



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](#)

2016년 2월
석사학위 논문

유도가열 벤딩된 SA312 TP316 및
SA312 TP304 스테인리스강 곡관의
기계적물성치 평가

조선대학교 대학원

원자력공학과

이 미 연

유도가열 벤딩된 SA312 TP316 및
SA312 TP304 스테인리스강 곡관의
기계적물성치 평가

**Evaluation of Mechanical Properties of SA312 TP316 and
SA312 TP304 Stainless Steels Pipe Bends Fabricated by
Induction Bending**

2016년 2월 25일

조선대학교 대학원

원자력공학과

이 미 연

유도가열 벤딩된 SA312 TP316 및
SA312 TP304 스테인리스강 곡관의
기계적물성치 평가

지도교수 김 진 원

이 논문을 공학 석사학위 신청 논문으로 제출함

2015년 10월

조선대학교 대학원

원자력공학과

이 미 연

이미연의 석사학위논문을 인준함

위원장 조선대학교 교수 송 종 순 (인)

위 원 조선대학교 교수 김 진 원 (인)

위 원 조선대학교 교수 나 만 균 (인)

2015년 11월

조선대학교 대학원

목 차

ABSTRACT	vii
제 1 장 서 론	1
제 2 장 재료 및 시험방법	4
제 1 절 시험 재료 및 시편	4
1. 재 료	4
2. 시 편	4
가. 시편 채취 위치 및 방향	4
나. 인장시편 및 J-R 파괴인성시편	4
제 2 절 시험 장치 및 절차	5
1. 시험 장치 및 조건	5
가. 인장시험	5
나. J-R 파괴인성시험	5
다. 미세조직 및 파면 분석	6
2. 시험 방법 및 절차	6
가. 인장시험	6
나. J-R 파괴인성시험	7
제 3 장 시험 결과	11
제 1 절 인장시험 결과	11
1. 상 온	11
가. 공칭응력-공칭변형률 거동	11
(1) SA312 TP316 스테인리스강 곡관	11
(2) SA312 TP304 스테인리스강 곡관	12
나. 유도가열 곡관의 인장물성치	12

(1) SA312 TP316 스테인리스강 곡관	13
(2) SA312 TP304 스테인리스강 곡관	13
2. 원전 운전온도(316°C)	14
가. 공칭응력-공칭변형률 거동	14
(1) SA312 TP316 스테인리스강 곡관	14
(2) SA312 TP304 스테인리스강 곡관	15
나. 유도가열 곡관의 인장물성치	16
(1) SA312 TP316 스테인리스강 곡관	16
(2) SA312 TP304 스테인리스강 곡관	17
제 2 절 J-R 파괴인성시험 결과	34
1. 상 온	34
가. 정규화 하중-변위 곡선	34
(1) SA312 TP316 스테인리스강 곡관	34
(2) SA312 TP304 스테인리스강 곡관	34
나. J-R 곡선	35
(1) SA312 TP316 스테인리스강 곡관	35
(2) SA312 TP304 스테인리스강 곡관	35
다. J _Q 및 J _{2.0mm} 값 비교	35
2. 원전 운전온도(316°C)	36
가. 정규화 하중-변위 곡선	36
(1) SA312 TP316 스테인리스강 곡관	36
(2) SA312 TP304 스테인리스강 곡관	37
나. J-R 곡선	37
(1) SA312 TP316 스테인리스강 곡관	37
(2) SA312 TP304 스테인리스강 곡관	38
다. J _Q 및 J _{2.0mm} 값 비교	38
제 4 장 결과 분석 및 토의	53
제 1 절 곡관부의 인장특성 분석	53

1. 가공경화특성	53
2. 미세조직 분석	54
제 2 절 곡관부의 파괴특성 분석	59
1. 파면 분석	59
2. 파괴측면 분석	59
제 5 장 결 론	63
【참고문헌】	65

표 목 차

표 2.1.1 시험에 사용된 SA312 TP316 배관재의 화학조성 (CMTR)	9
표 2.1.2 시험에 사용된 SA312 TP304 배관재의 화학조성 (CMTR)	9

그 림 목 차

그림 1.1.1 고주파 유도가열 벤딩 공법 개략도	3
그림 2.1.1 곡관에서 시편 채취 위치	10
그림 2.1.2 인장시험에 사용된 시편의 형상	10
그림 2.1.3 J-R 파괴인성시험에 사용된 시편의 형상	10
그림 3.1.1 인장시험이 완료된 SA312 TP316 스테인리스강 시편	18
그림 3.1.2 인장시험이 완료된 SA312 TP304 스테인리스강 시편	20
그림 3.1.3 SA312 TP316 벤딩 곡관의 각 위치에서 공칭응력-공칭변형을 곡선 (상온)	22
그림 3.1.4 SA312 TP304 벤딩 곡관의 각 위치에서 공칭응력-공칭변형을 곡선 (상온)	23
그림 3.1.5 SA312 TP316 벤딩 곡관의 각 위치에 따른 인장물성치 분포(상온)	24
그림 3.1.6 SA312 TP304 벤딩 곡관의 각 위치에 따른 인장물성치 분포(상온)	26
그림 3.1.7 SA312 TP316 벤딩 곡관의 각 위치에서 공칭응력-공칭변형을 곡선 (316°C)	28
그림 3.1.8 SA312 TP304 벤딩 곡관의 각 위치에서 공칭응력-공칭변형을 곡선 (316°C)	29
그림 3.1.9 SA312 TP316 벤딩 곡관의 각 위치에 따른 인장물성치 분포(316°C)	30
그림 3.1.10 SA312 TP304 벤딩 곡관의 각 위치에 따른 인장물성치 분포(316°C)	32
그림 3.2.1 J-R 파괴인성시험이 완료된 SA312 TP316 스테인리스강 시편	39
그림 3.2.2 J-R 파괴인성시험이 완료된 SA312 TP304 스테인리스강 시편	40
그림 3.2.3 SA312 TP316 곡관의 위치에 따른 시편의 상온 정규화 하중-변위 곡선	41
그림 3.2.4 SA312 TP304 곡관의 위치에 따른 시편의 상온 정규화 하중-변위 곡선	42

그림 3.2.5 SA312 TP316 곡관의 위치에 따른 시편의 상온 J-R 곡선	43
그림 3.2.6 SA312 TP304 곡관의 위치에 따른 시편의 상온 J-R 곡선	44
그림 3.2.7 SA312 TP316 곡관의 위치에 따른 상온의 파괴인성 비교	45
그림 3.2.8 SA312 TP304 곡관의 위치에 따른 상온의 파괴인성 비교	46
그림 3.2.9 SA312 TP316 곡관의 위치에 따른 시편의 316°C 정규화 하중-변위 곡선	47
그림 3.2.10 SA312 TP304 곡관의 위치에 따른 시편의 316°C 정규화 하중-변위 곡선	48
그림 3.2.11 SA312 TP316 곡관의 위치에 따른 시편의 316°C J-R 곡선	49
그림 3.2.12 SA312 TP304 곡관의 위치에 따른 시편의 316°C J-R 곡선	50
그림 3.2.13 SA312 TP316 곡관의 위치에 따른 316°C의 파괴인성 비교	51
그림 3.2.14 SA312 TP304 곡관의 위치에 따른 316°C의 파괴인성 비교	52
그림 4.1.1 SA312 TP316 곡관의 각 위치에서 진응력-진변형률 곡선	55
그림 4.1.2 SA312 TP304 곡관의 각 위치에서 진응력-진변형률 곡선	56
그림 4.1.3 SA312 TP316 스테인리스강 곡관의 위치에 따른 OM 사진	57
그림 4.1.4 SA312 TP304 스테인리스강 곡관의 위치에 따른 OM 사진	58
그림 4.2.1 SA312 TP316 스테인리스강 곡관의 위치에 따른 SEM 사진	61
그림 4.2.2 SA312 TP304 스테인리스강 곡관의 위치에 따른 SEM 사진	62

ABSTRACT

Evaluation of Mechanical Properties of SA312 TP316 and SA312 TP304 Stainless Steels Pipe Bends Fabricated by Induction Bending

Lee Mi Yeon

Advisor : Prof. Kim Jin Weon, Ph.D.

Department of Nuclear Engineering

Graduate School of Chosun University

The nuclear power plants are made up of a number of pipe systems that operating under high temperature and the high pressure. Recently, the piping systems employed pipe bends fabricated by high-frequency induction bending(HFIB). The use of bends can eliminate welds between bend and pipes improve flexibility, and low cost. For such reasons, HFIB process has been gradually increased in the piping systems of power plants and shipbuilding plants. However, HFIB could locally change microstructure of pipe material induced by local heating, straining and rapid cooling. Thus, the material properties of the pipe bend would be different from those of straight pipe and show spatial variation within pipe bend. Therefore, it is necessary to investigate the local material properties of pipe bend fabricated by HFIB. The investigation is important for piping systems applying leak-before-break(LBB) concept because the lower bound material properties should be used for LBB evaluation. In this study, tensile test and J-R fracture toughness test are carried out to investigate the local material properties of SA312 TP316 and SA312 TP304 stainless steels pipe bends fabricated by HFIB. Also, the microstructures were observed at different locations in the pipe bend using optical microscope(OM) and the fracture surfaces were observed from the post-test specimens using scanning electron microscope(SEM). The specimens were machined from various locations in the pipe bend, including intrados,

extrados, and crown regions of bend, start and end of bend(transition start and end), and straight pipe. Both tests were conducted at both ambient temperature and operating temperature of piping systems in nuclear power plants(316°C). For both SA312 TP316 and SA312 TP304 stainless steels, the pipe bends always showed higher strength and lower ductility than original straight pipe. This means that the strength was increased and the ductility was decreased by HFIB. Within the center of bend region, the highest strength and lowest ductility appeared at intrados region rather than extrados region. For J-R fracture toughness test, J-R curves of the pipe bends are lower than original straight pipe at both ambient and operating temperature of piping systems. In particular, extrados of bend region appeared the lowest J-R curve other than locations.

제 1 장 서 론

본 논문에서 다루는 고주파 유도가열 벤딩 기술은 그림 1.1.1에 나타낸 것과 같이 국부적으로 빠른 가열이 가능한 유도가열 기법을 이용하여 폭이 좁은 영역에 대한 국부가열 및 냉각이 반복되며, 국부적으로 가열된 영역에서 제한된 급힘변형이 발생하도록 하는 벤딩공법이다. 이러한 고주파 유도가열하여 벤딩된 곡관을 배관계통에 적용하는 경우에는 배관계통에서 응력집중이 큰 곡관과 직관 사이의 용접부를 제거할 수 있으므로, 곡관에 인접한 용접부에서 결함 발생 가능성을 낮출 수 있으며 용접부에 대한 비파괴검사 개소를 줄일 수 있다. 또한, 다양한 곡률과 급힘각을 갖는 곡관을 배관계통에 적용할 수 있기 때문에 설계 시 배관 배치의 자유도를 높일 수 있는 장점이 있다[1].

대부분의 원자력발전소(이하 원전) 1차측 주요 배관계통 설계에는 파단전누설(Leak-Before-Break) 개념이 적용되고 있다[2]. 배관계통 설계에 LBB 개념을 적용하기 위해서는 누설허용균열 크기와 누설허용균열에 대한 균열안정성 평가와 같은 LBB 평가를 수행하여야 한다[2,3]. LBB 평가를 수행하기 위해서는 배관 재료의 인장물성치와 J-R 파괴인성치가 입력으로 적용되며, 이들 기계적물성치는 LBB 평가 결과에 직접적으로 영향을 미친다. 기존의 LBB 평가에는 결함이 용접부에 존재하는 것으로 가정하여, 모재와 용접부에서 상온(or 고온대기온도)과 원전 운전온도 조건의 인장물성치와 J-R 파괴인성치를 측정하여 보수적인 평가 결과를 줄 수 있는 재료물성치를 평가에 적용하고 있다[3]. 기존의 실험 결과에서는 곡관의 재료물성치가 직관과 거의 차이가 없는 것으로 알려짐에 따라 직관의 인장물성치와 J-R 파괴인성치를 이용하여 평가를 수행하고 있다.

그러나, 직관을 고주파 유도가열하여 벤딩한 곡관이 적용된 배관계통에는 곡관과 직관이 일체형이므로 용접부가 존재하지 않기 때문에 LBB 평가를 위한 누설허용균열이 용접부가 아닌 응력이 가장 높은 곡관부에 존재하는 것으로 가정하여야 할 것이다. 따라서, LBB 평가를 위한 재료물성치 적용과 관련하여 곡관에 대한 재료물성치 파악이 중요하다. 특히, 고주파 유도가열을 통해 벤딩된 곡관의 경우에는 기존의 고온 벤딩 과정과 달리 짧은 시간에 국부적으로 재결정 온도 이상의 고온까지 가열된 후 급냉하는 과정을 거치며, 벤딩 과정에 곡관의 외륜은 인장, 내륜은 압축의 변형이 발생한다[4,5]. 따라서, 고주파 벤딩된 곡관의 경우에는 곡관부에서 재료물성치가 벤딩 전 직관 상태와 차이를 보일 것으로 예상된다. 또한, 곡관의 각 부위별로 재료물성치가 벤딩 전 직

관과 비교하여 어느 정도 차이를 보이는지 그리고 곡관부 내에서 위치에 따른 재료물성치의 분포가 어떤지를 파악하는 것은 이들 배관계통에 대한 LBB 평가 시 재료물성치를 어떻게 고려할 것인지를 결정하는 데 있어 매우 중요하며, 이는 고주파 유도가열을 통해 벤딩된 곡관이 적용된 배관계통에서 LBB 평가 결과의 신뢰성을 확보하는 측면에서도 매우 중요하다.

본 연구에서는 SA312 TP316 및 SA312 TP304 스테인리스강 배관을 고주파 유도가열 벤딩 후, 곡관부의 각 위치에서 시편을 채취하여 인장시험과 J-R 파괴인성시험을 상온과 원전 운전온도에서 수행하였다. 또한, 시험결과로부터 곡관의 다양한 위치에서의 재료물성치를 구하였으며, 직관과 비교하기 위해 곡관부에서 위치에 따른 재료물성치의 편차를 분석하였다. 보다 명확한 설명을 하기위해서 광학현미경으로 곡관의 미세조직을 관찰하고 주사전자현미경을 이용하여 J-R 파괴인성시험 후 시편의 파면을 관찰하였다.

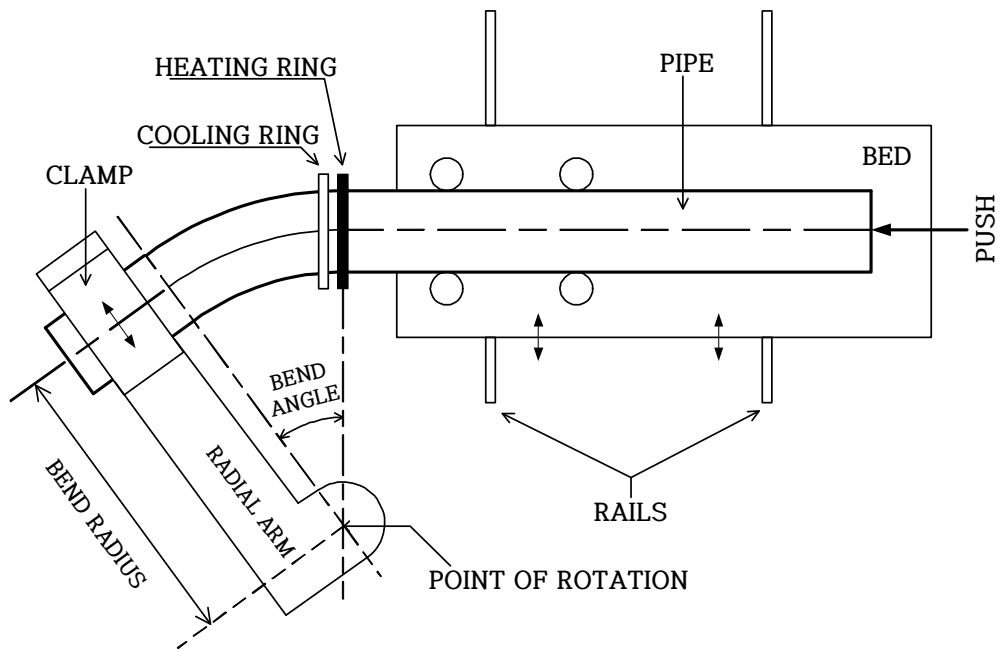


그림 1.1.1 고주파 유도가열 벤딩 공법 개략도

제 2 장 재료 및 시험방법

제 1 절 시험 재료 및 시편

1. 재 료

시험에는 유도가열 벤딩된 12 inch, Sch.160인 SA312 TP316 및 SA312 TP304 스테인리스강 곡관이 사용되었다. 벤딩 전 SA312 TP316 스테인리스강 직관은 1,060°C에서 10분간 용체화처리된 후 급랭되었으며, 재료성적서(CMTR)상의 화학조성은 표 2.1.1과 같다. 벤딩 전 SA312 TP304 스테인리스강 직관은 1,050°C에서 용체화처리된 후 급랭되었으며, 재료성적서(CMTR)상의 화학조성은 표 2.1.2와 같다. 두 재료의 직관을 고주파 유도가열 벤딩하여 곡관을 제작하였다. 곡관은 국부적으로 최소 1,040°C이상 가열된 상태에서 벤딩되었으며 배관의 내·외면에 물을 분사하여 급랭하였다. 벤딩 후 SA312 TP316 및 SA312 TP304 스테인리스강 곡관의 곡률반경(R_b)은 공칭외경(D)의 1.5배(1.5D)이며 굽힘각은 45°이다.

2. 시 편

가. 시편 채취 위치 및 방향

시험에 사용된 시편은 직관과 고주파 유도가열 벤딩된 곡관부의 다양한 위치에서 채취되었다. 곡관부에서의 시편은 그림 2.1.1에 나타난 바와 같이 곡관에서 벤딩이 시작되는 영역과 끝나는 영역의 외륜(TS_EX, TE_EX)과 내륜(TS_IN, TE_IN), 그리고 곡관 중심부의 외륜(Bend_EX), 내륜(Bend_IN), 양쪽 측면(Bend_CD, Bend_CU)에서 채취되었다. SA312 TP316 곡관에서는 인장시편과 J-R 파괴인성시편이 길이방향과 원주방향으로 각각 채취되었으며, SA312 TP304 곡관에서는 인장시편은 길이방향과 원주방향으로 채취되었으며, J-R 파괴인성시편은 길이방향으로만 채취되었다.

나. 인장시편 및 J-R 파괴인성시편

그림 2.1.2는 시험에 사용된 인장시편의 형상을 나타낸 것으로 ASTM E8[6]에 따라 설계된 직경이 6.0mm이고 게이지 길이가 25.0mm(균일길이 32.0mm)인 봉상시편이 사용되었

다.

그림 2.1.3에 나타난 것과 같이 J-R 파괴인성시험에는 ASTM E1820-09[7]에 따라 설계된 표준 1T-CT시편(두께(B)=25.4mm, 폭(W)=50.8mm)이 사용되었다. CT시편의 양쪽 면의 중심에는 두께의 10%에 해당하는 깊이(2.54mm)의 홈이 가공되었다.

제 2 절 시험 장치 및 절차

1. 시험 조건 및 장치

가. 인장시험

인장시험은 시험 재료의 종류에 관계없이 상온과 원전 운전온도인 316℃에서 각각 수행되었으며, 모든 시험은 1.0mm/min의 하중선 변위속도($\dot{\epsilon}=5.208 \times 10^{-4}/s$)에서 수행되었다. 상온에서는 조건 별로 1회씩, 원전 운전온도에서는 조건별로 1~3회씩 시험이 진행되었다. 시험에는 3영역 제어가 가능한 분리형 고온전기로와 50kN의 로드 셀이 부착된 모터 구동형 기계식 만능시험기(R&B사 Model UNITECH)가 사용되었으며, 시편의 변형률은 게이지 길이가 25.0mm이고 50% 변형률까지 측정이 가능한 고온용 신율계(Epsilon사 Model 3555-025-050-HT)로 측정되었다. 고온 시험시 시편의 온도는 K-type열전대를 부착하여 디지털 온도계(OMEGA사 Model HH-23)로 측정되었다.

나. J-R 파괴인성시험

J-R 파괴인성시험은 인장시험과 동일하게 상온과 원전 운전온도인 316℃의 공기분위기에서 각각 수행되었으며, 모든 시험은 1.0mm/min의 하중선 변위속도($\dot{\epsilon}=5.208 \times 10^{-4}/s$)에서 수행되었다. 상온에서는 조건별로 1회, 원전 운전온도에서는 조건별로 2~4회씩 시험이 진행되었다. 시험에는 3영역 제어가 가능한 분리형 고온전기로와 100kN의 동적 로드 셀이 부착된 유압식 만능시험기(INSTRON사 Model 8501)가 사용되었다. 고온용 COD 게이지를 사용하여 하중선 변위를 측정하였으며, 시험에 사용된 고온용 COD 게이지(Epsilon사 Model 3909)는 게이지 길이가 6.0mm이고 측정 길이가 10.0mm이다. 고온 시험시 시편의 온도는 인장시험과 동일한 방법과 장치를 사용하여 측정하였다.

다. 미세조직 및 파면 분석

고주파 유도가열 벤딩된 곡관의 인장물성치 변화원인에 대해 보다 명확한 설명을 위해서 SA312 TP316 및 SA312 TP304 스테인리스강 곡관에서 시편을 채취하여 미세조직을 관찰하였다. 미세조직 관찰에는 광학현미경(OLYMPUS사 Model GX51)이 사용되었으며, 두 재료의 직관과 곡관 중심부의 외륜과 내륜의 미세조직을 관찰하였다. 에칭액은 Acetic Glyceregia(HCl 15mL + acetic acid 10mL + Glycerol 2 drops + HNO₃ 10mL)를 사용하였다[11]. 파면 분석에는 직관과 파괴인성의 변화가 가장 큰 곡관 중심부의 외륜과 내륜의 파면을 관찰하였으며, 주사전자현미경(SIRION사 Model FEI)이 사용되었으며, 10.0kV의 가속전압을 가하였다.

2. 시험 방법 및 절차

가. 인장시험

인장시험에 앞서 가공이 완료된 시편의 직경을 측정하여 시편의 가공 균일성을 확인하고 최소 직경을 기록하였다. 모든 시험에서 고온용 신율계를 사용하여 변형률을 측정하였으며, 고온 시험에서는 시편의 양쪽 끝단에 열전대를 용접하여 시편의 온도를 측정하였다. 양단에서 측정된 시편의 온도가 시험 설정 온도의 $\pm 1^\circ\text{C}$ 범위에서 30분 이상 유지한 후 시험을 시작하였다. 시험이 진행되는 동안 시편에 작용되는 하중과 변위는 PC와 데이터 로그로 구성된 데이터 취득 장치에 의해 1초당 1회씩 저장되었다.

인장시험에서 주어진 하중-변위 곡선에 시편의 최소 직경과 신율계의 게이지 길이를 적용하여 공칭응력(σ_E)-공칭변형률(ϵ_E) 곡선을 계산하고, 각 시험 결과로부터 항복강도(yield stress, YS), 인장강도(ultimate tensile stress, UTS), 총연신율(total elongation, TE) 그리고 균일연신율(uniform elongation, UE) 등의 인장물성치를 구했다. 추가적으로 식(1)을 적용하여 공칭응력-공칭변형률 데이터로부터 네킹 발생 이전까지의 진응력(σ_T)-진변형률(ϵ_T) 데이터를 계산하였다. 계산된 진응력-진변형률 곡선을 식(2)의 Ramberg-Osgood식을 이용하여 곡선점합(curve fitting)한 후 상수 a 와 n 을 결정하였다. 일반적으로 상수 a 와 n 은 fitting 영역에 따라 민감하게 변한다. 여기서는 진변형률이 0~5%인 영역의 데이터 fitting하여 상수 a 와 n 을 결정하였다.

$$\sigma_T = \sigma_E(1 + \epsilon_E), \epsilon_T = \ln(1 + \epsilon_E) \quad \text{식(1)}$$

$$\frac{\epsilon_T}{\epsilon_o} = \frac{\sigma_T}{\sigma_o} + \alpha \left(\frac{\sigma_T}{\sigma_o} \right)^n \quad \text{식(2)}$$

나. J-R 파괴인성시험

J-R 파괴인성시험을 위한 모든 시편은 측면 홈을 가공하기에 앞서 피로하중을 작용시켜 기계 가공된 시편의 노치선단에 3.0mm의 피로예비균열을 생성하였다. 피로예비균열 생성을 위한 피로하중은 ASTM E1820-09의 기준을 만족하도록 균열길이에 따라 4단계로 하중을 감소시키면서 작용시켰으며, 피로하중의 최대/최소 하중비는 0.1이고 주파수는 10Hz이다. 고온 시험 시 시편의 양쪽 측면에 열전대를 용접하여 시편의 온도를 측정하였다. 양쪽 측면에서 측정된 시편의 온도가 시험설정 온도의 $\pm 2^\circ\text{C}$ 범위에서 30분 이상 유지한 후 시험을 시작하였다.

ASTM E1820-09에 제시된 정규화법(Normalization Method)을 적용하여 J-R 파괴인성시험을 수행하였다. 정규화법을 적용한 시험 절차에서는 먼저 시험을 통해 하중-변위 곡선을 얻고, 이것을 초기 균열길이와 최종 균열길이, 그리고 시편의 형상으로 정규화한 정규화 하중(P_N)-변위(ν'_{pl}) 곡선을 구한다. ASTM E1820-09 기준에 따라 정규화 하중-변위 데이터를 식(3)으로 curve fitting하여 4개의 파라미터(a, b, c, d)를 결정한다. 파라미터가 결정된 식(3)과 실제 측정된 초기 균열길이, 최종 균열길이, 그리고 하중-변위 데이터로부터 균열진전길이(Δa)를 계산한다. 정규화 하중 계산 시 균열둔화에 의한 균열성장 길이는 ASTM E1820-09의 식(4) 대신 ISO 12135[8]의 식(5)을 적용하여 계산하였다.

$$P_N = \frac{a + b\nu'_{pl} + c\nu'^2_{pl}}{d + \nu'_{pl}} \quad \text{식(3)}$$

$$a_{bi} = a_0 + \frac{J_i}{2\sigma_Y} \quad \text{식(4)}$$

$$a_{bi} = a_0 + \frac{J_i}{3.75R_m} \quad \text{식(5)}$$

여기서, σ_Y 는 재료의 항복강도와 인장강도의 산술 평균이며, R_m 은 재료의 인장강도이다. 앞서 구한 균열진전길이와 하중-변위 곡선을 이용하여 각각의 균열길이에 대한 J-적분

값을 계산하여 J- Δa 곡선을 구한다. 최종적으로 식(6)을 적용하여 J- Δa 곡선에서 0.15~1.5mm offset-line 사이의 데이터를 curve fitting하여 피팅 파라미터 C_1 과 C_2 를 구한다. 본 연구에서는 균열둔화에 의한 균열성장길이를 ISO 12135 기준에 따라 결정하였으므로 curve fitting 영역을 결정하기 위한 0.15~1.5mm offset-line의 기울기로 $3.75R_m$ 을 적용하였다.

$$J = C_1 \left(\frac{\Delta a}{1mm} \right)^{C_2} \quad \text{식(6)}$$

표 2.1.1 시험에 사용된 SA312 TP316 배관재의 화학조성 (CMTR)

C	Mn	Si	P	S	Cr	Ni	Mo
0.02	1.31	0.039	0.009	0.000	16.4	11.2	2.05

표 2.1.2 시험에 사용된 SA312 TP304 배관재의 화학조성 (CMTR)

C	Mn	Si	P	S	Cr	Ni
0.018	1.76	0.31	0.025	0.0002	18.43	10.24

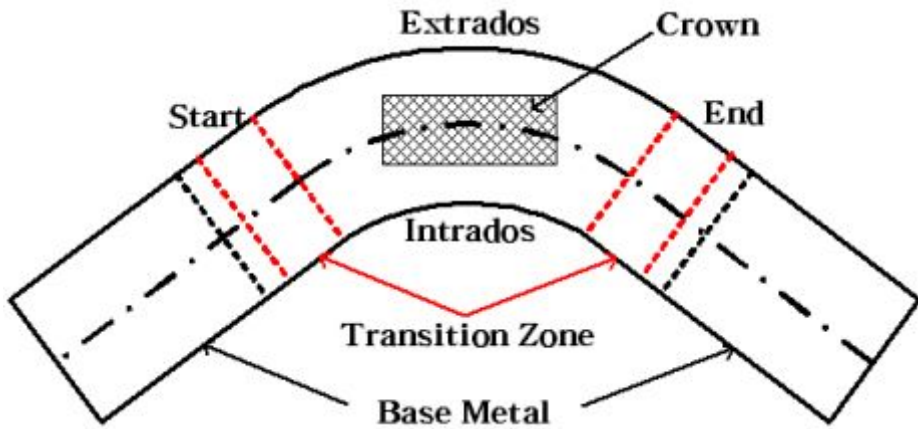


그림 2.1.1 곡관에서 시편 채취 위치

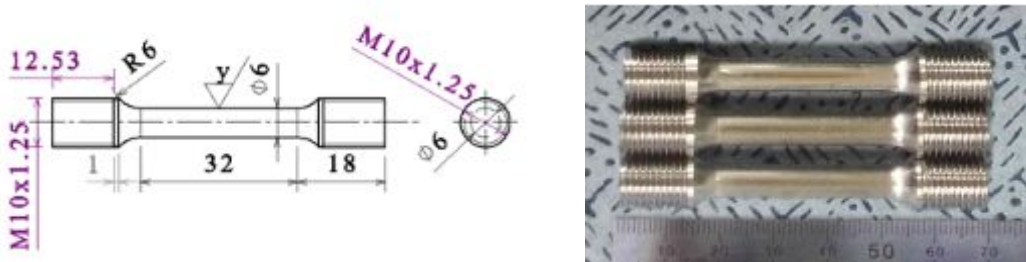


그림 2.1.2 인장시험에 사용된 시편의 형상

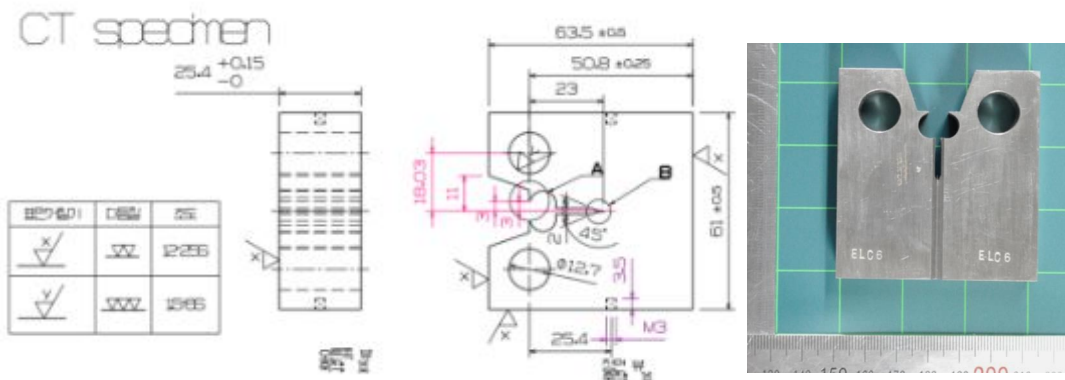


그림 2.1.3 J-R 파괴인성시험에 사용된 시편의 형상

제 3 장 시험 결과

제 1 절 인장시험 결과

고주파 유도가열을 통해 벤딩된 곡관에서 각 위치에 따른 인장물성치를 평가하기 위해 상온과 원전 운전온도인 316°C에서 인장시험을 수행하였다. 그림 3.1.1과 그림 3.1.2는 각각 시험이 완료된 SA312 TP316 스테인리스강과 SA312 TP304 스테인리스강 시편의 사진으로 시험조건에 관계없이 모든 시편이 게이지 길이 내에서 네킹되어 최종파단되었다. 따라서, 상온과 원전 운전온도에서 인장시험은 적절히 수행되었으며 신뢰성 있는 인장시험 결과를 얻은 것으로 판단된다.

1. 상 온

가. 공칭응력-공칭변형을 거동

(1) SA312 TP316 스테인리스강 곡관

그림 3.1.3은 상온에서 수행된 인장시험 결과로부터 구한 공칭응력-공칭변형을 곡선을 시편의 각 위치에 따라 비교한 것이다. 길이방향(L-dir.)으로 채취된 시편의 경우(그림 3.1.3(a)), 직관과 비교하여 곡관부의 모든 위치에서 강도는 증가하였으며 연성은 감소하는 경향을 보였다. 곡관부 내에서 위치에 따라 공칭응력-공칭변형을 비교하면, 천이영역에 비해 곡관부 중심에서 강도의 증가와 연성의 감소가 큰 것을 알 수 있다. 곡관 중심부에서는 내륜의 강도 증가와 연성 감소가 외륜에 비해 크게 나타났으며, 벤딩 과정에서 지면을 향했던 곡관 측면부(Bend_CD)에서 강도 증가와 연성 감소가 가장 낮게 나타났다. 반면 벤딩 과정에서 위쪽을 향했던 곡관 측면부(Bend_CU)에서 강도 증가와 연성 감소는 내륜과 거의 유사하였다. 따라서, 곡관의 양 측면부에서 강도와 연성의 차이가 관찰되었다.

그림 3.1.3(b)에서 알 수 있는 것과 같이 원주방향(C-dir.) 시편의 경우에도 길이방향 시편과 거의 유사한 공칭응력-공칭변형을 곡선을 보였다. 길이방향 시편에서와 마찬가지로 직관에 비해 곡관부에서 전체적으로 강도는 증가하고, 연성은 감소하였다. 강도 증가와 연성 감소 경향은 곡관부가 시작되고 끝나는 천이영역보다 곡관 중심부에서 크게 나타났다. 곡관 중심부에서 위치에 따른 공칭응력-공칭변형을 곡선을 살펴보면, 내

륜에서 강도 증가와 연성 감소가 외륜에 비해 크게 나타났다. 벤딩 과정에서 지면을 향했던 곡관 측면부(Bend_CD)의 강도 증가와 연성 감소는 천이영역과 유사한 정도로 작은 반면, 벤딩 과정에서 위쪽을 향했던 곡관 측면부(Bend_CU)에서 강도 증가와 연성 감소는 내륜과 거의 유사하였다. 곡관의 양쪽 측면부에서 인장물성치 차이는 앞서 살펴본 길이방향 시편의 결과와 유사한 것으로, 각 조건 별로 3회씩 시험된 316°C의 시험 결과에 의하면 곡관 측면부에서 이러한 차이는 시편의 위치 차이에 기인하는 것으로 파악되었다. 즉, Bend_CD 시편은 곡관 측면부의 중앙 부근에서 채취된 반면, 강도 증가와 연성 감소가 크게 관찰된 Bend_CU 시편은 곡관의 내륜에 치우친 위치에서 채취되었기 때문인 것으로 판단된다. 상온 시험 결과에서는 고주파 유도가열 벤딩에 따른 곡관부의 인장물성치 변화가 시편의 방향성의 차이는 크지 않았다.

(2) SA312 TP304 스테인리스강 곡관

그림 3.1.4은 상온에서 수행된 SA312 TP304 스테인리스강의 인장시험 결과로부터 구한 공칭응력-공칭변형을 곡선을 시편의 위치에 따라 비교한 것이다. 곡관에서 길이방향으로 채취한 시편의 경우(그림 3.1.4(a)), 직관에 비해 곡관부에서 강도가 뚜렷이 높고 연성이 낮은 것으로 평가되었다. 즉, 고주파 유도가열 벤딩에 의해 곡관부의 강도는 직관에 비해 증가하고 연성은 감소한 것이다. 이러한 현상은 곡관의 외륜에 비해 내륜에서 더 뚜렷하였다. 한편, 원주방향 시편의 경우(그림 3.1.4(b))에도 내륜에서는 직관에 비해 강도가 높고 연성이 낮은 것으로 평가되었다. 그러나, 외륜에서는 강도와 연성이 직관에 비해 모두 높게 나타났다.

그림 3.1.4(a)와 그림 3.1.4(b)를 비교하여 살펴보면, 원주방향 시편에 비해 길이방향 시편에서 고주파 유도가열 벤딩에 의한 공칭응력-공칭변형을 곡선의 변화가 크게 나타나는 것을 알 수 있다. 즉, 직관과 비교하여 곡관부에서 강도와 연성의 변화가 크게 나타났다. 또한, 곡관의 외륜에 비해 내륜에서 시편 방향에 따른 응력-변형을 곡선의 차이가 큰 것을 알 수 있다.

나. 유도가열 곡관의 인장물성치

고주파 유도가열 벤딩에 따른 SA312 TP316 및 SA312 TP304 스테인리스강 곡관의 인장물성치 변화와 곡관 내에서 위치에 따른 인장물성치의 분포를 정량적으로 살펴보기 위해서, 앞서 살펴본 상온의 공칭응력-공칭변형을 곡선에서 항복강도, 인장강도, 연

신율을 구해 시편의 위치에 따라 비교하였다.

(1) SA312 TP316 스테인리스강 곡관

그림 3.1.5는 상온의 항복강도, 인장강도, 연신율을 곡관부에서 시편의 위치에 따라 나타낸 것으로, 직관에 인장물성치로 정규화하여 비교하였다. 그림 3.1.5(a)에 나타낸 것과 같이 직관, 천이영역, 그리고 곡관 중심부의 순서로 강도가 높은 값을 보였으며, 인장강도에 비해 항복강도에서 위치에 따른 차이가 뚜렷했다. 곡관부의 항복강도와 인장강도를 직관에 대한 값으로 정규화하여 살펴보면, 항복강도는 직관에 비해 천이영역에서 15~25% 정도 높은 값을 보였으며 곡관 중심부에서는 위치에 따라 차이가 있으나 10~45% 정도 높은 값을 보였다. 곡관 중심부내에서는 외륜에 비해 내륜의 항복강도가 가장 높은 값을 보였다. 곡관 측면부 중 Bend_CU는 내륜과 거의 유사한 정도의 항복강도를 보인 반면, 측면부 중 Bend_CD의 항복강도는 시편의 방향에 관계없이 천이영역보다도 낮은 값을 보였다. 직관과 비교하여 곡관 중심부에서 강도 증가율은 시편의 방향에 따라 원주방향에 비해 길이방향에서 더 뚜렷한 것으로 평가되었다. 인장강도의 경우에도 곡관 중심부가 천이영역에 비해 높은 값을 보이지만, 직관과 비교하여 인장강도의 증가율은 최대 5% 미만이었다.

위치에 따른 연신율을 살펴보면, 그림 3.1.5(b)에 나타낸 것과 같이 직관에 비해 곡관에서 총연신율과 균일연신율이 모두 감소하였으며 위치에 따른 총연신율과 균일연신율의 변화 경향이 거의 유사하였다. 직관의 연신율과 곡관에서 연신율을 정량적으로 비교하면, 천이영역의 총연신율과 균일연신율은 직관에 비해 약 5~10% 정도 낮았으며 곡관 중심부는 약 10~15% 정도 낮은 연신율을 보였다. 직관과 비교하여 곡관 중심부의 내륜에서 연신율의 감소가 가장 컸으며, 외륜과 측면부의 연신율 감소 정도는 거의 유사하였다. 시편의 방향에 따라 비교하면, 곡관 중심부에서 길이방향에 비해 원주방향 시편이 약 5% 정도 높은 연신율을 보였다. 직관의 연신율과 비교할 때, 길이방향 시편에 비해 원주방향 시편에서 연신율의 감소 정도가 약간 작은 것을 알 수 있다. 곡관부에서 시편의 위치와 방향에 따른 전체적인 연신율의 변화 경향은 강도의 변화 경향과 잘 일치하는 것을 알 수 있다.

(2) SA312 TP304 스테인리스강 곡관

그림 3.1.6(a)는 상온에서 직관과 곡관 중심부의 외륜과 내륜의 항복강도와 인장강도

를 곡관의 위치에 따라 나타낸 것이다. 그림에서 알 수 있는 것과 같이 곡관 중심부의 항복강도와 인장강도는 시편의 방향에 관계없이 항상 직관보다 큰 값을 보였으며, 특히 곡관부의 항복강도는 직관에 비해 뚜렷이 큰 값을 보였다. 정량적으로 비교하면, 곡관 외륜의 항복강도는 직관에 비해 20%(C-dir.)와 46%(L-dir.) 정도 높았으며, 내륜은 직관과 비교하여 14.9%(C-dir.)와 59.9%(L-dir.) 정도 높은 항복강도를 보였다. 곡관의 위치에 따른 인장강도를 비교하여 살펴보면, 시편 방향에 따라 차이가 있으나 곡관부의 인장강도는 직관에 비해 최대 7% 정도 높은 값을 보였다. 따라서, 고주파 유도가열 벤딩에 의한 곡관부의 인장강도 증가는 항복강도에 비해 미미한 것을 알 수 있다.

시편 위치에 따른 연신율을 살펴보면, 그림 3.1.6(b)에 나타낸 것과 같이 외륜의 원주방향 시편을 제외하면 전체적으로 직관에 비해 곡관에서 총연신율과 균일연신율이 모두 낮은 값을 보였다. 즉, 고주파 유도가열 벤딩에 의해 곡관부에서 연신율이 감소하였다. 전체적으로 길이방향 시편이 원주방향 시편에 비해 연신율의 감소가 크게 나타났으며, 외륜에 비해 내륜에서 연신율의 감소가 크게 관찰되었다. 직관과 비교하여 곡관의 외륜에서 총연신율의 감소율은 -2.2%(C-dir.)과 5.3%(L-dir.)이며, 내륜에서 총연신율은 직관에 비해 5.4%(C-dir.)와 12.3%(L-dir.) 정도 감소하였다. 외륜에서 균일연신율은 직관에 비해 2.4%(C-dir.)과 11.3%(L-dir.) 정도 감소하였으며, 내륜에서는 5.1%(C-dir.)와 17.0%(L-dir.) 정도 낮은 값을 보였다.

2. 원전 운전온도(316°C)

가. 공칭응력-공칭변형을 거동

(1) SA312 TP316 스테인리스강 곡관

그림 3.1.7은 곡관부에서 길이방향으로 채취한 시편을 316°C에서 시험한 공칭응력-공칭변형을 곡선을 시편의 위치에 따라 비교한 것이다. 상온에서 수행된 인장시험 결과와 마찬가지로 직관에 비해 곡관부(천이영역과 곡관 중심부)에서 강도는 증가하고, 연성은 감소하였다. 그림 3.1.7(a)와 그림 3.1.7(b)의 비교에서 알 수 있는 바와 같이 벤딩이 시작되거나 끝나는 천이영역에 비해 곡관 중심부에서 강도 증가와 연성 감소가 크게 나타났다. 천이영역에서 시편의 위치에 따른 공칭응력-공칭변형을 곡선을 비교하면, 원주방향으로 내륜과 외륜의 차이는 거의 무시할 수 있는 정도였다. 그러나, 벤딩이 시작되는 천이영역(TS)보다 벤딩이 끝나는 천이영역(TE)의 강도가 원주방향 위치에 무관하게 높은 경향을 보였다. 곡관 중심부에서 원주방향 위치에 따른 차이를 살펴보면, 직

관과 비교하여 내륜에서 강도 증가와 연성 감소가 가장 크게 나타났으며, 측면부와 외륜에서 강도 증가와 연성 감소는 거의 유사하였다.

원주방향 시편의 경우에도 곡관부에서 위치에 따른 공칭응력-공칭변형률의 변화 경향이 길이방향 시편과 거의 유사하였다. 직관에 비해 곡관부에서 전체적으로 강도가 증가하고 연성은 감소하였다. 또한, 천이영역에 비해 곡관 중심부에서 강도 증가와 연성 감소가 크게 나타났다. 곡관 중심부내에서 위치에 따른 차이를 살펴보면, 길이방향 시편에서와 같이 내륜에서 강도 증가와 연성 감소가 가장 크게 나타났으며, 외륜과 측면부에서 거의 비슷한 정도의 강도 증가와 연성 감소를 보였다.

앞서 살펴본 공칭응력-공칭변형률 곡선을 시편의 방향에 따라 비교한 결과, 상온 시험 결과와 마찬가지로 시편 방향에 따른 공칭응력-공칭변형률 곡선의 뚜렷한 차이는 관찰되지 않았다. 다만 시편의 방향에 따라 연성의 차이가 관찰되었으며, 곡관 측면부에서 채취된 시편의 경우에는 강도의 차이도 관찰되었다. 그러나, 시편 방향에 따른 차이보다 같은 방향 방향의 시편 사이에 데이터 편차가 더 큰 것을 알 수 있다. 따라서, 운전온도에서도 고주파 유도가열 벤딩이 곡관부에서 인장물성치의 방향성을 크게 증가시키지 않는 것으로 파악되었다.

(2) SA312 TP304 스테인리스강 곡관

그림 3.1.8은 배관 운전온도인 316°C에서 수행된 인장시험에서 얻은 공칭응력-공칭변형률 곡선을 방향별로 시편 위치에 따라 비교한 것이다. 길이방향 시편의 경우, 곡관부에서 시편 간의 데이터 편차는 크지만 모든 응력-변형률 곡선이 직관에 비해 높은 강도와 낮은 연성을 보였다. 즉, 상온에서와 마찬가지로 고주파 유도가열 벤딩에 의해 곡관부의 고온 강도는 뚜렷이 증가하고 연성은 감소하는 것을 알 수 있다. 고주파 유도가열 벤딩된 곡관부에서 강도 증가와 연성 감소는 외륜에 비해 내륜에서 더욱 뚜렷하였다. 원주방향의 경우에도 길이방향과 유사한 결과를 보이는 것을 알 수 있다. 직관에 비해 벤딩된 곡관부에서 강도가 뚜렷이 높고 연성이 낮은 값을 보였다. 특히 곡관의 외륜에 비해 내륜에서 강도가 높고 연성이 낮은 것으로 파악되었다. 이러한 경향은 앞서 수행된 SA312 TP316 스테인리스강 곡관에 대한 인장시험 결과와 일치하는 것이다. 따라서, SA312 TP304 스테인리스강 곡관에서 고주파 유도가열 벤딩에 따른 인장물성치 변화는 SA312 TP316 곡관과 같은 원인에 의한 것으로 판단된다.

그림 3.1.8의 공칭응력-공칭변형률 곡선을 비교하여 살펴보면, 시편 방향에 관계없이 고주파 유도가열 벤딩에 따른 공칭응력-공칭변형률 곡선의 변화 경향이 일치하는 것을 알 수

있다. 즉, 방향에 관계없이 고주파 유도가열 벤딩에 의한 강도 증가와 연성 감소가 곡관의 외륜에 비해 내륜에서 크게 나타났으며, 강도 증가와 연성 감소 정도 역시 거의 비슷하였다. 따라서, 고주파 유도가열 벤딩에 의해 SA312 TP304 스테인리스강 곡관부에서 응력-변형을 거동의 방향성이 크게 변하지 않는 것으로 판단된다.

나. 유도가열 곡관의 인장물성치

(1) SA312 TP316 스테인리스강 곡관

그림 3.1.9는 배관 운전온도인 316°C에서 수행된 인장시험 결과로부터 구한 인장물성치를 시편의 위치에 따라 나타낸 것이다. 상온 시험 결과와 유사하게 직관에 비해 곡관부에서 항복강도와 인장강도는 모두 높게 나타났으며, 곡관의 천이영역에 비해 곡관 중심부에서 강도가 뚜렷이 높은 것을 알 수 있다. 이러한 경향은 인장강도에 비해 항복강도에서 더욱 뚜렷하였다. 직관과 비교하여 천이영역의 항복강도는 약 20~40% 정도 높은 값을 보였으며, 곡관 중심부는 직관에 비해 30~80% 정도 높은 값을 보였다. 따라서, 상온 인장시험 결과와 비교하면, 상온에 비해 316°C에서 벤딩에 따른 곡관부의 항복강도 증가율이 더욱 큰 것을 알 수 있다. 그러나, 상온에서와 유사하게 직관에 비해 곡관부에서 인장강도의 증가 정도는 5% 미만으로 크지 않았다. 곡관 중심부에서 시편의 위치에 따른 차이를 살펴보면, 내륜에서 항복강도가 가장 높았으며 외륜과 측면부에서 거의 유사한 항복강도를 보였다. 천이영역에서는 시편의 위치에 따른 강도 차이가 크지 않았으나, 벤딩이 시작되는 부분(TS)과 끝나는 부분(TE)의 항복강도 차이는 뚜렷하였다. 벤딩이 시작되는 위치에 비해 끝나는 위치에서 항복강도가 높게 나타났다. 곡관 중심부에서 강도 증가를 시편의 방향에 따라 살펴보면, 원주방향에 비해 길이방향에서 강도 증가 정도가 약간 크게 나타나는 것을 알 수 있다.

그림 3.1.9(b)에 나타낸 것과 같이 직관에 비해 벤딩된 곡관에서 연신율은 전체적으로 낮은 값을 보였으며, 위치에 따른 총연신율과 균일연신율의 변화 경향은 유사하였다. 전체적으로 곡관 중심부의 연신율이 천이영역보다 낮은 값을 보였으며, 곡관 중심부에서는 내륜의 연성이 가장 낮고, 외륜, 측면부 순으로 낮은 연신율을 보였다. 곡관부의 연신율을 직관의 연신율과 정량적으로 비교하면, 천이영역은 직관에 비해 평균 5% 정도 낮은 값을 보였다. 곡관 중심부는 원주방향 위치에 따라 약 5~20% 정도 낮은 연신율을 보였으며, 총연신율에 비해 균일연신율의 감소가 약간 큰 것으로 관찰되었다. 시편의 방향에 따른 차이는 뚜렷하지 않았으나, 곡관부에서 연신율 감소 경향이 원주

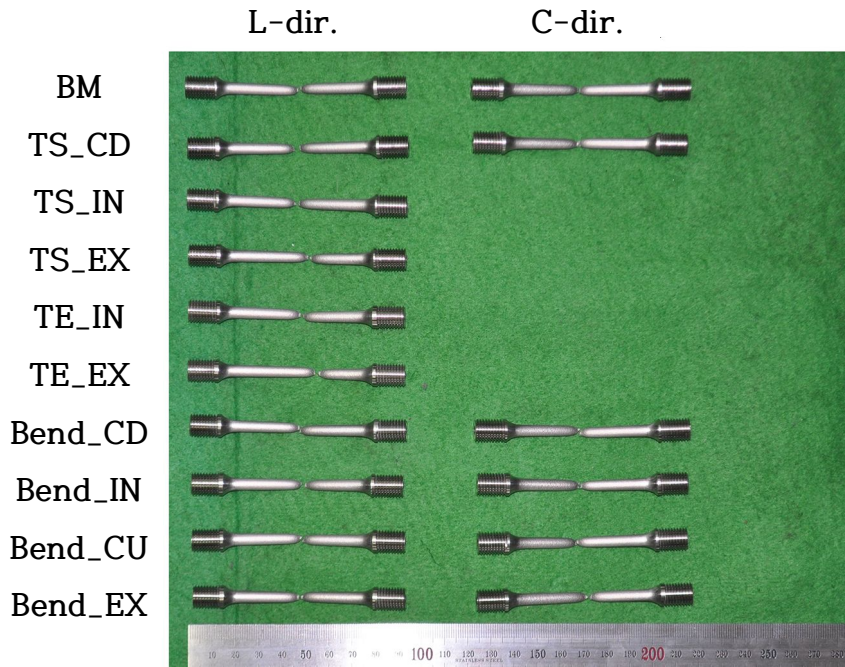
방향 시편에 비해 길이방향 시편에서 약간 크게 나타났다.

(2) SA312 TP304 스테인리스강 곡관

그림 3.1.10(a)는 316°C에서 직관과 곡관 중심부의 외륜과 내륜의 항복강도와 인장강도를 곡관의 위치에 따라 나타낸 것이다. 상온과 마찬가지로 곡관 중심부의 항복강도와 인장강도는 시편의 방향에 관계없이 항상 직관보다 큰 값을 보였으며, 특히 곡관부의 항복강도는 직관에 비해 뚜렷이 큰 값을 보였다. 정량적으로 비교하면, 곡관 외륜의 항복강도는 직관에 비해 34.1%(C-dir.)와 57.5%(L-dir.) 정도 높았으며, 내륜은 57.8%(C-dir.)와 77.7%(L-dir.) 정도 높은 항복강도를 보였다. 곡관의 위치에 따른 인장강도를 비교하여 살펴보면, 시편 방향에 따라 차이가 있으나 곡관부의 인장강도는 직관에 비해 최대 7% 정도 높은 값을 보였다. 따라서, 고주파 유도가열 벤딩에 의한 곡관부의 인장강도 증가는 항복강도에 비해 미미한 것을 알 수 있다.

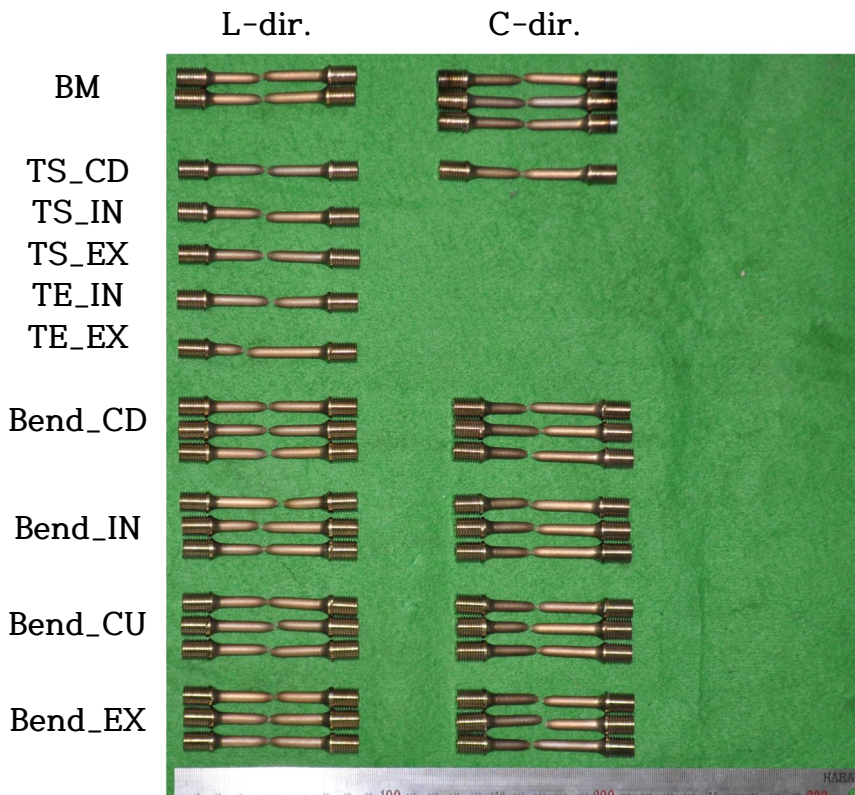
시편 위치에 따른 연신율을 살펴보면, 그림 3.1.10(b)에 나타낸 것과 같이 전체적으로 직관에 비해 곡관에서 총연신율과 균일연신율이 모두 낮은 값을 보였다. 상온 시험 결과와 마찬가지로 고주파 유도가열 벤딩에 의해 곡관부에서 연신율이 감소하였다. 곡관부의 연신율 감소는 시편의 방향과 위치에 따라 큰 차이를 보이지 않았다. 곡관부에서 연신율의 감소를 정량적으로 살펴보면, 직관에 비해 외륜에서 총연신율은 12.0%(C-dir.)과 6.5%(L-dir.) 정도 감소하였으며, 내륜에서는 직관에 비해 7.3%(C-dir.)와 6.7%(L-dir.) 정도 감소하였다. 균일연신율은 직관에 비해 곡관의 외륜이 15.5%(C-dir.)와 9.5%(L-dir.) 정도 낮았으며, 내륜은 14.0%(C-dir.)와 11.6%(L-dir.) 정도 낮은 균일연신율을 보였다.

고주파 유도가열 벤딩된 SA312 TP304 곡관에서 직관에 비해 낮은 연신율을 보이는 것은 곡관부에서 높은 강도를 보이는 것과 잘 일치하는 것으로, 그림 3.1.10에 나타낸 것과 같이 시편의 위치와 방향에 따른 연신율의 감소와 강도 증가 경향이 일치하는 것을 알 수 있다.



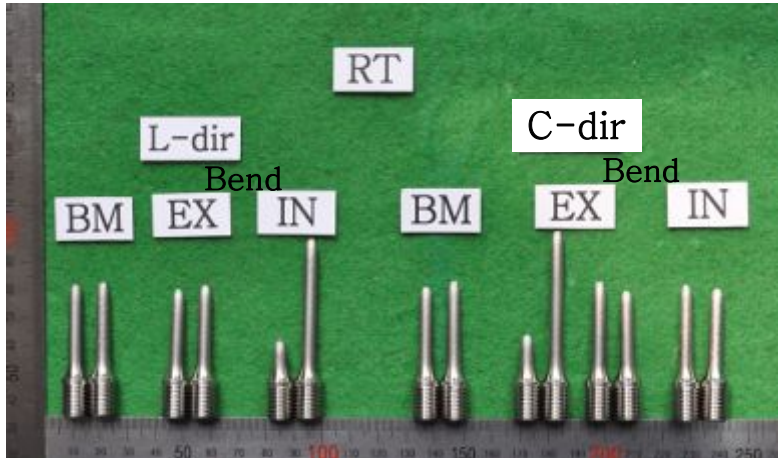
(a) 상온

그림 3.1.1 인장시험이 완료된 SA312 TP316 스테인리스강 시편

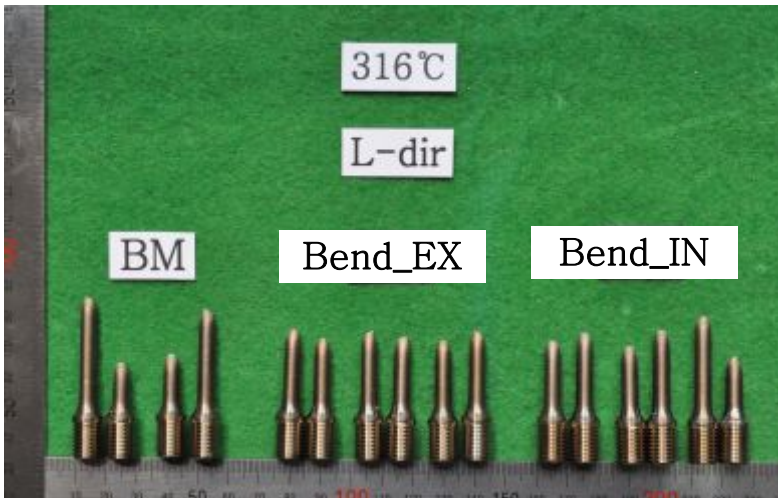


(b) 운전온도 316°C

그림 3.1.1 인장시험이 완료된 SA312 TP316 스테인리스강 시편(계속)

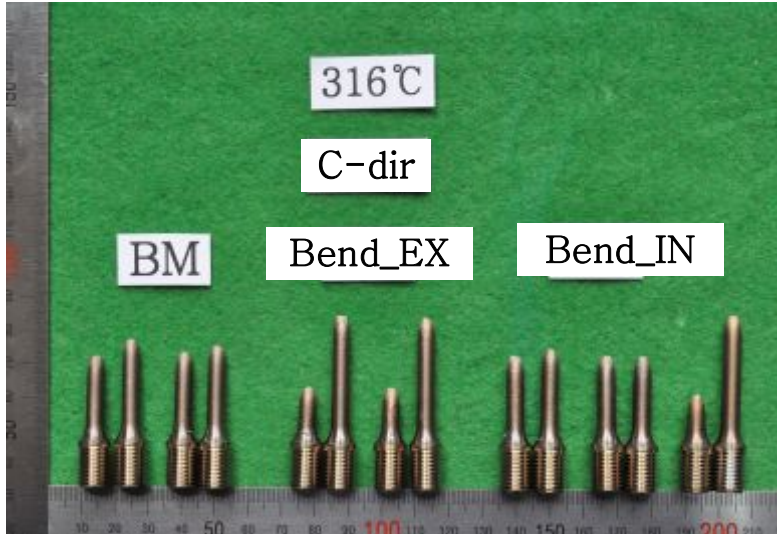


(a) 상온



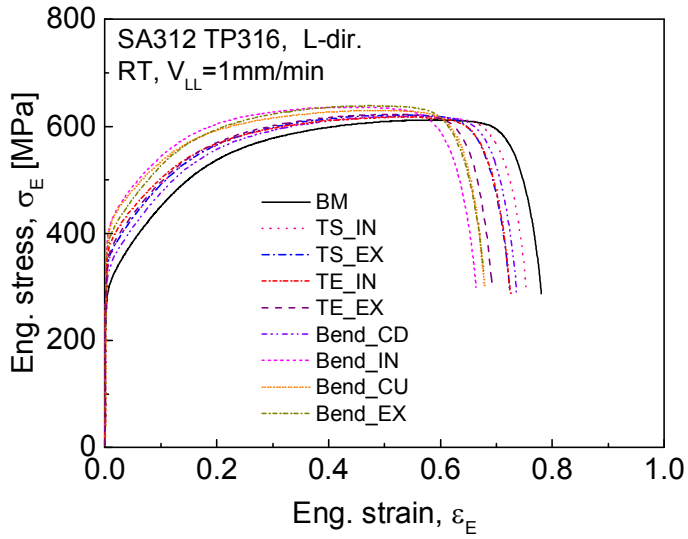
(b) 운전온도 316°C - 길이방향

그림 3.1.2 인장시험이 완료된 SA312 TP304 스테인리스강 시편

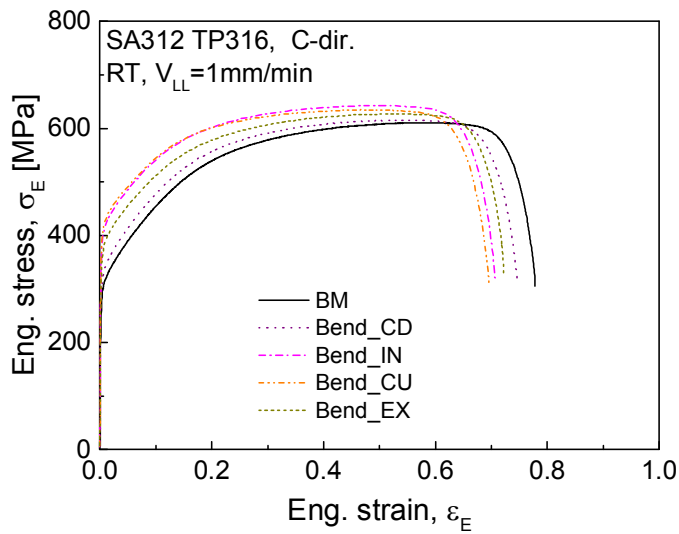


(c) 운전온도 316°C - 원주방향

그림 3.1.2 인장시험이 완료된 SA312 TP304 스테인리스강 시편(계속)

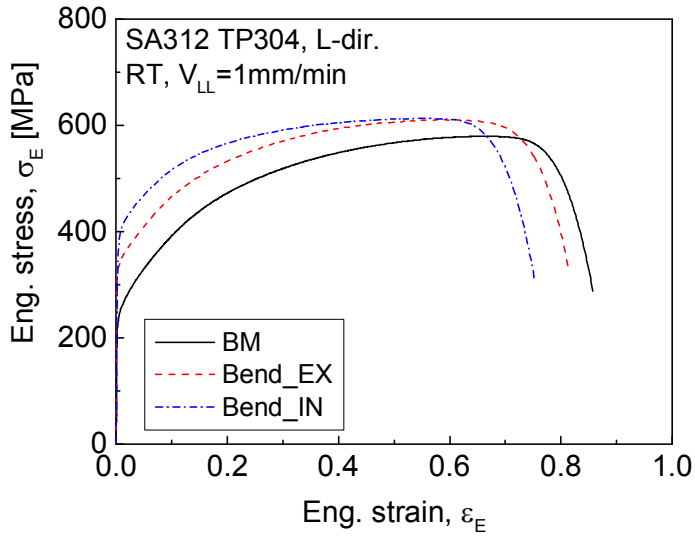


(a) 길이방향

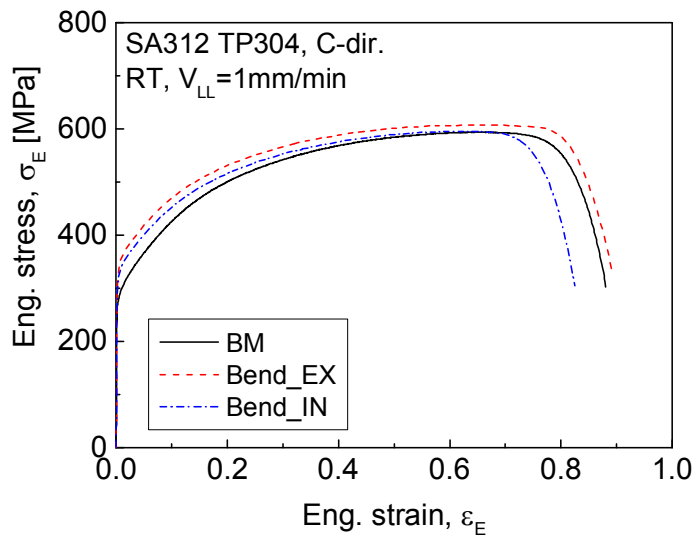


(b) 원주방향

그림 3.1.3 SA312 TP316 벤딩 곡관의 각 위치에서 공칭응력-공칭변형을 곡선(상온)

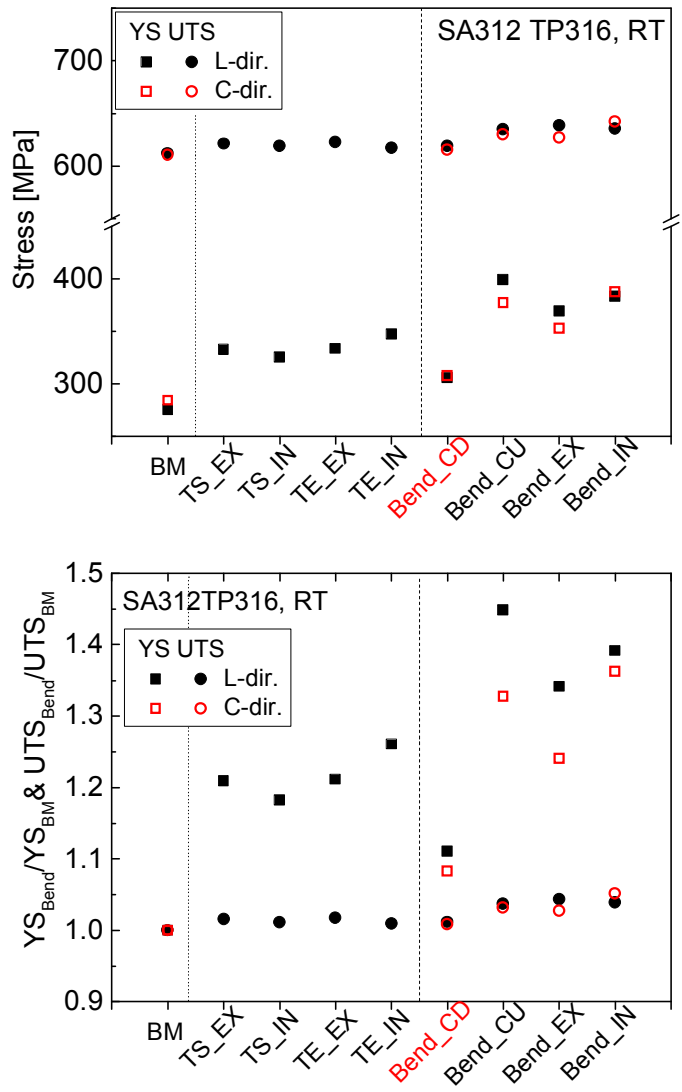


(a) 길이방향



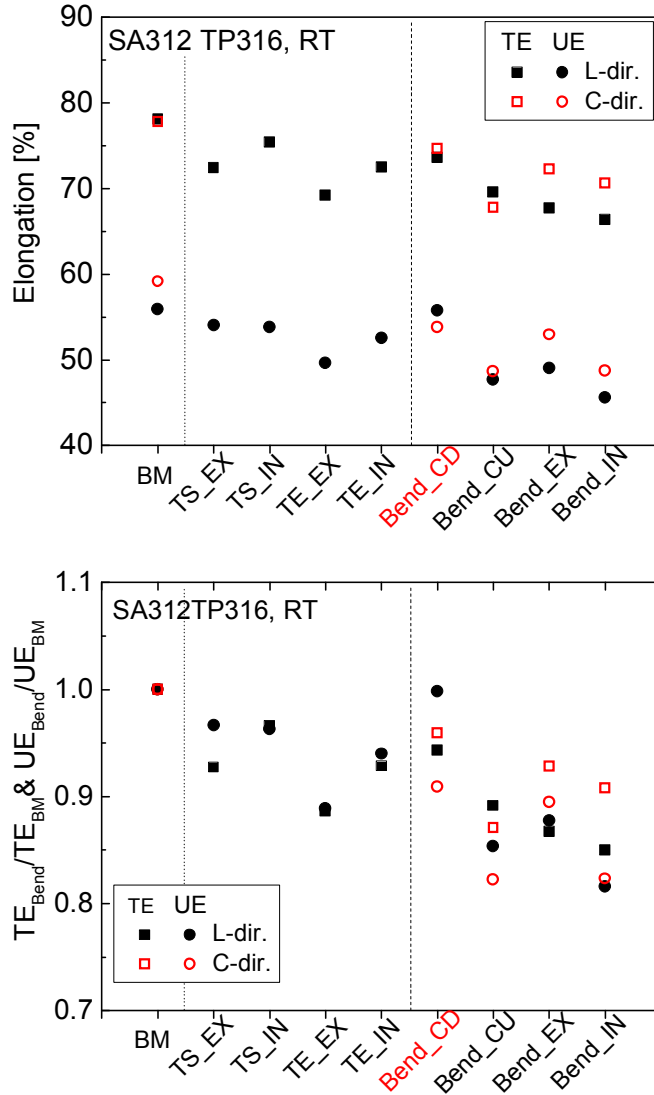
(b) 원주방향

그림 3.1.4 SA312 TP304 벤딩 곡관의 각 위치에서 공칭응력-공칭변형을 곡선(상은)



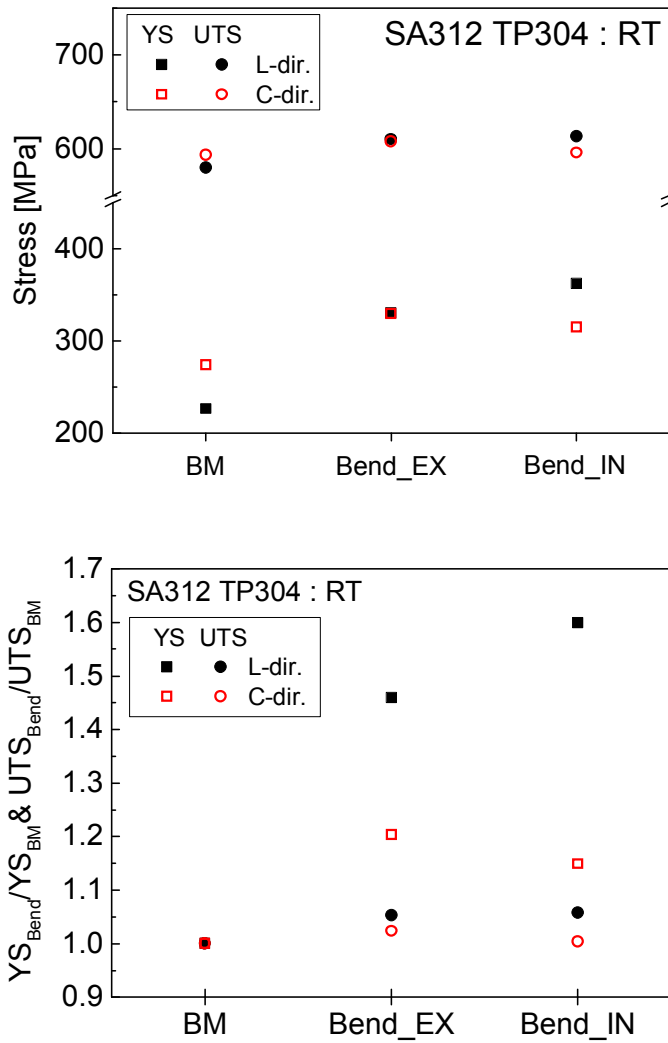
(a) 강도

그림 3.1.5 SA312 TP316 벤딩 곡관의 각 위치에 따른 인장물성치 분포(상온)



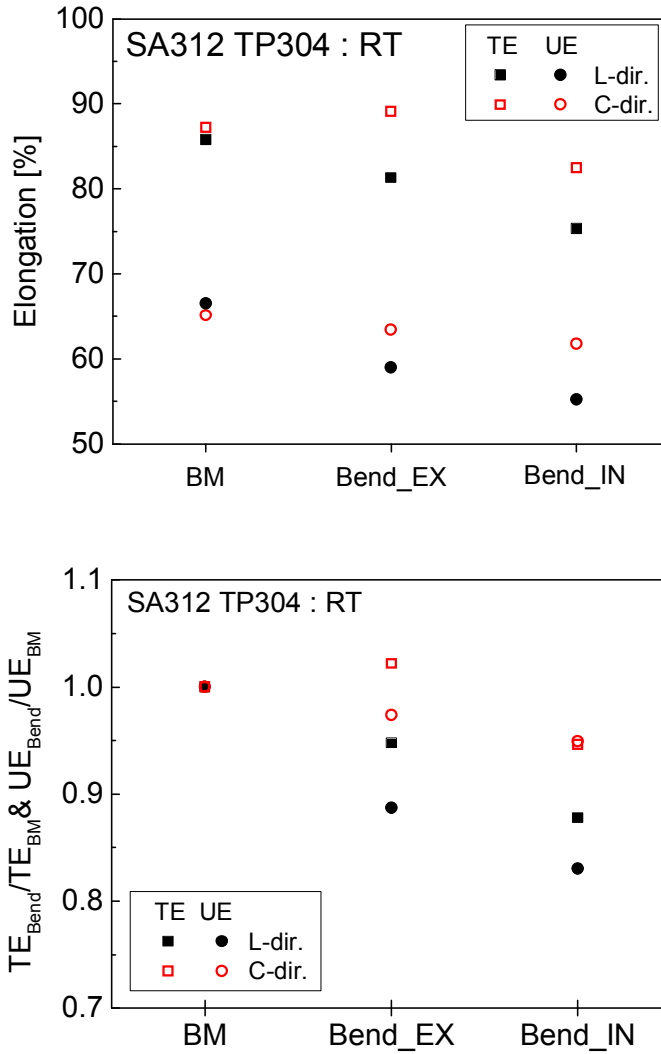
(a) 연신율

그림 3.1.5 SA312 TP316 벤딩 곡관의 각 위치에 따른 인장물성치 분포(상온)(계속)



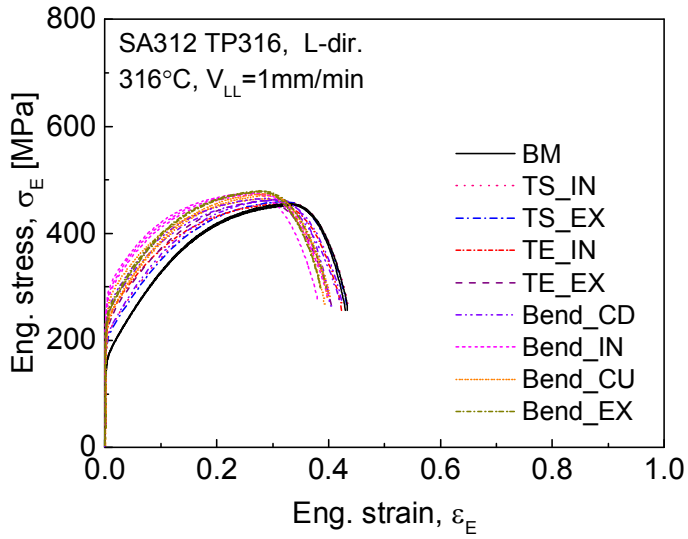
(a) 강도

그림 3.1.6 SA312 TP304 벤딩 곡관의 각 위치에 따른 인장물성치 분포(상온)

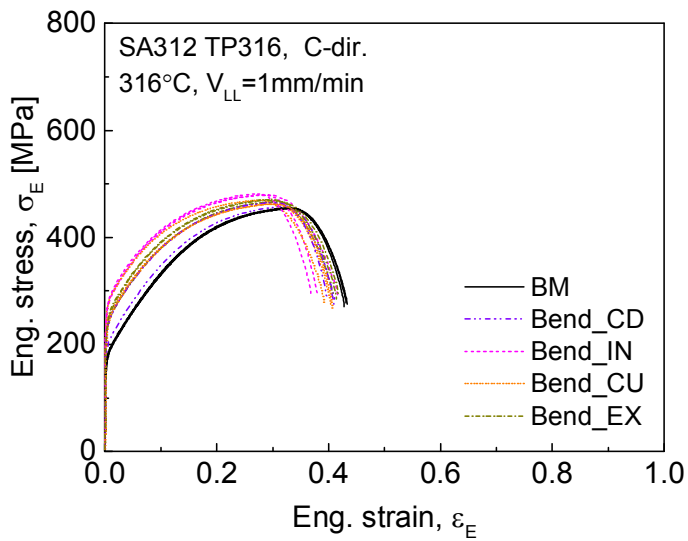


(b) 연신율

그림 3.1.6 SA312 TP304 벤딩 곡관의 각 위치에 따른 인장물성치 분포(상온)(계속)

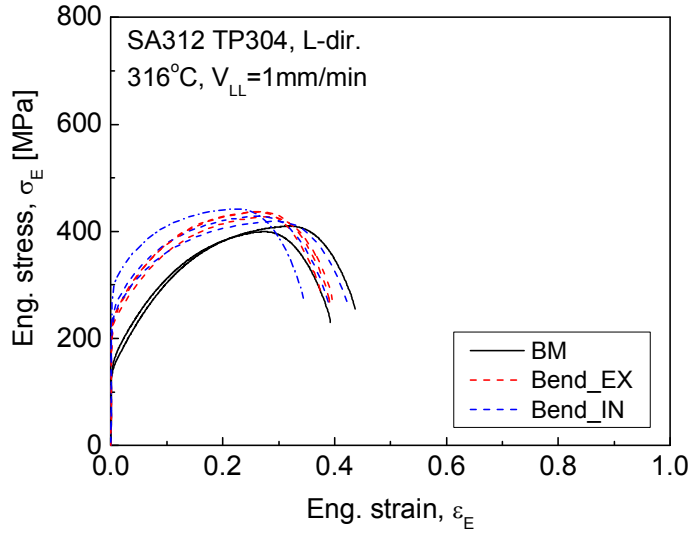


(a) 길이방향

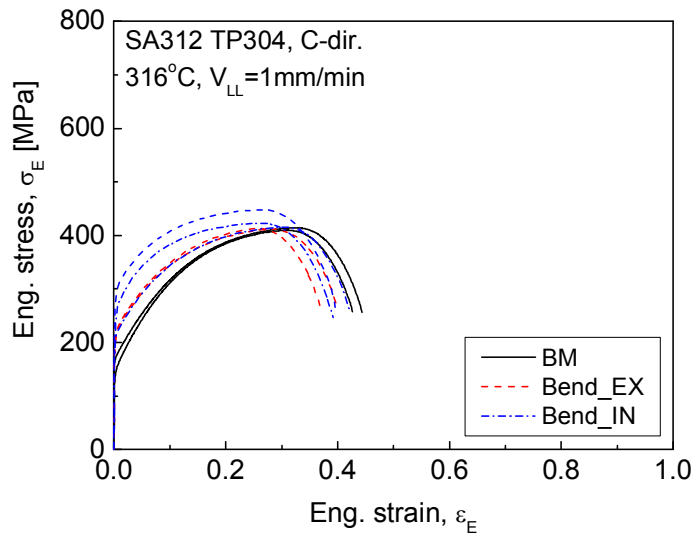


(b) 원주방향

그림 3.1.7 SA312 TP316 벤딩 곡관의 각 위치에서 공칭응력-공칭변형을 곡선(316°C)

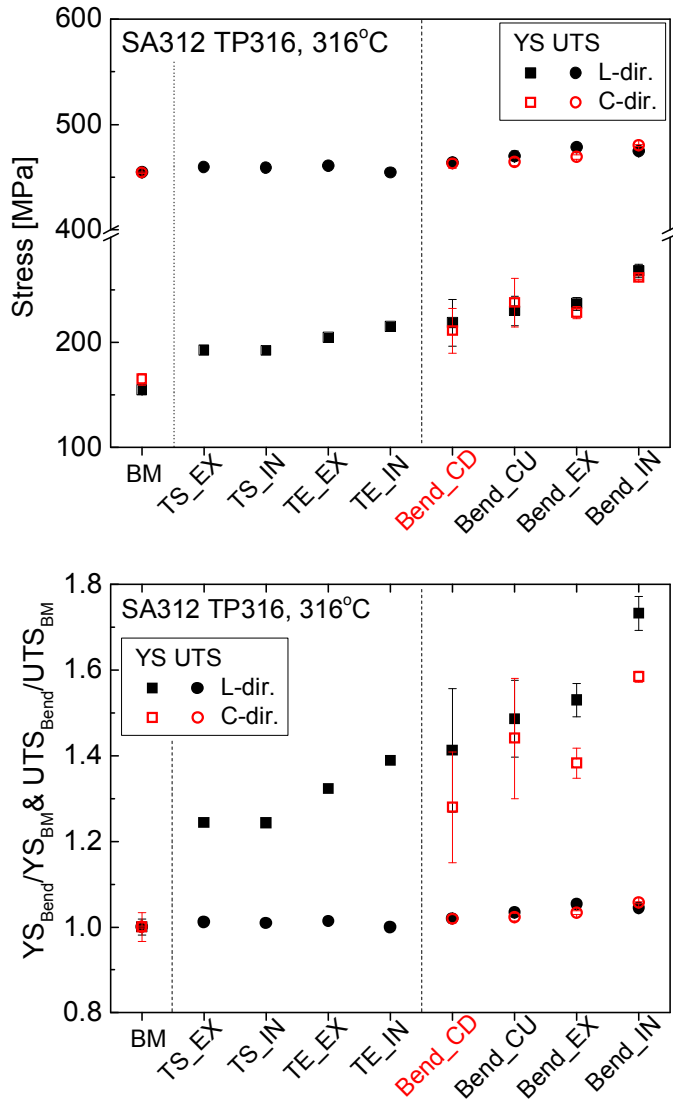


(a) 길이방향



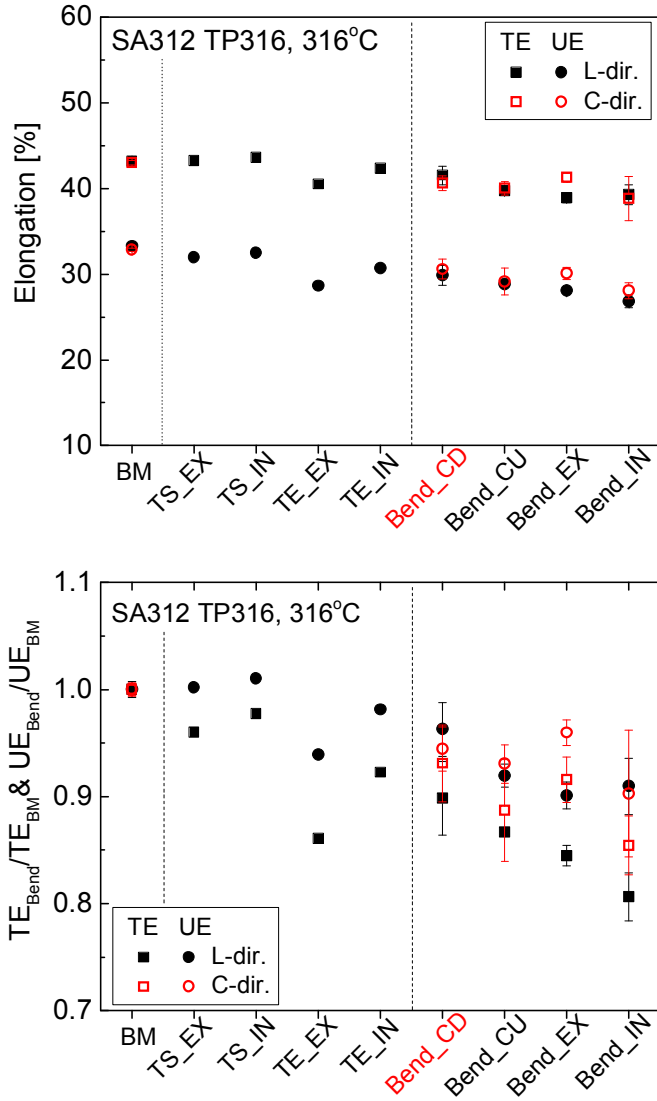
(b) 원주방향

그림 3.1.8 SA312 TP304 벤딩 곡관의 각 위치에서 공칭응력-공칭변형을 곡선(316°C)



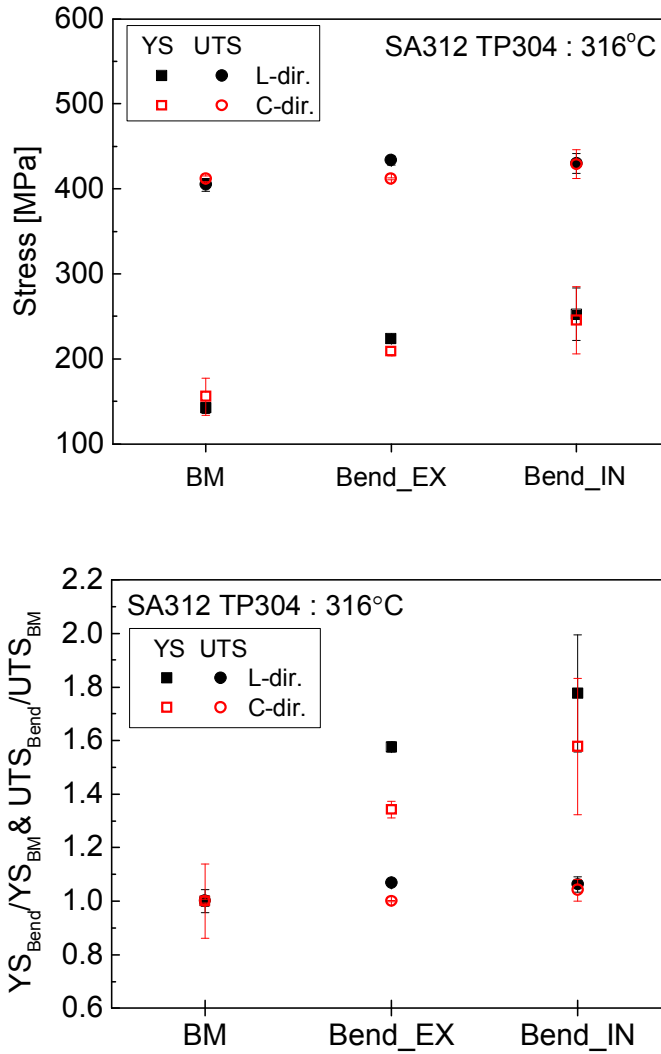
(a) 강도

그림 3.1.9 SA312 TP316 벤딩 곡관의 각 위치에 따른 인장물성치 분포(316°C)



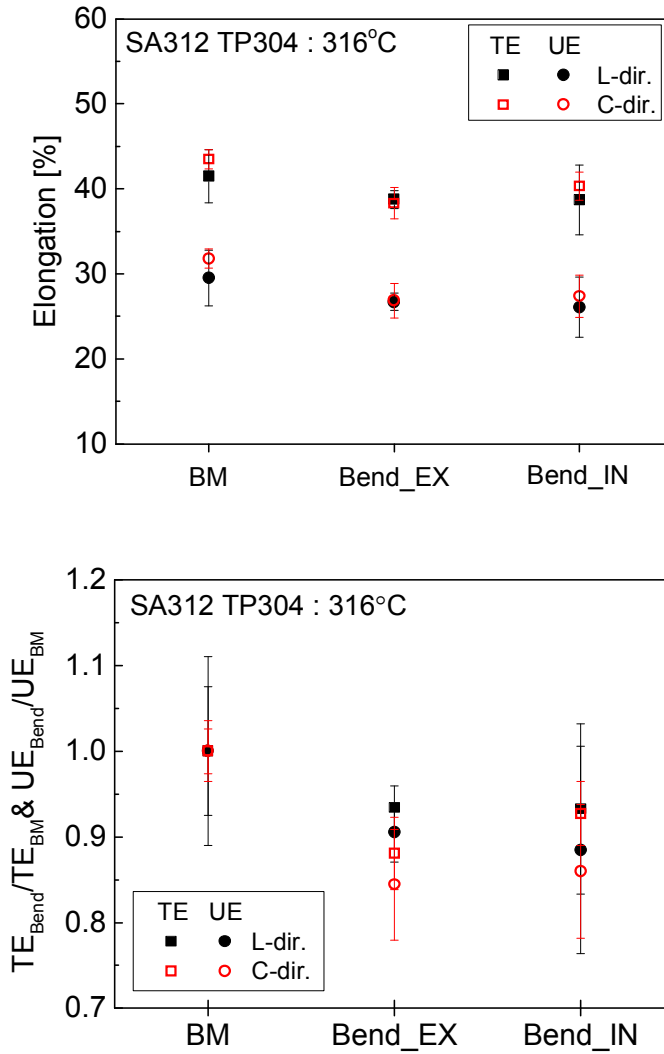
(b) 연신율

그림 3.1.9 SA312 TP316 벤딩 곡관의 각 위치에 따른 인장물성치 분포(316°C)(계속)



(a) 강도

그림 3.1.10 SA312 TP304 벤딩 곡관의 각 위치에 따른 인장물성치 분포(316°C)



(b) 연신율

그림 3.1.10 SA312 TP304 벤딩 곡관의 각 위치에 따른 인장물성치 분포(316°C)

(계속)

제 2 절 J-R 파괴인성시험 결과

본 연구에서는 SA312 TP316 스테인리스강 직관과 고주파 유도가열 벤딩된 곡관의 다양한 위치에서 L-C 방향과 C-L 방향의 시편을 채취하여 J-R 파괴인성시험을 수행하였다. 또한, SA312 TP304 스테인리스강에 대해서도 직관과 곡관 내륜과 외륜에서 각각 L-C 방향으로 시편을 채취하여 J-R 파괴인성시험을 수행하였다. 그림 3.2.1과 그림 3.2.2는 각각 SA312 TP316 스테인리스강과 SA312 TP304 스테인리스강 곡관에 대한 시험 후 시편의 파단 사진을 보여주고 있다.

1. 상 온

가. 정규화 하중-변위 곡선

SA312 TP316 및 SA312 TP304 스테인리스강 곡관에 대한 J-R 파괴인성시험 결과로부터 시편의 위치와 방향에 따른 J-R 곡선을 살펴보기에 앞서, 시험에서 취득된 하중-변위 데이터를 시편의 초기 균열길이와 시편 폭으로 정규화한 정규화 하중-변위 곡선을 시편의 위치와 방향에 따라 비교하여 살펴보았다.

(1) SA312 TP316 스테인리스강 곡관

그림 3.2.3은 SA312 TP316 스테인리스강 곡관의 상온 시험에서 주어진 정규화 하중-변위 곡선을 시편의 위치에 따라 비교한 것이다. L-C 방향의 경우, 그림 3.2.3(a)에서 알 수 있는 바와 같이 곡관부 시편들이 직관 시편에 비해 모두 높은 정규화 하중을 보였으며, 곡관부 내에서는 곡관 중심부가 벤딩이 시작되거나 끝나는 천이영역에 비해 높은 정규화 하중을 보였다. 또한, 곡관 중심부에서는 내륜이 가장 높은 정규화 하중을 보였으며, 측면부가 가장 낮은 정규화 하중을 보였다. 한편, C-L 방향에서도 직관 시편에 비해 곡관 시편들이 큰 정규화 하중을 보였으며, 곡관 중심부의 외륜과 측면부가 유사한 크기의 정규화 하중을 보였다(그림 3.2.3(b)). 그러나, 외륜에서는 변위가 증가함에 따라 정규화 하중-변위 곡선의 기울기가 뚜렷이 감소하였다.

(2) SA312 TP304 스테인리스강 곡관

그림 3.2.4는 SA312 TP304 스테인리스강 직관과 곡관에 대한 J-R 파괴인성시험에서 주어진 하중-변위 데이터를 정규화하여 구한 정규화 하중-변위 곡선을 나타낸 것이다.

앞서 살펴본 SA312 TP316 스테인리스강에 대한 결과와 유사하게 직관에 비해 곡관의 내륜과 외륜에서 정규화 하중이 높은 값을 보였다. 또한, 곡관 내에서는 외륜에 비해 내륜에서 높은 정규화 하중을 보였다. 직관과 곡관의 위치에 따른 정규화 하중의 차이는 인장시험에서 파악된 위치에 따른 강도 차이와 잘 일치한다.

나. J-R 곡선

(1) SA312 TP316 스테인리스강 곡관

그림 3.2.5는 상온에서 수행한 J-R 파괴인성시험에서 구한 J-R 곡선을 시편 위치에 따라 나타낸 것이다. L-C 방향의 경우, 그림 3.2.5(a)에 나타낸 것과 같이 곡관부의 J-R 곡선은 전체적으로 직관과 유사하거나 높은 값을 보였다. 벤딩이 시작되는 천이영역과 끝나는 천이영역에 비해 곡관 중심부가 낮은 파괴인성을 보였다. 곡관 중심부 내에서는 곡관 측면부에 비해 외륜과 내륜에서 낮은 J-R 곡선을 보였으며, 외륜과 내륜은 거의 유사한 J-R 곡선을 보였다. 한편, C-L 방향에서는 직관에 비해 곡관부가 유사하거나 낮은 J-R 곡선을 보였다(그림 3.2.5(b)). 벤딩시 지면을 향하는 곡관 측면부(Bend_CD)의 J-R 곡선은 직관과 거의 유사하였으며, 곡관 중심부의 외륜은 직관과 곡관 측면부에 비해 낮은 J-R 곡선을 보였다.

따라서, 상온에서는 시편의 방향에 관계없이 곡관 중심부의 외륜과 내륜이 측면부나 천이영역에 비해 항상 낮은 파괴인성을 보이는 것으로 파악되었다.

(2) SA312 TP304 스테인리스강 곡관

그림 3.2.6는 상온에서 수행된 J-R 파괴인성시험에서 구한 J-R 곡선을 나타낸 것이다. 직관에 비해 고주파 유도가열 벤딩된 곡관의 외륜과 내륜에서 J-R 곡선이 뚜렷이 낮은 값을 보였다. 또한, 곡관의 외륜이 내륜에 비해 약간 낮은 J-R 곡선을 보였으나 그 차이는 미미한 것으로 평가되었다.

다. J_Q 및 $J_{2.0mm}$ 값 비교

고주파 유도가열 벤딩된 SA312 TP316 및 SA312 TP304 스테인리스강 곡관에서 위치에 따른 J-R 파괴인성의 차이를 정량적으로 비교하기 위해서 상온에서 수행된 J-R 곡선에서 구한 J_Q 값과 균열길이가 2.0mm인 지점에서의 J-값인 $J_{2.0mm}$ 를 시편의 위치에 따라 비교하였다. 그림 3.2.7과 그림 3.2.8은 각각 SA312 TP316 스테인리스강 곡관과

SA312 TP304 스테인리스강 곡관의 위치에 따른 파괴인성을 비교한 것이다. 전체적으로 재료에 상관없이 직관에 비해 곡관부의 파괴인성이 뚜렷이 낮은 값을 보였다. 그림 3.2.7에 나타난 것과 같이 SA312 TP316 스테인리스강 곡관의 경우, 직관의 파괴인성이 시편의 방향에 따른 차이를 보였다. L-C 방향의 경우에 직관보다 곡관부의 파괴인성이 20~50% 정도 높은 값을 보였으며, 천이영역에 비해 곡관 중심부의 측면을 제외한 외륜과 내륜의 파괴인성이 낮은 값을 보였다. C-L 방향의 경우에는 직관에 비해 곡관 중심부 외륜의 파괴인성이 18% 정도 낮은 값을 보였다. SA312 TP304 스테인리스강 곡관의 경우에도 직관에 비해 곡관부의 J_Q 값과 $J_{2.0mm}$ 값이 각각 35%, 25% 정도 낮은 값을 보였다. 재료에 상관없이 곡관 중심부의 파괴인성이 가장 낮은 값을 보였으며, 곡관 중심부에서 외륜과 내륜의 파괴인성 차이는 미미하였다.

2. 원전 운전온도(316°C)

가. 정규화 하중-변위 곡선

(1) SA312 TP316 스테인리스강 곡관

원전 운전온도인 316°C에서 수행된 J-R 파괴인성시험의 정규화 하중-변위 곡선을 시편의 위치와 방향에 따라 비교하면, 그림 3.2.9와 같다. 곡관에서 벤딩이 시작되는 천이영역과 끝나는 천이영역 그리고 곡관 중심부의 정규화 하중-변위 곡선을 비교하면, 정규화된 변위가 0.2 이하인 영역에서는 직관의 정규화 하중이 가장 낮고 곡관부 중심이 가장 높은 정규화 하중을 보였다. 그러나, 직관에서는 변위가 증가함에 따라 정규화 하중-변위의 기울기가 거의 일정한 반면, 천이영역과 곡관 중심부에서는 변위가 증가함에 따라 정규화 하중-변위 곡선의 기울기가 서서히 감소하여 직관보다 더 낮은 정규화 하중을 보였다. L-C 방향과 C-L 방향 모두 곡관에 비해 직관이 낮은 정규화 하중을 보였으며, 곡관에서는 내륜이 가장 높은 정규화 하중을 보였다. 반면, 직관에서는 정규화 하중-변위 곡선의 기울기가 거의 일정하게 유지되었으며, 곡관에서는 변위가 증가함에 따라 정규화 하중-변위 곡선의 기울기가 감소하였다. 따라서, 변위가 큰 영역에서는 곡관부가 직관에 비해 더 낮은 정규화 하중을 보였다. 특히, 시편의 방향에 관계없이 곡관의 외륜에서는 변위가 증가함에 따라 정규화 하중-변위의 기울기 감소가 뚜렷하였다.

따라서, 전반적으로 시험 온도와 시편의 방향에 관계없이 직관에 비해 곡관에서 정규화 하중이 높으며, 곡관 내에서는 천이영역에 비해 곡관 중심부에서 정규화 하중이

높고 곡관 중심부에서는 측면부에 비해 내륜과 외륜에서 정규화 하중이 높은 것으로 파악되었다. 곡관부에서 위치에 따른 이와 같은 정규화 하중의 차이는 인장시험에서 파악된 위치에 따른 강도 차이와 일치한다. 그러나, 시편의 위치에 따라 변위 증가에 따른 정규화 하중-변위 곡선의 기울기가 다르기 때문에 변위가 큰 영역에서는 정규화 하중이 재료의 강도와 일치하지 않는 것을 알 수 있다. 변위가 증가함에 따라 정규화 하중-변위 곡선에서 기울기가 감소하는 것은 균열성장에 기인하는 것이다. 따라서, 변위 증가에 따라 정규화 하중-변위 곡선의 기울기가 크게 감소하는 곡관 중심부의 외륜은 직관과 곡관의 다른 위치에 비해 균열의 진전이 클 것으로 예측된다.

(2) SA312 TP304 스테인리스강 곡관

그림 3.2.10은 원전 운전온도인 316°C에서 수행된 SA312 TP304 스테인리스강의 J-R 파괴인성시험 결과인 하중-변위 데이터를 정규화하여 구한 정규화 하중-변위 곡선을 나타낸 것이다. 상온 시험 결과와 동일하게 운전온도에서도 직관에 비해 곡관의 내륜과 외륜에서 정규화 하중이 높은 값을 보였다. 곡관 내에서는 외륜에 비해 내륜에서 높은 정규화 하중을 보였다.

다만, 직관의 경우에는 변위가 증가할지라도 정규화 하중-변위 곡선의 기울기가 거의 일정한 반면, 곡관의 내륜과 외륜에서는 정규화 하중-변위 곡선의 기울기가 점차 감소하는 경향을 보였다. 특히 상온의 곡관부보다 운전온도의 곡관부에서 정규화 하중-변위 곡선의 기울기 감소가 뚜렷이 나타났으며, 외륜에서 기울기 감소가 가장 크게 나타났다. 즉, 316°C의 경우에는 직관에 비해 곡관부에서 균열의 진전이 크며, 외륜에서 균열진전이 크다는 것을 예측할 수 있다.

나. J-R 곡선

(1) SA312 TP316 스테인리스강 곡관

그림 3.2.11은 운전온도인 316°C에서 수행된 J-R 파괴인성시험에서 구한 J-R곡선을 직관과 곡관의 위치에 따라 나타낸 것이다. 직관에 대한 2개의 J-R 곡선이 다소 차이가 있으나, 전반적으로 직관에 비해 곡관부의 J-R 곡선이 유사하거나 낮은 값을 보였다. L-C 방향의 경우, 곡관부 내에서는 외륜이 가장 낮은 J-R 곡선을 보였으며, 벤딩시 지면을 향했던 측면부(Bend_CD)가 가장 높은 J-R 곡선을 보였다. 위쪽을 향했던 측면부(Bend_CU)는 Bend_CD보다 약간 낮은 J-R 곡선을 보였으며, 내륜과 유사한 J-R 곡선

을 보였다. 외륜이 가장 낮은 J-R 곡선을 보였다. 한편, 그림 3.2.11(a)와 그림 3.2.11(b)에서 가장 낮은 외륜의 J-R 곡선을 각각 비교하면, 시편 방향에 따른 차이는 크지 않았다.

(2) SA312 TP304 스테인리스강 곡관

원전 운전온도인 316°C에서 수행된 J-R 파괴인성시험의 J-R 곡선을 시편의 위치와 방향에 따라 비교하면, 그림 3.2.12와 같다. 직관에 비해 고주파 유도가열 벤딩된 곡관부의 J-R 곡선이 뚜렷이 낮게 보였다. 상온의 J-R 곡선과는 달리, 곡관부의 외륜이 내륜에 비해 뚜렷이 낮은 J-R 곡선을 보였다.

다. J_Q 및 $J_{2.0mm}$ 값 비교

고주파 유도가열 벤딩된 SA312 TP316 스테인리스강 곡관과 SA312 TP304 스테인리스강 곡관의 위치에 따른 파괴인성을 정량적으로 비교하고자, 원전 운전온도에서 수행된 J-R 곡선에서 구한 J_Q 값과 $J_{2.0mm}$ 값을 시편의 위치에 따라 그림 3.2.13과 그림 3.2.14와 같이 비교하였다. 우선 SA312 TP316 스테인리스강의 경우, 직관에 비해 곡관부의 파괴인성이 10~27% 정도 낮은 값을 보였다. 곡관부에서도 곡관 중심부의 외륜이 가장 낮았으며, 직관에 대해 곡관 중심부 외륜의 J_Q 값과 $J_{2.0mm}$ 값이 각각 22%, 27% 정도 낮은 값을 보였다. SA312 TP304 스테인리스강의 경우, 직관의 J_Q 값과 곡관부의 J_Q 값이 거의 유사하였으며, $J_{2.0mm}$ 값에서 차이를 보였다. 직관에 비해 곡관부의 $J_{2.0mm}$ 값이 21% 정도 뚜렷이 낮았으며, 곡관부 외륜의 $J_{2.0mm}$ 값이 가장 낮은 값을 보였다.

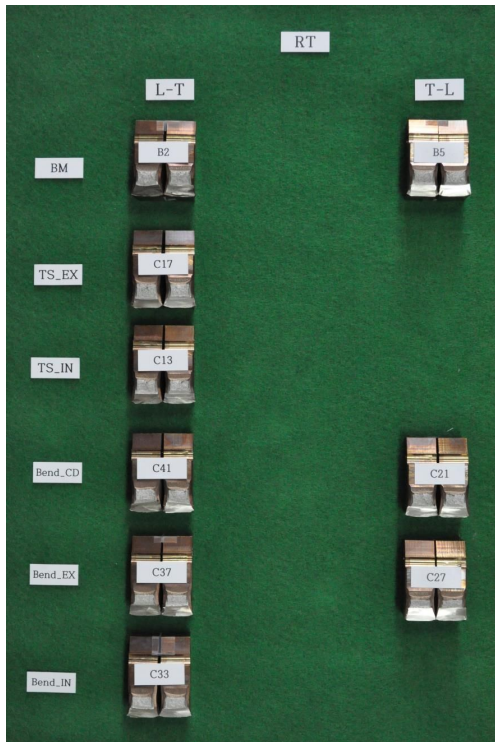
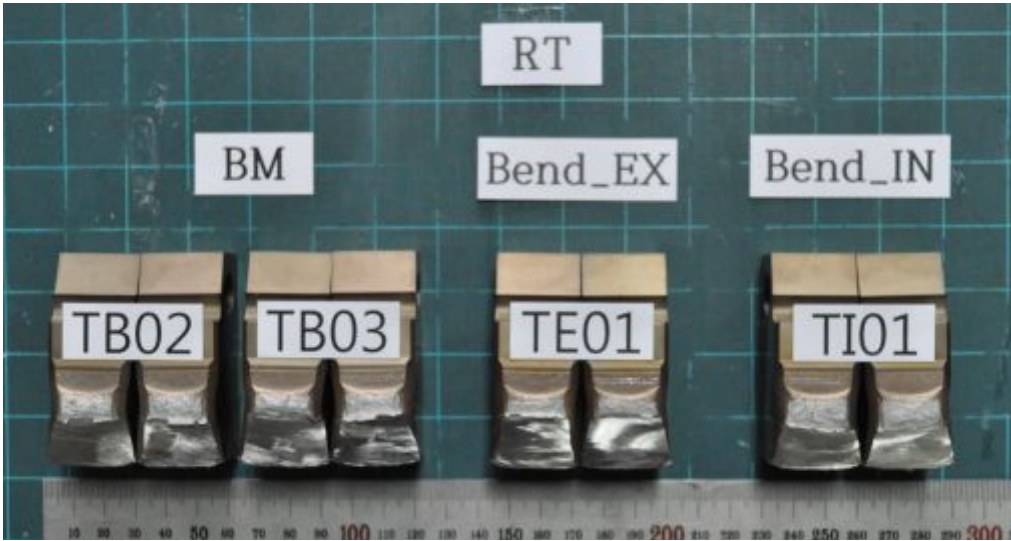
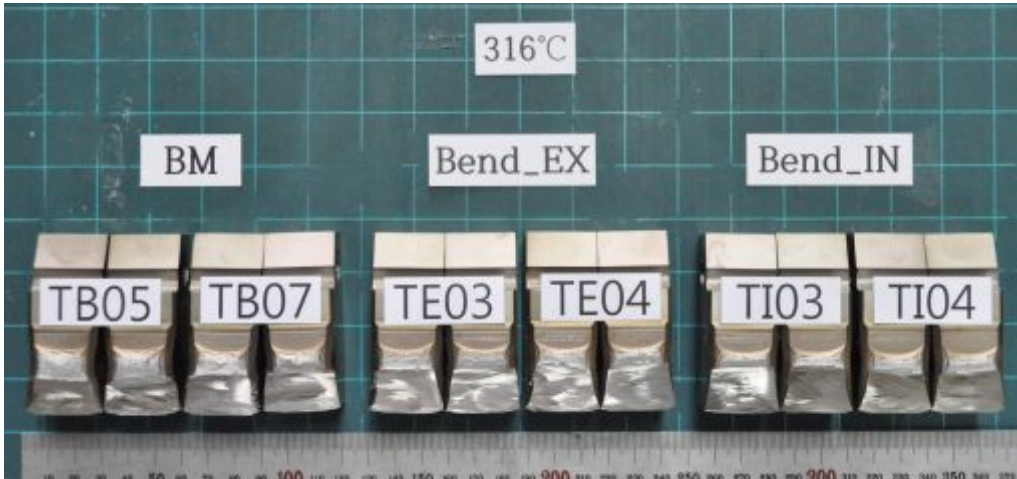


그림 3.2.1 J-R 파괴인성시험이 완료된 SA312 TP316 스테인리스강 시편

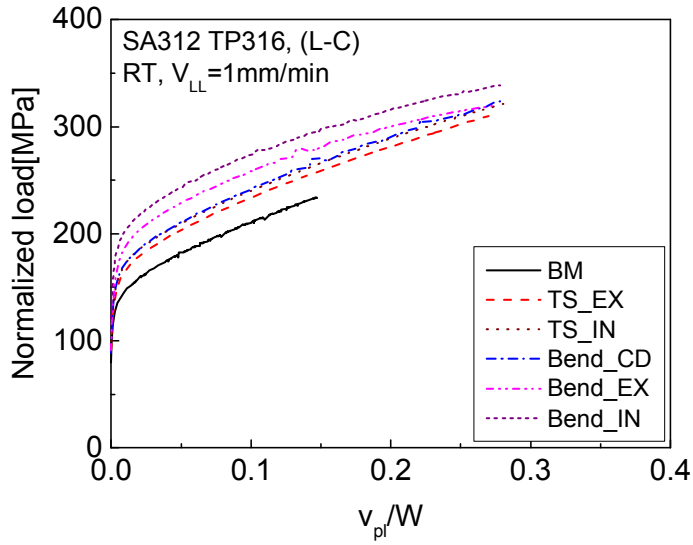


(a) 상온

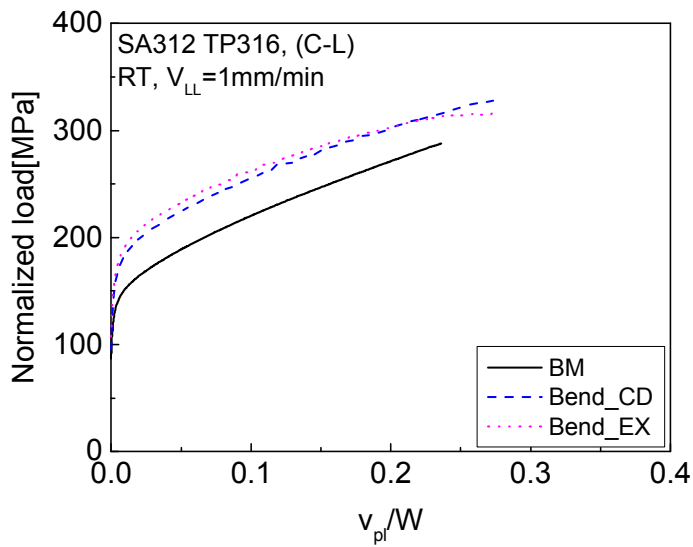


(b) 운전온도 316°C

그림 3.2.2 J-R 파괴인성시험이 완료된 SA312 TP304 스테인리스강 시편



(a) L-C dir.



(b) C-L dir.

그림 3.2.3 SA312 TP316 곡관의 위치에 따른 시편의 상온 정규화 하중-변위 곡선

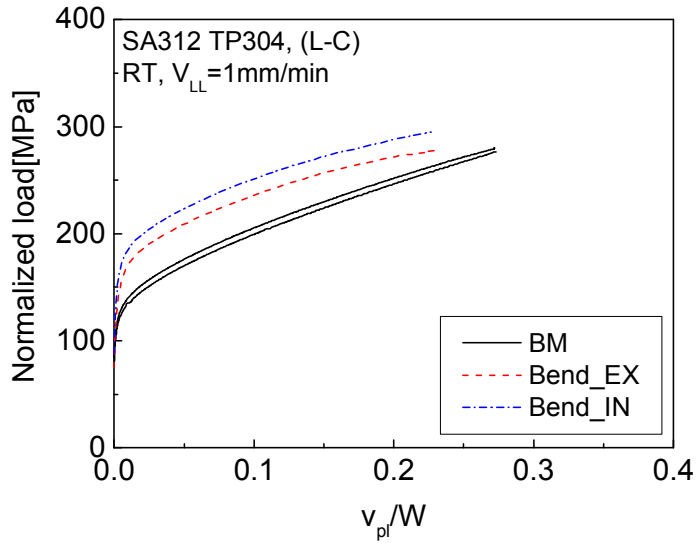
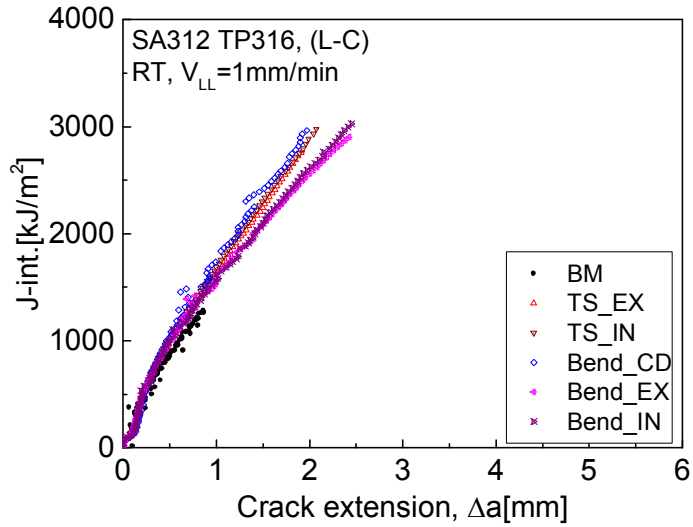
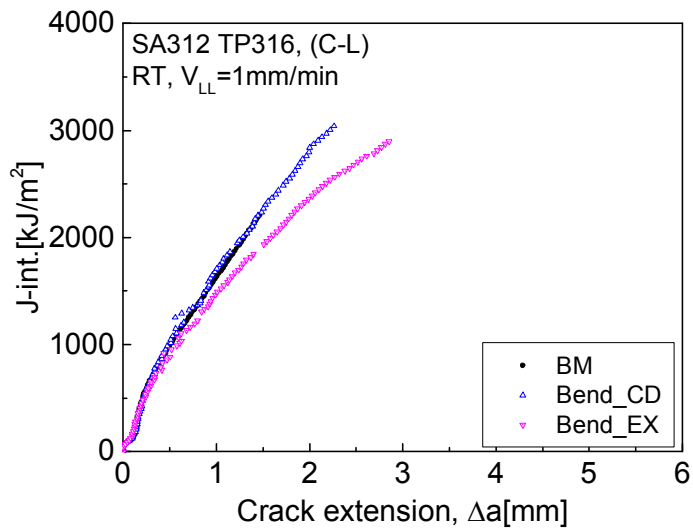


그림 3.2.4 SA312 TP304 곡관의 위치에 따른 시편의 상온 정규화 하중-변위 곡선



(a) L-C dir.



(b) C-L dir.

그림 3.2.5 SA312 TP316 곡관의 위치에 따른 시편의 상온 J-R 곡선

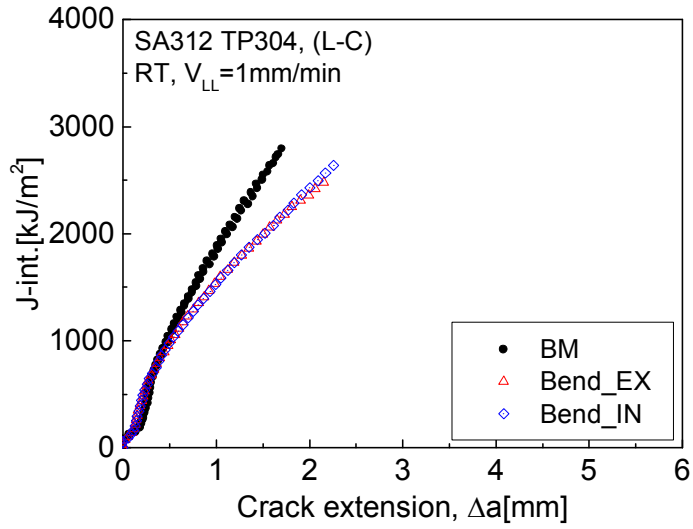
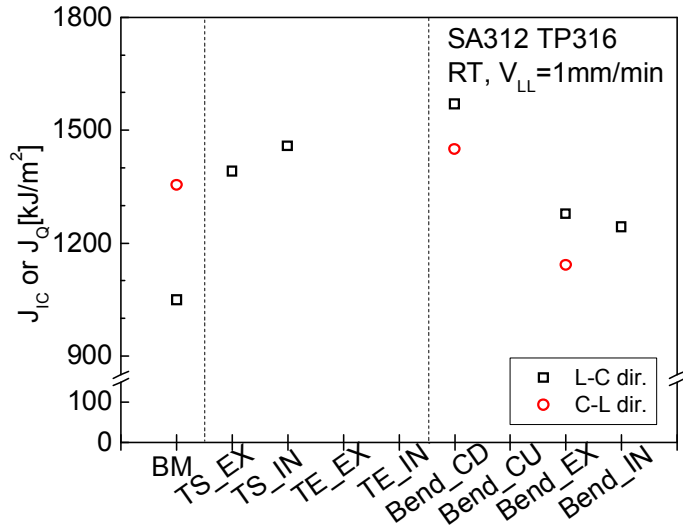
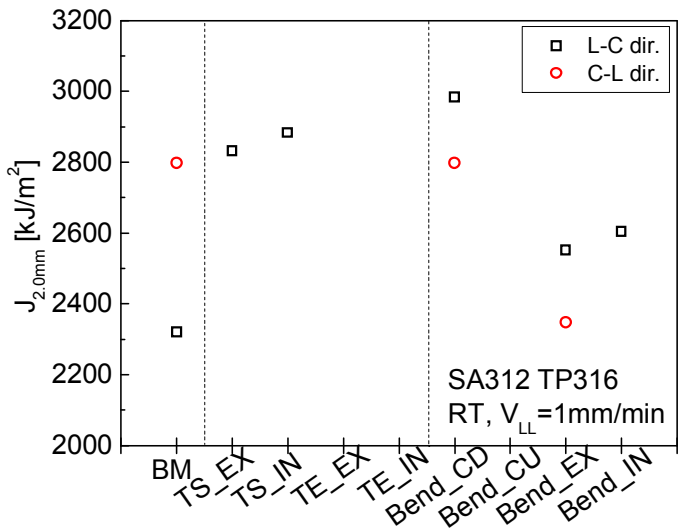


그림 3.2.6 SA312 TP304 곡관의 위치에 따른 시편의 상온 J-R 곡선

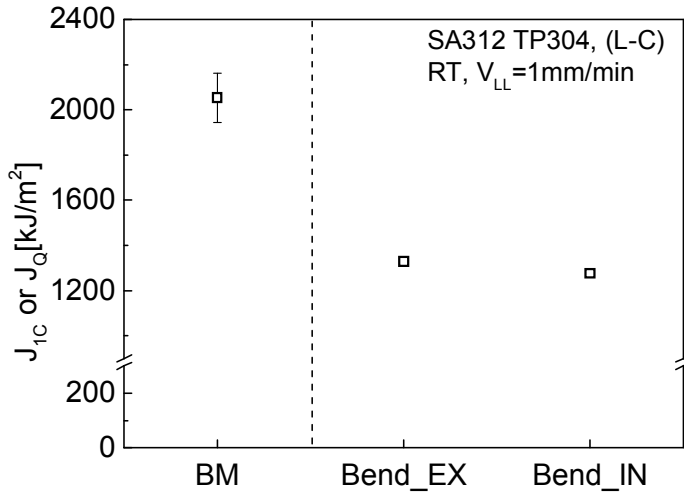


(a) J_{IC} or J_Q

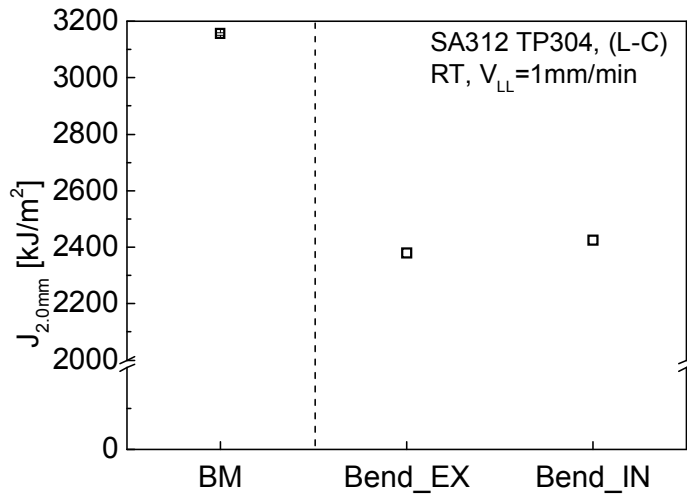


(b) J_{2.0mm}

그림 3.2.7 SA312 TP316 곡관의 위치에 따른 상온의 파괴인성 비교

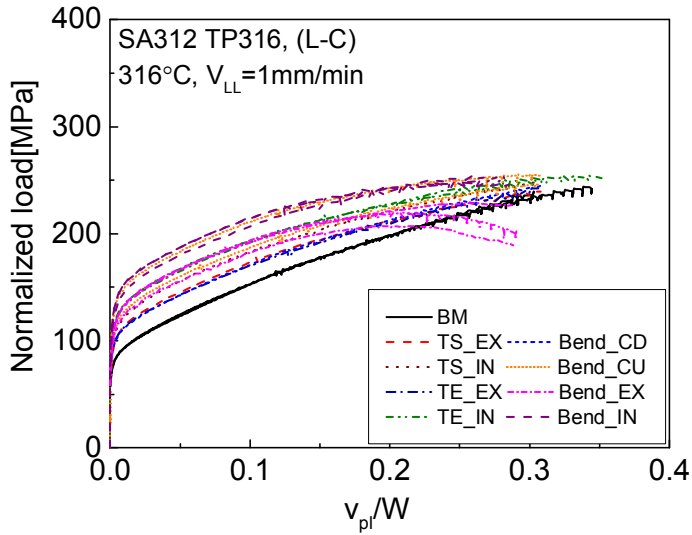


(a) J_{1C} or J_Q

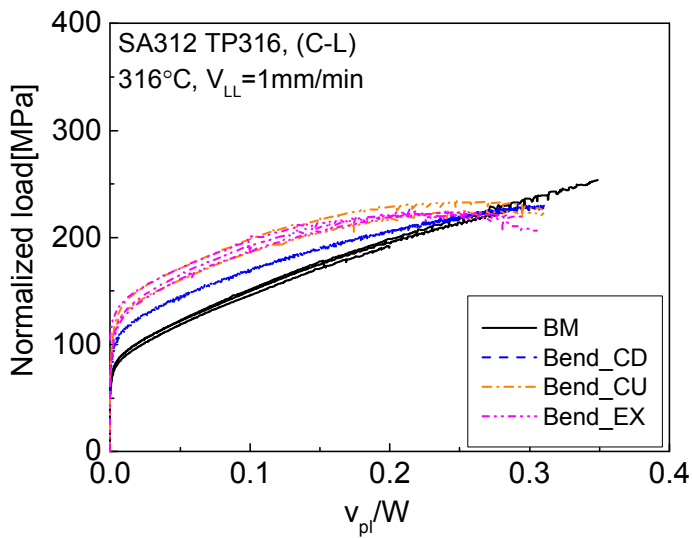


(b) $J_{2.0mm}$

그림 3.2.8 SA312 TP304 곡관의 위치에 따른 상온의 파괴인성 비교



(a) L-C dir.



(b) C-L dir.

그림 3.2.9 SA312 TP316 곡관의 위치에 따른 시편의 316°C 정규화 하중-변위 곡선

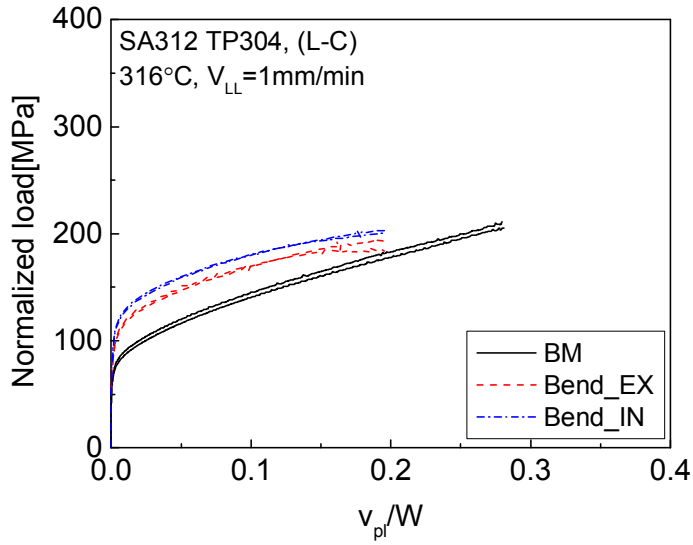
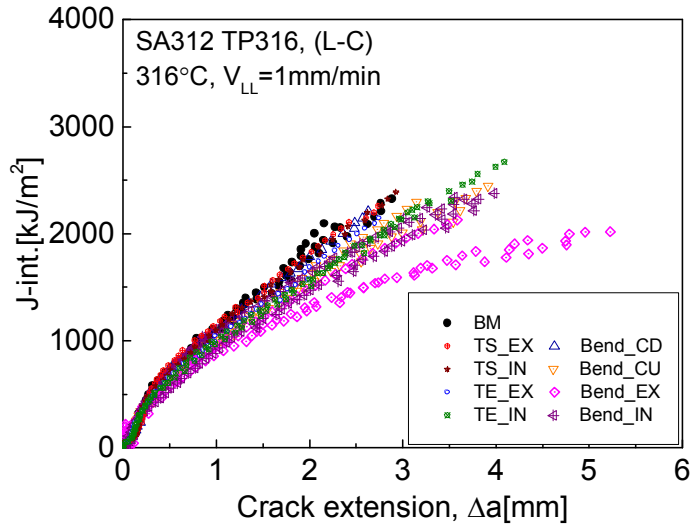
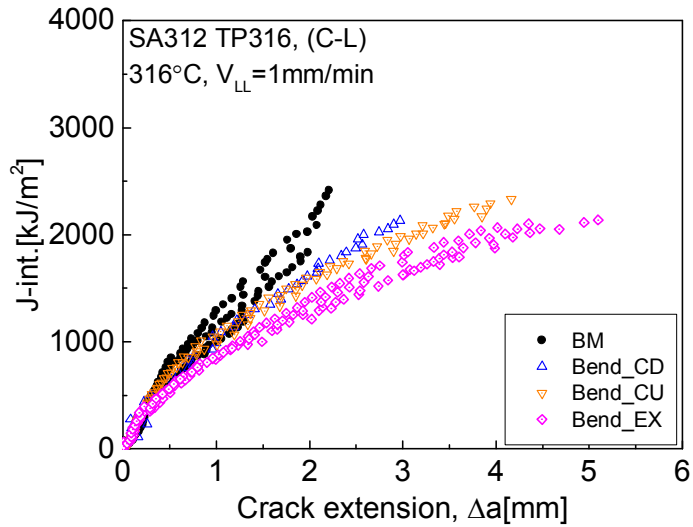


그림 3.2.10 SA312 TP304 곡관의 위치에 따른 시편의 316°C 정규화 하중-변위 곡선



(a) L-C dir.



(b) C-L dir.

그림 3.2.11 SA312 TP316 곡관의 위치에 따른 시편의 316°C J-R 곡선

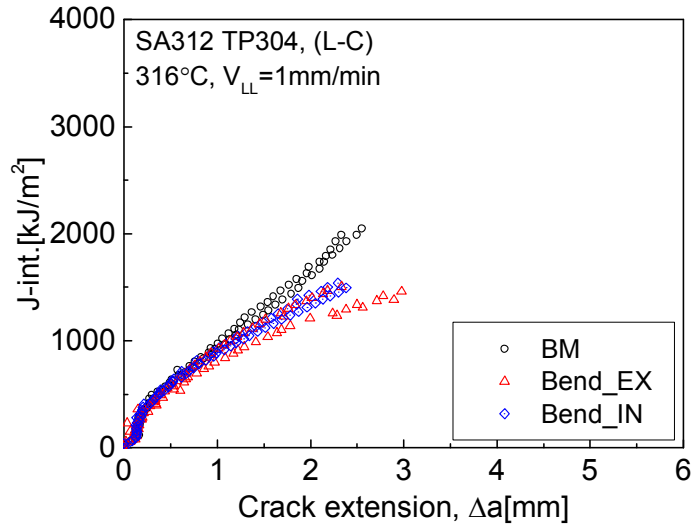
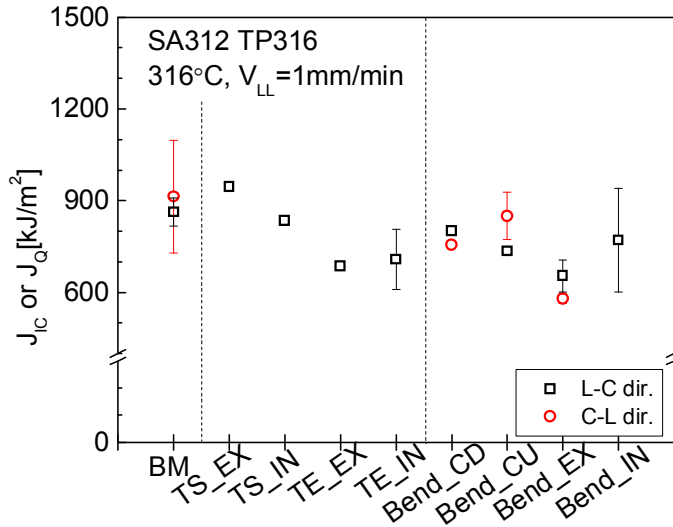
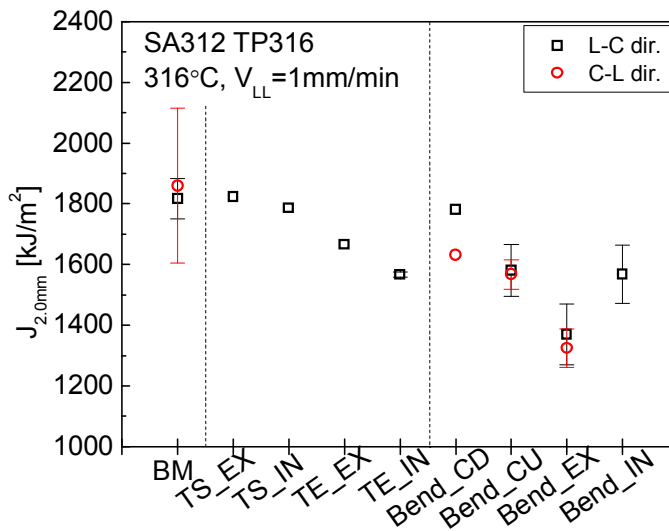


그림 3.2.12 SA312 TP304 곡관의 위치에 따른 시편의 316°C J-R 곡선

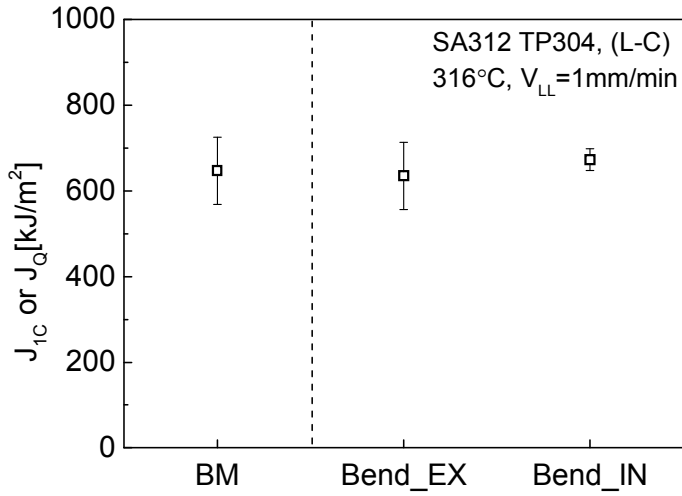


(a) J_{IC} or J_Q

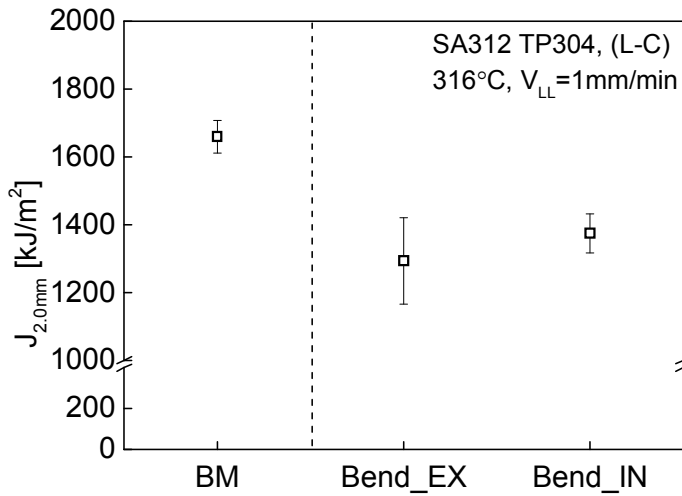


(b) $J_{2.0\text{mm}}$

그림 3.2.13 SA312 TP316 곡관의 위치에 따른 316°C의 파괴인성 비교



(a) J_{1C} or J_Q



(b) J_{2.0mm}

그림 3.2.14 SA312 TP304 곡관의 위치에 따른 316°C의 파괴인성 비교

제 4 장 결과 분석 및 토의

제 1 절 곡관부의 인장특성 분석

1. 가공경화특성

상온과 운전온도인 316°C에서 수행된 인장시험 결과에 의하면, 직관을 고주파 유도 가열하여 벤딩한 곡관은 직관과 비교하여 강도는 증가되고 연신율은 감소하였다. 특히, 항복강도의 증가 현상이 뚜렷하였다. 곡관부에서 이러한 인장물성치의 변화는 변형이 크게 발생하는 곡관 중심부가 벤딩이 시작되거나 끝나는 천이영역에 비해 크게 나타났다. 또한, 곡관부 중심에서는 곡관의 측면에 비해 변형이 크게 발생하는 외륜과 내륜에서 인장물성치의 변화가 크게 나타났다. 즉, 인장물성치의 변화 정도가 변형량에 비례하는 경향을 보였다. 이와 같은 재료 거동은 시험 온도에 관계없이 상온과 316°C에서 모두 관찰되었다.

일반적으로 상온에서 금속 재료에 소성변형이 가해지면 가공경화에 의해 강도는 증가하고 연성은 감소하는 현상을 보인다[9,10]. 특히 가공경화시, 인장강도에 비해 항복강도의 증가 효과가 크게 나타나는 것으로 알려져 있다. 또한, 가공경화에 의해 강도가 증가하는 경우에는 강도가 증가할지라도 진응력-진변형률 곡선의 기울기는 거의 변화하지 않는 특징을 보인다[9,10]. 따라서, 고주파 유도 가열 벤딩 곡관에서 이와 같은 인장물성치의 변화 원인을 분석하기 위해 인장시험 결과로부터 진응력-진변형률 곡선을 비교하였다. 그림 4.1.1는 SA312 TP316 스테인리스강 곡관의 상온과 316°C에서 진응력-진변형률 곡선을 비교하여 나타낸 것이며, 그림 4.1.2는 SA312 TP304 스테인리스강 곡관의 상온과 316°C에서 진응력-진변형률 곡선을 나타낸 것이다. 그림에서 알 수 있는 바와 같이 두 재료의 직관과 곡관에서 시편의 위치에 관계없이 소성변형 영역에서 기울기(가공경화지수)의 차이가 거의 없는 것을 알 수 있다.

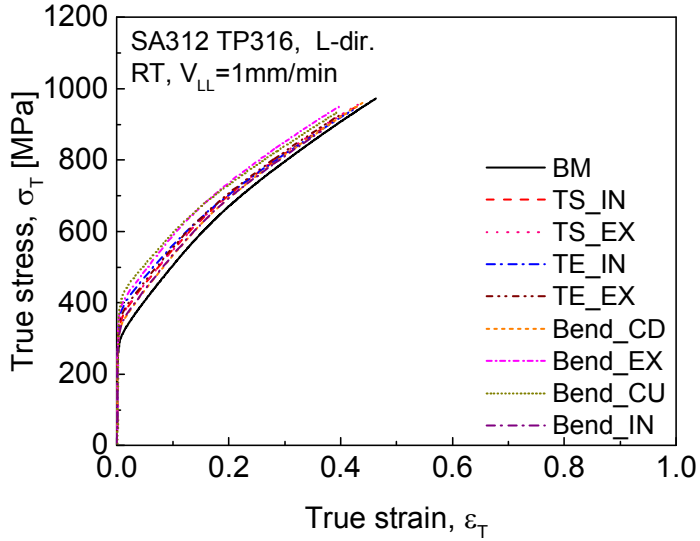
따라서, 곡관부에서 항복강도의 증가 현상, 진응력-진변형률의 기울기, 변형량에 따른 인장물성치 변화 등으로 판단할 때, 고주파 유도 가열에 의해 벤딩된 곡관부에서 강도 증가와 연성 감소는 변형에 따른 가공경화 현상에 기인한 것으로 판단할 수 있다. 그러나, 고주파 유도 가열 벤딩이 1,040°C 이상의 재결정 온도 이상에서 진행되는 열간 가공인 점을 고려하면 가공경화 현상이 크지 않을 것으로 생각된다. 따라서, 보다 명확

한 설명을 위해서는 자세한 미세조직적 관찰과 벤딩 공정에 대한 분석이 필요하다.

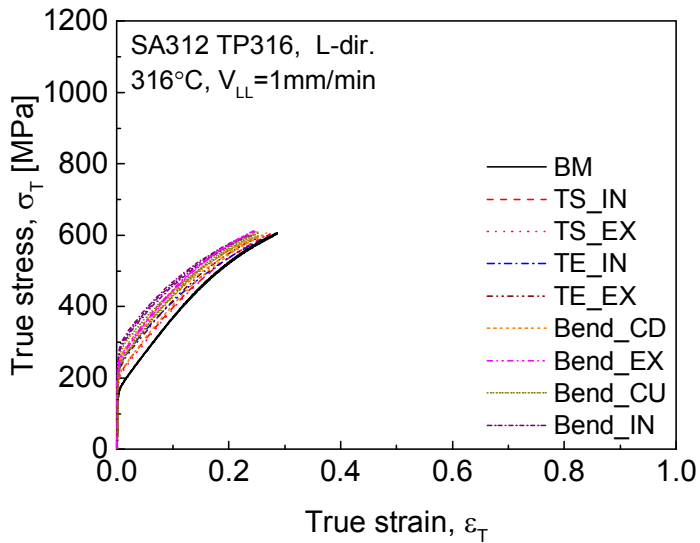
2. 미세조직 분석

고주파 유도가열 벤딩된 SA312 TP316 및 SA312 TP304 스테인리스강 곡관의 인장특성을 보다 명확한 설명을 위해서 미세조직을 분석하였다. 그림 4.1.3과 그림 4.1.4는 SA312 TP316 및 SA312 TP304 스테인리스강 곡관의 미세조직 사진이다. 우선 그림 4.1.3을 살펴보면, SA312 TP316 스테인리스강 직관부는 전형적인 오스테나이트 결정립계와 쌍정을 보이고 있다. 그러나, 곡관 중심부의 외륜과 내륜에서는 결정립계가 톱니모양으로 변형되었다. 결정립 크기를 측정한 결과, 직관은 $33\mu\text{m}$ 이고 곡관 중심부의 외륜과 내륜은 각각 $31\mu\text{m}$ 과 $30\mu\text{m}$ 이다. 위치에 따른 결정립 크기의 차이는 크지 않았다. 반면, 고주파 유도가열 벤딩 후 곡관 중심부의 외륜과 내륜의 변형량은 각각 17.9%과 32.8%이었다. 곡관 중심부의 내륜이 외륜에 비해 변형량이 크게 나타났으며, 이는 외륜에 비해 내륜의 강도 증가가 크게 나타난 것을 설명할 수 있다. 따라서, SA312 TP316 스테인리스강 곡관에서는 재결정이 발생하지 않았으며, 인장물성 변화는 고온에서 벤딩되면서 생성된 sub-grain에 의한 것으로, 변형량에 비례해서 곡관 중심부의 외륜보다 내륜의 강도가 크게 증가된 것으로 판단된다[12,13].

그림 4.1.4에 나타난 것과 같이 SA312 TP304 스테인리스강 직관의 미세조직은 SA312 TP316 스테인리스강 직관과 동일하게 오스테나이트 결정립계와 쌍정을 보였다. 곡관 중심부의 외륜에서는 톱니모양의 결정립계가 관찰되었다. 결정립 크기를 측정한 결과, 직관은 $25\mu\text{m}$, 곡관 중심부의 외륜과 내륜은 각각 $24\mu\text{m}$ 와 $38\mu\text{m}$ 이다. 직관에 비해 곡관 중심부의 외륜은 결정립 크기의 차이가 크지 않았지만, 곡관 중심부의 내륜의 결정립은 커진 것을 확인하였다. 미세조직 분석 결과, 고주파 유도가열 벤딩된 SA312 TP304 스테인리스강 곡관의 외륜에서는 동적재결정이 발생한 것으로 판단되며, 곡관의 내륜에서는 동적재결정이 발생한 후 결정립이 성장한 것으로 판단된다. 따라서, SA312 TP304 스테인리스강 곡관의 내륜의 강도 증가는 새로운 결정립이 생성된 후에도 고주파 유도가열 벤딩에 의한 추가적인 변형에 의한 것으로 판단된다[14-16].

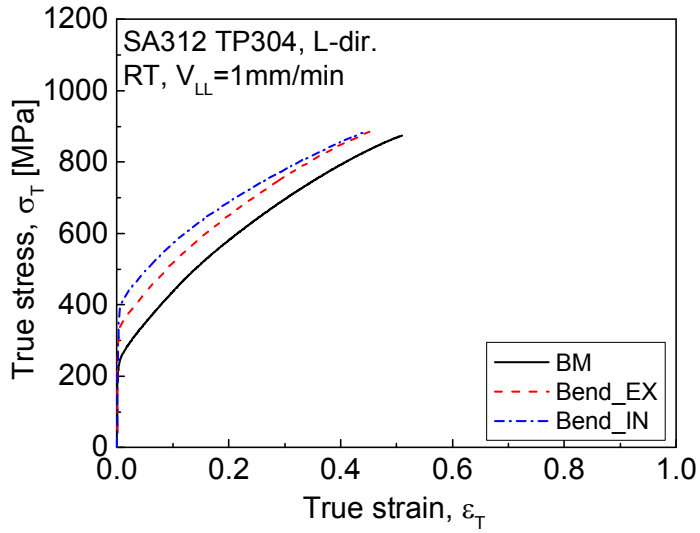


(a) 상온

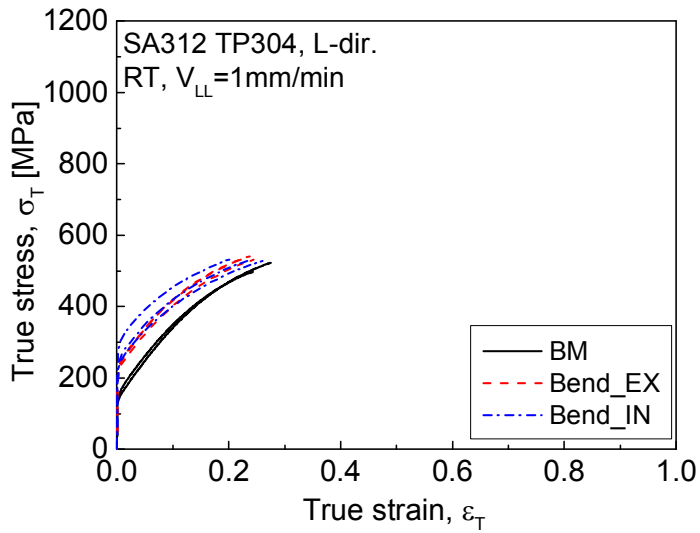


(b) 운전온도 316°C

그림 4.1.1 SA312 TP316 곡관의 각 위치에서 진응력-진변형률 곡선

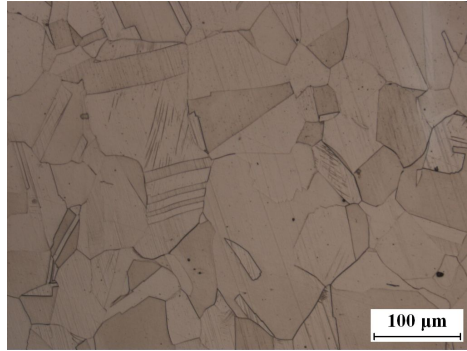


(a) 상온

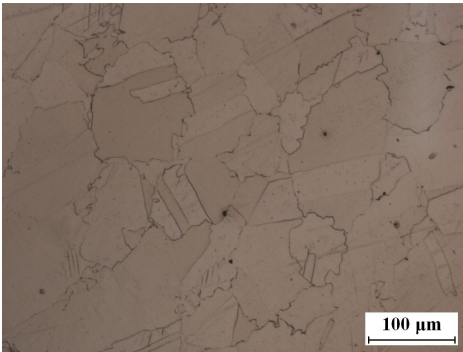


(b) 운전온도 316°C

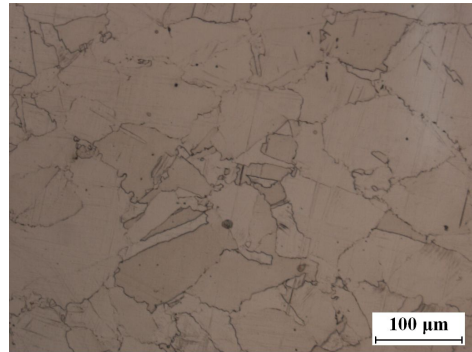
그림 4.1.2 SA312 TP304 곡관의 각 위치에서 진응력-진변형률 곡선



(a) 직관

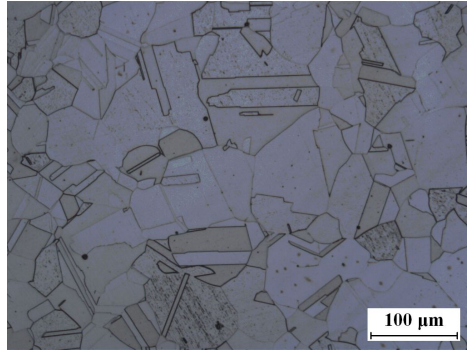


(b) 곡관 중심부의 외륜

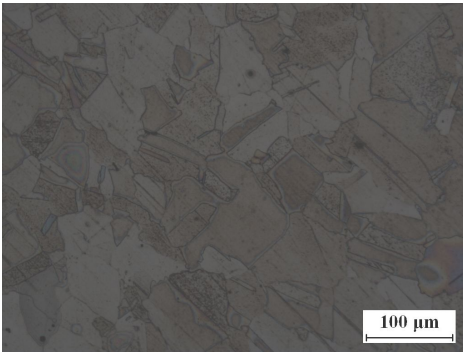


(c) 곡관 중심부의 내륜

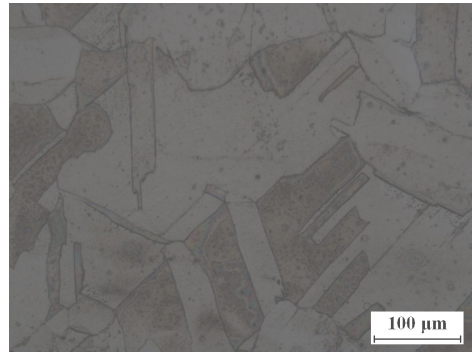
그림 4.1.3 SA312 TP316 스테인리스강 곡관의 위치에 따른 OM 사진



(a) 직관



(b) 곡관 중심부의 외륜



(c) 곡관 중심부의 내륜

그림 4.1.4 SA312 TP304 스테인리스강 곡관의 위치에 따른 OM 사진

제 2 절 곡관부의 파괴특성 분석

고주파 유도가열 벤딩된 SA312 TP316 및 SA312 TP304 스테인리스강 곡관의 각 위치에서 시편을 채취하여 상온과 원전 운전온도에서 J-R 파괴인성시험을 수행하였다. 시험 결과로 얻은 파괴인성을 위치에 따라 비교하면, 재료와 시험온도에 관계없이 직관에 비해 곡관부의 파괴인성이 낮은 값을 보였다. 특히, 곡관 중심부의 외륜이 가장 낮은 파괴인성을 보였다. 고주파 유도가열 벤딩된 곡관의 위치에 따른 파괴인성의 분포를 보다 명확한 설명을 하기 위해 J-R 파괴인성시험이 완료된 시편의 파면과 파괴측면을 분석하였다.

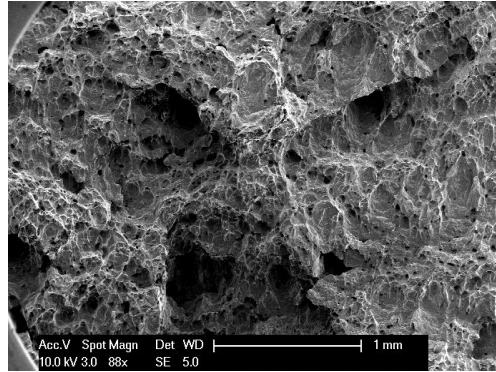
1. 파면 분석

그림 4.2.1과 그림 4.2.2는 고주파 유도가열 벤딩된 SA312 TP316 스테인리스강 곡관과 SA312 TP304 스테인리스강 곡관에 대한 J-R 파괴인성시험이 완료된 시편의 파면 사진을 나타낸 것이다. 직관과 파괴인성의 변화가 가장 큰 곡관 중심부의 외륜과 내륜의 파면을 관찰하였다. 전체적으로 연성파면의 특징인 덩플들이 관찰되었으며, 직관과 곡관부에서 위치에 따른 파면의 뚜렷한 차이는 관찰되지 않았다[17-18].

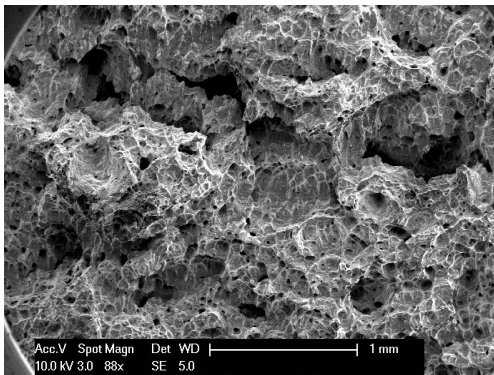
2. 파괴측면 분석

고주파 유도가열 벤딩된 SA312 TP316 스테인리스강 곡관과 SA312 TP304 스테인리스강 곡관의 위치에 따른 파괴인성의 차이를 명확하게 설명하고자 파괴측면을 관찰하였다. 파면을 관찰한 시편의 파면부분의 측면을 자른 후 관찰하였다. 재료에 관계없이 직관과 곡관부의 파괴측면에서 마이크로보이드들과 공공이 관찰되었다. 마이크로보이드들이 성장한 보이드의 크기는 곡관부에 비해 직관에서 가장 크게 관찰되었으며, 곡관 중심부의 내륜에서는 다수의 마이크로보이드만 관찰되었다. 균열경로 바로 아래에 관찰된 마이크로보이드들이 응집되어 성장한 보이드의 수는 곡관 중심부의 외륜에서 가장 많이 관찰되었다. 일반적으로 벤딩공정 시, 곡관의 외륜에서는 인장변형이 발생하며, 내륜에서는 압축변형이 발생한다. 이러한 인장변형에 의해 외륜에서는 결정립의 간격이 넓어져 마이크로보이드가 성장하기 쉬우며, 내륜에서는 압축변형에 의해 결정립이 압축되어 있어 마이크로보이드의 성장이 어렵다[19]. 또한, 개재물, 석출물, 제 2 상 입자 등의 평균 간격이 작을수록 보이드의 합체가 용이하여 인성이 저하하는 것으로

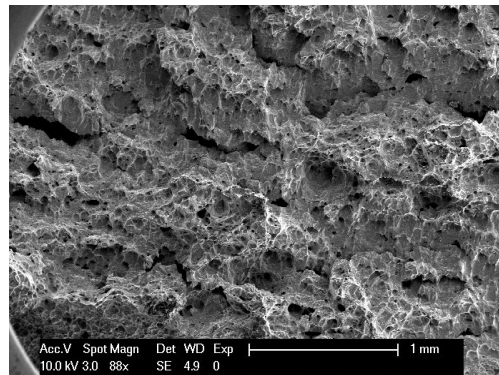
알려져 있다[20]. 따라서, 마이크로보이드들이 성장한 보이드가 다수 존재하는 곡관 중심부의 외륜이 가장 작은 파괴인성 값을 보이는 것으로 판단된다.



(a) 직관

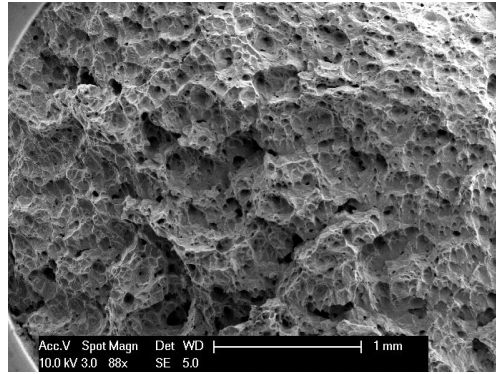


(b) 곡관 중심부의 외륜

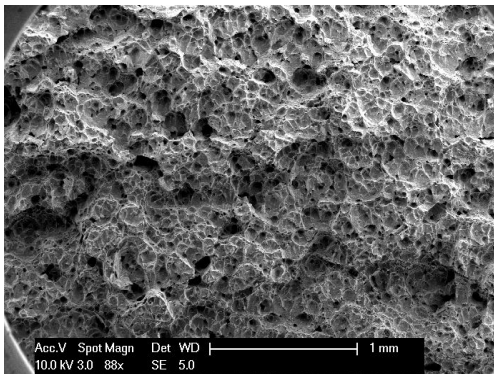


(c) 곡관 중심부의 내륜

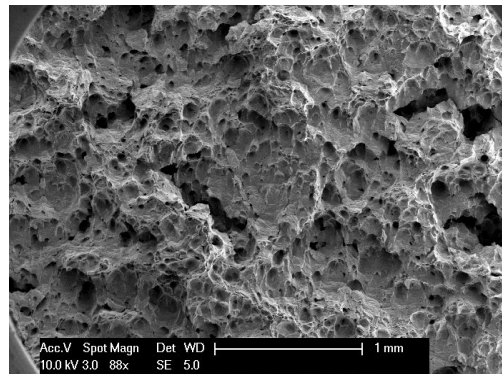
그림 4.2.1 SA312 TP316 스테인리스강 곡관의 위치에 따른 SEM 사진



(a) 직관



(b) 곡관 중심부의 외륜



(c) 곡관 중심부의 내륜

그림 4.2.2 SA312 TP304 스테인리스강 곡관의 위치에 따른 SEM 사진

제 5 장 결 론

본 연구에서는 고주파 유도가열 벤딩된 SA312 TP316 및 SA312 TP304 스테인리스강 곡관에서 벤딩에 따른 기계적물성치의 변화 정도와 곡관부에서 위치에 따른 기계적물성치의 분포를 파악하기 위해서, 곡관부의 다양한 위치에서 시편을 채취하여 상온과 원전 운전온도인 316°C에서 인장시험과 J-R 파괴인성시험을 수행하였다. 인장시험 결과와 J-R 파괴인성시험 결과로부터 얻은 고주파 유도가열 벤딩에 따른 곡관의 기계적물성치를 평가하였으며, 보다 명확한 설명을 하기 위해서 미세조직과 파면 분석한 결과로 다음과 같은 결론을 얻었다.

1) 고주파 유도가열 벤딩된 SA312 TP316 곡관에 대한 인장시험 결과, 상온과 운전온도에서 모두 벤딩 전 직관에 비해 곡관부의 강도는 증가하고 연성은 감소하였다. 곡관부 내에서는 벤딩이 시작되고 끝나는 천이영역과 곡관 중심부의 측면부에 비해 곡관 중심부의 내륜과 외륜에서 강도 증가와 연성 감소가 크게 나타났으며, 특히 곡관 중심부의 내륜에서 강도 증가와 연성 감소가 가장 큰 것으로 확인되었다. 미세조직 분석을 통해 얻은 결과로, 고주파 유도가열 벤딩된 SA312 TP316 스테인리스강 곡관부의 인장물성치 변화는 고온에서 벤딩되면서 생성된 sub-grain에 의한 것으로, 변형량에 비례해서 곡관 중심부의 외륜보다 내륜의 강도가 크게 증가된 것으로 판단된다.

2) 고주파 유도가열 벤딩된 SA312 TP304 곡관의 경우에 상온과 운전온도에서 모두 벤딩 전 직관에 비해 곡관부의 강도는 증가하고 연성은 감소하였다. 곡관부에서는 외륜에 비해 내륜에서 강도 증가와 연성 감소가 더 크게 나타났다. 추가적인 미세조직 분석 결과로 고주파 유도가열 벤딩된 SA312 TP304 스테인리스강 곡관의 외륜에서는 동적재결정이 발생한 것으로 판단되며, 곡관의 내륜에서는 동적재결정이 발생된 후 결정립이 성장한 것으로 판단된다. 따라서, SA312 TP304 스테인리스강 곡관의 내륜의 강도 증가는 새로운 결정립이 생성된 후에도 고주파 유도가열 벤딩에 의한 추가적인 변형에 의한 것으로 판단된다.

3) 고주파 유도가열 벤딩된 SA312 TP316 곡관과 SA312 TP304 곡관의 J-R 파괴인성

시험 결과, 직관에 비해 곡관부에서 더 낮은 파괴인성을 보였으며, 곡관 중심부의 내륜에 비해 외륜이 더 낮은 파괴인성을 보였다. 두 재료 모두 파면과 파괴측면을 추가적으로 분석한 결과, 전체적으로 연성파면을 보였다. 파면에서는 위치에 따른 뚜렷한 차이를 보이지 않았으나, 파괴측면 분석 결과에서는 곡관 중심부의 외륜이 인장변형에 의해 마이크로보이드가 성장한 보이드의 면적율이 직관과 곡관 중심부의 내륜보다 크게 관찰되었다. 따라서, 보이드가 많이 존재할수록 인성이 낮아지기 때문에 고주파 유도가열 벤딩된 곡관 중심부의 외륜이 가장 낮은 파괴인성을 보이는 것으로 판단된다.

【참고문헌】

- [1] H. W. Lee, J. H. Bae, M. S. Kim, and C. Kim, "Optimum Design of Pipe Bending Based on High-frequency Induction Heating using Dynamic Reverse Moment", *Int. J. of Precision Eng. and Manufacturing*, Vol.12, No.6, pp.1051-1058(2011)
- [2] P. Scott, et. al., "The Integrity of Nuclear Piping(BINP) Program Final Report", NUREG/CR-6837, Vol.1(2005)
- [3] NRC, "Evaluation of Potential for Pipe Breaks", NUREG-1061, Vol.3(1984)
- [4] Y. Lee, J. Lim, and Y. Moon, "Mechanical Characteristics of Low-Carbon-Steel Pipe Bent by Local Induction Heating with Small Bending Radii", *Mat. Trans*, Vol.53, No.5, pp.847-852(2012)
- [5] E. Muthmann and F. Grimpe, "Fabrication of Hot Induction Bends from LSAW Large Diameter Pipes Manufactured from TMCP Plate", *Microalloyed Steels for the Oil & Gas Industry Int. Sym.*, Jan. 22-27, Araxa, Brazil(2006)
- [6] ASTM, ASTM E8/E8M-09, "Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials".
- [7] ASTM, ASTM E1820-09, "Standard Test Methods for Measurement of Fracture Toughness".
- [8] The Materials Information Society, *Metallography and Microstructures*, ASM Handbook, Vol.9, ASM International(2004)
- [9] ISO, ISO 12135-02, "Metallic Materials-Unified Method of Test for the Determination of Quasistatic Fracture Toughness".
- [10] William D. Callister Jr, *Materials Science and Engineering - 6th edition*, John Wiley & Sons, Inc.(2003)
- [11] Craig R. Barrett, William D. Nix, Alan S. Tetelaman, *The Principles of Engineering Materials*, Rentice-hall, Inc.(1973)
- [12] Ichiko Shimizu, *Recrystallization*, pp.371-386, INTECH, Croatia(2012)
- [13] M. Jafari and A. Najafzadeh, "Comparison between the Methods of Determining the Critical Stress for Initiation of Dynamic Recrystallization in 316 Stainless Steel", *J. Mater. Sci. Technol.*, Vol.24, No.6, pp.840-844(2008)
- [14] Z. Zeng, L. Chen, F. Zhu, and X. Liu, "Dynamic Recrystallization Behavior of a

- Heat-resistant Martensitic Stainless Steel 403Nb during Hot Deformation", J. Mater. Sci. Technol., Vol.27, No.10, pp.913-919(2011)
- [15] Y. X. Liu, et. al., "Study of Dynamic Recrystallization in a Ni-based Superalloy by Experiments and Cellular Automaton Model", Mater. Sci. & Eng., A, No.625, pp.432-440(2015)
- [16] A. Marchattiwar, A. Sarkar, J. K. Chakravarty, and B. P. Kashyap, "Dynamic Recrystallization during Hot Deformation of 304 Austenitic Stainless Steel", J. of Mater. Eng. and Performance, Vol.22, No.8, pp.2168-2175(2013)
- [17] The Materials Information Society, Fatigue and Fracture, ASM Handbook, Vol.19, pp.733-752, ASM International(2002)
- [18] C. Y. Kang, "Fracture Mechanism and Micro-Practography : Ductile Fractured Surface", J. of KWS, Vol.21, No.7, pp.710-714(2003)
- [19] Diter, G. E., Mechanical Metallurgy, SI Metric Ed., McGraw-Hill(1988)
- [20] J. G. Kim and C. M. Seo, "Analsis of Fracture Surface and its Application", Trans. Korea Soc. Mech. Eng., Vol.24, No.2, pp.106-114(1984)

감사의 글

2011년 1월, 원자력기계재료실험실에 들어와 5년이라는 시간을 보냈습니다. 이제 막 원자력공학에 발걸음을 떼기 시작해서 무지상태였던 저를 석사학위까지 취득할 수 있도록 도와주신 모든 분들께 감사드립니다.

먼저 5년동안 부족하고 탈도 많았던 저에게 걱정과 크나큰 배려로 지도해주신 김진원 교수님께 감사드립니다. 전공분야에 대한 지식을 쌓을 수 있도록 수많은 학회 및 경협활동에 적극적으로 지지해주시고, 향후 사회생활에도 도움이 될 수 있는 조언들을 아낌없이 해주셔서 감사합니다. 실험실 생활 중간에 해외 어학연수를 갔을 때에도 긍정적으로 응원해주시고, 건강이 악화되어 휴학을 고려하고 있을 때에도 많은 걱정을 끼쳐드려 죄송합니다. 교수님의 배려로 건강을 다시 되찾아 무사히 석사과정을 졸업할 수 있게 되어 진심으로 감사드립니다.

원자력전공에 대한 지식을 가르쳐주신 김승평 교수님, 정운관 교수님, 송종순 교수님, 나만균 교수님, 이경진 교수님께도 고개숙여 감사드립니다.

무엇보다 타지에 혼자 생활하는 저를 항상 걱정하시고 힘들 때마다 응원해주시고 사랑으로 키워주신 부모님께 감사드립니다. 집에 올라갈 때마다 마른 것 같다며 걱정해주신 할머니께 감사드리고, 철없는 누나 대신에 할머니랑 부모님께 효도하는 동생 재학이 고맙다. 어린 시절 저를 키워주시고, 하늘에서도 항상 저를 지켜주고 계시는 외할머니께 감사하고 사랑합니다.

저를 원자력기계재료실험실로 인도해주신 윤민수 오빠, 모르는 부분에 대해서 물어보면 만능박사처럼 다 알려주신 이사용 오빠 감사합니다. 실험실 생활에 좋은 모습은 못 보여주고 도움도 못 줬는데도 항상 즐겁게 생활해준 엄기현 오빠, 회료로, 락이, 익현이, 민석이, 상봉이 한테도 고맙다는 말을 전합니다.

하소연 들어주고, 힘들 때마다 웃을 수 있게 해준 하임이 언니, 정하 언니에게도 고맙고, 학과 조교로 힘들텐데도 항상 반갑게 맞아준 민애 언니한테도 고마워요.

멀리서라도 걱정해주고 응원해 준 나의 소울메이트 박경아, 이기혜, 이경윤, 김태경
고맙고 사랑한다.

마지막으로 교제한 지 얼마 안 되서 실험실 생활하느라 잘 챙겨주지 못했는데도 항
상 옆에서 응원해주고, 슬플 때 같이 슬퍼해주고, 기쁠 때 같이 기뻐해주고, 사랑해준
정성재 씨, 고맙고 사랑해.

다시 한번 무사히 석사과정을 졸업할 수 있도록 도와주신 모든 분들께 감사드립니다.
다.

2015.12.
NuMM에서
이 미 연 드림