



Austenite 및 Duplex Stainless Steel Pipe

원주 용접시 변형 특성 비교 : 실험적 검토

이 명 수^{*,†}

*조선대학교 선박해양공학과

Comparison of Welding Deformation Characteristics by Circumferential Welding for Austenitic and Duplex Stainless Steel Pipe : Experimental Study

Myung-Su Yi^{*,†}

*Department of Naval Architecture and Ocean Engineering, Chosun University, Gwanju, 61452, Korea

†Corresponding author: true413@chosun.ac.kr

(Received March 5, 2022; Revised March 21, 2022; Accepted April 4, 2022)

Abstract

During welding of structure, non-uniform thermal distribution is occurred by local heating and conduction in copula. This process causes non-uniform thermal deformation and that occurs thermal stress. Especially, pipe is used in shipbuilding and laying pipe is essential. As well pipe material is applied with STS 316L (Stainless Steel) and STS Duplex(Stainless Steel Duplex) in LNG carrier ship. So welding property of that material is studied in order to predict welding deformation and thermal stress. First of all each material is made a experiment to know thermal distribution and shrinkage deformation. Through this experiment, it was possible to obtain differences in welding shrinkage due to the mechanical and thermal properties of the two materials. As a result, basic data on welding shrinkage for each material were obtained, and it will be used to develop a prediction equation through additional research in the future.

Key Words: Welding, STS(Stainless Steel) 316L, STS duplex(Stainless Steel Duplex), Pipe welding, Deformation, Material property

1. 서 론

일반적으로 구조물의 용접 시에는 접합부의 용융을 위해 열이 가해지고 국부적인 용융과 열전도 과정에 따른 불균일 온도분포가 발생하게 된다¹⁾. 이런 과정에 의해 열변형의 불균일이 발생하게 되고 이 원인으로 인하여 열응력이 유발되고, 이 응력에 의한 소성변형이 구조물에 잔류하게 된다. 그리하여 용접부 냉각 후 영구 변형이 남아있게 되는 것이다.

이런 용접변형은 구조물의 외관을 해칠 뿐만 아니라 좌굴강도에 심각한 영향을 끼칠 수도 있다. 또한 용접 변형으로 인하여 조립이 곤란한 경우도 발생할 수 있

다. 따라서 정밀한 구조물의 제작을 위하여 실제 가공에 따른 오차를 줄여야 하며 이를 위해 용접 변형량의 정확한 예측과 사전 여유치(마진) 고려가 필수적이다.

현재 국내 선박의 경우 그 기능상 선장 및 의장 등과 같은 배관 작업에 소요되는 시수가 많으며 고부가가치 선박의 경우 일반 선박과 달리 스테인리스 스틸(STS, Stainless Steel) 및 듀플렉스 스테인리스 스틸(Duplex Stainless Steel) 등의 스테인리스계 배관이 많이 사용되는데, 스테인리스계 배관은 물성치 특성으로 인해 탄소강 배관보다 변형에 훨씬 민감하다. 따라서 생산성 향상을 위해서는 이러한 스테인리스계 파이프 용접변형 제어가 필수적이며, 이를 위해서는 오스테나이트계 및 듀플렉스계 파이프의 맞대기 용접시 변형 특성을 파악

할 필요가 있다. 왜냐하면 스테인리스계 파이프 맞대기 용접 시 길이 방향 수축변형과 각 변형이 상당량 발생하고 재절단 및 단관 삽입 등과 같은 수정 작업이 발생하여 이로 인해 생산성 저하의 주된 요인이 되고 있기 때문이다.

하지만 최근 스테인리스 스틸 용접과 관련된 연구는 용접기법인 GTAW(Gas Tungsten Arc Welding)와 관련된 생산성 향상연구²⁻⁴⁾ 와 스테인리스 스틸 파이프 용접시 퍼징 등과 관련하여 발생하는 부식문제^{5,6)} 에 대한 연구들이 주로 이루어지고 있다. 파이프 변형과 관련된 연구의 경우 고유 변형도 기반의 간이 해석법을 활용한 탄소강 위주의 연구⁷⁾와 소재 자체가 알루미늄 합금에 대해서 변형과 수축에 대한 연구⁸⁾ 정도가 이루어지고 있다. 즉, 본 논문에서 관심이 있는 스테인리스계의 변형과 관련된 연구는 최근 미미한 실정이라고 볼 수 있다.

이에 본 연구에서는 오스테나이트계 및 듀플렉스계 파이프 맞대기 용접 시 발생하는 수축변형을 측정하여 변형의 주된 인자를 파악하였으며 이를 토대로 변형 예

측식을 정립을 위한 기초 데이터를 확보하였다. 또한, 이러한 측정 결과를 토대로 스테인리스계 강의 변형 해석 모델을 정립하여 오스테나이트계 및 듀플렉스계의 변형 특성을 파악 및 비교하였다.

2. 사용시편과 실험내용 및 고찰

2.1 사용시편

본 연구에서 사용한 스테인리스계 파이프 용접 재료는 Table 1과 같다. 사용한 파이프의 기하 정보와 용접부 상세는 아래의 Fig. 1과 같다. Table 2는 본 연구에서 사용된 STS 316L과 STS Duplex의 물성치를 나타내는데 STS 316L이 STS Duplex에 비해 열전도성 및 항복강도는 낮고, 열팽창계수가 크다. 용접에 사용되는 용접재 역시 기본적으로 이러한 경향성은 동일하게 나타난다. 실제 수축을 일으키는 영역은 용접부에서 모재와의 구속 등으로 나타나는데 일반적으로 항복강도의 경우 모재보다 용접재가 크게 나타난다.(실험에 사용한 용접재는 Table 3에 나타내었다.) 하지만 모재

Table 1 Pipe specimens for experiments

Pipe type		Diameter (mm)	Thickness (mm)	Groove angle (Degree, °)	Root face (mm)	Root gap (mm)
STS 316L	3"-10S	88.90	3.05	60~90	1±1	3 (+1, -2)
	12"-10S	323.85	4.78			
	12"-40S	323.85	9.53			
	24"-10S	610.00	6.35			
STS Duplex S31803	45φ	45	4.00			
	54φ	54	4.50			
	80φ	80	7.00			
	130φ	130	11.00			

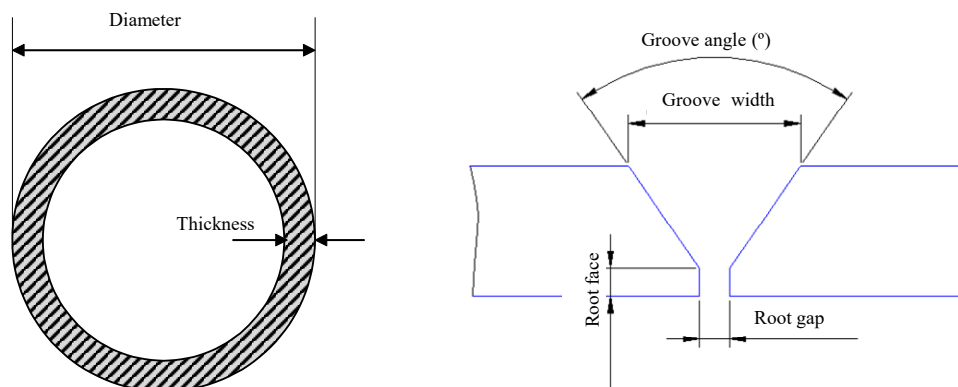


Fig. 1 Schematic figure (geometrical information of the test pipe) and shape of welding groove

Table 2 Physical properties of STS 316L and STS Duplex

		STS 316L	STS Duplex S31803
Thermal properties	Specific heat at 20~100℃	0.50 J/g℃	0.42 J/g℃
	Thermal conductivity at 20~100℃	16.2 W/m℃	19 W/m℃
	Thermal coefficient of linear expansion 20~100℃	16.6×10-6 /℃	13.7×10-6 /℃
Mechanical properties	Density	8.00 g/cm ³	7.88 g/cm ³
	Tensile strength	480 MPa	620 MPa
	Yield strength	235 MPa	450 MPa
	Elongation	52 %	25 %
	Modulus of elasticity in tension	200 GPa	190 GPa

Table 3 Mill certification of weld filler

(a) Chemical composition

(Unit : %)

Weld metal	C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Mo
AWS A5.9 ER316L (STS 316L)	0.02	0.41	1.81	0.016	0.010	0.02	13.33	19.21	2.58
AWS A5.9M ER2209 (Duplex)	0.012	0.41	1.44	0.017	0.001	0.06	8.6	23.0	3.29

(b) Mechanical properties

Weld metal	Yield strength (MPa)	Tensile strength (MPa)	Elongation (%)
AWS A5.9 ER316L (STS 316L)	441	579	42.2
AWS A5.9M ER2209 (Duplex)	601	778	36.1

및 용접재의 전체적인 물성에 대한 경향성 자체는 동일하다. 따라서 이러한 물성치의 차이로 인해 두 재료의 변형 특성은 다를 것으로 예측된다. 여기에 대한 분석을 본문에서 상세히 진행하겠다.

2.2 실험방법

효과적인 용접부의 수축량을 측정하기 위하여, 용접에 방해받지 않는 한도내에서 블록을 용접 심(Welding Seam) 좌우로 각각 150 mm 씩 떨어지게 하여 용접 시작부터 용접 종료 후 상온까지 각 Pass 별로 용접 수축량을 측정하였다. Fig. 2는 본 실험에서 사용된 Pipe clock 위치에 붙여진 블록과 표점거리를 나타낸 것이다.

2.3 실험 결과 고찰

2.3.1 그루브 단면적(A_G)과 입열량

Fig. 3은 아크 개시에서부터 최종패스 용접까지 연

속적으로 입열량을 측정할 수 있는 GTAW(Gas Tungsten Arc Welding) 모니터링 시스템⁹⁾을 사용하여 측정된 STS 316L과 STS Duplex의 Pass 1-1 용접 파형이다. 본 연구에서는 이 측정장비를 이용하여 용접 조건의 중요한 변수인 입열량을 계산하였다. 각 패스별 용접파형을 통하여 각 패스별 입열량 Q_{PL}을 계산하였다. 그리고 각 패스별 용접길이를 고려하여 총 입열량 Q_{TPL}을 계산하였다. 총 입열량 Q_{TPL}은 모든 패스의 비드 단위 길이당 입열량의 합으로 정의될 수 있다¹⁰⁾. 이 총 입열량의 계산식은 아래의 식 (1)과 같으며 각 파라미터의 정의는 아래에 명시하였다. 이 식을 이용하여 각 재질에 따른 총 입열량 Q_{TPL}을 다음의 Table 4에 나타내었다.

$$Q_{TPL} = \sum_{i=1}^n \left(\frac{Q_{(PL)1-i} \cdot L_{(P)1-i}}{L_{P1}} \right) + \sum_{j=1}^n \left(\frac{Q_{(PL)2-j} \cdot L_{(P)2-j}}{L_{P2}} \right) + \sum_{k=1}^n \left(\frac{Q_{(PL)3-k} \cdot L_{(P)3-k}}{L_{P3}} \right) + \dots \tag{1}$$

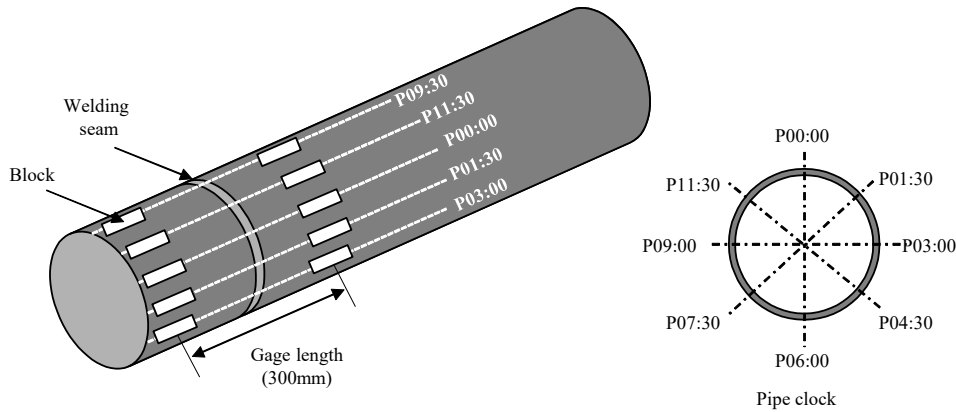
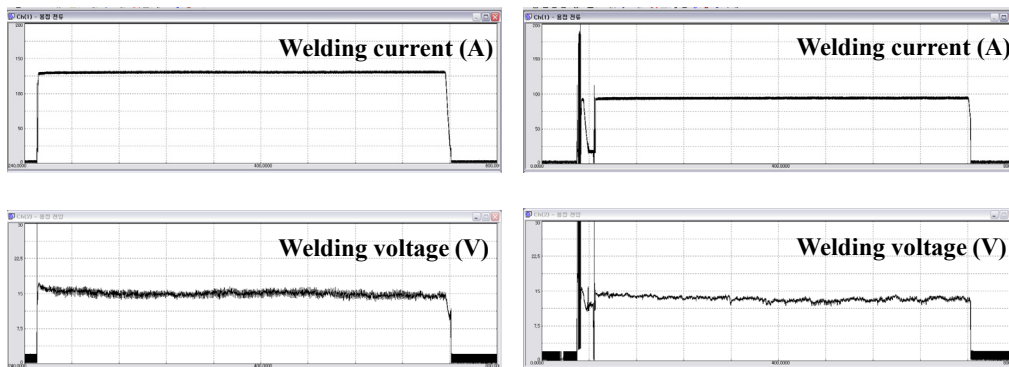


Fig. 2 A position of blocks and gage length measurement and pipe clock



(a) STS 316L

(b) STS Duplex

Fig. 3 Waveform of welding for STS 316L and STS Duplex

Table 4 Q_{TPL} for STS 316L and STS Duplex

Pipe type		Q_{TPL} (kJ/mm)	Pipe type		Q_{TPL} (kJ/mm)
STS 316L	3" -10S	1.964	STS Duplex S31803	45φ	2.449
	12" -10S	2.547		54φ	4.843
	12" -40S	8.709		80φ	5.889
	24" -10S	4.120		130φ	10.804

여기서,

$Q_{(PL)1-i}$: Pass 1-i 의 입열량

$L_{(P)1-i}$: Pass 1-i 의 용접길이

L_{P1} : Pass 1-1에서 Pass 1-n까지 Pass 1 전체의 용접길이

$Q_{(PL)2-j}$: Pass 2-j 의 입열량

$L_{(P)2-j}$: Pass 2-j 의 용접길이

L_{P2} : Pass 2-1에서 Pass 2-n까지 Pass 2 전체의 용접길이

$Q_{(PL)3-k}$: Pass 3-k 의 입열량

$L_{(P)3-k}$: Pass 3-k 의 용접길이

L_{P3} : Pass 3-1에서 Pass 3-n까지 Pass 3 전체의 용접길이

두 재질의 변형특성을 파악하기 위해 용착금속의 양으로 고찰해 보았다. 동일 그루브 단면적(A_G)을 이용하여 분석하였는데 그루브 단면적은 아래 Fig. 4와 같고 주요 파라미터로 식 (2)와 같이 정의하였다¹¹⁾.

$$2\theta = 2 \times \left[\frac{\tan^{-1}(GW - RG)}{2(t - RF)} \right] \quad (2)$$

$$A_G = (RG \times RF) + \left[\frac{(RG + GW) \times (t - RF)}{2} \right]$$

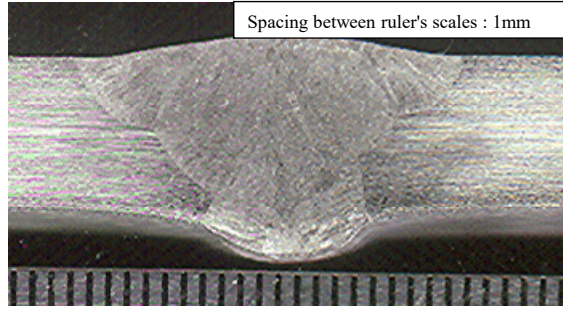
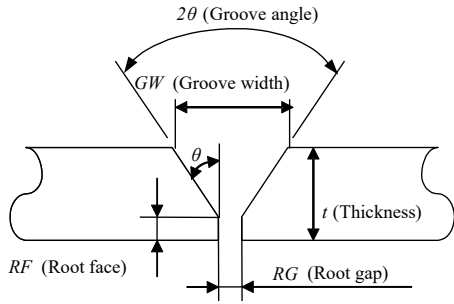


Fig. 4 Schematic drawing of the groove cross-section of the welded part and the actual specimen

여기서,

- GW : Groove width (mm)
- RG : Root gap (mm)
- RF : Root face (mm)
- A_G : Groove 내의 단면적 (mm^2)

STS 316L 12"-40S와 STS Duplex 80Φ를 제외하고, 전체적으로 비슷한 스케줄 및 직경에 대해 실제 STS Duplex의 입열량이 STS 316L에 비해 약 24~160% 정도 입열량이 다소 크게 측정된 것을 확인할 수 있다. 이것은 동일 그루브 단면적(A_G)에 용착 금속을 채우기 위해서는 STS Duplex가 STS 316L보다 열전도성이 크기 때문에 STS 316L이 상대적으로 많은 입열량이 요구될 것이기 때문이라고 추정된다. 그러므로, 동일 입열 조건이라면 STS Duplex가 STS 316L보다 용접변형이 작게 발생할 것이다. 이런 비교를 정확히 하기 위해서는 동일 그루브 면적에 대해 이루어져야 한다. Table 5는 이 실험이 STS 316L (12"-10S) 및 STS Duplex(54Φ)에 두 재료에 대하여 비슷한 두께와 개선 면적에서 이루어졌음을 보여준다. Fig. 5는 입열 측정결과 동일한 그루브 단면적(A_G)에 대하여 STS Duplex가 이 실험의 경우 최소 약 90% 이상 많은 입열량이 필요한 것을 확인할 수 있다.

2.3.2 용접부 수축량 비교

(1) 그루브 단면적 A_G 와 용접부 수축량 S의 관계

그루브 단면적 A_G 와 용접부 수축량 S의 관계를 고찰하기 위해 동일 A_G 를 지니는 STS 316L (12"-10S-2)과 STS Duplex (54Φ-1)의 용접 시 각 패스별 표점거리 변화량 ΔGL 및 평균 누적 용접 수축량 S를 측정 및 비교하였다.

Table 6은 STS 316L (12"-10S-2) 모델에 대한 각 패스별 측정위치에 대한 패스별 표점거리 변화량 Δ

Table 5 Thickness, A_G for STS 316L and STS Duplex

	Thickness (mm)	A_G (mm^2)
STS 316L (12"-10S-2)	4.78	24.82
STS Duplex (54Φ-1)	4.50	23.48

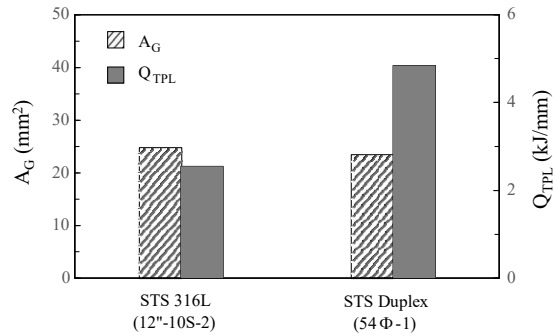


Fig. 5 A_G , Q_{TPL} for STS 316L and STS Duplex at the same A_G

GL을 나타낸 것이다. Fig. 6은 STS 316L의 패스별 표점거리 변화량과 평균 용접부 수축량 S를 보인 것이다.

마찬가지로 Table 7은 STS Duplex 54Φ-1의 각 패스별 측정위치에 대한 패스별 표점거리 변화량 ΔGL 을 나타낸 것이다. Fig. 7은 STS Duplex의 패스별 표점거리 변화량과 평균 용접부 수축량 S를 보인 것이다.

STS 316L의 수축량이 STS Duplex보다 약 40% 정도 큰 것을 Fig. 6과 Fig. 7의 각 실험의 평균 누적 수축량을 통해서 알 수 있다. 선 논의된 것처럼 동일 그루브 단면적 A_G 를 채우는데 열전도계수가 작은 STS 316L이 상대적으로 큰 입열량이 요구된다. 널리 알려진 것처럼 용접 입열량은 실제 용접 수축과 가장 큰 상관관계를 보이는 변수이다. 이러한 이유로 이 결과는 충분히 예상할 수 있는 결과임을 알 수 있다. 즉, STS 316L과 STS Duplex 파이프 용접시 동일한 그루브 단면적이라면 STS 316L의 용접 수축량이 상대적으로 증가할 수 밖에 없음을 확인하였다.

Table 6 Δ GL for each pipe clock (STS 316L 12" -10S-2)

Pipe clock	Δ GL (mm)									
	Initial	Pass1-1	Pass1-2	Pass1-3	Pass1-4	Pass1-5	Pass2	Pass3	Final-1	Final-2
P00:00	0	-0.36	-0.47	-0.57	-0.96	-1.07	-1.51	-1.91	-2.13	-
P01:30	0	-0.79	-0.34	-0.10	-0.45	-0.31	-1.15	-1.69	-1.87	-
P03:00	0	-0.38	-0.60	-0.66	-0.69	-1.36	-2.04	-2.42	-2.56	-2.58
P04:30	0	0.00	-0.39	-0.46	-0.57	-0.87	-1.54	-1.96	-2.11	-2.13
P06:00	0	0.01	-0.35	-0.75	-0.90	-0.86	-1.30	-1.67	-1.87	-1.89
P07:30	0	-0.01	-0.10	-0.81	-1.07	-1.10	-1.50	-1.85	-2.08	-2.12
P09:00	0	0.06	-0.01	-0.53	-1.31	-1.42	-1.85	-2.22	-2.45	-2.44
P10:30	0	-0.09	0.01	-0.27	-1.24	-1.45	-1.85	-2.20	-2.42	-2.42

Table 7 Δ GL for each pipe clock (STS Duplex 54 Φ -1)

Pipe clock	Δ GL(mm)									
	Initial	Pass1-1	Pass1-2	Pass1-3	Pass1-4	Pass1-5	Pass1-6	Pass2	Pass3	Final
P00:00	0	-0.12	-0.33	-0.24	-0.35	-0.36	-0.47	-0.75	-1.09	-1.61
P03:00	0	0.20	0.12	-0.14	-0.43	-0.48	-0.47	-0.56	-0.83	-1.51
P06:00	0	0.02	0.11	-0.01	-0.35	-0.46	-0.59	-0.65	-0.90	-1.57
P09:00	0	-0.37	-0.27	-0.20	-0.17	-0.26	-0.52	-0.70	-0.99	-1.69

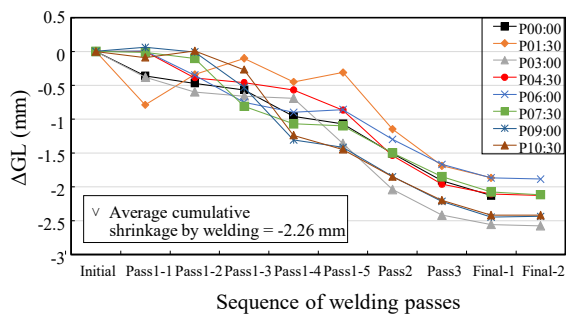


Fig. 6 Δ GL for each pass No. (STS 316L 12" -10S-2)

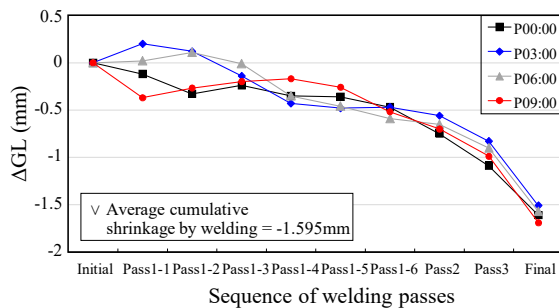


Fig. 7 Δ GL for each pass No. (STS Duplex 54 Φ -1)

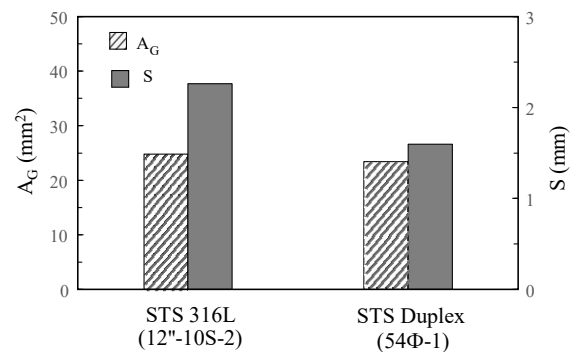


Fig. 8 A_G , S for STS 316L and Duplex at the same A_G

Fig. 8은 동일 그루브 단면적 A_G 를 가지는 STS 316L과 STS Duplex에 대하여 A_G 및 누적 용접 수축량 S를 보인 것이다. 실제 그루브 단면적의 경우 두

시험편의 차이는 약 5% 수준으로 거의 동일한 면적으로 보아도 무방한 수준이다. 그럼에도 불구하고 누적 수축량은 약 40% 이상 유의미한 차이가 나고 있음을 주목해야 한다. 이러한 결과(동일 그루브 단면적 A_G 에 대해 STS 316L의 용접 수축량이 보다 큰 이유)에 대한 원인을 본 연구에서는 재료적 특성에 기인한 이유라고 판단된다. 전술한 바와 같이 STS 316L은 STS Duplex 대비 열전도 계수가 약 17% 작은 반면, 상온 열팽창계수는 오히려 약 21% 크다. 즉, STS 316L은 STS Duplex에 비하여 열전도 계수가 작기 때문에 재료에 입열이 되었을 때 열이 상대적으로 빠른 속도로 전도되지 못하고 머무르는 시간이 길어진다. 이런 상황

Table 8 Average transverse shrinkage at same Q_{TPL}

	Q_{TPL} (kJ/mm)	S, Average cumulative transverse contraction (mm)
STS 316L(12"-10S-2)	2.547	2.263
STS Duplex(54Φ-2)	2.546	1.535

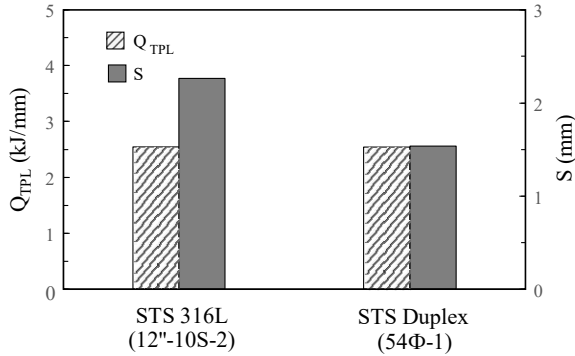


Fig. 9 Q_{TPL} , S for STS 316L and STS Duplex at the same Q_{TPL}

에서 열팽창계수가 오히려 크기 때문에 상대적으로 머물러 있는 열이 많은 STS 316L의 누적 변형량이 클 수 밖에 없다고 판단된다.

(2) 총 입열량 Q_{TPL} 과 평균누적 횡 수축량 S의 관계

Table 8과 Fig. 9는 동일 총 입열량 Q_{TPL} 을 가지는 STS 316L(12"-10S-2)과 STS Duplex(54Φ-2)에 대하여 용접부 평균 누적 횡 수축량 S를 나타낸 결과이다. 변형에 있어 가장 민감한 총 입열량이 Q_{TPL} 이 거의 같음에도 불구하고 이렇게 누적 수축량에 있어서 STS 316L이 더 큰 이유는 앞선 논의의 근거와 마찬가지로 재료 물성치의 영향이라고 판단된다. 즉, STS 316L이 STS Duplex와 비교하여 열전도계수가 작고 열팽창계수가 크며 항복강도가 낮기 때문이다.

3. 결 론

오스테나이트계 및 듀플렉스 스테인리스강 파이프의 맞대기 용접에 따른 용접 변형 발생 특성에 관한 연구 결과 다음과 같은 결론을 얻을 수가 있었다.

1) 각 소재별 Pipe 용접 수축변형 데이터를 계측 및 분석을 통하여 주 지배인자인 그루브 단면적 A_G 과 총 입열량 Q_{TPL} 을 도출하여 수축변형 예측식을 개발할 수 있는 근거자료를 마련하였다.

2) 오스테나이트계 (STS 316L) 및 듀플렉스 스테인리스강 (STS Duplex)의 Pipe 용접 수축 변형 특성을 파악하여 이 재료들의 용접변형 평균 및 산포를 최

소화할 수 있는 근거를 마련하였다. 이 근거를 바탕으로 각 주 지배인자에 대한 기준 설정에 대한 근거를 마련하였으며, 향후 현업 작업 표준화 기준에 도움이 될 것으로 판단한다.

3) 동일 그루브 단면적 A_G 에서 STS Duplex가 STS 316L에 비해 입열량이 크게 된 것은 STS Duplex가 열전도성이 크기 때문이며, 동일 그루브 단면적 A_G 에 대해 STS 316L의 횡수축량 S가 큰 이유는 STS Duplex 대비, 열전도계수가 작고 열팽창계수가 크며 항복강도가 낮기 때문이라고 판단된다.

4) 향후, 본 연구의 결과를 활용하여 파이프의 경험적 수축식을 도출할 예정이다. 경험식을 위하여 많은 수축데이터가 필요할 것이고, 이 데이터의 경우 기존 실험데이터를 정밀한 3차원 열탄소성해석 등을 활용하여 검증 후 사용할 것이다. 이렇게 검증된 정밀 수치해석 기법을 활용하여 다양한 재료적, 기하학적 파라미터를 조합하여 경험식에 반영될 수 있도록 진행할 예정이다. 이를 통해 도출된 파이프의 경험적 수축식은 향후, 산업계에 유용하게 사용될 것으로 판단된다.

감사의 글

이 논문과 연구는 2021년도 조선대학교 학술연구비의 지원을 받아 수행되었습니다.

ORCID: Myung-Su Yi: <http://orcid.org/0000-0002-6984-5146>

References

- S. I. Seo and C. D. Jang, A study on the prediction of deformation of welded structures, *J. Korean Weld. Join. Soc.* 15(5) (1997) 438-447.
- S. H. Jeon, T. W. Kim, Y. W. Lee, and Y. C. Kim, Study on the Improvement of TIG Welding Productivity through Analysis of ArcTig Welding Properties, *J. Weld. Join.* 39(6) (2021) 632-640. <https://doi.org/10.5781/JWJ.2021.39.6.8>
- H. K. Lee, K. H. Yun, M. S. Han, and J. K. Kang, Study of Semi-auto TIG Welding Productivity, *2021 Autumn Conference of the Korean Welding and Joining Society.* Seoul, Korea (2021) 164-164.
- S. H. Jeon, W. H. Ju, J. M. Shin, T. W. Kim, and Y. C. Kim, A Study on the Improvement of TIG Welding Productivity through the Analysis of ArcTig Welding Property, *2021 Autumn Conference of the Korean Welding and Joining Society.* Seoul, Korea (2021) 206-206.
- D. M. Cho, J. S. Park, S. K. Hong, and S. J. Kim, Corrosion Behaviors on Pipe Tubing, Laser Welds and Post Weld Heat Treatment Temperature and Holding Time of Super Duplex Stainless Steel SUS 329J4L for

- Heat Exchanger in Thermoelectric Power Plants, *2020 Conference of the Korean Welding and Joining Society*. Yeosu, Korea (2021) 272-272.
6. J. S. Park, D. M. Cho, S. K. Hong, and S. J. Kim, Effects of PWHT conditions on corrosion behaviors of super duplex stainless steel pipe for power plant application, *2020 Conference of the Korean Welding and Joining Society*. Yeosu, Korea (2020) 180-180.
 7. C. Wu, C. Wang and J. W. Kim, Welding Distortion Prediction for Multi-Seam Welded Pipe Structures using Equivalent Thermal Strain Method, *J. Weld. Join.* 39(4) (2021) 435-444.
<https://doi.org/10.5781/JWJ.2021.39.4.12>
 8. C. Wu, C. H. Lee, and J. W. Kim, Prediction of welding deformation in Al-pipe structure by using SDB method, *2019 Autumn Conference of the Korean Welding and Joining Society*, Daegu, Korea (2019) 239-239.
 9. H. Yamamoto, Recent advances in welding power systems for automated welding, *J. Japan Weld. Soc.* 64(6), (1994) 457-462.
 10. H. J. Kim and C. H. Lee, The characteristics of power sources on the spatter generation rate in CO₂ arc welding process, *J. Korean Weld. Join. Soc.* 17(4) (1999) 16-21.
 11. S. M. Cho and H. S. Yoon, A study on the development of evaluation method for the output characteristics of welding machine by 6σ, *J. Korean Weld. Join. Soc.* 21(6) (2003) 26-32.