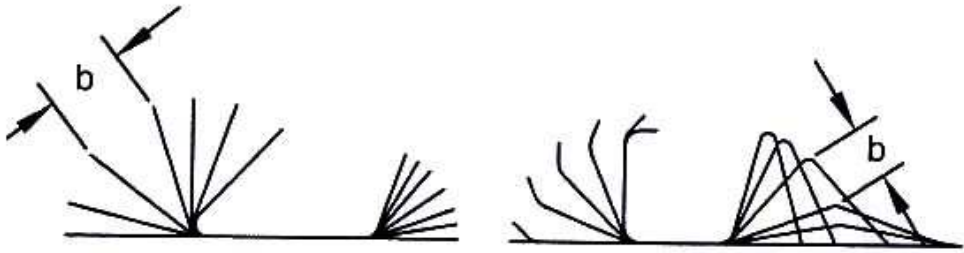
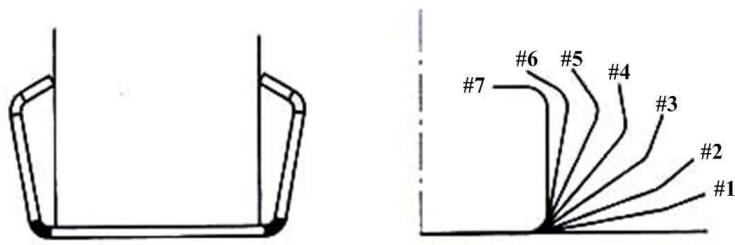
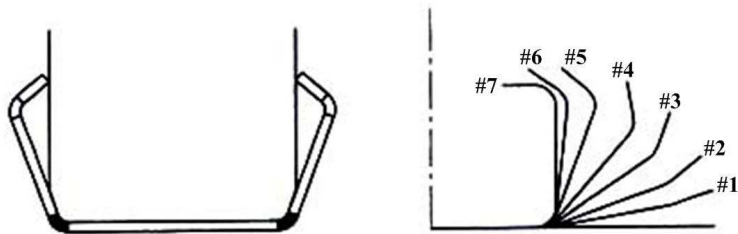


Fig. 4-18 Big movements from pass to pass



(a) First flower pattern



(b) Modified flower pattern

Fig. 4-19 Flower pattern slightly changed allowing the top roll to reach the bend line

카. 굽힘부 성형

Fig. 4-20(a)는 호의길이를 일정하게 설계하는 방법(constant arc length forming)을 나타낸 것으로 굽힘부의 최대 길이는 성형되면서 점차적으로 작아지고 굽힘 반지름도 작아진다. 따라서 다음의 식 (4.5)에 의해 각 패스에서 안쪽 반지름(R_i)은 각각의 패스에서의 굽힘각(α)으로부터 계산된다.

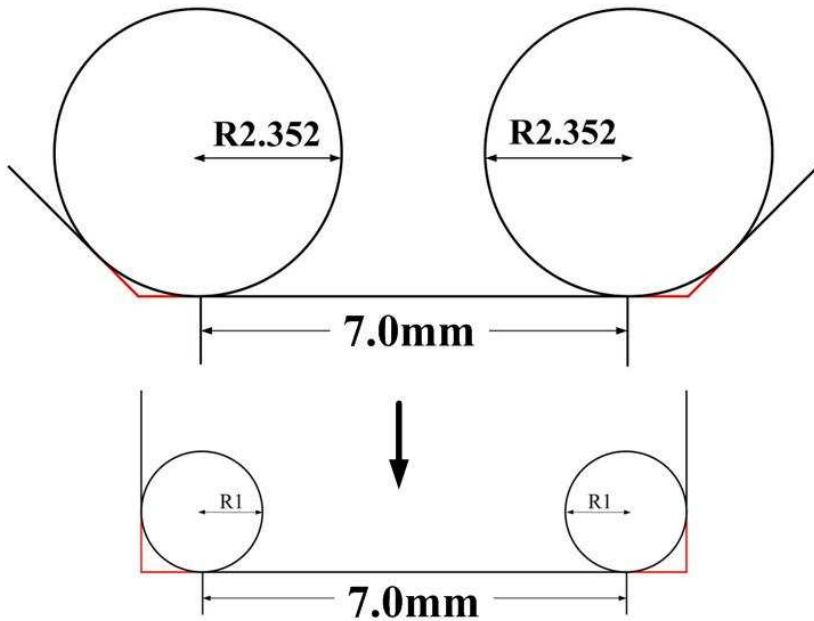
$$R_i = \frac{180}{\pi} \times \frac{L}{\alpha} - kt \quad (4.5)$$

여기서 L 은 마지막 패스에서 호의 길이, k 는 굽힘 허용계수 그리고 t 는 재료의 두께이다.

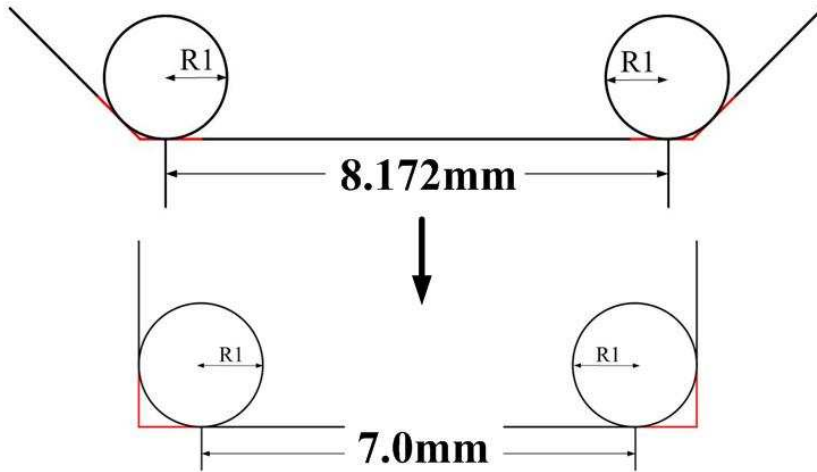
Fig. 4-20(b)는 굽힘반경을 일정하게 설계하는 방법(constant radius forming method)을 나타내었다. 이 방법은 굽힘반경을 일정하게 유지하기 때문에 다음의 식 (4.6)에 의해 각각의 패스에서 평행부의 길이를 계산해야 한다.

$$L_i = \frac{\beta}{\alpha} L \quad (4.6)$$

여기서 L 은 마지막 패스에서의 평행부 길이, α 는 최종형상의 굽힘각 그리고 β 는 굽힘각의 증가량을 나타낸다.



(a) Constant arc length forming method



(b) Constant radius forming method
 Fig. 4-20 Two types in forming design method

타. 리드인 플랜지(lead-in flange)

롤 포밍 공정중에 성형되지 않는 부분을 웹(web)이라고 하고, 굽힘을 받는 부분을 플랜지(flange)라고 한다. 굽힘을 받는 부분인 플랜지가 원활하게 유동하게 하도록 유도하는 부분을 리드인 플랜지라고 한다. Fig. 4-21은 리드인 플랜지를 추가하지 않은 일반 롤과 리드인 플랜지를 추가한 롤을 비교하여 나타내었다. 롤에 리드인 플랜지를 추가하지 않을 경우, 소재가 다음 패스로 이동할 때 가장자리 부분이 다음 롤의 상단이나 하단에 접촉하게 되어 끝 부분이 찌그러지거나 더 이상 성형이 진행되지 않는다. 또한 소재가 롤에 접촉함으로써 롤의 마모 또한 심해진다. 따라서 리드인 플랜지를 추가하여 소재의 이동을 원활하게 하고, Fig. 4-22와 같이 플랜지의 길이를 늘이는 효과를 주어 소재가 받는 응력을 줄일 수 있다. 내부 응력을 줄임으로써 웨이비, 플래어 현상을 줄일 수 있고, 또한 직진성을 향상시킬 수 있다. 본 논문에서는 Fig. 4-23과 같은 리드인 플랜지의 설계 방법을 이용하여 각 멤버를 설계하였다.

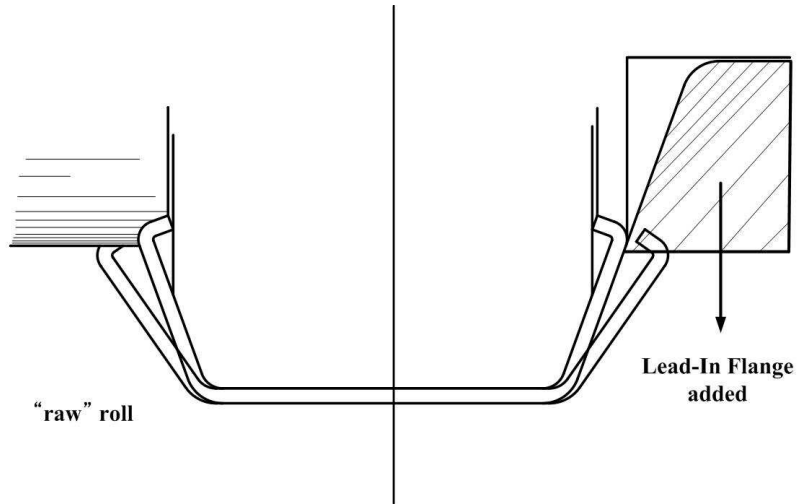
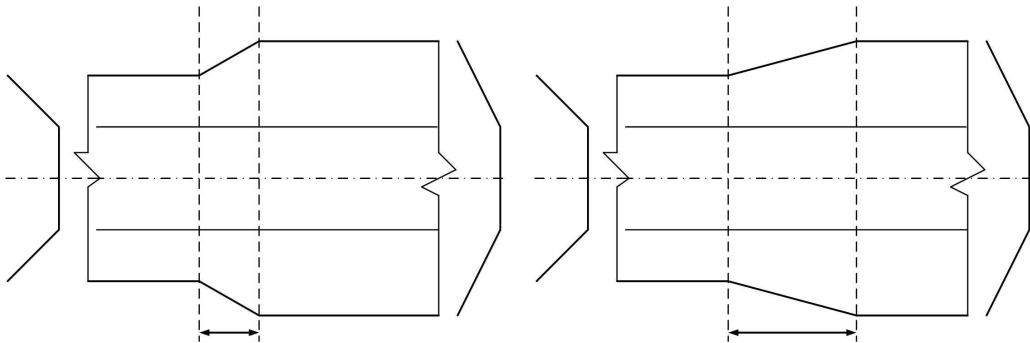


Fig. 4-21 Comparison raw roll and lead-in flange added roll



(a) Using short flanges

(b) Using long flanges

Fig. 4-22 Long lead creates lower stresses in the product

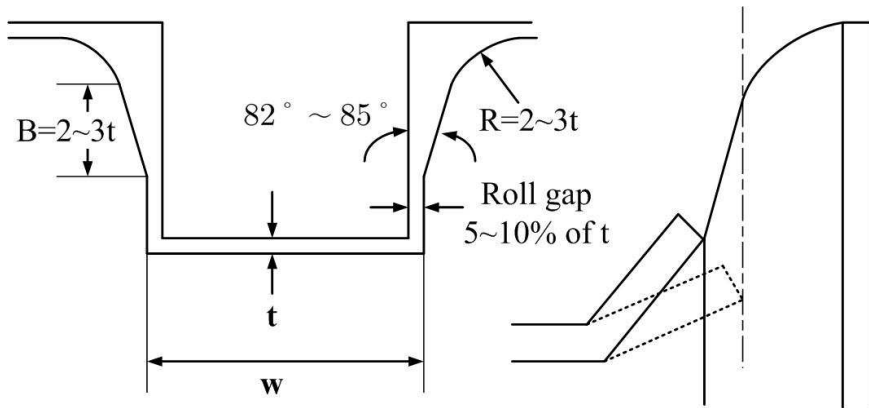


Fig. 4-23 Design of lead-in flange

2. 언더레일의 성형롤 설계

가. 상위 멤버

상위 멤버의 총 성형단수는 경험식 (4.4)을 이용하여 다음과 같다.

$$n = \left[3.16 \times 0.602362^{0.8} + \frac{0.05}{0.062992^{0.87}} + \frac{150}{90} \right] \times \left[\frac{22.93^{2.1}}{40 \times 69.67} \right]^{0.15} \times 1.05 \quad (4.7)$$

여분의 패스 및 형태인자, 공차인자를 제외하고 식 (4.7)에 의해 구해진 최소 성형단수는 4 pass이다. 하지만 여분의 패스나 형태인자 등을 고려하여 상위 멤버의 성형 단수를 9 pass로 설정하였다. 롤 포밍 공정에서의 신장량은 다음의 식 (4.8)과 같이 나타낼 수 있고, 롤과 롤 사이의 수평거리가 n 배 증가할 때 신장량은 2^n 배 감소한다^[13].

$$e = \frac{\sqrt{l^2 + 2.4674 h^2} - l}{l} \times 100 \quad (4.8)$$

여기서 l 은 롤과 롤 사이의 수평거리, h 는 단면의 높이이다. 소재의 신장량과 성형기의 성능을 고려하여 1패스부터 6패스까지는 롤간 거리를 330mm로 설정하였고, 7패스부터 9패스는 많은 변형이 예상되어 신장량을 줄이기 위해 660mm로 설정하였다.

롤 포밍 공정에서 굽힘의 순서는 Fig. 4-24(a)와 같이 소재의 중앙에서 시작하여 점차적으로 양끝으로 진행하면서 성형하고 굽혀지는 부분이 위로 향하도록 하는 센터 비드(center bead)가 있다. 또 Fig. 4-24(b)와 같이 양 끝을 먼저 성형하는 경우도 있는데, 성형의 마지막 단계에서 제품의 양끝 모서리 부분을 성형할 수 없는 경우나 상·하 롤 내부에 위치하여도 성형에 문제가 없다고 판단되면 아웃사이드 립(outside lip) 방식을 이용한다. 롤 포밍 공정중에 제품의 양끝이나 중앙 부분을 동시에 성형하여도 서로 방해되지 않고 롤의 성형압력에 문제가 없을 때는 양끝과 중앙 부분을 동시에 성형할 수 있다. 이러한 방식은 소재의 두께가 성형하중에 충분히 견딜만 하거나, 소재의 폭이 충분히 넓어 하나의 패스에서 모든 굽힘부를 성형하여도 서로 간섭을 일으키지 않을 때 사용한다. 상위 멤버는 단면형상의 특성상 센터 비드 방식이나 소재의 양끝과 중앙을 동시에 성형하기에는 충분하지 않으므로 아웃사이드 립 방식을 이용했다.

성형롤을 설계할 때 패스수가 정해지면 먼저 수직 가이드 면(vertical guide plane

or guide line)의 위치를 결정해야 한다. 에지 응력(edge stress)은 플라워 패턴에서 나타나는 에지 운동 경로(ET ; Edge Travel)와 관련이 있다. Fig. 4-25과 같이 수직 가이드 면의 위치는 에지운동에 영향을 준다. 따라서 수직 가이드 면을 기준으로 좌우의 에지운동 경로가 비슷하도록 하여야 한다. 플라워 패턴의 수직 가이드면을 Fig. 4-26(a)와 같이 평행부의 중앙에 둘 경우 에지 운동 경로의 비는 1 : 1.6이다. ET-1과 ET-2의 길이의 비가 유사하도록 Fig. 4-26(b), (c)와 같이 수직 가이드 면의 위치를 바꾸면 에지운동 경로의 비는 1.2 : 1이 된다. 또한 Fig. 4-27과 같이 제품의 평행부가 지지되지 않은 경우는 소재의 양단에 굽힘을 가하면 굽힘력(bending force)의 수평 벡터에 의해 평행부가 휘어지는 현상이 발생한다. 상위 멤버와 같이 굽힘부가 3개인 경우 중앙에 놓인 굽힘부에 단면의 원점을 두어 소재의 양단에 굽힘을 가하면 평행부가 휘어지는 현상을 방지할 수 있다. 제품의 단면 형상이 비대칭인 경우 소재의 비대칭변형 및 하중의 비대칭분포로 인하여 심각한 비틀림(torsion)현상이 발생한다. 따라서 단면의 굽힘 강성 계수(flexural rigidity coefficient)가 최소가 되도록 단면을 회전해야 한다. 최종 제품의 단면 회전에 따른 관성모멘트(moment of inertia)를 구하여 Table 4-5에 나타내었다. Fig. 4-26(a)의 단면에서 수정된 단면의 원점을 기준으로 시계 방향으로 단면을 10° 씩 회전하였다. 각각의 관성 모멘트를 구한 결과 20° 와 30° 를 회전했을 때 관성모멘트가 작게 계산되었다. 하지만 Fig. 4-28과 같이 성형률을 설계 하였을 때 $L_1:L_2$ 의 비율이 단면을 20° 회전 시켰을 경우 1.44 : 1이었고, 30° 회전을 시켰을 경우 1.27 : 1로써 30° 일 경우가 좀 더 대칭적으로 성형할 것으로 판단된다. 따라서 Fig. 4-25(b), (c)와 같이 단면을 시계 방향으로 30° 회전 하여 설계하였다. 굽힘부의 설계방법에 따른 성형성을 비교하기 위해 Fig. 4-25의 TYPE B는 호의 길이를 일정하게 설계하는 방법을 이용하였고, TYPE C는 굽힘 반지름을 일정하게 유지하는 방법을 이용하여 설계하였다.

다음의 식 (4.9)은 성형 공정중 굽힘부가 받는 응력을 나타낸 식이다.

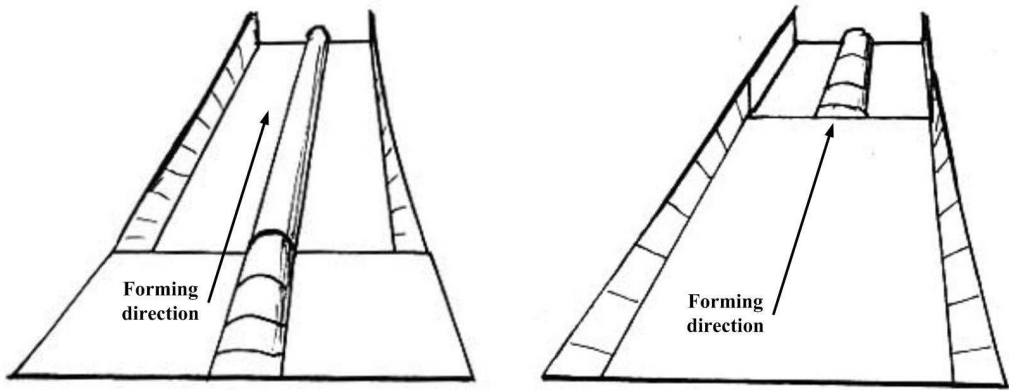
$$\sigma = \frac{e^2 \times E \times (1 - \cos \alpha)}{l^2} \quad (4.9)$$

여기서 e 는 다리부의 길이, E 는 영률, α 는 굽힘각, l 은 롤간 거리이다. 본 논문에서는 큰성형각의 변화인 Jump현상을 줄이고, 각각의 굽힘부가 받는 응력을 같게 하기 위해 다리부의 길이(e)가 같은 패스는 굽힘각을 같게 하고, 다리부의 길이가 다를 경우에

는 다리부의 길이에 따라 굽힘각을 조절한다. TYPE A의 경우, I의 굽힘부에서 다리부의 길이는 11.598mm이고 II의 굽힘부에서는 15.996mm로써 다리부의 길이는 다르지만 대칭성을 이용하기 위해 굽힘각을 15° 씩 일정하게 증가하였고, III의 굽힘부는 다리부의 길이가 0.6mm로 매우 짧으므로 굽힘각을 30° 로 하였다. TYPE B와 TYPE C는 플라워 패턴의 형태는 같고 굽힘부의 설계 방법만 다르므로 두 타입 모두 굽힘각의 증가를 같게 했다. TYPE B와 TYPE C의 다리부 길이는 I에서 11.598mm, II에서 18.798mm, III에서 0.6mm로써 II의 굽힘부가 가장 크고 다음은 I, III 순이다. 따라서 굽힘각의 증가는 I에서 15°, II에서 10°, III에서 30° 씩 일정하게 증가하였다. 롤갭(roll gap)의 크기는 공차 및 코팅 크기, 엠보싱 크기 등을 고려하여 설계해야 하지만, 본 논문에서는 3개의 멤버 모두 유한요소 해석시에 이런 인자들을 제외하고 오직 소재의 두께만을 고려하여 1.6mm로 설정하였다. 또한 실제의 롤 포밍 공정에서는 소재가 다음 패스로 이동할 때 여러 가지 마찰인자로 인해 이동속도가 감소되어 소재의 중심부가 휘어지는 현상이 발생하게 된다. 따라서 성형롤의 직경을 0.4-0.6mm 증가하여 소재가 휘어지는 현상을 방지하는데 본 논문에서는 3개의 멤보 모두 유한요소 해석시에 성형롤을 강체로 설정하여 마찰계수 0.1 μ 를 제외한 모든 마찰인자를 배제하여 롤의 직경은 증가시키지 않았다. 롤 설계시에 리드인 플랜지를 추가하여 소재의 플랜지 부분이 다음 패스로 원활히 안내 되도록 설계하였다.

Table 4-5 Moment of inertia according to rotation of cross-section

| | 0° | 10° | 20° | 30° | 40° |
|----------|------------------------|-----------------------|-----------------------|--------------------|-----------------------|
| I_{XX} | 1054.32mm ⁴ | 964.44mm ⁴ | 928.79mm ⁴ | 937mm ⁴ | 993.86mm ⁴ |



(a) Center bead

(b) Outside lip

Fig. 4-24 Forming order of a product

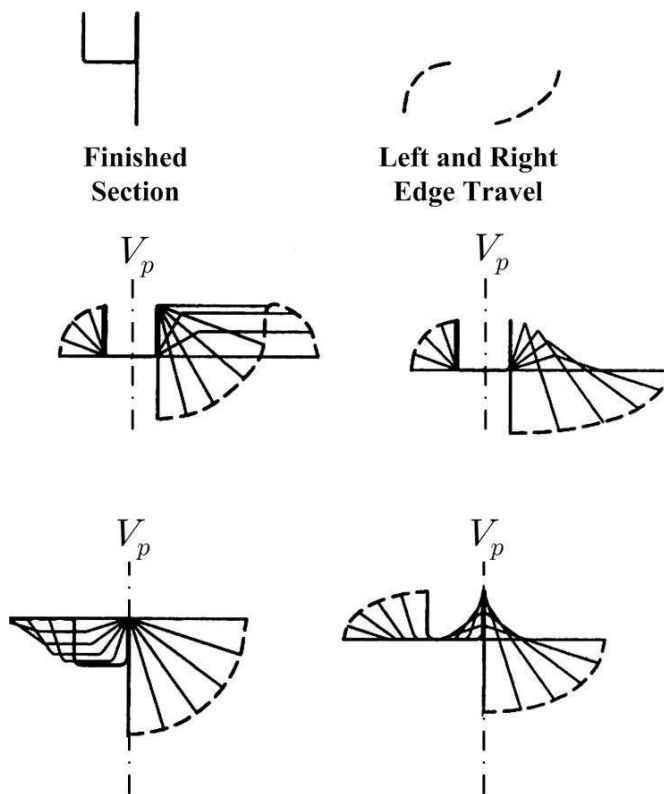
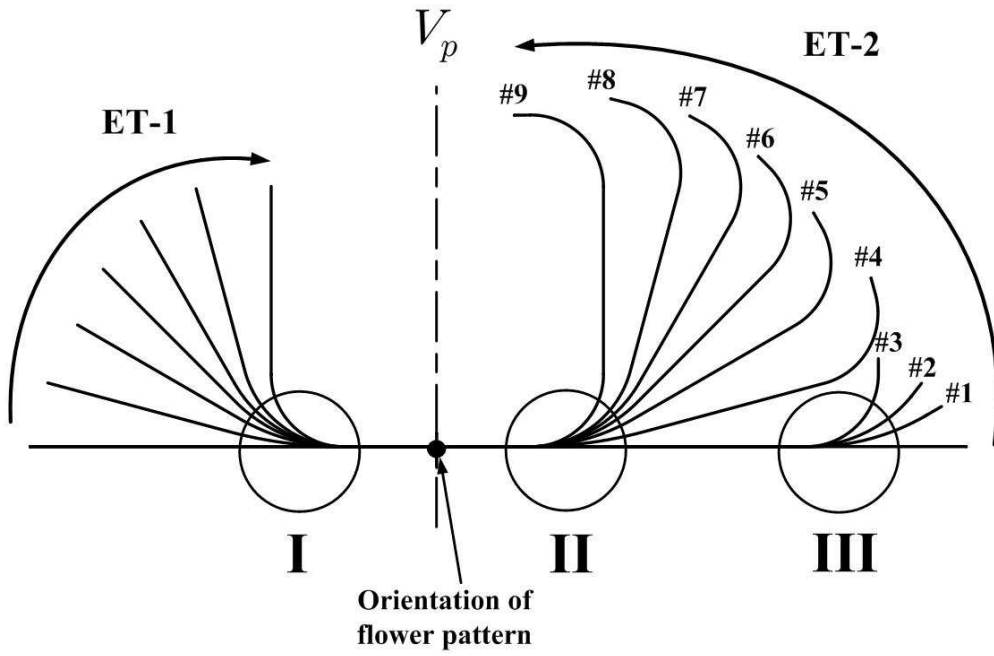
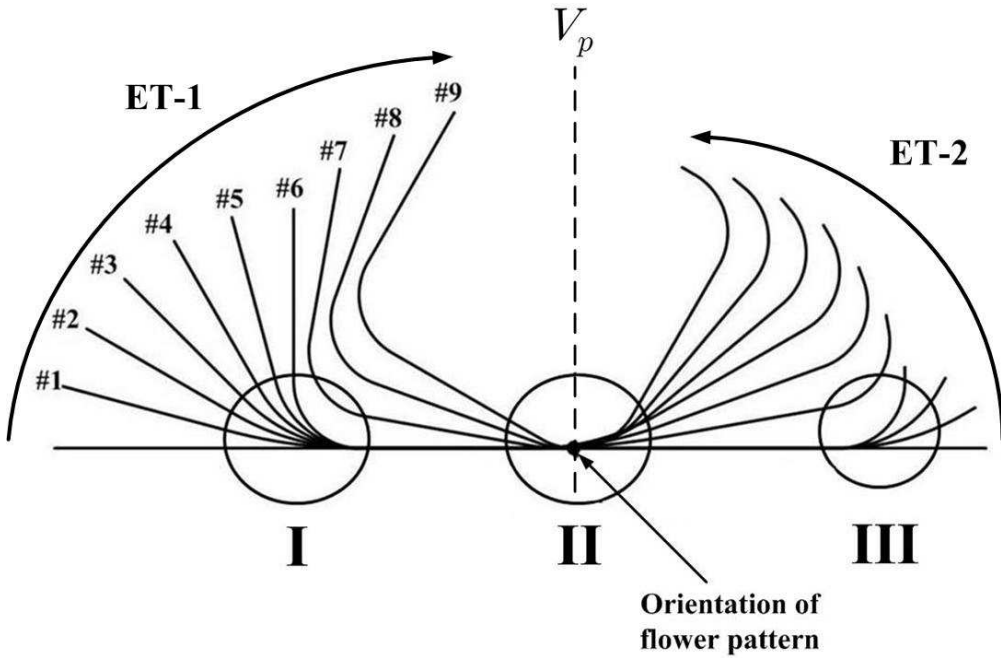


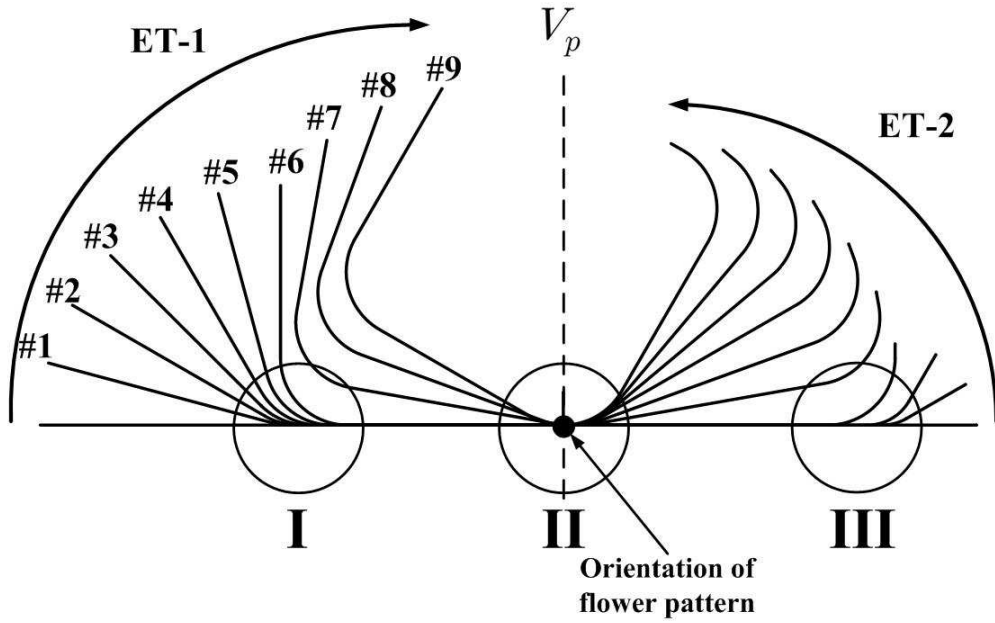
Fig. 4-25 The edge travel in the roll forming process



(a) TYPE A



(b) TYPE B



(c) TYPE C

Fig. 4-26 Flower pattern of upper member

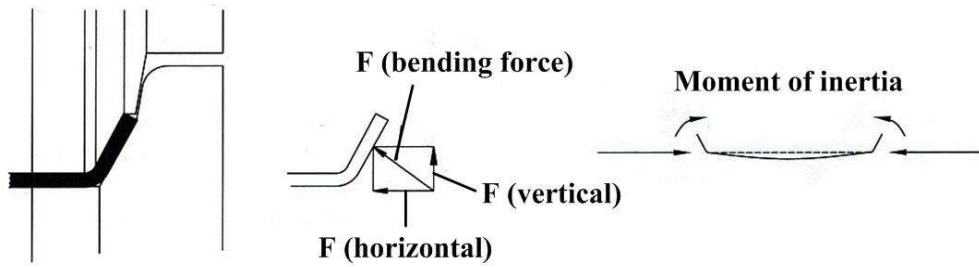
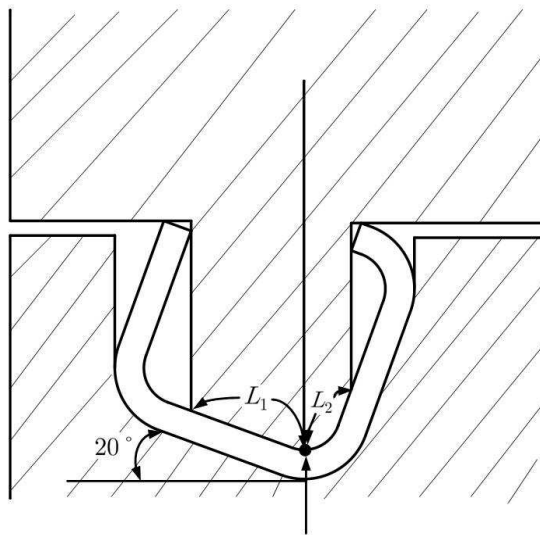
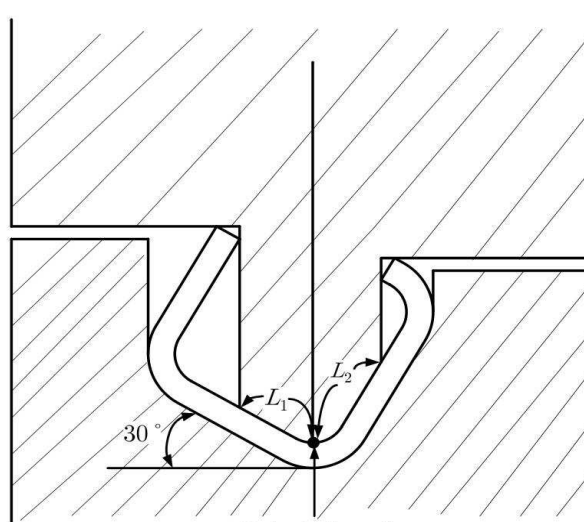


Fig. 4-27 The horizontal vertical of the bending forces in the roll forming process



**Orientation of
Flower pattern**

(a) Rotate 20°



**Orientation of
Flower pattern**

(b) Rotate 30°

Fig. 4-28 Shape of forming roll according to rotation of cross section

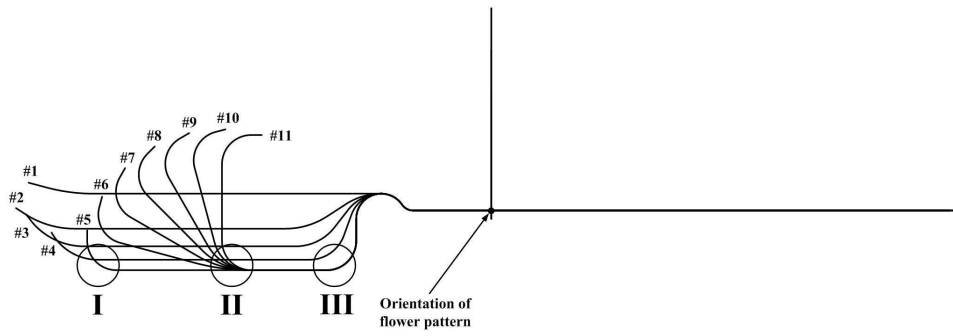
나. 하위 멤버

하위 멤버의 총 성형단수는 경험식 (4.4)을 이용하여 아래와 같이 구하였다.

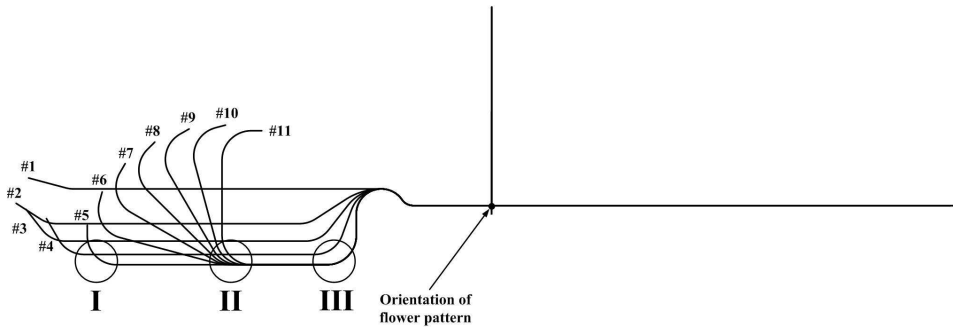
$$n = \left[3.16 \times 0.589488^{0.8} + \frac{0.05}{0.062992^{0.87}} + \frac{540}{90} \right] \times \left[\frac{22.93^{2.1}}{40 \times 69.67} \right]^{0.15} \times 1.05 \quad (4.10)$$

식 (4.10)에 의해 구해진 최소 성형단수는 7 pass이다. 총 성형단수는 여분의 패스 및 형태인자, 공차인자를 고려하여 11 pass로 설정하였다. 물간 거리는 전체의 공정 모두 330mm로 설정하였다.

다운힐공법(down-hill method)은 소재의 무게중심을 기준으로 패스라인 아래로 플라워 패턴을 설계하는 방법으로 패스라인이 고정되어 있는 bottom-line constant method보다 소재의 가장자리 부분에서 길이방향 변형률을 감소시킬 수 있는 방법이다^[20]. 하위 멤버의 플라워 패턴 설계시 길이방향 변형률을 감소 시키기 위해 다운힐 공법을 이용하였다. 하위 멤버의 플라워 패턴은 Fig. 4-28과 같이 설계하였고, 굽힘부의 설계 방법에 따른 성형성을 비교하기 위해 TYPE-1과 TYPE-2로 설계하였다. Fig. 4-29(a)의 TYPE-1은 호의 길이를 일정하게 설계하는 방법을 이용하였고, Fig. 4-29(b)의 TYPE-2는 굽힘 반지름을 일정하게 설계하는 방법을 이용하였다. 굽힘각은 I의 굽힘부에서는 굽힘각을 18° 일정하게 증가하였고, II의 굽힘부에서는 I의 굽힘부와 굽힘각의 증가를 같게 하기 위해 2패스에서 36° 만큼 증가하였고 3, 4, 5패스는 18° 씩 일정하게 증가하였다. II의 굽힘부에서의 굽힘각은 15° 씩 일정하게 증가하였다. 하위 멤버는 3개의 멤버 중에 가장 하중을 많이 받는 멤버이다. 따라서 강도를 강화할 목적으로 주름지게 하였으며, 주름부의 굽힘 반지름은 재료의 두께보다 작으면 소재의 바깥쪽 부분에 크랙이 발생할 가능성이 있으므로 소재의 두께와 같은 1.6mm로 하였다.



(a) TYPE-1



(b) TYPE-2

Fig. 4-29 Flower pattern of lower member

제 5 장 강소성 유한요소 해석

제 1 절 롤 포밍 공정의 해석 프로그램

롤 포밍 공정을 해석하기 위한 많은 방법들이 제시되어 왔지만 최근 가장 범용적으로 사용하는 방법은 비선형 유한요소법(non-linear finite element method)이다. 비선형 유한요소법은 다른 방법에 비해 적용범위가 넓고, 비교적 정확한 해석을 할 수 있다는 특징 때문에 박판 성형공정 해석에 주로 이용되고 있다. 본 논문에서는 비선형 유한요소법중에서 롤 포밍 공정 해석에 유용한 해석 방법인 강소성 유한요소법을 이용하여 언더레일의 성형 공정을 시뮬레이션하였다. 롤 포밍 공정의 해석에 사용된 프로그램은 SHAPE-RF이며, 이 프로그램은 강소성 유한요소법을 통해 형상의 예측 및 버클링 현상을 예측한다^[21]. 롤 포밍 공정의 유한요소법은 시간에 따른 재료의 거동을 묘사하는 방법에 의해 정적-내연적 시간 적분법(static-implicit time integration method)과 동적-외연적 시간 적분법(dynamic-explicit time integration method)으로 나눌 수 있다. 외연적 시간 적분법은 작은 시간 간격을 가지고 각 단계에서 동적 평형방정식을 만족하는 해를 구하며 축차(iteration)를 하지 않는다. 축차를 사용하지 않는 대신에 내력(internal force)과 외력(external force)사이의 불균형으로 인한 (n)번째 상태에서의 추진력에 의해 ($n+1$)번째 상태의 해를 구한다. 외연적 시간 적분법은 시간 증분이 안정한계 이하로 유지하면서 항상 해를 구할 수 있기 때문에 해의 수렴성이 문제가 되지 않아 복잡한 형상이나 대용량의 문제에도 적용하여 정량적인 해를 구할 수 있다. 또한 해를 구할 때 강성행렬을 필요로 하지 않기 때문에 해석 시간을 단축시킬 수 있고 컴퓨터의 메모리 관리가 효율적이다. 하지만 정확한 해석을 할 수 없고, 비드(bead)와 같은 복잡한 접촉현상을 포함하는 정적인 문제에 적용할 경우에는 해석결과에 심한 진동을 야기 할 수 있다. 반면에 정적-내연적 시간 적분법은 큰 시간간격을 가지며 각 단계마다 힘의 평형을 맞추어 ($n+1$)번째 해를 구할 때 여러번 축차하여 수렴해 나간다. 이 방법은 축차에 소요되는 계산시간이 길고, 강성행렬을 필요로 하기 때문에 컴퓨터의 메모리 용량이 커야한다. 또한 기하학적 형상이 매우 복잡하거나 대용량의 문제에서는 해의 수렴성이 문제가 되어 정량적인 해를 얻을 수 없다는 단점이 있지만 비교적 정확한 해석을 할 수 있다는 장점이 있다^{[22][23]}.

공정 해석 시에는 정적-내연적 시간 적분법에 의해 해를 구하며, 기존의 상용 해석 프로그램과는 달리 금속 띠판을 연속체로 가정하고 해석하기 때문에 롤의 회전효과 및 롤의 당김효과를 모두 구현하여 보다 정확한 해석이 가능하다. 다음은 본 공정의 해석에 사용된 방법을 정리하였다.

1. 강소성 유한요소법

가. 지배방정식(*governing equations*)

체적이 V 이고, 표면을 S 로 둘러싸인 물체를 생각할 때, 표면 S 는 S_F 와 S_V 의 두 부분으로 구성된다고 생각할 수 있다. 여기서 S_F 는 표면력 \bar{t}_i 가 지정되어 있는 표면의 부분이고 S_V 는 속도 v_i 가 지정되어 있는 표면의 부분이다. 이 때 관성의 효과와 체적력을 무시하면 속도장과 응력장은 다음의 조건을 만족한다.

- 평형방정식(equilibrium equations)

$$\sigma_{ij,j} = 0 \quad (5.1)$$

- 경계조건(boundary conditions)

$$v_i = \bar{v}_i \quad : \text{on } S_V \quad (5.2)$$

$$\sigma_{ij} n_j = \bar{t}_i \quad : \text{on } S_F \quad (5.3)$$

첫 번째 경계조건은 속도경계조건으로 필수 경계 조건이고, 두 번째는 하중 경계조건으로 억제 가능한 경계 조건이다. 위의 평형방정식(strong form)은 직접 계산하지 못하므로, 다음과 같이 변형하여 약형(weak form)으로 변형한 후 계산한다. 속도경계조건을 기본적으로 만족하는 시험함수(test function)를 만들어 다음과 같이 내부오차에 대입하면,

$$\varepsilon_I = \sigma_{ij,j} \neq 0 \quad : \text{in } V \quad (5.4)$$

식 (5.4)가 되고, 이를 경계오차에 대입하면,

$$\varepsilon_B = (t_i - \bar{t}_i) \neq 0 \quad : \text{in } S_F \quad (5.5)$$

식 (5.5)와 같이 된다. 두 식의 차원을 맞추어 주기 위해 적절한 가중치를 곱하면 다음 식 (5.6)과 같이 나타낼 수 있다.

$$\int_V \sigma_{ij,j} \delta v_i dV - \int_{s_F} (t_i - \bar{t}_i) \delta v_i dS = 0 \quad (5.6)$$

여기서

$$(\sigma_{ij,j} \delta v), j = \sigma_{ij,j} \delta v_i + \sigma_{ij} \delta v_{i,j} \quad (5.7)$$

가 된다. i, j 가 dummy index 이므로, 다음과 같이 바꾸어 쓸 수 있다.

$$= \sigma_{ij,j} \delta v_i + \frac{1}{2} (\sigma_{ij} \delta v_{i,j} + \sigma_{ij} \delta v_{i,j}) \quad (5.8 \text{ a})$$

$$= \sigma_{ij,j} \delta v_i + \frac{1}{2} (\sigma_{ij} \delta v_{i,j} + \sigma_{ji} \delta v_{j,i}) \quad (5.8 \text{ b})$$

선운동량보존에 의해 $\sigma_{ij} = \sigma_{ji}$ 이고, 변형률 속도의 정의로부터 다음의 적합방정식이 성립한다.

- 적합방정식 (compatibility equation)

$$\dot{\varepsilon}_{ij} = \frac{1}{2} (v_{i,j} + v_{j,i}) \quad (5.9)$$

결과적으로 식 (5.8)의 두 번째 항은 $\sigma_{ij} \frac{1}{2} (\delta v_{i,j} + \delta v_{j,i}) = \sigma_{ij} \dot{\varepsilon}_{ij}$ 이 되어 결과적으로 다음의 식 (5.10)이 된다.

$$\sigma_{ij,j} \delta v_i = (\sigma_{ij} \delta v_i)_{,j} - \sigma_{ij} \delta \dot{\varepsilon}_{ij} \quad (5.10)$$

이를 대입하여 정리하면 다음의 식 (5.11)과 같이 된다.

$$\begin{aligned} \int_V \sigma_{ij,j} \delta v_i dV &= \int_V (\sigma_{ij} \delta v_i)_{,j} dV - \int_V \sigma_{ij} \delta \dot{\varepsilon}_{ij} dV \\ &= \int_S (\sigma_{ij} \delta v_i) n_j dV - \int_V \sigma_{ij} \delta \dot{\varepsilon}_{ij} dV \end{aligned} \quad (5.11)$$

위식의 우변의 첫 항은 그린정리(green theorem or divergence theorem)가 이용되었다.

$$\begin{aligned} \int_V (\sigma_{ij} \delta v_i)_{,j} dV &= \int_S (\sigma_{ij} n_j) \delta v_i dS - \int_V \sigma_{ij} \delta \dot{\varepsilon}_{ij} dV \\ &= \int_{S_V + S_F} t_i \delta v_i dS - \int_V \sigma_{ij} \delta \dot{\varepsilon}_{ij} dV \end{aligned} \quad (5.12)$$

여기서 v_i 는 필수 경계조건인 속도경계조건을 만족해야한다.

$$\begin{aligned} &= \int_V \sigma_{ij,j} \delta v_i dV - \int_{S_F} (t_i - \bar{t}_i) \delta v_i dS \\ &= \int_{S_F + S_V} t_i \delta v_i dS - \int_V \sigma_{ij} \delta \varepsilon_{ij} dV - \int_{S_F} (t_i - \bar{t}_i) \delta v_i dS \\ &= - \int_V \sigma_{ij,j} \delta \varepsilon_{ij} dV + \int_{S_F} \bar{t}_i \delta v_i dS = 0 \end{aligned} \quad (5.13)$$

S_F 구간에서는 $\delta v = 0$ 이고, S_F 의 경우는 위의 항과 같이 소거되어 식 (5.13)과 같은 결과가 나온다.

- 구성 방정식(constitutive equation)

$$\dot{\varepsilon}_{ij} = \frac{3}{2} \frac{\dot{\varepsilon}}{\sigma} \sigma'_{ij} \quad (5.14)$$

$$\text{여기서, } \dot{\bar{\varepsilon}} = \left(\frac{3}{2} \dot{\varepsilon}_{ij} \dot{\varepsilon}_{ij} \right)^{\frac{1}{2}}, \quad \bar{\sigma} = \left(\frac{3}{2} \sigma'_{ij} \sigma'_{ij} \right)^{\frac{1}{2}}$$

σ'_{ij} 는 편차 응력이므로, $\sigma_{ij} = \sigma'_{ij} + \sigma_m \delta_{ij}$ 의 관계식을 이용하면, 식 (5.13)의 우변의 첫 항을 다음의 식 (5.15)와 같이 변형할 수 있다.

$$\sigma_{ij} \delta \dot{\varepsilon}_{ij} = \sigma'_{ij} \delta \dot{\varepsilon}_{ij} + \sigma_m \delta \dot{\varepsilon}_{kk} \quad (5.15)$$

- 비압축성 (incompressibility)

$$\dot{\varepsilon}_{kk} = 0 \quad (5.16)$$

- 유동응력 (flow stress)

δv_i 를 경계 조건에 합치하는 속도장에 대한 임의의 변분량이라고 하면 식 (4.1)과 식 (4.9)로부터 가상일의 정리를 이용하여 다음의 식 (5.17)을 얻을 수 있다.

$$\delta \pi = \int_V \sigma_{ij} \delta \dot{\varepsilon}_{ij} dV - \int_{S_F} \bar{t}_i \delta v_i dS \quad (5.17)$$

유효 변형률 속도 $\dot{\bar{\varepsilon}}$ 를 구하면

$$\dot{\bar{\varepsilon}}^2 = \frac{2}{3} \dot{\varepsilon}_{ij} \dot{\varepsilon}_{ij} \quad (5.18)$$

이고, 식 (5.18)로부터 다음식을 얻는다.

$$\dot{\bar{\varepsilon}} \delta \dot{\bar{\varepsilon}} = \frac{2}{3} \dot{\varepsilon}_{ij} \delta \dot{\varepsilon}_{ij} \quad (5.19)$$

식 (5.17)과 식 (5.19)를 이용하면

$$\delta \pi = \int_V \bar{\sigma} \delta \dot{\bar{\varepsilon}} dV - \int_{S_F} T_i \delta v_i dS = 0 \quad (5.20)$$

이 되고 비압축성조건을 식 (5.20)에 포함 시키면 다음과 같은 변분방정식을 얻을 수 있다.

$$\delta\pi = \int_V \bar{\sigma} \delta \dot{\varepsilon} dV + K \int_V \dot{\varepsilon}_V \delta \dot{\varepsilon}_V - \int_{S_F} T_i \delta v_i dS = 0 \quad (5.21)$$

여기서 K 는 벌칙함수이며, 값이 큰 양의 상수이다.

나. 강소성 유한요소 방정식의 유도

각 요소의 체적을 $V^{(e)}$, 경계를 $S^{(e)}$ 라 하여 전 영역을 유한요소로 분할한다. 각각의 요소방정식은 변분방정식으로부터 유도하고 전 영역에 대해 이 요소 방정식을 조합하면 총체적(global) 유한요소 방정식이 얻어진다. 3차원의 경우, 본 논문에서는 유한요소 분할화 과정에서 3차원 8절점 육면체요소(hexahedral element)를 사용했다.

일반적으로 강소성 문제의 일차 미지수(primary unknown)는 속도이다. 요소내부에 임의의 점에서의 속도벡터 v 는 형상함수와 절점에서의 속도벡터로 다음과 같이 근사화된다.

$$v = \begin{bmatrix} v_1 \\ v_2 \\ v_3 \end{bmatrix} = N \hat{v} \quad (5.22)$$

유사하게, 속도벡터의 변분은 다음의 식 (5.23)과 같다.

$$\delta v = \begin{bmatrix} \delta v_1 \\ \delta v_2 \\ \delta v_3 \end{bmatrix} = N \delta \hat{v} \quad (5.23)$$

식 (5.9)의 변형률 속도와 속도의 관계는 다음과 같다.

$$\dot{\varepsilon} = \begin{pmatrix} \dot{\varepsilon}_{11} \\ \dot{\varepsilon}_{22} \\ \dot{\varepsilon}_{33} \\ \dot{\gamma}_{12} \\ \dot{\gamma}_{23} \\ \dot{\gamma}_{13} \end{pmatrix} = B\delta\hat{v} \quad (5.24)$$

위에서 변형률 속도 행렬(strain-rate matrix) B 는 형상함수를 전역좌표(global coordinate)에 관해 미분함으로써 구해진다^[24].

체적변형률 속도 $\dot{\varepsilon}_V$ 는 다음과 같다

$$\dot{\varepsilon}_V = \dot{\varepsilon}_{ii} = \dot{\varepsilon}_{11} + \dot{\varepsilon}_{22} + \dot{\varepsilon}_{33} = c^T \dot{\varepsilon} \quad (5.25)$$

여기서 $c^T = (1 \ 1 \ 1 \ 0 \ 0 \ 0)$ 이다.

유효변형률 속도 $\dot{\varepsilon}$ 는 다음과 같다.

$$(\dot{\varepsilon})^2 = \dot{\varepsilon}^T D \dot{\varepsilon} = \hat{v}^T B^T D B \hat{v} \quad (5.26)$$

대각행렬(diagonal matrix) D 의 성분은 수직 변형률 속도에 대해서는 2/3이고, 공학 적 전단변형률 속도에 대해서는 1/3이다.

위에서 언급한 식들을 식 (5.21)에 대입하여 행렬형태로 표현하면 다음과 같이 식 (5.27)과 같이 나타낼 수 있다.

$$\delta\pi(\hat{v}) = \left[\int_V \frac{\bar{\sigma}}{\varepsilon} \hat{v}^T B^T D B dV + K \int_V \hat{v}^T B^T c c^T B dV - \int_{S_f} t^T N dS \right] \delta\hat{v} = 0 \quad (5.27)$$

$\delta\hat{v}$ 는 임의의 속도이므로 다음과 같은 비선형 방정식을 구할 수 있다.

$$\begin{aligned} \Phi(\hat{v}) = & \int_V \frac{\bar{\sigma}}{\varepsilon} B^T D B dV \hat{v} + K \int_V B^T c c^T B dV \hat{v} \\ & - \int_{S_f} t^T N dS = 0 \end{aligned} \quad (5.28)$$

각 요소의 체적을 $V^{(e)}$, 표면을 $S_F^{(e)}$ 라하고 각 요소에 대응하는 절점 속도 벡터를 $\hat{v}^{(e)}$ 라 하면 비선형 방정식 (5.28)의 분할된 상태는 다음과 같다.

$$\begin{aligned} \Phi(\hat{v}^{(e)}) = \sum_e [& \int_{V^{(e)}} \frac{\bar{\sigma}}{\varepsilon} B^T D B dV \hat{v}^{(e)} \\ & + K \int_{V^{(e)}} B^T c c^T B dV \hat{v}^{(e)} - \int_{S_F^{(e)}} t^T N dS] = 0 \end{aligned} \quad (5.29)$$

여기서 \sum_e 는 전체 체적과 표면을 구성하는 요소의 체적과 표면에 대한 합을 나타낸다. 식 (5.28)을 Global form으로 나타내면 다음과 같다.

$$\Phi(\hat{v}) = F(\hat{v})\hat{v} + G\hat{v} - h = 0 \quad (5.30)$$

여기서,

$$F(\hat{v}) = \int_V \frac{\bar{\sigma}}{\varepsilon} B^T D B dV \quad (5.31)$$

$$G = K \int_V B^T c c^T B dV \quad (5.32)$$

$$h = \int_{S_F} t^T N dS \quad (5.33)$$

다. 비선형 방정식의 해

식 (5.30)의 비선형 방정식을 풀기 위해서는 두 가지 방법이 실제 알고리즘에 많이 쓰이고 있는데, 하나는 직접반복법(direct iterative method)이고, 나머지는 뉴턴-랩슨법(Newton-Raphson method)이다.

- 직접반복법

이 방법은 뉴턴-랩슨법에 쓰이는 초기값(initial guess)을 찾는데 주로 쓰인다. 식 (5.30)으로부터 다음과 같이 표현된다.

$$[F(\hat{v}) + G] \hat{v} = h \quad (5.34)$$

여기서, 강성 행렬(stiffness matrix) K 와 하중벡터(load vector) L 을 사용하면 다음과 같이 간단하게 나타낼 수 있다.

$$K_{dir} \hat{v} = L_{dir} \quad (5.35)$$

여기서, $K_{dir} = F(\hat{v}) + G$ 이고, $L_{dir} = h$ 이다. K_{dir} 이 \hat{v} 에 대한 비선형 함수이기 때문에 다음과 같이 반복하여 적절한 해를 구한다.

$$K_{dir}^i \hat{v}^{i+1} = L_{dir}^i \quad (5.36)$$

식 (5.36)에서 첨자는 반복되는(iteration) 수를 나타낸다.

일반적으로 이방법은 뉴턴-랩슨 반복법을 위한 적절한 초기값을 주지만, 해에 매우 느리게 수렴하므로 엄밀해(exact solution)를 구하는데 사용하는 것은 피하는 것이 좋다. 식 (5.36)의 반복은 아래의 놈(norm)이 다음의 조건을 만족할 때까지 계속 한다.

$$\frac{\|\hat{v}^{i+1} - \hat{v}^i\|}{\|\hat{v}^i\|} \leq \varepsilon_{tolerance} \quad (5.37)$$

- 뉴턴-랩슨법

식 (5.34)를 테일러 전개(Taylor expansion)한 후 이차이상의 고차항을 무시하면 아래와 같이 선형화 된다.

$$\Phi(\hat{v}_{exact}) \cong \Phi(\hat{v}_{guess}) + \left. \frac{\partial \Phi}{\partial \hat{v}} \right|_{\hat{v}_{guess}} \Delta \hat{v} = 0 \quad (5.38)$$

n번째 반복과정에서 속도장 $\hat{v}^{(i+1)}$

$$\hat{v}^{(i+1)} = \hat{v}^i + \beta \Delta \hat{v} \quad (5.39)$$

여기서, β 는 감속계수(reduction coefficient)이며, 0과 1사이의 값이다.

뉴턴-랩슨법에서는 다음과 같은 조건을 만족하면 정확성을 갖는다고 생각할 수 있다.

$$\frac{\|\Delta \hat{v}^{i+1}\|}{\|\hat{v}^i\|} \leq \varepsilon_{tolerance} \quad (5.40)$$

$$\|\Phi(\hat{v}^i)\| \leq \varnothing_{tolerance} \quad (5.41)$$

위의 조건은 fractional norm과 functional norm 이 일정한 제한조건을 만족해야 한다는 것을 설명하고 있다. 이러한 제한은 일반적으로 $\varepsilon_{tolerance} = 10^{-5}$, $\varnothing_{tolerance} = 10^{-3}$ 이다.

라. 경계조건 및 강체영역의 처리

금형 표면상의 임의의 점은 다음과 같은 매개변수 방정식으로 표현한다^[25].

$$r(\xi, \zeta) = x(\xi, \zeta)i + y(\xi, \zeta)j + z(\xi, \zeta)k \quad (5.42)$$

여기서 ξ, ζ 는 금형표면을 표현하는데 사용된 두 매개변수이다. 금형표면에 수직한 방향은 다음과 같이 유도된다.

$$n = \pm \left(\frac{\partial r}{\partial \xi} \times \frac{\partial r}{\partial \zeta} \right) / \left| \frac{\partial r}{\partial \xi} \times \frac{\partial r}{\partial \zeta} \right| \quad (5.43)$$

• 속도경계조건

3차원 금형의 표면상의 소재는 표면외력, 즉, 마찰력은 경계면의 접평면방향으로 규정되고, 속도는 수직방향으로 규정된다. 따라서 전역좌표계에 대한 임의의 금형형상에 대해 혼합경계조건을 부여하기 위해 경사경계조건(skew boundary condition)을 사용한다^[26].

Fig. 5-1은 전역좌표계에서 경사좌표계로의 변환을 나타낸 그림이다. Fig. 5-1에서,

(x, y, z) 는 전역좌표계이고, (x', y', z') 는 변환된 경사좌표계이다. 따라서 경사좌표계에서 전역좌표계로의 변환 행렬은 다음의 식 (5.44)와 같다.

$$\begin{pmatrix} x \\ y \\ z \end{pmatrix} = T_z \begin{pmatrix} x'' \\ y'' \\ z'' \end{pmatrix} = T_z T_y \begin{pmatrix} x' \\ y' \\ z' \end{pmatrix} \quad (5.44)$$

여기서,

$$T_z = \begin{bmatrix} \cos \theta_z & -\sin \theta_z & 0 \\ \sin \theta_z & \cos \theta_z & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}, \quad T_y = \begin{bmatrix} \cos \theta_y & 0 & \sin \theta_y \\ 0 & 1 & 0 \\ -\sin \theta_y & 0 & \cos \theta_y \end{bmatrix} \quad (5.45)$$

이다.

따라서 Fig. 5-1과 같은 3차원 좌표계에서 좌표변환행렬 T 는 다음과 같다.

$$T = T_z T_y = \begin{bmatrix} \cos \theta_z \cos \theta_y & -\sin \theta_z \cos \theta_y & \sin \theta_y \\ \sin \theta_z \cos \theta_y & \cos \theta_z \cos \theta_y & \sin \theta_z \sin \theta_y \\ -\sin \theta_y & 0 & \cos \theta_y \end{bmatrix} \quad (5.46)$$

- 마찰 경계조건 계산 및 강체영역 처리

소성가공에 있어서 소재의 변형은 강체의 금형과의 접촉에 의해 이루어진다. 즉 압력과 마찰력이 접촉면을 통해 전달되기 때문에 유한요소 해석에 있어서 금형-소재 사이의 마찰력의 모델링은 상당히 중요한 위치를 차지한다.

마찰인자를 적용한 마찰력은 다음과 같다.

$$f = -mk \quad (5.47)$$

여기서 마찰력의 방향과 크기를 모두 고려하면 다음과 같다.

$$f = -mk \frac{v_r}{|v_r|} \quad (5.48)$$

여기서 v_r 은 소재와 공구간에 작용하는 상대속도를 말한다. 위와 같은 식은 상대속도가 “0”이 되는 위치에서 편미분을 하는데 어려움이 있기 때문에 1차 도함수를 수치적으로 나타내기 힘들다. 따라서 식 (5.48)은 아래와 같이 나타낼 수 있다.

$$f = -mk \left[\frac{2}{\pi} \tan^{-1} \left(\frac{|v_r|}{a} \right) \right] \frac{v_r}{|v_r|} \quad (5.49)$$

$$\text{단, } v_r = \tilde{N}(\hat{v} - v_{die})$$

여기서 v_r 은 상대속도이고, m 은 마찰상수 그리고 k 는 전단항복응력, \tilde{N} 은 상대속도의 형상함수 행렬이며, v_{die} 는 금형의 속도이다.

$$h(\hat{v}) = -mk \left[\frac{2}{\pi} \tan^{-1} \left(\frac{|v_r|}{a} \right) \right] \frac{v_r^T}{|v_r|} N dS \quad (5.50)$$

식 (5.50)을 속도장에 관해 편미분 시키면 아래와 같은 식을 얻을 수 있다.

$$\frac{\partial h}{\partial \hat{v}} = \int_{S_f} -mk \frac{2}{\pi} \left[\left(\frac{a}{a^2 + |v_r|^2} \right) \frac{N^T v_r v_r^T \tilde{N}}{|v_r|^2} + \frac{\tan^{-1} \left(\frac{v_r}{a} \right)}{|v_r|} \left\{ N^T \tilde{N} - \frac{N^T v_r v_r^T \tilde{N}}{|v_r|^2} \right\} \right] dS \quad (5.51)$$

여기서 \tilde{N} 은 $\frac{\partial h(\hat{v})}{\partial \hat{v}}$ 이 대칭성을 유지하도록 N 과 같은 종류의 형상함수를 사용하여야 한다.

강소성 해석은 변형체의 유효변형률 속도에 비해 대단히 작은 유효변형률 속도가 존재하는 영역을 강체영역이라 간주한다. 따라서 강체영역에서 유효변형률 속도가 “0”이 될 때 유효응력의 값은 정의될 수 없고 따라서 식 (5.21)의 첫번째 항은 적분 되지 않는다. 이러한 문제를 해결하기 위해 Fig. 5-2와 같이 유효변형률 속도 오프셋(effective strain-rate offset), $\dot{\varepsilon}$ 를 가정한다. 이때 수정된 구성방정식은 다음과 같다.

$$\dot{\varepsilon} = \frac{3}{2} \frac{\dot{\varepsilon}}{\sigma_0} \sigma_{ij}' \quad (\dot{\varepsilon} < \dot{\varepsilon}_0) \quad (5.52)$$

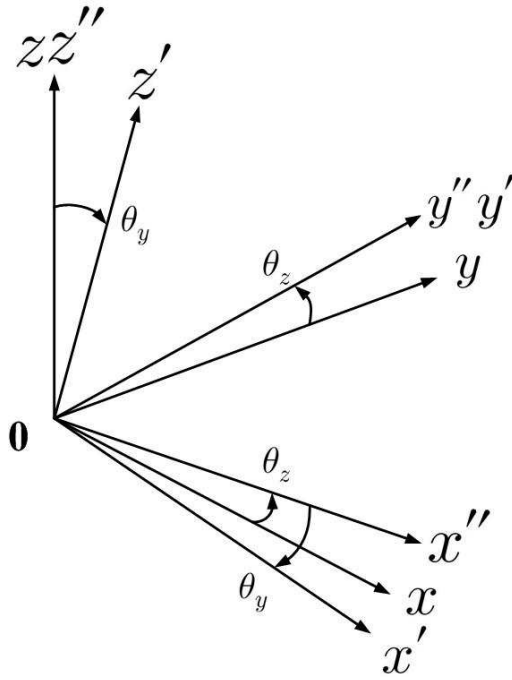


Fig. 5-1 Transformation from global coordinate system to skew coordinate system

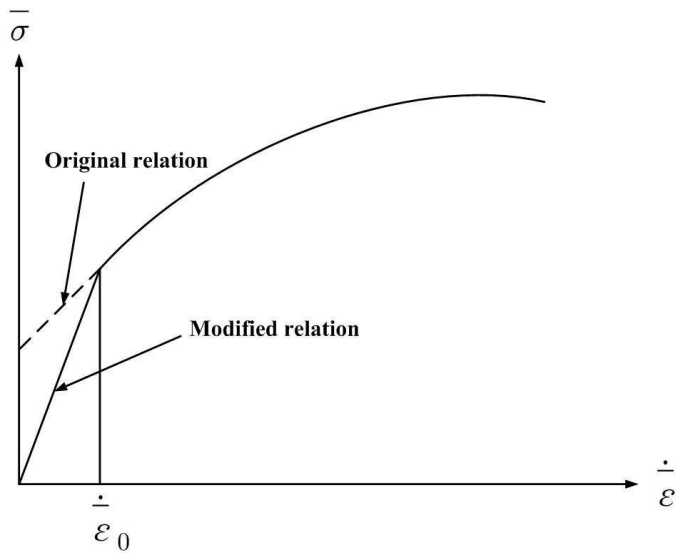


Fig. 5-2 Modified stress-strain rate relation by effective strain rate offset for rigid-plastic finite element analysis

마. 접촉처리(contact handling)

다이와 소재의 접촉은 이전 단계에서 구한 소재의 절점과 다이와의 상대속도를 이용하여 결정된다. Fig. 5-3과 같이 경계상에 있는 절점의 접촉처리는 자유절점의 접촉처리와 접촉한 절점의 재접촉처리로 나누어진다. 자유절점의 상대속도로부터 소재의 절점이 다이를 파고들지 않는 시간증분 Δt 를 구하고, 이 시간증분 후 소재의 절점은 다이에 접촉하게 된다. 그리고 이 시간증분 후 이미 접촉한 절점은 Fig. 5-3(a)와 같이 곡면을 벗어나게 되는데, 이때 벗어난 절점은 곡면상의 최단거리위치에 재접촉 되어야 한다. 금형의 표면은 식 (5.53)과 같이 표현되며, 금형표면상의 최단거리위치를 구하기 위해서는 다음의 함수 Π 가 최소가 되는 금형상의 위치 $r(\xi, \zeta)$ 을 구하면 된다.

$$\Pi = \{r(\xi, \zeta) - r_p^{t+\Delta t}(\xi, \zeta)\}^2 \quad (5.53)$$

$$\frac{\partial \Pi}{\partial \xi} = 0, \quad \frac{\partial \Pi}{\partial \zeta} = 0 \quad (5.54)$$

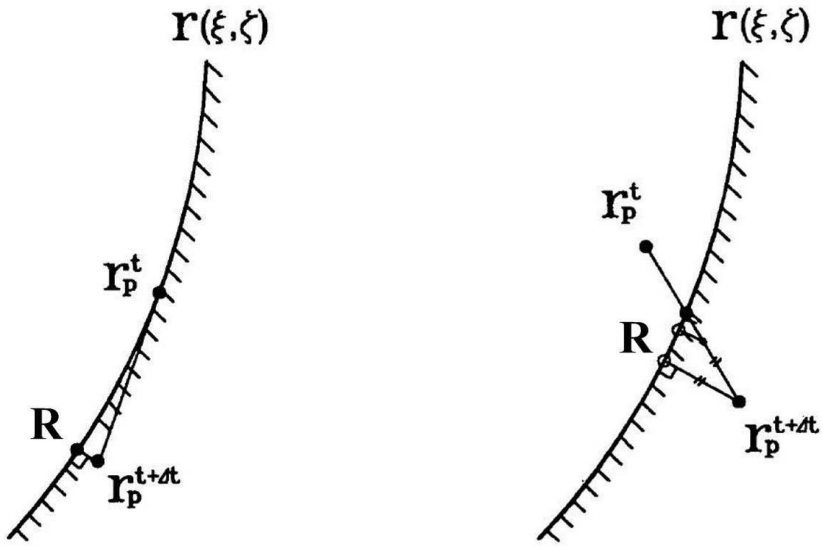
수치적인 계산방법으로 뉴턴-랩슨법을 적용하면 다음과 같다.

$$\begin{bmatrix} \frac{\partial^2 \Pi}{\partial \xi^2} & \frac{\partial^2 \Pi}{\partial \xi \partial \zeta} \\ \frac{\partial^2 \Pi}{\partial \xi \partial \zeta} & \frac{\partial^2 \Pi}{\partial \zeta^2} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta \xi \\ \Delta \zeta \end{bmatrix} = - \begin{bmatrix} \frac{\partial \Pi}{\partial \xi} \\ \frac{\partial \Pi}{\partial \zeta} \end{bmatrix} \quad (5.55)$$

자유절점이 금형에 파고 들지 않는 시간증분 Δt 는 모든 자유절점에 대한 값중에서 최소인 값을 선정해야 한다. Fig. 5-3(b)에서 (i)번째 자유절점 r_{pi}^t 에서 최대 허용시간증분 Δt_a 후 위치 $r_{pi}^{t+\Delta t}$ 가 금형에 파고든 경우, 이 위치에서 금형표면 상의 최단거리 l_{pi} 를 구하고, 금형에 파고든 위치에서 금형표면 상에 최단거리위치 R_i 는 식 (5.55)에 의해 계산할 수 있으며, 최단거리 l_i 가 결정된다. 만약 최단거리 l_i 가 오차한계 δ 보다 크면 이전 증분거리에서 최단거리의 차이만큼 시간증분한 후 다시 최단거리를 결정한다. 이러한 반복연산 후 최단거리 l_i 가 오차한계 δ 보다 적으면, (i)번째 자유절점의 시간증분은 최종적으로 다음과 같다.

$$\Delta t_i = \frac{l_{pi} - l_i}{|v_{ri}|} \quad (5.56)$$

여기서, v_{ri} 는 (i) 번째 자유절점의 상대속도이다. 모든 자유절점에 대해 평가한 Δt_i 중에서 최소값이 얻고자 하는 실제 시간증분 Δt 가 된다.



(a) Contact node case

(b) free node case

Fig. 5-3 A scheme to find the nearest point from a boundary node

제 2 절 롤 포밍 공정 해석

1. 해석조건

본 논문의 롤 포밍 공정 해석에 사용된 입력 조건은 Table 5-1과 같다. 접촉손실상수 (self-contact penalty constant)는 공정 해석시에 소재가 롤을 침투하는 현상을 보상하기 위해 설정한 상수이다. 공정 해석시에 한 공정씩 해석하지 않고 소재가 하나의 패스를 통과할 때 다음 공정에서 임의로 소재를 잡아당겨 실제의 공정과 유사한 효과를 내고, 보다 정확한 해석을 할 수 있도록 멀티패스해석(multi pass analysis)을 하였다. 해석을 위해 사용된 컴퓨터는 Intel Pentium(R) D 3.00 GHz이고, 램은 1.50 GB이다. 강소성 해석이 탄소성 해석에 비해 높은 컴퓨터 성능을 요구하지만 본 공정의 해석에는 무리가 없을 것으로 판단된다. 공정해석에 사용된 메쉬는 3차원 8절점 육면체 메쉬(hexahedral mesh)를 설정하고, 해석 시간의 단축을 위해 상위 멤버와 하위 멤버는 굵힘부에는 메쉬를 많이 생성하고 평행부에는 메쉬를 적게 생성했다. 센터 멤버의 경우는 소재의 대부분이 굵힘을 받으므로 메쉬를 균등하게 생성했다. 각 멤버에 대한 메쉬의 분포 상태를 Fig. 5-4에 나타내었다. 또한 센터 멤버는 대칭조건을 적용하여 형상의 절반만 해석하였다. 상위롤과 하위롤의 회전비율은 1 : 1로 설정하여 롤의 회전속도 차이로 인한 내부 응력의 증가를 줄이고자 하였다. 롤의 회전속도는 3개의 멤버 모두 1 rad/sec로 동일하게 설정했다. 롤의 표면 온도는 3개의 멤버 모두 300K로 설정하여 산업현장에서 사용하는 롤의 표면 온도와 유사하게 설정하였다. 또한 성형롤을 강체로 설정하여 성형 공정중에 롤의 마모가 없게 하였으며, 마찰계수 이외의 마찰인자를 배제하여 성형 공정중에 마찰의 증가로 인해 소재의 중심부가 휘어지는 현상을 방지하였다. 해석에 사용된 솔버(solver)는 일반적으로 안정적이고 해석 시간이 빠른 스파스 매트릭스 솔버(sparse matrix slover)를 사용하였다. 공정의 해석 TYPE은 섹션(section)으로 해석하였다.

Table 5-1 Input conditions for rigid-plastic finite element method

| Upper member | | | |
|---|--------|---|-----|
| Number of elements in width direction | 65 | Number of elements in thickness direction | 3 |
| Number of elements in rolling direction | 20 | Thickness(mm) | 1.6 |
| Width(mm) | 35 | Friction condition(μ) | 0.1 |
| Sepecify self-contact penalty constant | 10^8 | Number of pass | 9 |
| Lower member | | | |
| Number of elements in width direction | 68 | Number of elements in thickness direction | 3 |
| Number of elements in rolling direction | 20 | Thickness(mm) | 1.6 |
| Width(mm) | 87.77 | Friction condition(μ) | 0.1 |
| Sepecify self-contact penalty constant | 10^8 | Number of pass | 11 |

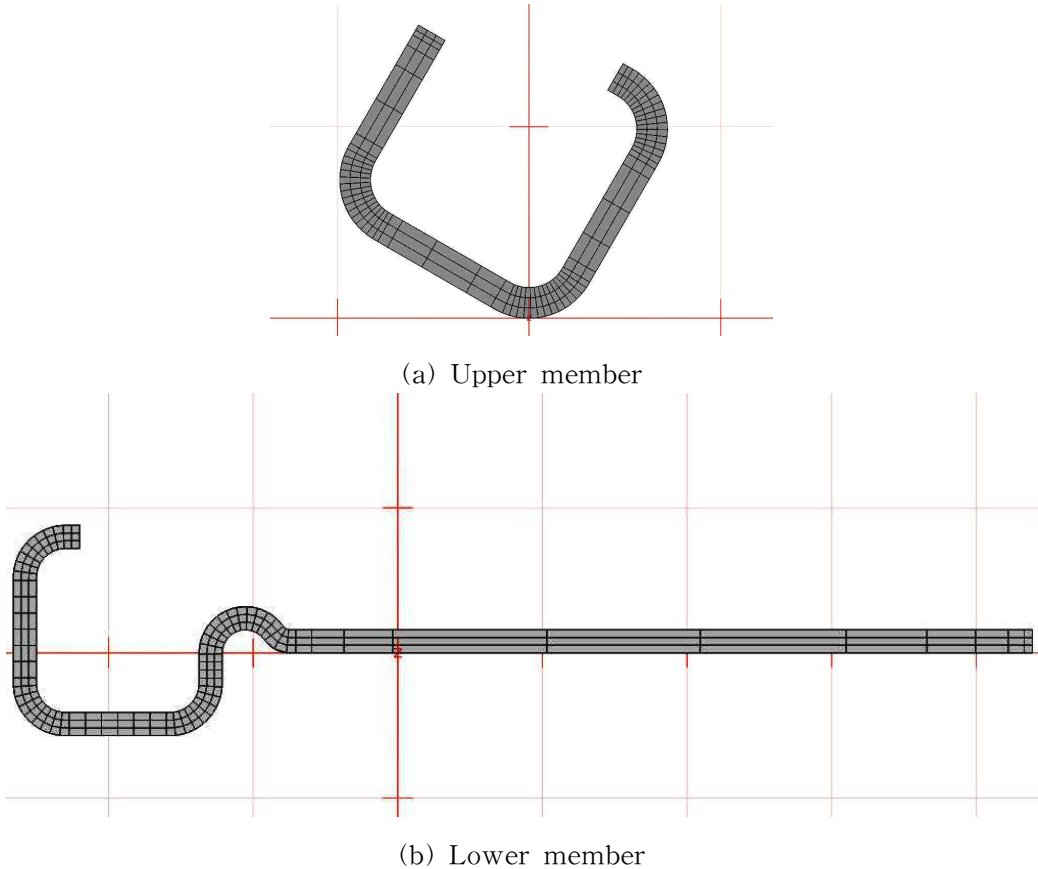


Fig. 5-4 Meshing for each members

2. 해석결과 및 고찰

식기세척기용 언더레일의 성형을 위해 제시한 성형물의 설계안을 검토할 목적으로 본 논문에서는 롤 포밍 전용해석 프로그램인 SHAPE-RF를 이용하여 각 멤버를 TYPE 별로 시뮬레이션 한 후, 그 해석 결과를 검토하고 가장 적절한 TYPE을 선정하였다. 해석은 각 TYPE별로 변형률 분포, 직진도 및 형상 등을 상호 비교 검토하였다.

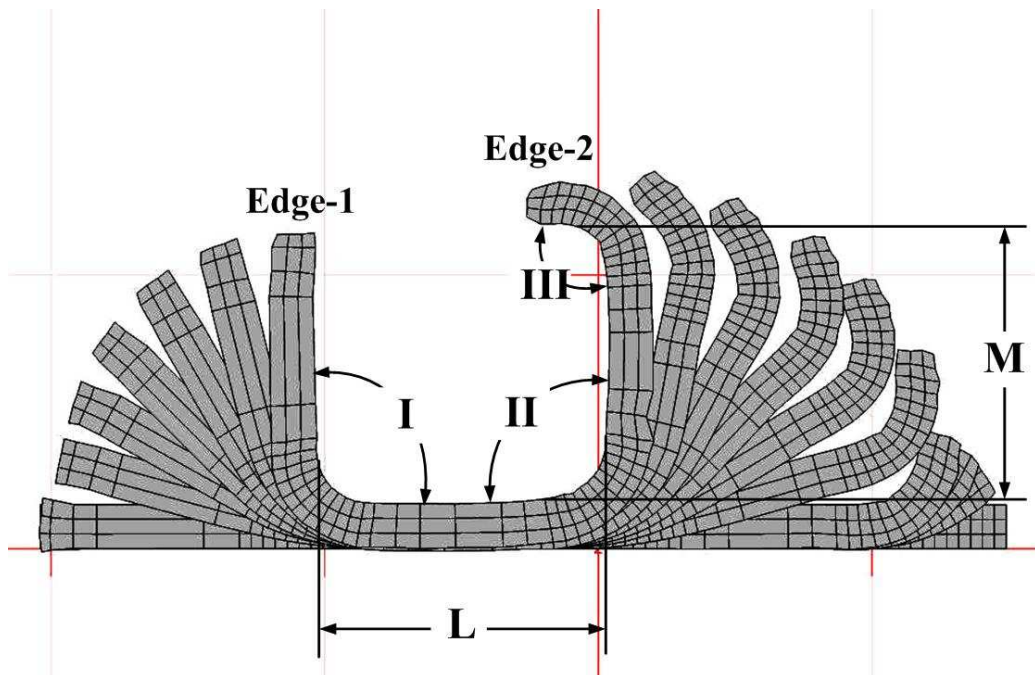
가. 상위 멤버

해석에 의한 각 TYPE의 플라워 패턴을 Fig. 5-5에 나타내었다. 실제의 공정에서는 언코일러에 소재가 감겨있어 발생하는 단면방향 휨(cross-bow)과 길이방향 휨(longitudinal bow)현상을 보상해 주기위해 플레이트너 역할을 할 수 있도록 각 멤버의 롤을 설계할 때 첫 패스를 평평하게 설계한다. 하지만 해석과정에서 소재를 이상적인

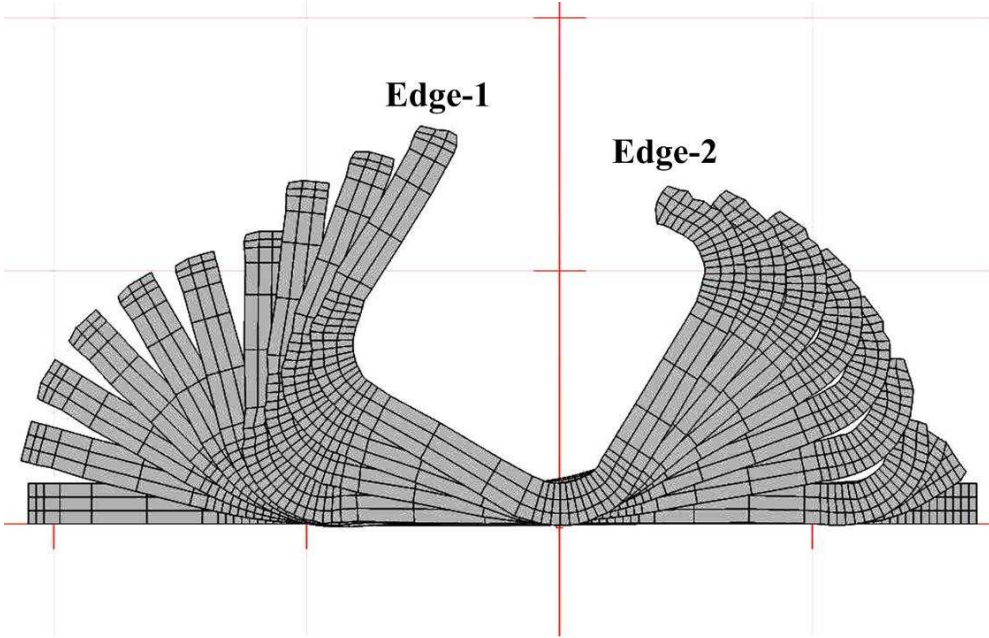
경우로 가정했기 때문에 각 멤버의 첫 번째 롤은 생략하고 해석하였다. 상위 멤버의 설계상 필요한 L, M의 평행부 길이는 11.25mm이다. 해석결과로부터 예측된 평행부의 길이(L, M) 및 굽힘각(I, II, III)을 Table 5-2에 나타내었다. Table 5-2에서 알 수 있듯이 평행부의 길이는 TYPE B의 경우만 최초 설계한 길이를 만족했으며, 굽힘각은 TYPE A, B에서 스프링백 현상으로 $\pm 1 \sim 2^\circ$ 정도의 오차를 보였지만 언더레일을 조립시에는 문제가 없을 것으로 판단된다. TYPE C는 II과 III의 굽힘부에서 오히려 역스프링백 현상이 크게 발생해 언더레일 조립에는 무리가 있을 것으로 판단된다.

Table 5-2 The estimation of straight element and of curved element in upper member

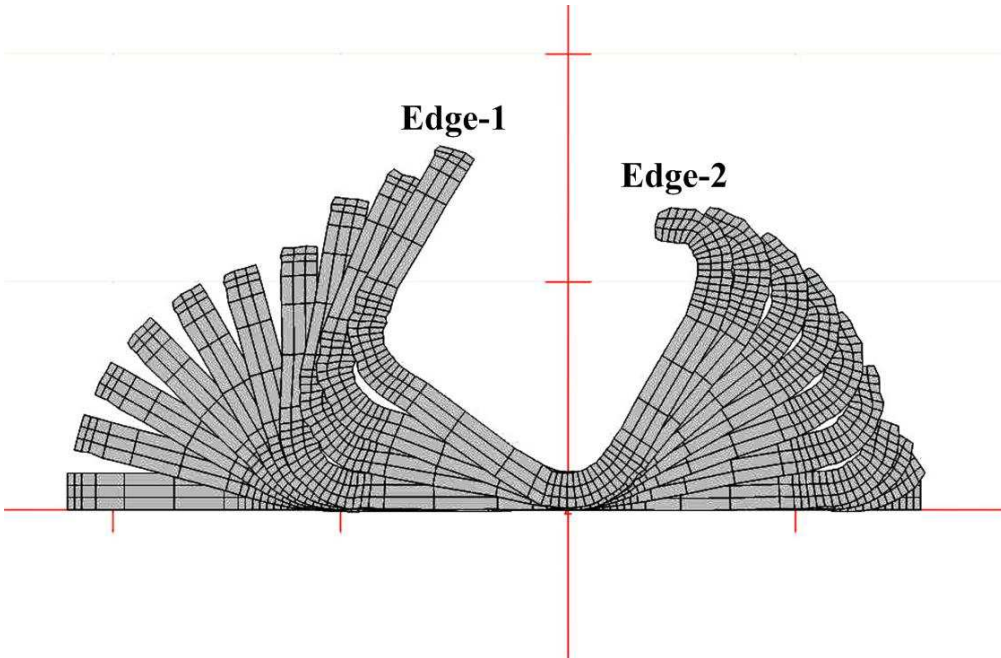
| | L | M | I | II | III |
|--------|-----------|-----------|-----|-----|-----|
| Design | 11.2500mm | 11.2500mm | 90° | 90° | 90° |
| TYPE A | 10.5600mm | 10.2378mm | 92° | 91° | 95° |
| TYPE B | 11.2890mm | 11.2720mm | 89° | 90° | 93° |
| TYPE C | 11.5018mm | 11.1038mm | 97° | 83° | 77° |



(a) TYPE A



(b) TYPE B



(c) TYPE C

Fig. 5-5 Estimated flower pattern of upper member after the 9-pass

Fig. 5-6은 상위 멤버의 최종 형상을 나타낸 것으로 점선과 같이 Edge-1에서부터 Edge-2까지 단면 외곽부의 변형률 분포를 예측하였다. Fig. 5-7은 상위 멤버의 총 유효 변형률을 나타낸다. 세 개의 TYPE 모두 양끝의 에지에서 가장 많이 변형되었는데, 단면을 회전하지 않은 TYPE A의 에지부에 비하여 단면을 회전한 TYPE B, C가 에지부에서 변형률이 감소함을 확인 할 수 있었다. 또한 굽힘 반지름을 일정하게 유지한 TYPE C에 비해 호의 길이를 일정하게 유지한 TYPE B가 에지부에서 유효변형률이 적었다.

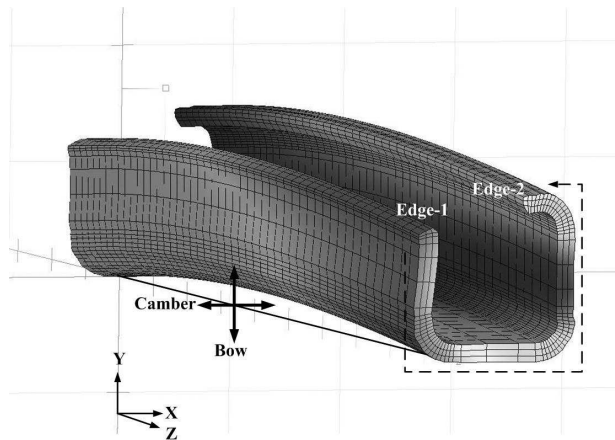


Fig. 5-6 Predicted final shape of upper member

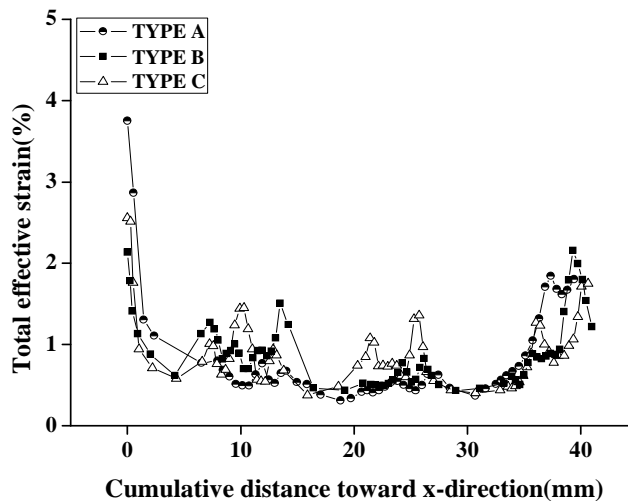


Fig. 5-7 Comparison of total effective strain in upper member

길이방향 변형률은 잔류 변형률을 예측할 수 있는 척도가 되는 변형률로서 길이방향 변형률의 편차가 클수록 롤 포밍 공정중에 버클링 발생 가능성이 높아지고 최종 제품의 품질에 좋지 않은 영향을 미친다. Fig. 5-8에 최종형상의 단면에 대해 길이방향 변형률의 분포를 나타내었다. Table 5-3에서 알 수 있듯이 최대 길이방향 변형률의 편차는 TYPE B가 가장 작을 것으로 예측되었고, TYPE A가 가장 클 것으로 예측 되었다. 최대 길이방향 변형률의 차이가 클수록 휨현상에 큰 영향을 주므로 세 개의 TYPE중에서 TYPE A에서 휨현상이 가장 크고, TYPE B에서 가장 작게 나타날 것으로 판단된다. 또한 양끝의 에지부에서 길이방향 변형률의 차이는 TYPE B, C의 경우 Edge-1에서 더 크게 나타났지만, TYPE A의 경우 Edge-2에서 더 크게 나타났다. 이러한 차이로 인해 TYPE B, C와 TYPE A의 휨현상의 방향이 서로 다르게 나타날 수 있다.

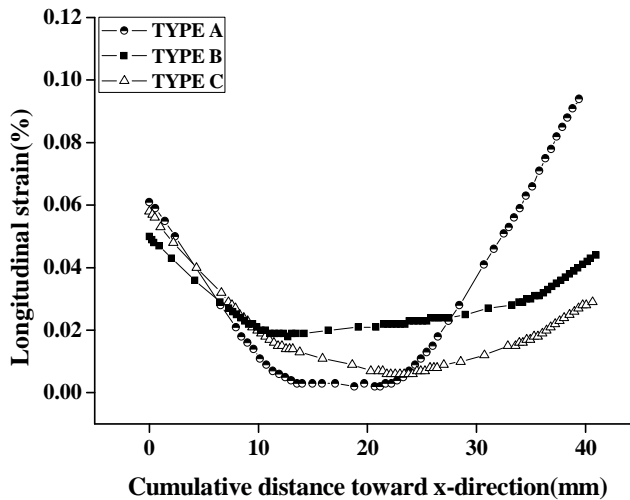


Fig. 5-8 Comparison of longitudinal strain in upper member

Table 5-3 The estimation of longitudinal strain deviation in upper member

| | Max. longitudinal strain deviation | Longitudinal strain deviation between edge-1 and edge-2 |
|--------|------------------------------------|---|
| TYPE A | 0.092% | 0.033% |
| TYPE B | 0.032% | 0.006% |
| TYPE C | 0.052% | 0.029% |

Fig. 5-9의 폭 방향 변형률은 각각의 굽힘부와 양끝의 에지부에서 가장 크게 나타날 것으로 예측되었다. TYPE B, C의 Edge-1에서 변형률의 값이 -인 이유는 성형률 설계시에 예측했던 변형률보다 더 많이 신장되어 에지의 끝부분이 롤에 의해 압축되어 나타난 결과이다. 평행부 L과 M은 TYPE B, C에 비해 TYPE A에서 변형률의 분포가 불균일할 것으로 예측되었고, 이는 TYPE A의 평행부가 굽힘력에 의해 발생한 모멘트로 인해 평행부가 휘어질 수 있다. 따라서 단면의 원점(orientation of cross-section)을 굽힘부에 둬으로써 평행부가 휘어지는 현상을 방지하고 수평방향 힘벡터가 굽힘력으로 작용할 수 있도록 하였다.

Fig. 5-10은 두께 방향 변형률을 나타낸 것이며, 3개의 TYPE 모두 전체적으로 3곳의 굽힘부에서 다른 부분에 비해 3-4배의 접촉압력이 집중적으로 발생하여 성형시 두께가 감소하는 것을 확인하였다. 두께 방향 변형률은 크기 보다는 일정한 값으로의 분포가 중요하고 이것은 제품의 내구성과 품질에 직접적인 영향을 미친다. TYPE C은 Edge-1 으로부터 10mm 떨어진 곳에서 미소크랙이 발생할 가능성이 비교적 클것으로 예측된다. 이러한 두께 방향 변형률의 분포는 폭 방향 변형률의 분포와 변형률의 분포는 유사하지만 방향이 서로 다르며, TYPE A의 경우가 TYPE B, C에 비해 에지부와 굽힘부에서의 변형률 편차가 작음을 알 수 있다. 이는 상위롤과 하위롤의 속도 차이를 발생하게 하여 접촉면에서의 응력 증가의 원인이 되는 단면 깊이(cross section depth)가 TYPE A에서는 14.351mm인데 비해 TYPE B, C는 15.3037mm이다. 따라서 이러한 단면 깊이의 차이로 인해 폭 방향 변형률과 두께 방향 변형률의 차이가 발생한 것으로 판단된다. 그러므로 TYPE B, C의 굽힘각을 조정한다면 더 좋은 결과를 얻을 수 있을 것으로 판단된다.

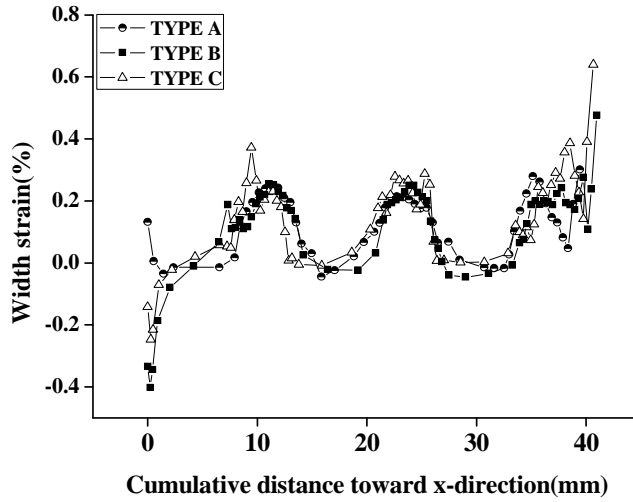


Fig. 5-9 Comparison of width strain in upper member

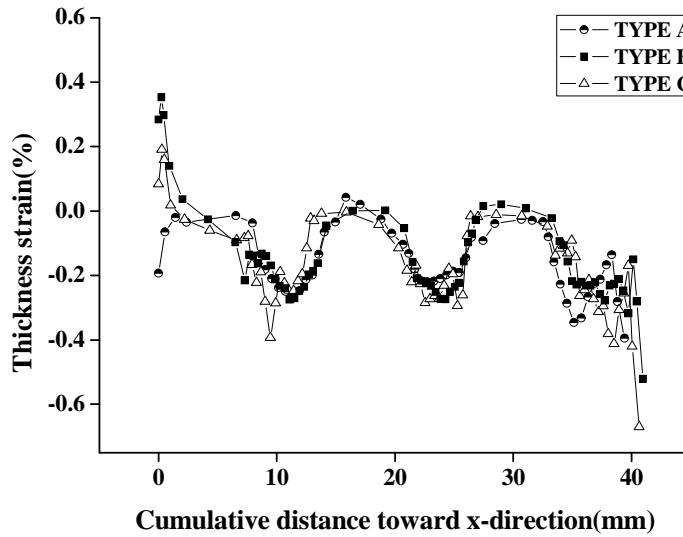


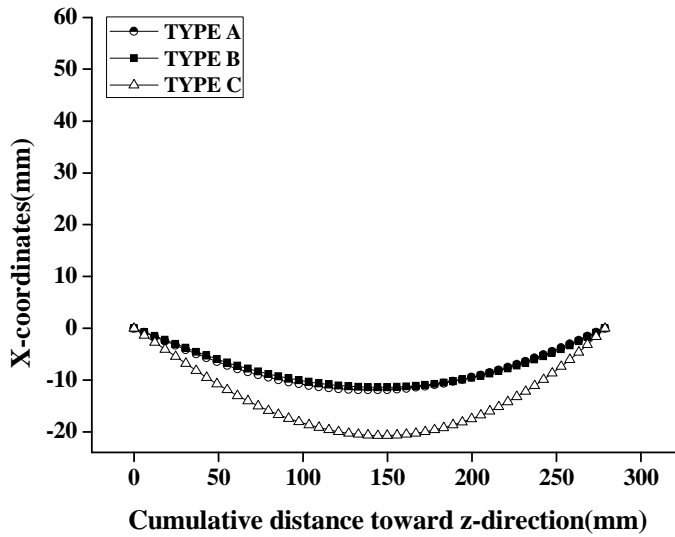
Fig. 5-10 Comparison of thickness strain in upper member

변형률 분포에 따른 결과와 버클링의 상호 관계를 알아보기 위해 프로그램의 후처리 과정(post-process)을 통해 캠버와 보우의 크기에 대해 예측하여 Fig. 5-11에 나타내었고 그 값들을 Table 5-4에 나타내었다. 캠버는 Fig. 5-6에서 X축 방향으로의 휨량이고, 보우는 Y축 방향으로의 휨량이다. 캠버와 보우 모두 TYPE B에서 가장 작았으며, 보우의 크기는 최대 길이방향 변형률의 차이가 가장 크게 나타났던 TYPE A에서 가장 크게 발생하였고, 캠버의 크기는 TYPE C에서 가장 크게 발생했다.

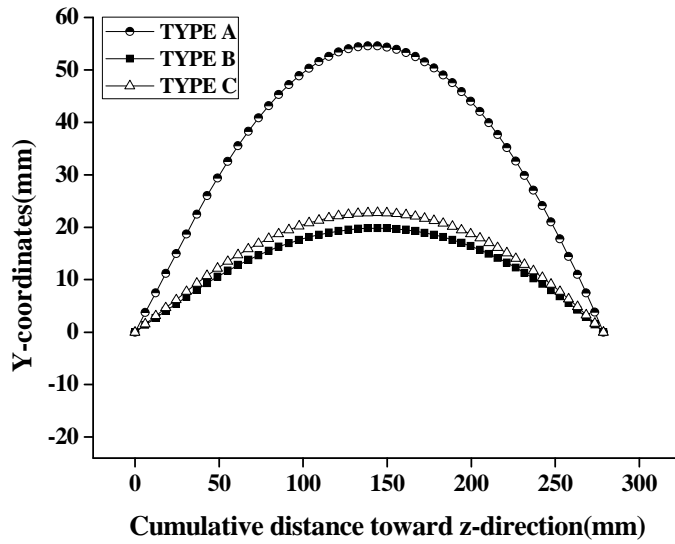
이상의 고찰을 통해서 각 TYPE에서 TYPE B의 플라워 패턴으로 설계하였을 때 원하는 제품 형상에 가장 적합하고, 버클링 현상이 작은 제품을 성형할 수 있을 것으로 기대된다.

Table 5-4 The estimation of camber and bow in upper member

| | Camber | Bow |
|--------|----------|----------|
| TYPE A | 11.905mm | 54.575mm |
| TYPE B | 11.416mm | 19.828mm |
| TYPE C | 20.713mm | 22.759mm |



(a) Camber

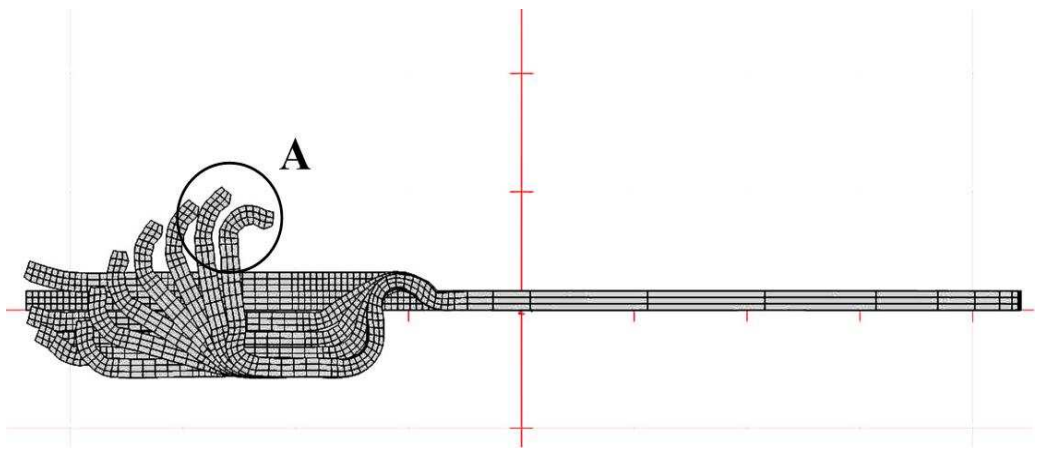


(b) Bow

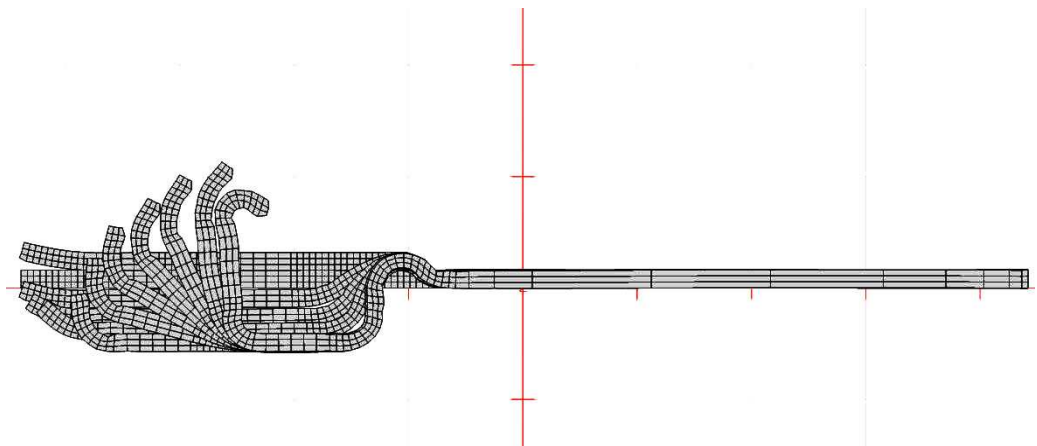
Fig. 5-11 Comparison of camber and bow in upper member

나. 하위 멤버

유한요소 해석에 의해 생성된 하위 멤버의 플라워 패턴을 Fig. 5-12에 나타내었다. 두 TYPE 모두 신장이 많이 발생하여 마지막 형상이 찌그러지는 현상이 발생하였다. 신장이 많이 발생한 패스를 조사하기 위해 설계상의 단면 길이와 해석 결과 예측된 형상의 단면에서 길이의 차이를 Table 5-5에 나타내었다. 여기서 (+)값은 해석결과 충분히 신장되지 않음을 의미하고, (-)값은 과도하게 신장됨을 의미하는데, 두 TYPE 모두 마지막 패스로 갈수록 신장량이 커짐을 알 수 있다. 따라서 이러한 영향으로 인해 Fig. 5-12(a)의 소재의 다리부 A에서 찌그러짐 현상이 발생되었다.



(a) TYPE-1



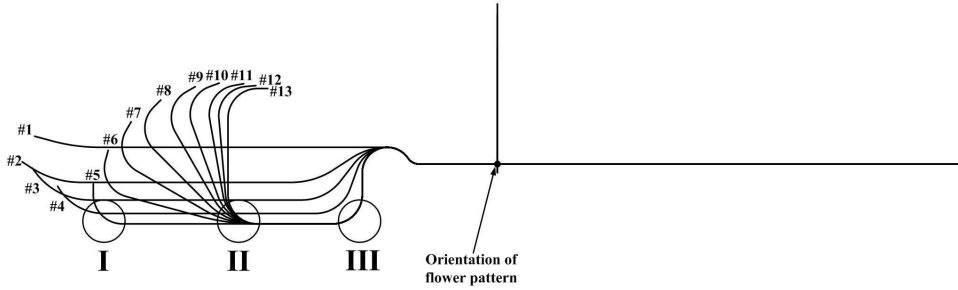
(b) TYPE-2

Fig. 5-12 Estimated flower pattern of lower member after the 11-pass

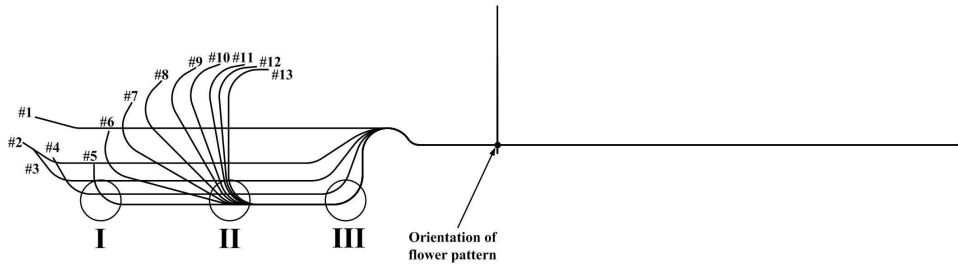
Table 5-5 Deviation of designed size and simulated size in lower member

| | | TYPE-1 | TYPE-2 |
|-----------------|---------|-----------|-----------|
| Total length | 1-pass | 0.6705mm | 0.5285mm |
| | 2-pass | 2.7470mm | 2.4800mm |
| | 3-pass | 3.3250mm | 3.4150mm |
| | 4-pass | 2.5420mm | 2.9375mm |
| | 5-pass | -0.4460mm | -0.0430mm |
| | 6-pass | -0.0215mm | -0.0580mm |
| | 7-pass | -0.4210mm | -0.0345mm |
| | 8-pass | -0.4485mm | -0.0485mm |
| | 9-pass | -0.6000mm | -0.2025mm |
| | 10-pass | -1.5115mm | -0.4150mm |
| | 11-pass | -2.3810mm | -1.3610mm |

최종 형상의 치수를 맞추기 위해 Table 5-5의 해석결과를 고려하여 하위 멤버의 플라워 패턴을 Fig. 5-13와 같이 수정하였다. 소재의 신장량을 줄이기 위해 1패스부터 9패스까지는 이전의 설계 사항과 같고, 10, 11패스는 굽힘각을 10° 씩 동일하게 증가하였으며 2개의 패스를 더 추가하였다. 추가된 12, 13패스는 굽힘각을 5° 씩 동일하게 증가시켜 신장량을 줄이고자 하였다. 또한 7-pass부터 롤간 거리를 660mm로 증가시켰다.



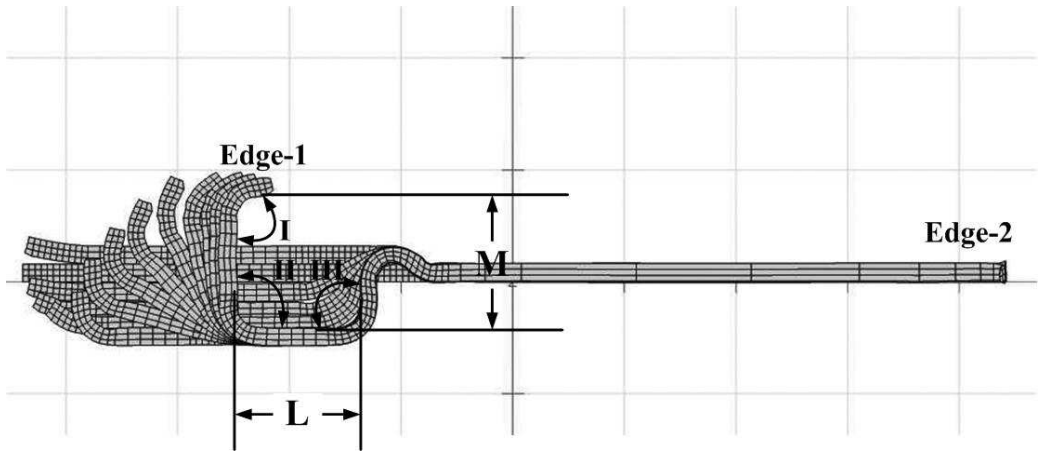
(a) TYPE-1



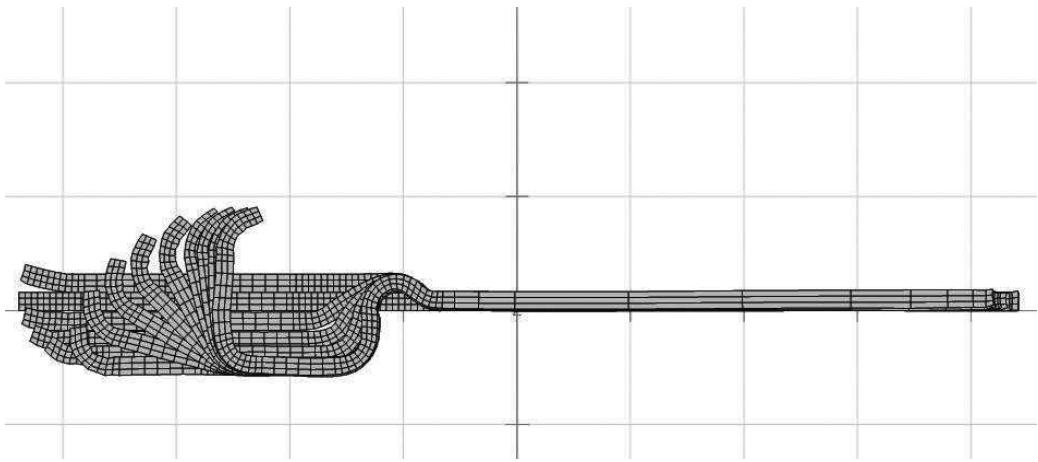
(b) TYPE-2

Fig. 5-13 Modified flower pattern of lower member

Fig. 5-14는 수정된 플라워 패턴을 이용하여 해석한 결과 얻어진 플라워 패턴이다. 하위 멤버의 설계상 필요한 L, M의 평행부 길이는 11.25mm이고, 각각의 굽힘부에서의 필요한 굽힘각은 90°이다. Table 5-6에 해석결과 예측된 평행부의 길이(L, M) 및 굽힘각(I, II, III)을 나타내었다. 평행부의 길이는 TYPE-2의 경우 (M)의 평행부가 충분히 성형되지 않았고, TYPE-1은 (L, M)이 설계치수보다 조금 크게 예상되었다. TYPE-1, 2의 설계에 의해 예측된 최종 형상을 이용하여 제품을 조립했을 때 약간의 유동이 발생할 것으로 예측되었다. 일반적인 제품의 공차가 $\pm 0.38 \sim \pm 1.52\text{mm}$ 임을 고려할 때 두 타입 모두 만족할 만한 결과를 얻을 수 있었다. TYPE-1, 2의 굽힘부 I에서 스프링백 현상이 발생할 것으로 예측되므로 굽힘부 I을 오버벤딩할 경우 더욱 좋은 결과를 얻을 수 있다.



(a) TYPE-1



(b) TYPE-2

Fig. 5-14 Estimated flower pattern of lower member after the 13-pass

Table 5-6 The estimation of straight element and curved element in lower member

| | L | M | I | II | III |
|--------|-----------|-----------|------|-----|-----|
| Design | 11.2500mm | 11.2500mm | 90° | 90° | 90° |
| TYPE-1 | 11.4485mm | 11.3581mm | 97° | 90° | 91° |
| TYPE-2 | 11.6883mm | 11.2298mm | 109° | 92° | 90° |

Fig. 5-15의 점선을 따라 하위 멤버의 변형률 분포를 예측하였다. 두 TYPE 모두 굽힘부와 주름부에서 많은 변형을 일으켰는데, 특히 주름부에서 많은 변형을 일으킬 것으로 예측되었다. 평행부 L과 M 그리고 주름부 이후의 평행부에서의 변형률이 근소한 차이긴 하지만 TYPE-1이 TYPE-2에 비해 변형률 분포는 균일할 것으로 예측되었다. 최대 길이방향 변형률의 차이는 TYPE-1에서 0.013%, TYPE-2에서 0.036%로 TYPE-2가 TYPE-1에 비해 약 3배 이상 크게 예측 되었다. 따라서 하위 멤버의 휨현상이 TYPE-2에 비해 크게 나타날 것으로 판단된다. 에지에서의 길이방향 변형률은 두 TYPE 모두 Edge-2에 크게 나타날 것으로 예측되었으므로 휨현상의 방향은 같을 것으로 판단된다. Fig. 5-16(c), (d)는 각각 폭방향 변형률과 두께방향 변형률의 분포를 나타내었다. 폭방향 변형률과 두께방향 변형률 역시 굽힘부와 주름부에서 많이 발생했고, 특히 TYPE-2는 TYPE-1에 비해 주름부에서 많이 발생할 것으로 예측되었다. 이는 TYPE-2가 TYPE-1에 비해 주름부에서의 많은 변형으로 인해 강도가 저하될 것으로 판단된다.

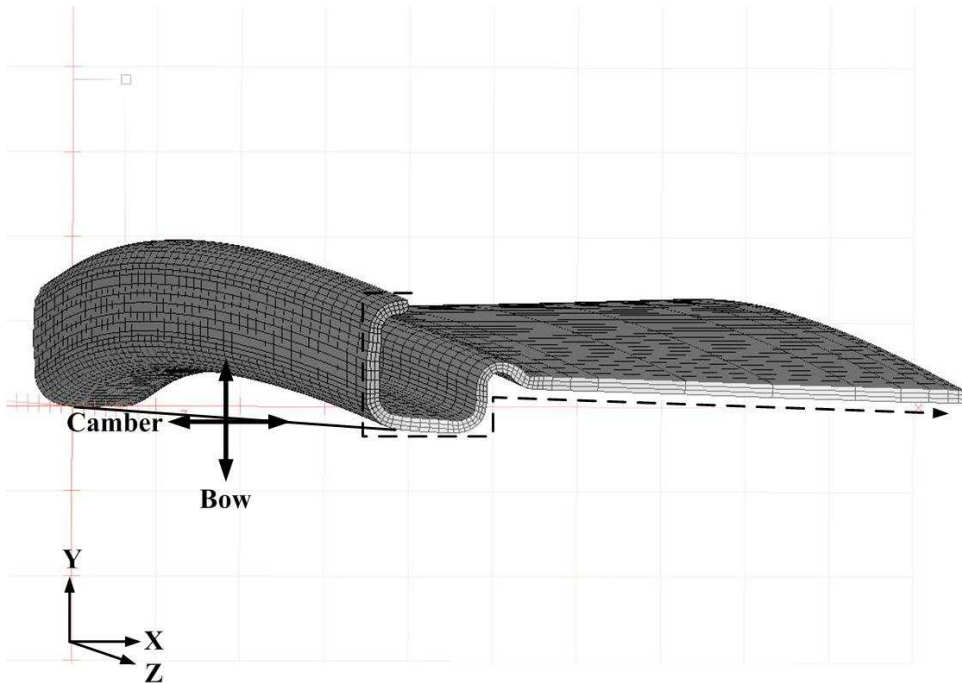
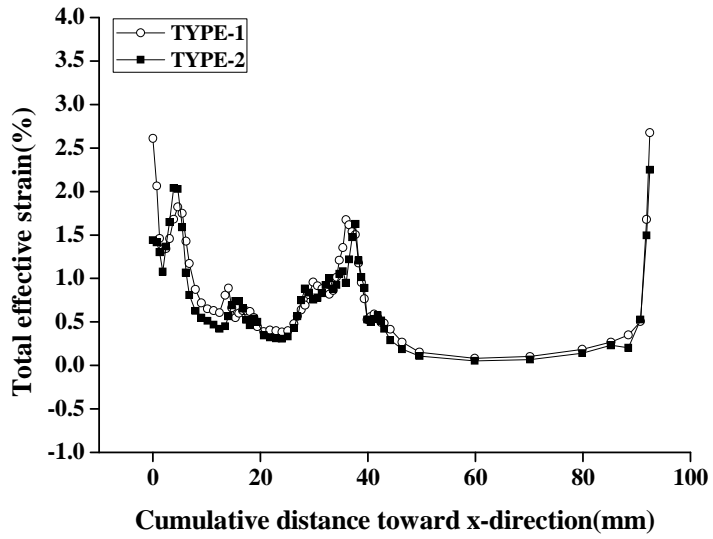
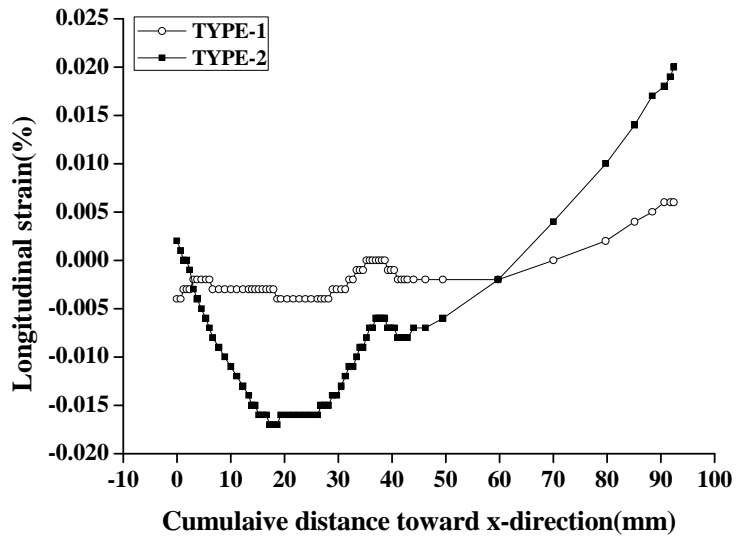


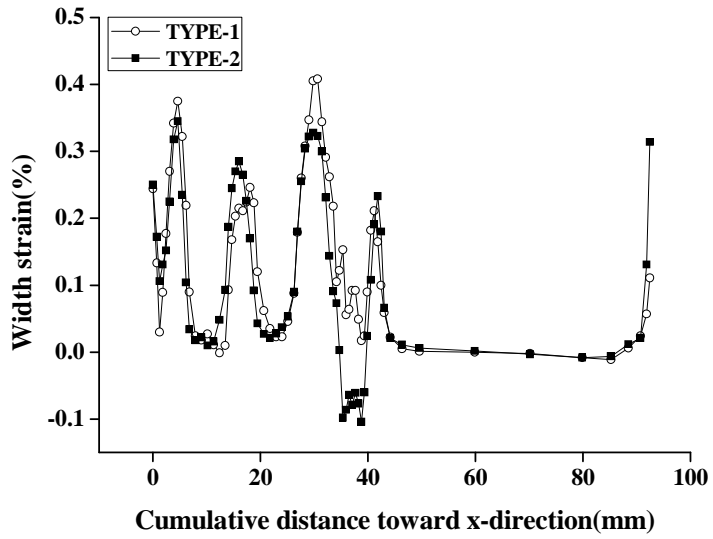
Fig. 5-15 Predicted final shape of lower member



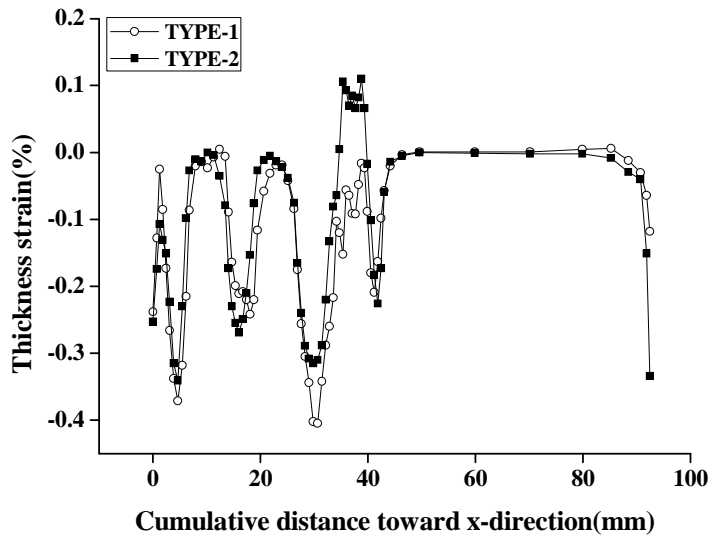
(a) Total effective strain



(b) Longitudinal strain



(c) Width strain



(d) Thickness strain

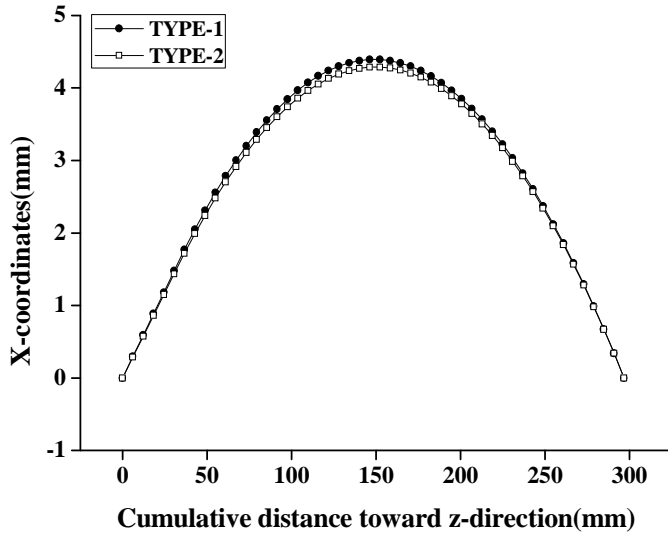
Fig. 5-16 Comparison of strain in lower member

Fig. 5-17에 시뮬레이션의 후처리 과정을 통해 제품의 길이 300mm에 대한 캠버와 보우의 크기를 나타내었다. 캠버는 수평면 상에서 얼마나 휘어져 있는가를 나타내는 척도이고, 보우는 수직 수평면 상에서 얼마나 휘어져 있는가를 나타내는 척도로써 직진도를 결정하는 주요 변수이다. Table 5-7에 캠버와 보우의 수치적 크기를 나타내었다. 캠버에서는 두 TYPE 모두 유사할 것으로 예측되었으나, 보우는 최대 길이방향 변형률의 예측 결과와 유사하게 TYPE-2가 TYPE-1에 비해 약 2배 이상 크게 나타날 것으로 예측 되었다.

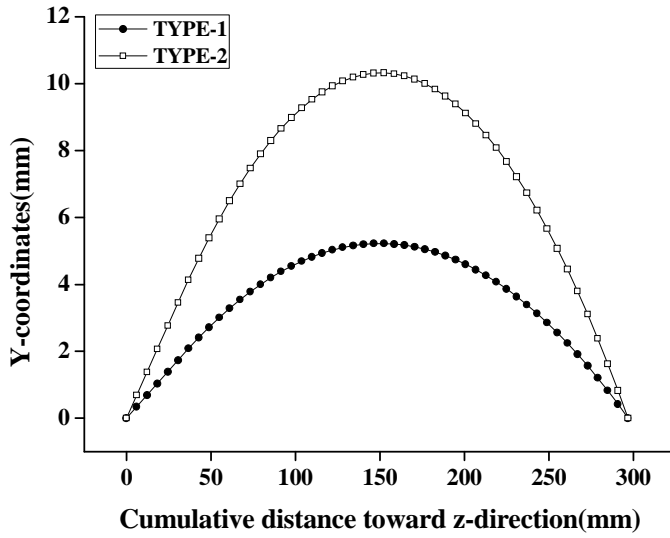
이상의 고찰을 통해 하위 멤버의 두 TYPE중에서 TYPE-1의 플라워 패턴으로 성형률을 설계하고 제품을 성형했을 때 더 직진도가 우수하고 좋은 형상의 제품이 성형될 것으로 기대된다.

Table 5-7 The estimation of camber and bow in lower member

| | Camber | Bow |
|--------|---------|----------|
| TYPE-1 | 4.391mm | 5.220mm |
| TYPE-2 | 4.288mm | 10.324mm |



(a) Camber



(b) Bow

Fig. 5-17 Comparison of camber and bow in lower member

제 6 장 결 론

본 논문에서는 언더레일을 성형하기 위해 상위 멤버와 하위 멤버의 성형률을 설계하고, 강소성 유한 요소법을 이용하여 롤 포밍 공정을 시뮬레이션하였다.

언더레일의 각 멤버를 설계하고, 3차원 모델링하였다. 언더레일은 표면이 매끄럽고 굽힘이나 드로잉 가공에 가장 많이 이용되는 냉간압연강판(SCP-1)을 사용하였다. 또한 SCP-1의 물성치를 측정하기 위해 인장시험을 하였고, 실험결과를 토대로 강소성 유한 요소 해석에 필요한 유동응력 방정식을 구하였다. 유동응력 방정식은 가공경화 현상을 수치적으로 가장 잘 표현한 Swift식을 사용하였다. 냉간압연강판이 언더레일에 적합한 소재인가를 판단하기 위해 ANSYS 프로그램을 이용하여 응력분포 및 진동특성을 파악하였다. 언더레일은 일반적으로 100N 이하에서 사용되며, 해석결과 100N의 하중조건에서는 34MPa의 응력이 발생하였다. 상위 멤버의 플라워 패턴 설계는 U채널 설계시에 사용되는 대표적인 플라워 패턴을 이용한 TYPE A와 성형시에 굽힘 모멘트로 인해 발생하는 크로스 보우 현상을 최소화하고, 관성 모멘트가 최소가 되도록 단면을 회전한 TYPE B, C로 설계하고, 최종 형상을 예측하였다. TYPE B는 호의 길이를 일정하게 설계하는 방법을 이용하였고, TYPE C는 굽힘 반지름을 일정하게 설계하는 방법을 이용하였다. 하위 멤버의 플라워 패턴 설계는 길이방향 변형률을 줄일 수 있는 방법인 다운힐 공법을 이용하여 설계하였다. 하위 멤버는 최적의 설계 방법을 찾기 위해 호의 길이를 일정하게 설계하는 방법을 이용하여 설계한 TYPE-1과 굽힘 반지름을 일정하게 설계하는 방법을 이용한 TYPE-2의 두 가지 형태로 설계하였다. 강소성 유한요소 해석은 시뮬레이션 후 최종 단면에 대한 총 유효변형률, 길이방향 변형률, 폭방향 변형률, 두께방향 변형률 그리고 챔버와 보우의 수치적 크기에 대해 예측하여 각각의 TYPE을 비교하였다. 상위 멤버는 단면을 회전하고 호의 길이를 일정하게 설계한 TYPE B가 변형률의 분포가 가장 균일하며 챔버나 보우 현상도 가장 적을 것으로 예측되었다. 하위 멤버는 TYPE-1이 TYPE-2에 비해 변형률의 분포가 균일하며, 챔버의 크기는 유사하나 보우의 크기 더 작을 것으로 예측되었다. 시뮬레이션 결과를 통해 다음과 같은 결론을 얻을 수 있었다.

(1). 최종 제품의 단면 형상이 비대칭일 경우 관성모멘트가 최소가 되도록 단면을 회전하여 설계하면 좀 더 우수한 최종 형상을 얻을 수 있다.

(2). 언더레일의 경우 상위 멤버와 하위 멤버 모두 호의 길이를 일정하게 성형하는 방법을 이용하여 플라워 패턴을 설계했을 경우 버클링 현상이 적고, 좋은 형상의 제품을 성형할 수 있을 것으로 기대된다.

참 고 문 헌

1. Kiuchi, M., "Analysis Study on Cold Roll Forming Process", Report of the Inst. of Ind Sci., Vol. 23, pp. 1-23, 1973
2. Kiuchi, M. and Koudobashi. T., "Automated Design System of Optimum Roll Profiles for Cold Roll Forming Proc", 3rd Int Conf. on Rotary Metal Working Process, pp. 423-427, 1984
3. Kiuchi, M., "Recent Development of Roll-Forming in Japan", Int. J. Mach. Tools. Manufact., Vol. 29, No. 1, pp. 63-77, 1989
4. Ona, H. and Jimma, T., "Experiments into the Cold Roll-Forming of Straight Asymmetrical Channels", Journal of Mechanical Working Technology, Vol. 8, pp. 273-291, 1983
5. Ona, H., Jimma, T. and Kozono, H., "A Computer Aided Design System for Cold Roll Forming", Advanced Technology of Plastic, Vol. 1, pp. 508-513, 1984
6. Bhattacharyya, D., Smith, P. D., Yee, C. H. and Collins, I. F., "The Prediction of Deformation Length in Cold Roll-Forming", Journal of Mechanical Working Technology, Vol. 9, pp. 181-191, 1984
7. Bhattacharyya, D., Smith, P. D., Thadakamalla, S. K. and Collins, I. F., "The Prediction of Roll Load in Cold Roll-Forming", Journal of Mechanical Working Technology, Vol. 14, pp. 363-379, 1987
8. Bhattacharyya, D. and Panton, S. M., "Research and Computer-Aided Design in Cold Roll Forming", Academic Publishers-Pergamon, Vol. 2, pp. 464-470, 1989
9. Ona, H. and Ichikawa, S., "Research into The Cold Roll-Forming of Vibration-Damping Steel Sheet", Journal of Materials Processing Technology, Vol. 23, pp. 7-20, 1990
10. Grondin, G. Y., Elwi, A. E. and Cheng, J. J., "Buckling of Stiffened Steel Plates-A Parametric Study", Journal of Constructional Steel Research, Vol. 50, pp. 151-175, 1999
11. Rhodes, J., "A Semi-analytical Approach to Buckling Analysis for Composite Structures", Composite Structures, Vol. 35, pp. 93-99, 1996

12. Senanayake, R. S., Cole, I. M. and Thiruvarudchelvan. S., "The Application of Computational and Experimental Techniques to Metal Deformation in Cold Roll Forming", J. Mater. Process. Technol., Vol. 45, pp. 155-160, 1994
13. Halmos, G. T., "Roll Forming Handbook", CRC Taylor & Francis, New York, chapter 5, 2005
14. Wick. C., Benedict. J. T. and Veilleux. R. F., "Tool and Manufacturing Engineers Handbook", 4th ed., Society of Manufacturing Engineers, Michigan, Vol. 2, Chapter 8, 1984.
15. 전기찬, "박판금속의 성형", 반도출판사, 1993.
16. Roger. P., "Sheet Metal Forming", IOP Publishing Ltd, New York, 1991.
17. Keeler, S. P. and Back, W. A., "Plastic Instability and Fracture in Sheets Stretched over Rigid Punches", ASM Transactions Quarterly, pp. 25-48, 1963
18. Goodwin, G. M., "Application of Strain Analysis to Sheet Metal Forming Problems in the Press Shop", Transactions Society of Automotive Engineering, No. 680093, pp. 380-387, 1968
19. 김낙수, 김형중, "소성가공과 해석", 문운당, 2002
20. Lee, S. Y., "Analysis of Roll Forming Process for Pipe using Rigid-Plastic Finite element method", Thesis of Degree of M.Sc Sogang Univ, Seoul, pp.50-61, 2001
21. Hong, S. M., Kim, D. S., Yun, H. J. and Kim, N. S., "Development of Roll Forming Simulation Program", Society of CAD/CAM Engineers, pp. 647-652, 2000
22. Jeong, D. W. and Yang, K. B., "A Study the Criterion for Membrane/Shell Mixed Element and Application to the Rigid-Plastic/Elastic-Plastic Finite Element Analysis", The Korean Society of Ocean Engineers, Vol. 13, No. 2, pp.1~10, 1999
23. Ahn, D. G., Jung, D. W., Yang, D. Y. and Jung, W. J., "Rigid-Plastic Explicit Finite Element Formulation for Two-Dimensional Analysis of Sheet Metal Forming Processes", The Korean Society of Mechanical Engineers, Vol. 20, No. 1, pp. 88~99, 1996
24. Chen, C. C. and Kobayashi, S., "Rigid-Plastic Finite Element Analysis of Ring

Compression”, Application of Numerical Methods to Foming Process, Winter Annual Meeting of ASME, AMD 28, pp. 163~174, 1978

25. Yang, D. Y., Han, C. H. and Kiuchi, M., “A New Formulation for Three-Dimensional Extrusion and its Application to Extrusion of Clover Sections”, Int. J. Mech. Sci., Vol. 28, pp. 201~218, 1986

26. Bathe, K. J., “Finite Element Procedures in Engineering Analysis”, Prentice-Hall, 1982