

<학술논문>

DOI <https://doi.org/10.3795/KSME-A.2017.41.11.1021>

ISSN 1226-4873(Print)
2288-5226(Online)

매설가스배관 강 슬리브 보수 용접부의 피로수명에 미치는 공정변수 영향 고찰을 통한 최적공정 수립

김종성^{**} · 이 철^{*} · 김우식^{**} · 김익중^{**}

* 세종대학교 원자력공학과, ** 한국가스공사 연구개발원

Establishment of An Optimal Process to Improve Structural Integrity by Investigating Effect of the Process Variables on Fatigue Lifetime of Steel-Sleeve Repair Welds in Buried Gas Pipeline

Jong Sung Kim^{**†}, Cheol Lee^{*}, Woo Sik Kim^{**} and Ik Jung Kim^{**}

* Dept. of Nuclear Engineering, Sejong Nat'l Univ.

** Research and Development Center, Korea Gas Corporation.

(Received March 4, 2017 ; Revised July 17, 2017 ; Accepted July 25, 2017)

Key Words: Buried Gas Pipeline(매설가스배관), Steel-Sleeve Repair Weld(강 슬리브 보수 용접부), Fatigue Lifetime(피로수명), Residual Stress(잔류응력), Finite Element Analysis(유한요소해석), Structural Stress/Fracture Mechanics Approach(구조응력/파괴역학 접근법)

초록: 본 연구에서는 매설가스배관의 강 슬리브 보수 용접부에 대한 피로수명에 미치는 보수 용접 공정 변수별 영향을 고찰하여 최적 공정을 수립하였다. 상용 유한요소 해석프로그램인 ABAQUS를 이용한 연계 연성 온도-응력 해석을 통해 강 슬리브 보수용접 시 보수용접부에 발생하는 용접 잔류응력을 도출하였다. 또한, 유한요소 선형탄성 응력해석을 통해 운전응력 변이도 도출하였다. 도출된 용접 잔류응력과 운전응력 변이를 입력값으로써 구조응력/파괴역학 접근법에 대입하여 강 슬리브 보수용접부의 피로수명을 평가하였다. 다양한 보수용접 공정 변수에 대한 유한요소해석과 피로평가를 수행하여 공정변수별 피로수명에 미치는 영향을 고찰하였다. 최종적으로는 고찰한 피로수명에 미치는 공정변수별 영향 결과를 토대로 공정 및 경제적 비용을 최소화하고 피로수명을 적절히 향상시킬 수 있는 최적 방안을 도출하였다.

Abstract: In this study, an optimum process to improve structural integrity was established by investigating effect of the process variables on fatigue lifetime of steel-sleeve repair welds in buried gas pipeline. Residual stresses in the repair welds were derived through sequentially-coupled temperature-stress analysis using ABAQUS, which is a commercial finite element analysis program. In addition, variations of operating stresses were derived by finite element linear elastic stress analysis. Fatigue lifetimes of the steel-sleeve repair welds were evaluated by substituting the derived weld residual stresses and operating stress variations into the structural stress/fracture mechanics approach as input. Parametric study using finite element analysis and fatigue assessment for various repair welding process variables were carried out to investigate the effects of the process variables on the fatigue lifetime. Finally, based on the effects of the process variables on the fatigue lifetime, an optimal process to minimize the welding time and economic costs and to improve the fatigue lifetimes was derived.

1. 서 론

폭발의 위험성이 큰 연료 매체인 천연가스를

운반하는 매설가스배관은 설계수명 동안 구조적 건전성을 유지하여야 한다. 구조적 건전성 유지를 위해 주기적으로 검사를 수행하며 검사 동안 발견한 결함들에 대해서는 사용 중 적합성(FFS : fitness-for-service) 평가를 수행하여야 한다. FFS 평가시 건전성 관련 허용기준을 만족하지 못하는

† Corresponding Author, kimjsbat@sejong.ac.kr

© 2017 The Korean Society of Mechanical Engineers

결합들에 대해서는 보수 및 교체 등 정비를 수행하여 결합 발생 이전 상태와 동등한 수준의 구조 건전성을 확보하여야 한다.⁽¹⁾ 매설가스배관 결합을 보수하기 위해 복합재 강화 슬리브 보수, 강 슬리브 보수용접 등 다양한 보수방안이 실제 가스 산업 현장에서 적용되고 있는데 강 슬리브 보수용접이 가장 신뢰성이 높은 방안으로 알려져 있다.⁽²⁾

슬리브 보수용접에 따른 매설가스배관의 미세 조직 및 기계적 특성 변화,⁽³⁾ 보수용접 절차 검증,^(4,5) 파열압력 시험^(2,6,7) 등 다양한 구조 건전성 평가 연구가 국내외적으로 진행되어 왔다. 그러나, 이러한 보수방안이 적용된 매설가스배관이 장기간 운용될 때 보수부위의 장기 구조 건전성이 유지되는지에 대한 연구는 미흡한 실정이다.

따라서, 본 연구에서는 유한요소 해석과 구조 응력/과피역학 접근법⁽⁸⁾을 이용하여 매설가스배관의 강 슬리브 보수용접부의 피로수명에 미치는 공정변수별 영향을 고찰하여 장기 구조 건전성 측면에서 최적의 공정변수를 도출하였다.

2. 유한요소 잔류응력 해석

2.1 유한요소 모델링

Fig. 1은 본 연구에서 사용한 유한요소 모델로써 매설가스배관(외경 762 mm, 두께 17.5 mm)에 강 슬리브(두께 17.5 mm)가 용접된다. 배관과 강 슬리브는 동일 재료로써 API 5L X65이며 용접금속은 저수소계 용접봉 E9016이다. 용접부는 배관 길이방향으로 맞대기 용접부(longitudinal butt weld), 원주방향으로 필렛 용접부(fillet weld)가 존재하며, 길이방향 맞대기 용접부는 4패스, 필렛 용접부는 4패스로 모델링하였다. 고려되는 감육부의 깊이는 배관 두께의 80%이며, 감육부의 폭과 길이는 각각 55 mm와 300 mm이다. 또한 보수적인 관점에서 감육부 루트부의 반경은 0 mm라고 가정하였다. 3차원 선형 유한요소를 이용하였고 대칭성을 고려하여 1/4로 모델링하였다. 또한, 감육부 위치, 깊이 및 길이도 제시하고 있다.

Fig. 2~4는 모재인 API 5L X65와 용접금속 E9016에 대한 온도에 따른 열적, 물리적 물성 변화와 항복강도 변화를 제시하고 있다. 이러한 물성 변화들은 기존 연구들^(9,10)과 재료에 대한 시험 성적서⁽¹¹⁾로부터 결정한 것들이다.

Fig. 5에는 응력분포를 추출하는 경로를 제시하

였다. 경로 C-1은 필렛 용접부 토우부를 따른 원주선이며, 경로 C-2는 필렛 용접부 루트부를 따른

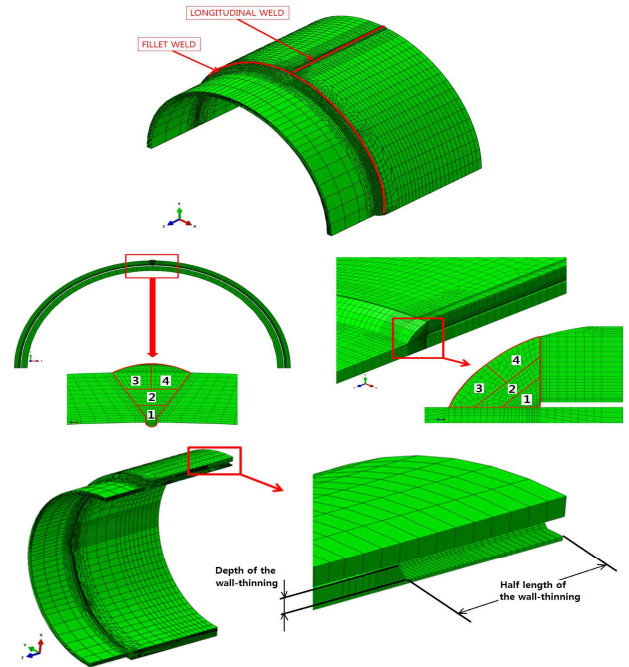
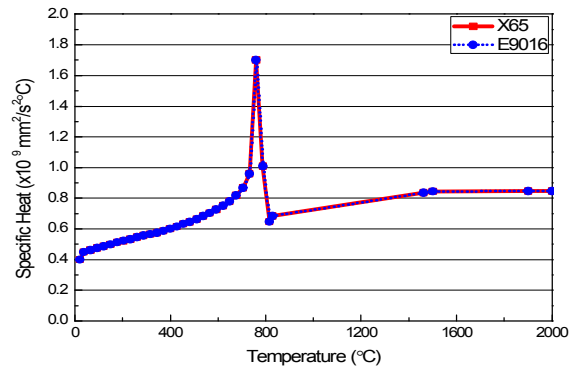
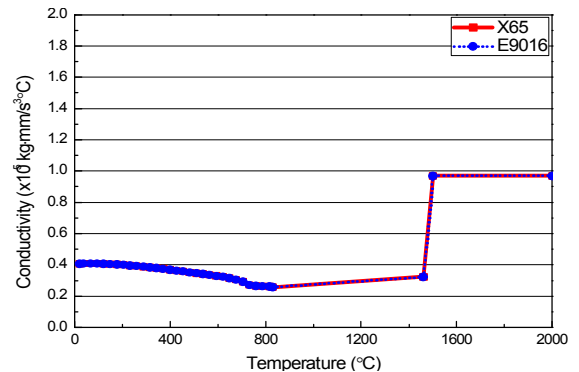


Fig. 1 Finite element model

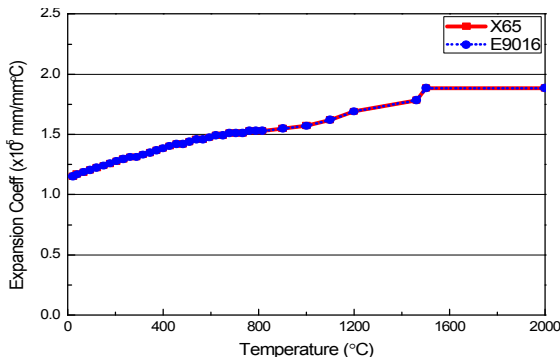


(a) Specific heat

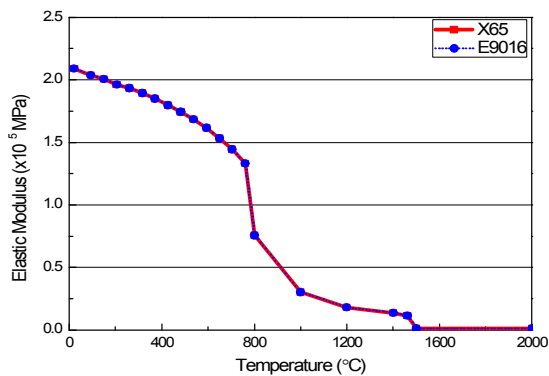


(b) Conductivity

Fig. 2 Thermal material property variations vs. temperature



(a) Thermal expansion coefficient



(b) Elastic modulus

Fig. 3 Physical material property variations vs. temperature

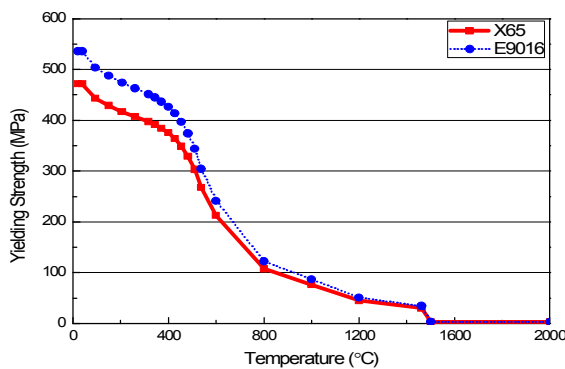


Fig. 4 Yield strength variations vs. temperature

원주선이다. 경로 C-3는 필렛 용접부-강 슬리브 연결지점을 따른 원주선이다. 경로 L-1은 필렛 용접부 토우부로부터 배관 내면 쪽으로의 반경방향 경로이며, 경로 L-2는 필렛 용접부 루트부로부터 배관 내면 쪽으로의 반경방향 경로이다. 경로 L-3는 필렛 용접부-강 슬리브 내표면 연결지점으로부터 강 슬리브 외면쪽으로의 반경방향 경로이다. 90°는 필렛 용접부와 길이방향 용접인 맞대기 용접부가 만나는 지점이며, 0°와 180°는 90°

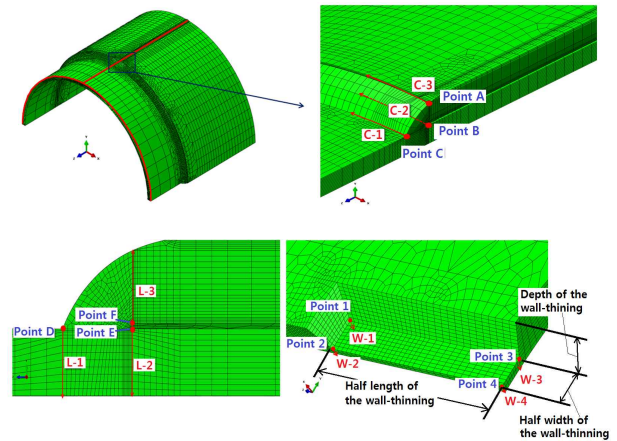


Fig. 5 Stress extraction paths

와 수직인 지점이다. 0°의 경우 감육부의 중심선이 위치하는 각도이다. W-1,2,3,4는 감육부 루트부의 반경방향(감육부 깊이방향) 경로를 나타낸다. 감육부의 위치는 Fig. 1에 제시한 바와 같이 맞대기 용접부로부터 원주방향으로 가장 멀면서 슬리브 길이방향의 가운데 부위에 감육부가 위치한다. 또한, Fig. 5에 감육부 깊이, 폭의 반과 길이의 반이 제시되고 있다.

2.2 온도 및 응력해석

유한요소 해석프로그램인 ABAQUS Version 6.13⁽¹²⁾를 이용하여 연계 연성(sequentially-coupled) 온도-응력 해석을 통해 강 슬리브 보수 용접부의 용접 잔류응력을 도출하였다. 매설가스배관의 용접 잔류응력 분포 도출과 관련된 기존 연구⁽¹³⁾에서 개발하고 타당성을 검증한 해석 기법을 활용하였다. 열전도 기반 해석을 통해 실제와 동등한 용융부 형상이 도출되도록 용착되는 용접 금속의 온도만을 적절히 조정하여 온도 분포를 도출한 후 그 온도 분포를 응력해석시 입력 변수로 제공하는 연계 연성 해석을 수행하였는데 탄소성 재료거동과 어닐링 거동을 고려하였다. 취약부인 조대화 열영향부에서 압축응력을 야기시키는 소성변태는 보수적인 관점에서 소성변태 재료거동은 고려하지 않았다.

Fig. 6은 이러한 조정 작업을 통해 도출된 용융부 형상을 제시하고 있다. 여기서 빨간 색 영역이 용융부이다. 그림에서 보이는 바와 같이 용접 그루브 표면으로부터 약 2.4 mm 정도 용융되는 결과를 도출하였는데, 이는 실제 용융부 크기에 근접한 값이다. 또한, 용접동안에는 내압을 5.6 MPa로 낮추어

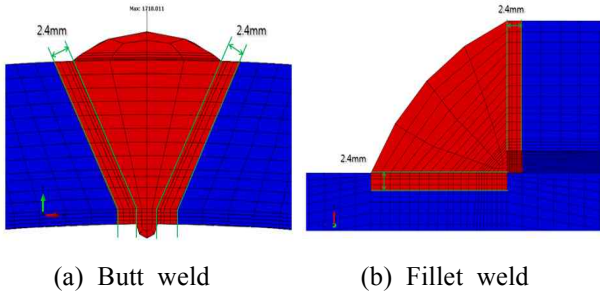


Fig. 6 Fusion shapes

(정상운전 내압 7.0 MPa) 용접이 실시된다고 한국 가스공사의 보수기준⁽⁵⁾에 제시되고 있으므로 용접 동안 내압이 5.6 MPa이 작용한다고 가정하였다.

2.3 용접잔류응력 해석 결과

Fig. 7은 필렛 용접부의 원주방향 경로를 따른 용접 잔류응력 분포를 제시하고 있다. 각 해당 원주방향 경로는 Fig. 5에 제시되고 있다. 경로 C-1은 필렛 용접부 토우부를 따른 원주선이며, 경로 C-2는 필렛 용접부 루트부를 따른 원주선이다. 경로 C-3는 필렛 용접부-강 슬리브 연결지점을 따른 원주선이다. 그림에서 보이는 바와 같이 필렛 용접부 경우 전반적으로 원환 잔류응력이 축방향 잔류응력 보다 크을 알 수 있다. 원환 잔류응력의 경우 C-3에서 가장 큰 인장 잔류응력이, C-1에서 그다음으로 큰 인장 잔류응력이, C-3에서는 가장 작은 잔류응력이 발생하는 반면, 축방향 잔류응력의 경우 C-1에서 가장 큰 인장 잔류응력이, C-2에서 가장 큰 압축 잔류응력이 발생함을 알 수 있다. 축방향 잔류응력의 경우, C-3와 C-2에서 압축 잔류응력이 발생한다. 원주방향 경로를 따른 원환 잔류응력 분포와 축방향 잔류응력 분포 모두 원주방향 경로에 따라 요동치는 경향을 보이는데, 이는 원주방향 비드를 180도 원주에 대해 20개 용접 비드로 순차적으로 용착된다고 가정하였기 때문이다. 실제 조건인 연속적인 용착을 좀더 엄밀하게 모사하기 위해서는 보다 많은 원주방향 비드를 고려하여야 하나 유한요소해석 시 과도한 계산시간이 소요되어 변수해석까지 수행하여야 하는 본 연구의 경우 그러한 접근법이 비실제적이 된다. 이러한 잔류응력들은 피로평가시 평균응력 계산에 활용되었다.

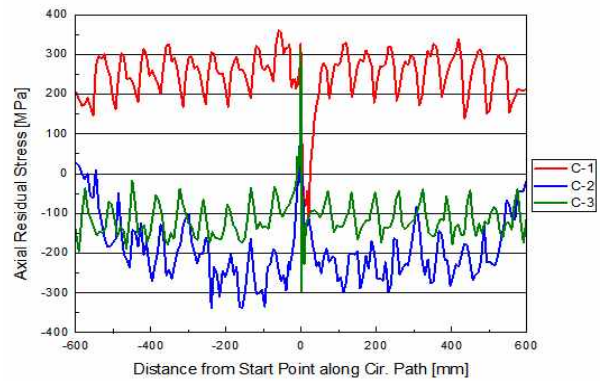
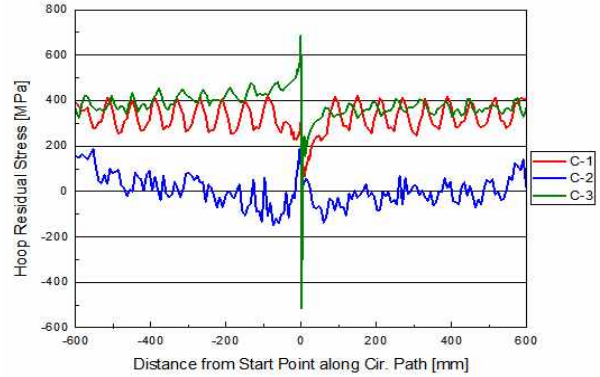


Fig. 7 Variations of residual stress distributions along circumferential paths

3. 유한요소 운전응력 해석

운전응력 분포는 유한요소 탄성해석을 통해 도출하였다. 선형 탄성 해석이므로 실제 운전 압력을 가하지 않고 배관 내측에 1.0 MPa의 압력파이에 상응하는 배관 끝단 압력(end-cap pressure)를 부가하여 계산하였다. 계산된 운전응력 분포에 실제 운전압력의 비를 곱하여 해당 운전압력에 대한 운전응력을 계산하였다.

Fig. 8은 필렛 용접부의 원주방향 경로를 따른 내압 1.0 MPa 작용 시 운전응력 분포를 제시하고 있다. 그림에서 보이는 바와 같이 전반적으로 원환 운전응력이 축방향 운전응력 보다 크게 작용함을 알 수 있다. 원환 운전응력 경우, C-1이 가장 큰 인장응력이, C-2에서 가장 작은 인장응력이 발생한다. 축방향 운전응력 경우, C-1에서 가장 큰 인장응력이, C-2에서 가장 작은 응력(압축)이 발생한다. 용접 잔류응력 분포(Fig. 7)와 비교 시 원환 잔류응력의 경우 C-3, C-1, C-2의 순서로 작아지는 반면 원환 운전응력은 C-1, C-3, C-2의 순서로 작아지는 반면, 축방향 잔류응력의 각 경

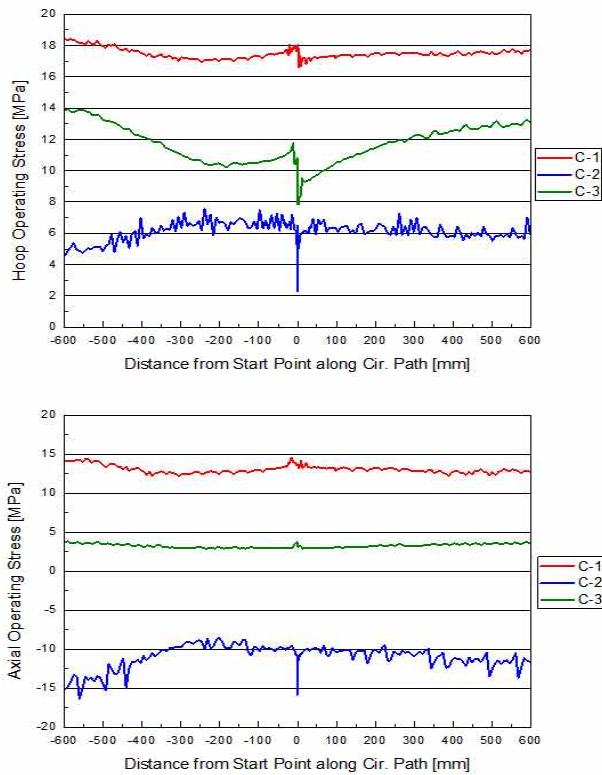


Fig. 8 Variation of Operating Stress of Start Point along Cir. Path

로별 크기 순서와 축방향 운전응력의 각 경로별 크기 순서는 동일함을 알 수 있다. 이러한 운전 응력은 피로평가지 응력진폭 및 평균응력 계산에 활용되었다.

4. 구조응력/파괴역학 접근법 기반 피로평가 기법 적용

4.1 구조응력/파괴역학 접근법 개요

구조응력/파괴역학 접근법은 Battelle에서 개발한 용접구조물에 대한 피로평가 기법⁽¹⁴⁾으로 유한요소 메쉬 크기에 둔감한 구조응력을 도출하고 도출된 구조응력 범위를 피로균열 성장 거동을 고려한 등가 구조응력 범위로 변환하여 이를 피로평가 매개변수로 사용한다. 본 기법은 압력용기 및 배관 설계 코드인 ASME B&PV Code, Sec.VIII, Div.2⁽⁸⁾에 등재되어있다. 본 연구에서는 ASME B&PV Code, Sec.VIII, Div.2에 등재된 기법에 따라, 일차적으로 유한요소 해석을 통해 도출된 용접잔류응력 및 운전응력과 절점 힘으로부터 힘과 모멘트 평형 조건을 통해 피로수명 평가에 사용될 구조응력을 다음과 같이 계산하였다.

$$\sigma_s = \sigma_m + \sigma_b \quad (1)$$

$$\sigma_m = \frac{1}{t} \int_0^t \sigma_x(y) dy = \frac{1}{t} \sum F_i \quad (2)$$

$$\sigma_b = \frac{6}{t^2} \left[\int_0^t \sigma_x(y)y dy + \delta \int_0^t \tau_x(y)dy \right] - 3\sigma_m = \frac{6}{t^2} \sum F_i S_i \quad (3)$$

여기서 σ_s 는 구조응력, σ_m 는 막응력, σ_b 는 굽힘응력, t 는 두께, y 는 두께 방향으로의 거리, $\sigma_x(y)$ 는 응력도출선 상의 피로균열 성장 방향에 수직인 응력, $\tau_x(y)$ 는 응력도출선 상의 전단응력, δ 는 응력도출선과 피로균열 성장 경로 사이의 거리, F_i 는 절점 힘, S_i 는 기준점으로부터 절점 사이의 거리이다.

피로수명 계산방법을 개략적으로 제시하면 다음과 같다.

- 단계 1: 사용자 설계 사양 내 정보와 이력 개발 방법에 근거하여 하중 이력 결정
- 단계 2: 피로평가 대상 용접부에 대해 cycle counting 방법을 이용, 천이상태 개수 M과 해당 천이상태의 개별적인 응력-변형률 발생회수 n_k 를 결정 (여기서 하첨자 k는 k번째 해당 천이상태를 의미)
- 단계 3: 탄성해석을 통해 계산된 응력분포로부터 가정된 균열면에 수직인 막응력 범위와 굽힘응력 범위를 다음 수식들과 같이 결정

$$\Delta\sigma_{m,k}^e = {}^m\sigma_{m,k}^e - {}^n\sigma_{m,k}^e \quad (4)$$

$$\Delta\sigma_{b,k}^e = {}^m\sigma_{b,k}^e - {}^n\sigma_{b,k}^e \quad (5)$$

$$\sigma_{\max,k} = \max[({}^m\sigma_{m,k}^e + {}^m\sigma_{b,k}^e), ({}^n\sigma_{m,k}^e + {}^n\sigma_{b,k}^e)] \quad (6)$$

$$\sigma_{\min,k} = \min[({}^m\sigma_{m,k}^e + {}^m\sigma_{b,k}^e), ({}^n\sigma_{m,k}^e + {}^n\sigma_{b,k}^e)] \quad (7)$$

$$\sigma_{\text{mean},k} = \frac{\sigma_{\max,k} + \sigma_{\min,k}}{2} \quad (8)$$

- 여기서, 상첨자 m은 시작시점을, 상첨자 n은 종료시점을, 하첨자 m은 막응력 성분, 하첨자 b는 굽힘응력 성분, 하첨자 max는 최댓값, 하첨자 min는 최솟값, 하첨자 mean은 평균을 의미
- 단계 4: 탄성적으로 계산된 구조응력 범위, $\Delta\sigma_k^e$ 를 결정

$$\Delta\sigma_k^e = \Delta\sigma_{m,k}^e + \Delta\sigma_{b,k}^e \quad (9)$$

- 단계 5: 탄성 계산 구조응력, $\Delta\sigma_k^e$ 으로부터 탄성 계산 구조변형률, $\Delta\epsilon_k^e$ 계산

$$\Delta\epsilon_k^e = \frac{\Delta\sigma_k^e}{E_{ya,k}} \quad (10)$$

여기서, $E_{ya,k}$ 는 탄성계수이다.

○단계 6: 탄성식 (11)과 (12)을 연립하여 풀어서 국부 비선형 구조응력 범위, $\Delta\sigma_k$ 와 변형률 범위, $\Delta\epsilon_k$ 를 계산

$$\Delta\sigma_k \Delta\epsilon_k = \Delta\sigma_k^c \Delta\epsilon_k^c \quad (11)$$

$$\Delta\epsilon_k = \frac{\Delta\sigma_k}{E_{ya,k}} + 2\left(\frac{\Delta\sigma_k}{2K_{css}}\right)^{1/n_{css}} \quad (12)$$

여기서, K_{css} 는 반복 응력-변형률 선도 모델에서의 강도계수, n_{css} 는 반복 응력-변형률 선도 모델에서의 지수

○단계 7: 탄성최종적으로 식 (11)과 (12)을 이용하여 계산된 구조응력 범위는 다음 수식에 의해 수정됨

$$\Delta\sigma_k = \left(\frac{E_{ya,k}}{1-\nu^2}\right) \Delta\epsilon_k \quad (13)$$

○단계 8: 다음 수식에 의해 해당 천이상태의 등가 구조응력 범위, $\Delta S_{css,k}$ 를 계산

$$\Delta S_{css,k} = \frac{\Delta\sigma_k}{\left(\frac{2-m_{ss}}{t_{css}}\right)^{1/m_{ss}} I^{m_{ss}} f_{Mk}} \quad (14)$$

$$m_{ss} = 3.6 \quad (15)$$

$$t_{css} = \begin{cases} 16 \text{ mm} & (t \leq 16 \text{ mm}) \\ t & (16 \text{ mm} < t < 150 \text{ mm}) \\ 150 \text{ mm} & (t \geq 150 \text{ mm}) \end{cases} \quad (16)$$

$$I^{m_{ss}} = \frac{1.23 - 0.364R_{b,k} - 0.17R_{b,k}^2}{1.007 - 0.306R_{b,k} - 0.178R_{b,k}^2} \quad (17)$$

$$R_{b,k} = \frac{|\Delta\sigma_{b,k}|}{|\Delta\sigma_{m,k}| + |\Delta\sigma_{b,k}|} \quad (18)$$

$$f_{Mk} = \begin{cases} (1-R_k)^{1/m_{ss}} & (\sigma_{mean,k} \geq 0.5S_{y,k} \cap R_k > 0 \\ & \cap |\Delta\sigma_{m,k} + \Delta\sigma_{b,k}| \leq 2S_{y,k}) \\ f_{Mk} = 1.0 & (\sigma_{mean,k} < 0.5S_{y,k} \cup R_k \leq 0 \cup \\ & |\Delta\sigma_{m,k} + \Delta\sigma_{b,k}| > 2S_{y,k}) \end{cases} \quad (19)$$

$$R_k = \frac{\sigma_{min,k}}{\sigma_{max,k}} \quad (20)$$

여기서 t는 두께, $S_{y,k}$ 는 항복강도

○단계 9: 단계 8을 통해 계산된 등가 구조응력 범위와 피로선도에 근거하여 허용 Cycle 회수, N_k 를 결정

$$N_k = \frac{f_I}{f_E} \left(\frac{f_{MT} C}{\Delta S_{css,k}}\right)^{1/h} \quad (21)$$

$$f_{MT} = \frac{E_T}{E_{ACS}} \quad (22)$$

여기서, f_I 는 피로손상 향상 방법(예: 피닝)이 적용되면 1보다 큰 값을 가지나 본 연구 대상인 가스 배관은 피로손상 향상이 적용되지 않으므로 1의 값을 가짐. f_E 는 환경 조정 계수로써 대기 환경의 경우 1의 값을, 특정한 정보가 없는 경우 4의 값을 가지므로 본 연구에서는 4로 설정. E_T 는 해당 천이상태의 평균온도에서의 탄성계수를, E_{ACS} 는 상온 21도에서의 탄소강의 탄성계수를 의미함. C와 h는 페라이트 강(탄소강과 저합금강)에 대해 Table 1과 같이 제시⁽⁸⁾됨. 본 평가에서는 보수적인 평가를 하기 위해 최대 하한치 -3s에 해당하는 값들을 사용하였음

○단계 10: 피로손상 계산

$$D_{f,k} = \frac{n_k}{N_k} \quad (23)$$

○단계 11: 모든 천이상태에 대해 단계 8~10을 반복

○단계 12: 누적피로손상, D_f 를 계산(누적피로손상이 1이 될 때 피로수명 도달)

$$D_f = \sum_{i=1}^M D_{f,k} \leq 1.0 \quad (24)$$

4.2 구조응력/파괴역학 접근법 타당성 검증

본 연구에서는 기존 실험 결과⁽¹⁴⁾가 존재하는 큰 인장 평균응력을 가지는 용접 구조물을 대상으로 구조응력/파괴역학 접근법을 적용하여 기법의 타당성을 검증하였다.

Fig. 9는 용접부에 대한 구조응력/파괴역학 접근법의 타당성 평가를 위해 고려된 모델⁽¹⁴⁾로서 피로하중 조건 1은 평균응력이 없는 경우이고, 조건 5는 조건 1과 응력진폭은 동일하나 상당히 높은 인장 평균응력(300 MPa)을 부가한 경우다.

Fig. 10은 유한요소 메쉬에 대한 구조응력의 둔감성 확인을 목적으로, 유한요소 메쉬의 밀도 변화에 따른 구조응력 계산결과를 보여주고 있다. 그림에서 보이는바와 같이 요소 종류와 크기에 따라

Table 1 Fatigue strength factor of welding part

Statistical Basis	Ferritic and Stainless Steels		Aluminum	
	C	h	C	h
Mean Curve	19930.2	0.31950	3495.13	0.27712
Upper 95% Prediction Interval (+1σ)	23885.8	0.31950	4293.19	0.27712
Lower 95% Prediction Interval (-1σ)	16629.7	0.31950	2645.42	0.27712
Upper 95% Prediction Interval (+2σ)	28626.5	0.31950	5273.48	0.27712
Lower 95% Prediction Interval (-2σ)	13875.7	0.31950	2316.48	0.27712
Upper 99% Prediction Interval (+3σ)	34308.1	0.31950	6477.60	0.27712
Lower 99% Prediction Interval (-3σ)	11577.9	0.31950	1885.87	0.27712

Note: In SI Units, the equivalent structural stress range parameter, ΔS_{range} , in paragraph 3.F.2.2 and the structural stress effective thickness, t_{ess} , defined in paragraph 5.5.5 are in $MPa/(mm)^{(2-m_{ss})/2m_{ss}}$ and mm , respectively. The parameter m_{ss} is defined in paragraph 5.5.5.

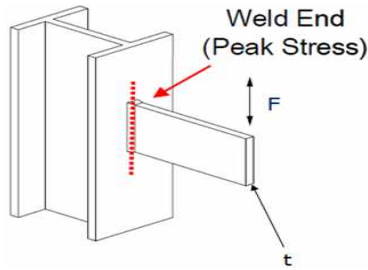


Fig. 9 Target model for validation of the structural stress/fracture mechanics approach

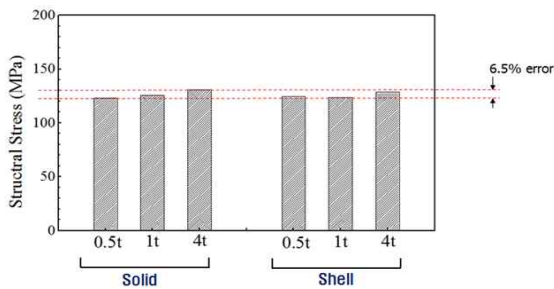
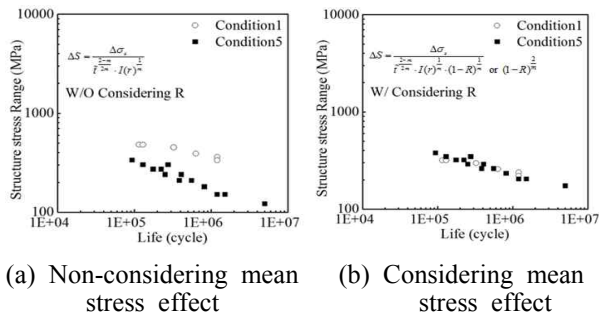
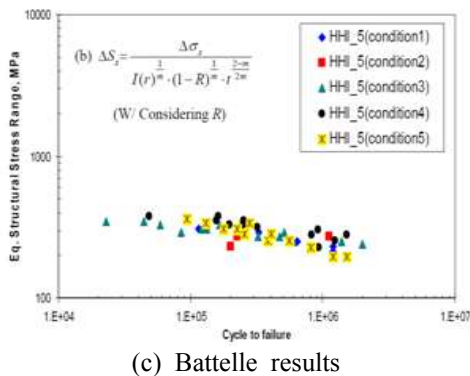


Fig. 10 Structural stress calculation results for various finite element models



(a) Non-considering mean stress effect (b) Considering mean stress effect



(c) Battelle results

Fig. 11 Fatigue life evaluation results according to consideration of mean stress effect

최대 6.5%의 오차를 보임을 알 수 있다. 즉, 구조응력이 유한요소 매쉬에 둔감함을 확인하였다.

Fig. 11은 평균응력 효과($R = \sigma_{\min} / \sigma_{\max}$) 고려 여부에 따른 피로수명 평가 결과를 기존 Battelle

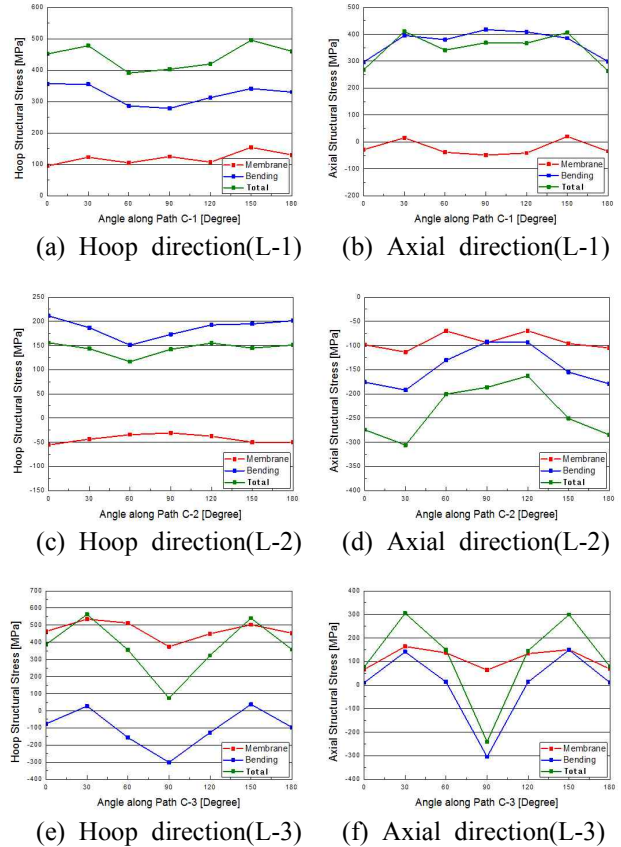


Fig. 12 Structural residual stresses along the circumferential paths of the fillet weld

결과⁽¹¹⁾와 비교하여 제시하고 있다. 평균응력 효과를 고려하지 않으면 S-N 선도의 산포도가 커지며 평균응력 효과를 고려 시 Battelle의 결과와 잘 일치함을 확인하였다. 따라서 평균응력 효과를 고려하는 ASME B&PV Code, Sec.VIII, Div.2의 구조응력/파괴역학 접근방법이 타당함을 확인하였다.

4.3 구조응력 산출 결과

Fig. 12는 원주방향 경로(C-1, C-2, C-3)를 따른 필렛 용접부의 용접 잔류응력에 대한 구조응력(C-1, C-2, C-3의 구조응력은 각각 L-1, L-2, L-3를 피로균열 성장 경로로 설정하여 계산됨)을 제시하고 있다. 모든 경로에서 원환 구조응력이 축방향 구조응력보다 전반적으로 크며, C-1과 C-3의 원환 구조응력이 C-2의 원환 구조응력보다 크음을 알 수 있다.

Fig. 13은 반경방향 경로(W-1, W-2, W-3, W-4)를 따른 감육부의 용접 잔류응력에 대한 구조대환 구조응력을 제시하고 있다. 축방향 구조응력의 막응력 성분의 경우 모두 감육부 루트부에서 압축응력이 발생하며 W-4의 경우를 제외하고는 원환 구조응력이 축방향 구조응력보다 크음을 알 수 있다.

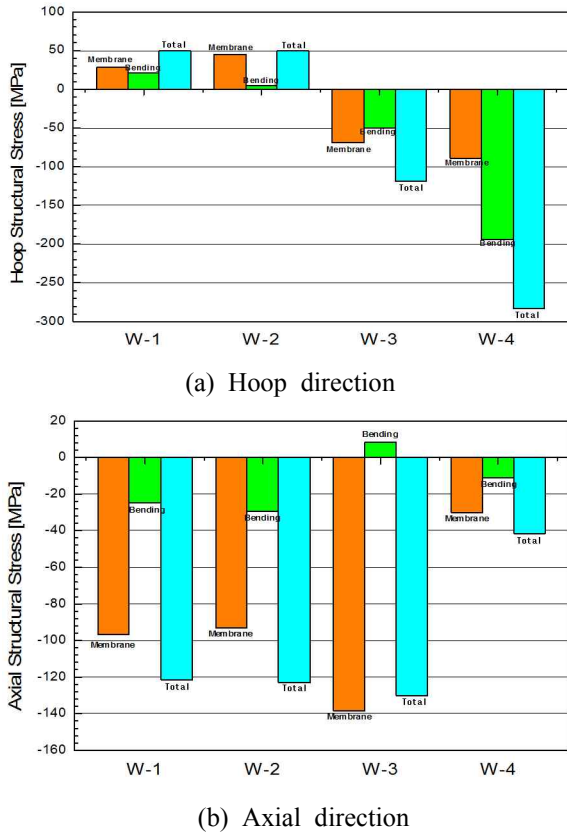


Fig. 13 Structural residual stresses of the wall thinning area under inner pressure 1 MPa

Fig. 14는 원주방향 경로(C-1, C-2, C-3)를 따른 필렛 용접부의 내압 1.0 MPa 작용 시 운전응력에 대한 구조응력을 제시하고 있다. 그림에서 보이는 바와 같이 원환 구조응력이 축방향 구조응력보다 크다.

Fig. 15는 반경방향 경로(W-1, W-2, W-3, W-4)를 따른 감육부의 내압 1.0 MPa 작용 시 운전응력에 대한 구조응력을 제시하고 있다. 원환 구조응력이 축방향 구조응력보다 전반적으로 크며 원환 구조응력의 경우 모두 양의 값을 갖는 반면 축방향 구조응력의 경우 W-4의 경우를 제외하고는 곁힘응력 성분은 음의 값으로 도출된다.

4.4 피로수명 평가 결과

피로수명은 앞서 제시된 구조응력들 중 각 경로별 최대치들을 입력으로 하여 4.1절의 식 (4)~(20)을 이용하여 각 경로에 대해 평가된다.

Fig. 14, 15의 구조응력은 내압 1.0 MPa 작용시의 운전응력에 대한 구조응력이므로 1.0 MPa에 대한 해당 압력의 비(최대 압력 7.0 MPa, 최소 압력 5.0 MPa)이므로 각각 7.0과 5.0) 만큼 곱하여 계산된 구조응력을 사용하여야 한다.

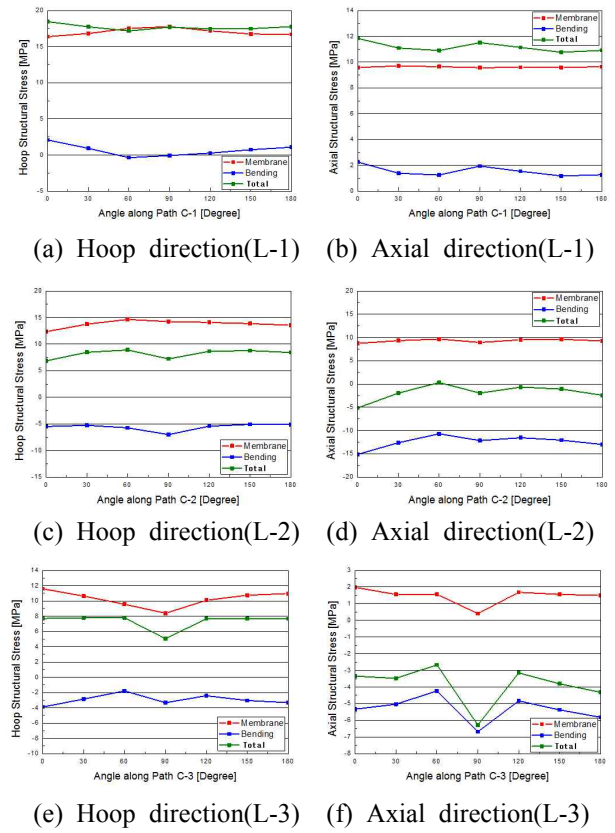


Fig. 14 Structural operating stresses along the circumferential paths of the fillet weld

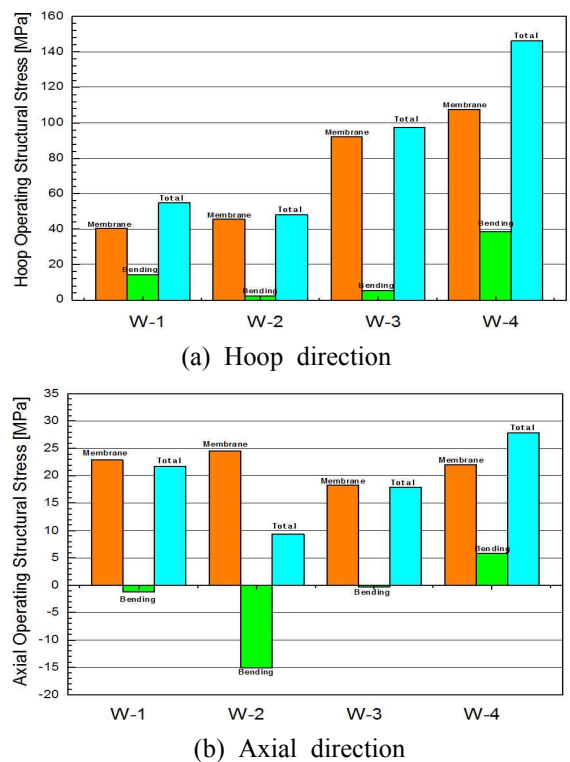


Fig. 15 Structural operating stresses of the wall thinning area under inner pressure 1 MPa

구조응력은 탄성에 기반한 값이어야 하나 용접 잔류응력 해석은 탄소성에 기반한 것이다. 본 연구에서는 보수적인 관점에서 인장 용접 잔류응력은 이완되지 않는다고 가정하였으며 전체 구조응력 성분들은 용접 잔류응력에 의한 구조응력 성분들과 운전응력에 의한 구조응력 성분들의 단순 합이라고 가정하였다. 또한 운전이력⁽¹⁵⁾으로부터 정상운전 시 최대 내압 7.0 MPa, 최소 내압 5.0 MPa으로 하여 하루에 2번의 압력변동이 발생한다고 가정하였다. 감육 루트부의 경우 용접부는 아니나 보수적인 관점과 피로해석 절차의 일관성 유지 차원에서 용접부에 해당하는 피로물성(ASME B&PV Code, Sec.VIII, Div.2 제시)을 사용하였다.

Table 2는 각 해당부위별 피로평가 중간결과와 피로수명을 제시하고 있다. 여기서 σ_{m-wrs} 는 용접 잔류응력에 의한 막 구조응력 성분, σ_{b-wrs} 는 용접 잔류응력에 의한 굽힘 구조응력 성분이다.

$\sigma_{m-p-max}$ 와 $\sigma_{b-p-max}$ 는 최고 내압 7.0 MPa에 의한 운전응력에 해당하는 막 구조응력 성분과 굽힘 구조응력 성분으로써 내압 1.0 MPa에 대한 운전응력 구조응력 성분별 값에 압력비 7.0을 곱한 값들이다. $\sigma_{m-p-min}$ 와 $\sigma_{b-p-min}$ 는 최저 내압 5.0 MPa에 의한 운전응력에 해당하는 막 구조응력 성분과 굽힘 구조응력 성분으로써 내압 1.0 MPa에 대한 운전응력 구조응력 성분별 값에 압력비 5.0를 곱한 값들이다. $\Delta\sigma_{m,k}^e$, $\Delta\sigma_{b,k}^e$, $\sigma_{mean,k}$, $\Delta\sigma_k$, $\Delta S_{ess,k}$, N_k 는 각각 식 (4), (5), (8), (13), (14), (21)

에 의해 계산되는 중간 결과들이다.

Table 2로부터 국부 감육부에서 피로수명이 짧음을, 특히 W-3, W-4 경로에서 200년 미만의 피로수명을 보이는데 W-4 경로에서 17.0년이라는 가장 짧은 피로수명을 보임을 알 수 있다. 이러한 이유는 W-3, W-4 경우 Fig. 15에 제시된 바와 같이 단위 운전압력에서 상당히 큰 구조응력이 발생할 뿐만 아니라 보수적인 관점에서 용접부에 해당하는 피로물성을 사용하였기 때문이다. 필렛 용접부들은 1000년 이상의 상당히 긴 피로수명을 보였다. 따라서 강 슬리브로 보수된 국부 감육부를 가지는 가스배관의 경우, 장기간 운전 시 가스가 최초로 누설되는 경로는 국부 감육부인 W-4 경로일 것으로 예측할 수 있다.

5. 강 슬리브 보수용접 공정변수별 피로수명에 미치는 영향 고찰

5.1 용접 시 내압 변화

현재 한국가스공사의 보수기준⁽⁵⁾에 따라 내압을 5.6 MPa로 낮추어 용접을 실시하는 경우의 피로수명과 정상운전 시 내압인 7.0 MPa에서 용접을 실시하는 경우의 응력해석 및 피로수명을 평가하였다. 감육부의 루트부에서 균열이 발생하고 관통하여 가스가 누설되어 강 슬리브 내측과 배관 외면에 압력이 작용되는 경우, 압력경계가 당초 가스 배관에서 강 슬리브로 변화된다. 본 연구에서는 이러한 경우가 발생 시 강 슬리브의

Table 2 Fatigue evaluation intermediate results and fatigue life

Weld Path	Fillet Welds			Wall Thinning			
	L-1	L-2	L-3	W-1	W-2	W-3	W-4
σ_{m-wrs} / σ_{b-wrs} (MPa)	154.23/341.14	-113.54/192.27	374.43/300.64	28.79/20.62	45.00/4.77	-69.08/-50.05	-89.81/-193.89
$\sigma_{m-p-max}$ / $\sigma_{b-p-max}$ (MPa)	114.66/14.56	60.97/110.11	81.06/27.23	282.31/101.01	320.11/16.45	645.68/37.52	753.76/270.69
$\sigma_{m-p-min}$ / $\sigma_{b-p-min}$ (MPa)	81.90/10.40	43.55/78.65	57.90/19.45	201.65/72.15	228.65/11.75	461.20/26.80	538.40/193.35
$\Delta\sigma_{m,k}^e$ (MPa)	32.76	17.42	23.16	80.66	91.46	184.48	215.36
$\Delta\sigma_{b,k}^e$ (MPa)	4.16	31.46	7.78	28.86	4.70	10.72	77.34
$\sigma_{mean,k}$ (MPa)	606.13	225.37	767.89	377.97	338.25	466.47	594.4
$\Delta\sigma_k$ (MPa)	40.57	53.71	34.0	120.35	105.67	214.53	322.23
$\Delta S_{ess,k}$ (MPa)	137.45	127.03	128.40	265.85	235.62	436.48	628.93
N_k (cycles)	1,454,612	1,861,907	1,800,261	184,536	269,255	39,096	12,462
Fatigue lifetime (years)	1992.6	2550.5	2466.1	252.7	368.8	53.5	17.0

피로 측면에서의 건전성을 평가하였다. L-2는 감육부에서 누설이 되었다면 더 이상 압력경계가 아니므로 제외하였다. L-1은 감육부로부터의 가스 누설 여부에 무관하게 압력경계이므로 평가 대상에 포함되어야 한다. 내압이 강 슬리브 내표면, 강 슬리브로 둘러싸인 배관 외표면, 배관 내표면에 작용한다고 하중조건을 설정하고 탄성 유한요소 응력해석을 수행하였다.

Table 3은 감육부에서의 가스 누설까지 고려한 경우의 용접 시 내압에 따른 각 해당부위별 전체 피로수명의 변화를 제시하고 있다. 표로부터 용접 시 내압을 감소시키지 않으면 피로수명이 약간 증가함을 알 수 있다. 가장 취약한 부위 (L-3)를 기준으로 내압을 감소시키지 않는 경우의 전체 피로수명은 내압 5.6 MPa 경우 대비 약 5.77% 증가한다.

5.2 용접 방향 변화

한국가스공사의 보수기준⁽⁶⁾에 따르면 상향 용접을 수행하도록 되어있으나, 본 연구에서는 상향 용접 뿐만 아니라 하향 용접과 순차적인 용접(상향 용접후 하향 용접)인 경우의 응력해석 및 피로수명을 평가하였다.

Table 4는 용접 방향에 따른 각 해당부위별 전체 피로수명의 변화를 제시하고 있다. 표로부터

Table 3 Effect of pressure on fatigue lifetime

Pressure	Fillet welds	
	L-1	L-3
5.6 MPa	1255.3 years	738.0 years
7 MPa	1303.6 years	780.6 years

Table 4 Effect of welding direction on fatigue lifetime

Welding direction	Fillet welds	
	L-1	L-3
Upward	1255.3 years	738.0 years
Downward	1270.9 years	703.3 years
Up and Down	1262.9 years	744.3 years

Table 5 Effect of fusion zone size on fatigue lifetime

Fusion zone size	Fillet welds	
	L-1	L-3
0.8mm	1427.0 years	738.8 years
2.4mm	1255.3 years	738.0 years
5mm	1243.2 years	726.6 years

터 상향 용접 대비 가장 취약한 부위(L-3)를 기준으로 하향 용접의 전체 피로수명과 상향 후 하향 용접의 전체 피로수명이 각각 약 4.70% 감소 및 약 0.85% 증가한다. 즉, 전체 피로수명에 미치는 용접 방향의 영향은 미미함을 알 수 있다.

5.3 용접 입열량 변화

용접 입열량이 증가할수록 모재의 용융 영역은 증대된다. 본 연구에서는 입열량에 따른 모재의 용융 영역 크기 변화를 고찰하지 않는 대신에 입열량 변화에 따른 현상학적 결과인 모재의 용융 영역 크기를 용접 입열량의 영향을 고찰하는 대표 매개변수로 설정하였다. 2.2절에서 제시한 바와 같이 용착되는 용접 금속의 온도만을 적절히 조정하여 모재의 용융 영역 크기를 증감시켰다. 본 연구에서는 용접 입열량 변화에 따른 피로수명 변화를 고찰하기 위해, 현재 한국가스공사에서 실시되는 용접 입열량에 따른 모재의 용융 영역 크기를 기준으로 하여 모재의 용융 영역 크기를 증감시켜 모재의 용융 영역 크기 별 피로수명을 평가하였다.

Table 5는 모재 용융영역 크기에 따른 각 해당부위별 전체 피로수명의 변화를 제시하고 있다. 표로부터 현재 실행 경우(2.4 mm 용융) 대비 0.8 mm까지 모재 용융영역 크기를 감소시키는 저입열량 경우 가장 취약한 부위(L-3)를 기준으로 전체 피로수명이 약 0.11% 증가함을 알 수 있다. 즉, 피로수명에 미치는 용접 입열량의 영향은 미미하다.

5.4 용접 비드개수 변화

용접 비드수가 증가할수록 보다 작은 입열량이 보다 여러번 가해지므로 용접 잔류응력에 영향을 미쳐서 피로수명에 영향을 미칠 수 있다. 본 연구에서는 필렛 용접부의 용접 패스수를 4개에서, 2개, 6개로 변화시켜 응력해석 및 피로평가를 수행하였다.

Table 6은 용접 패스수에 따른 각 해당부위별 전체 피로수명의 변화를 제시하고 있다. 표로부터 현재 실행 경우(용접 패스수 4개) 대비 용접 패스수를 6개까지 증가시키는 경우 가장 취약한 부위(L-3)를 기준으로 전체 피로수명이 약 0.87% 증가함을 알 수 있다. 즉 피로수명에 미치는 용접 패스수의 영향은 미미하다.

Table 6 Effect of number of weld passes on fatigue lifetime

Number of weld passes	Fillet welds	
	L-1	L-3
2	1243.6 years	735.3 years
4	1253.3 years	738.0 years
6	1256.2 years	744.4 years

Table 7 Effect of local wall thinning root radius on fatigue lifetime

Root radius of wall thinning	Fillet welds	
	L-1	L-3
0mm	1253.3 years	738.0 years
2mm	1252.0 years	772.7 years
5mm	1248.8 years	736.7 years

5.5 감육부 루트부 반경 변화

감육부 루트부 반경이 감소할수록 응력집중 정도의 변화로 인하여 용접 잔류응력과 운전응력이 변화하여 피로수명이 변화될 수 있다. 본 연구에서는 감육부 루트부 반경을 0 mm, 2 mm, 5 mm로 변화시켜 응력해석 및 피로평가를 수행하였다.

Table 7은 감육부 루트부 반경 변화에 따른 각 해당부위별 전체 피로수명의 변화를 제시하고 있다. 표로부터 가장 취약한 부위(L-3) 기준으로 감육부 루트부 반경 0 mm의 피로수명 대비 감육부 루트부 반경 2 mm의 전체 피로수명과 5 mm의 전체 피로수명은 각각 약 4.70% 증가 또는 약 0.18% 감소함을 알 수 있다.

5.6 용접후열처리 유무

페라이트 강 용접부 경우 일정 두께 이상인 경우 취성 조직에 연성을 부가하고 인장 잔류응력을 이완시키기 위해 용접후열처리를 수행한다. API 579,⁽¹⁶⁾ R6 Code⁽¹⁷⁾와 같은 사용증적합성 평가 코드에는 용접후열처리를 수행하면 당초 항복강도의 20~30%에 해당하는 인장 잔류응력이 막응력 성분으로 처리하라고 명기하고 있다. 따라서, 본 연구에서는 용접후열처리를 가정하고 항복강도의 30%에 해당하는 인장 잔류응력이 막응력 성분 형태로 용접부에 존재한다고 가정하고 용접후열처리가 피로수명에 미치는 영향을 평가하였다. 또한, 감육부의 경우에는 용접후열처리를 통해 어떠한 잔류응력도 존재하지 않는다고 가정하였다.

Table 8은 용접후열처리(PWHT : post-weld heat

Table 8 Effect of post-weld heat treatment on fatigue lifetime

PWHT	Fillet welds	
	L-1	L-3
Perform	2523.77 years	1737.0 years
Not perform	1253.3 years	738.0 years

Table 9 Effect of local wall thinning depth on fatigue lifetime

Wall thinning depth percentage (%)	Fillet welds	
	L-1	L-3
12.5	1981.4 years	2177.0 years
50	1281.8 years	808.8 years
80	1253.3 years	738.0 years

Table 10 Effect of local wall thinning length on fatigue lifetime

Wall thinning length(mm)	Fillet welds	
	L-1	L-3
100	1276.4 years	851.7 years
200	1254.4 years	804.4 years
300	1253.3 years	738.0 years

treatment)에 따른 각 해당부위별 전체 피로수명의 변화를 제시하고 있다. 표로부터 가장 취약한 부위(L-3) 기준으로 용접후열처리를 수행하지 않는 경우 대비 용접후열처리 수행 시 전체 피로수명은 약 135.3% 대폭 증가함을 알 수 있다.

5.7 감육부 깊이 변화

Table 9는 감육부 깊이에 따른 각 해당부위별 전체 피로수명의 변화를 제시하고 있다. 표로부터 감육부 깊이가 증가할수록 전체 피로수명이 상당히 감소함을 알 수 있다. 표로부터 가장 취약한 부위(L-3) 기준으로 감육부 깊이비 50%의 전체 피로수명 대비 감육부 깊이비 12.5%의 전체 피로수명과 감육부 깊이비 80%의 전체 피로수명은 각각 약 169.16% 증가 또는 약 8.75% 감소함을 알 수 있다.

5.8 감육부 길이 변화

Table 10은 감육부 길이에 따른 각 해당부위별 전체 피로수명의 변화를 제시하고 있다. 표로부터 감육부 길이가 증가할수록 전체 피로수명이 감소함을 알 수 있다. 표로부터 가장 취약한 부위 (L-3) 기준으로 감육부 길이 200 mm의 전체

피로수명 대비 감육부 길이 100 mm의 전체 피로수명과 감육부 길이 300 mm의 전체 피로수명은 각각 약 5.88% 증가 또는 약 8.25% 감소함을 알 수 있다.

6. 최적 보수방안 도출

각 공정변수별 전체 피로수명에 미치는 영향과 실제 공정 수행의 적용성을 검토하여 최적 보수방안을 도출하였다.

Table 11은 Table 3~8의 결과를 요약한 것으로써 각 공정변수별 전체 피로수명에 미치는 영향을 정량적으로 비교 제시한 것이다. 용접후열처리가 가장 효과가 좋은 방법임을 알 수 있다. 이에 비하여 상향 용접방향 변경, 입열량 감소, 용접 비드 수 증가의 방법들은 전체 피로수명의 향상률이 미미함을 알 수 있다. 정상 내압에서의 용접 수행과 국부 감육부 루트부 반경 가공의 경우 4% 이상의 전체 피로수명을 향상시킬 수 있음을 알 수 있다.

각 공정변수별 실제 공정 수행의 적용 측면에서 다음과 같이 검토하였다.

- 용접후열처리를 수행 시 전체 피로수명을 대폭 향상시킬 수 있으나 용접 수행 후 별도의 공정을 수행하여야 하는 공기 연장이 발생하며, 용접 절차서방서(WPS: welding procedure specification) 재작성을 위한 PQ(performance qualification) 시험 수행과 부가적인 비용 소요

- 용접을 감압 없이 정상운전 압력에서 수행하는 것은 실제 적용상 어려움은 없음
- 용접 방향 변경은 WPS의 재작성이 필요한 공정으로 용접 방향 변경이 포함된 WPS를 개발하기 위해서는 PQ 시험 수행이 필요하므로 경제적인 비용 투자와 하향 용접 기능을 갖고 있는 용접 기술사 확보 필요
- 용접 입열량 감소는 WPS의 재작성이 필요한 공정으로 용접 방향 변경이 포함된 WPS를 개발하기 위해서는 PQ 시험 수행이 필요하므로 경제적인 비용 투자가 필요
- 감육부 루트부 반경 가공은 효과가 상대적으로 미미한 반면 용접 전에 현장에서 별도의 가공이 필요하다는 점에서 적용성이 떨어짐

각 공정변수별 전체 피로수명에 미치는 영향과 실제 공정 수행의 적용성을 검토한 결과, 이러한 공정 변수를 수정 또는 변경하지 않아도 이미 200년 이상의 장기 건전성을 확보하고 있으므로 별도의 공정변수 추가와 수정은 필요하지 않다고 판단된다. 다만, 경제성과 무관하게 대폭적인 장기 건전성 확보를 위해서는 용접후열처리 수행을 권고하며, 경제적이면서도 5% 이상의 전체 피로수명 향상을 얻을 수 있는 정상 운전 압력에서의 용접 수행을 적용하는 것이 다양한 방안들 중 가장 합리적인 방안이라고 판단된다.

7. 결 론

매설가스배관의 강 슬리브 보수용접부의 피로수명을 평가하는 손상해석 기술을 개발하고 개발된 기술을 적용하여 장기 구조 건전성 측면에서 최적의 공정을 도출한 결과 다음과 같은 결론을 얻었다.

- 구조응력/파괴역학 접근법은 강 슬리브 보수 용접부에 적용하여 신뢰성있게 피로측면에서 장기 건전성을 평가할 수 있음을 확인하였음.
- 구조응력/파괴역학 접근법을 강 슬리브 보수 용접부에 적용한 결과, 피로측면에서 장기 건전성을 확보(200년 이상의 피로수명)할 수 있음을 확인함.
- 강 슬리브 보수용접과 관련되는 다양한 공정변수들이 피로수명에 미치는 영향을 고찰한 결과, 용접후열처리가 가장 큰 폭의 전체 피

Table 11 Quantitative comparison of fatigue lifetime for each process variable

Process variables	Total fatigue lifetime (years)		Improvement percentage (%)
	Basis	Change	
Internal pressure (5.6MPa→7MPa)	738.0	780.6	5.77
Welding direction (Upward→Up-Down)		744.3	0.85
Heat input (Fusion zone size : 2.4mm→0.8mm)		738.8	0.11
No. of weld beads (4→6)		744.4	0.87
Root radius of wall thinning (0mm→2mm)		772.7	4.7
PWHT (Not perform → Perform)		1737.0	135.3

로수명을 향상시키며 정상운전 압력에서의 용접 수행 방안은 상대적으로 경제적이면서도 용이하게 5% 이상의 피로수명을 향상시킬 수 있음을 확인하였음.

참고문헌
(References)

- (1) ASME Code Committee, 1991, ASME-B31G, *Manual for Determining the Remaining Strength of Corroded Pipelines*.
- (2) Korea Gas Corporation, 2000, *The Defect Assessment and Repair Technology Establishment for Gas Pipeline*.
- (3) Korea Gas Corporation, 1996, *A Study on Mechanical Properties of Fillet Weldment in Pipeline Repair Welding Using Sleeve*.
- (4) Korea Gas Corporation, 1998, *Development of Sleeve and Direct Deposit Welding Procedure for Repair on Pressurized Gas Pipeline*.
- (5) Korea Gas Corporation, 2006, *Standard for Pipeline Repair Using the Sleeve*.
- (6) Korea Gas Corporation, Research and Development Division, 2006, *Comparative Study For Various Repair Methods Of In-Service Pipeline Using Full Scale Burst Test*.
- (7) Alexander, C., Vyvial, B. and Wilson, F., 2014, *Pipeline Repair of Corrosion and Dents: A Comparison of Composite Repairs and Steel Sleeves*, doi:10.1115/IPC2014-33410.
- (8) ASME Boiler & Pressure Vessels Code Committee, 2007, ASME B&PV Code, Sec.VIII, Div.2, *Alternative Rules, Rules for Construction of Pressure Vessels*.
- (9) Kim, J.W., et al., 2009, "Local Mechanical Properties of Alloy 82/182 Dissimilar Weld Joint between SA508 Gr.1a and F316 SS at RT and 320°C, *J. of Nuclear Materials*, Vol. 384, pp. 212~221.
- (10) Kim, J.S. and Seo, J.H., 2012, "A Study on Welding Residual Stress Analysis of a Small Bore Nozzle with Dissimilar Metal Welds," *Int. J. of Press. Vessels and Piping*, Vol.90-91, pp.69-76.
- (11) Korea Gas Corporation, 2013, *Mill Sheets for Buried Gas Pipe and Weld Materials*.
- (12) Simulia, 2013, *ABAQUS User's Manuals*, Ver.6.13.
- (13) Kim, J.S., Kim, W.S. and Baek, J.H., 2010, "Investigation on the Effect of Strength Mismatch on Residual Stresses in Welds with Different Strength Used in Buried Natural Gas Pipeline," *Trans. of KSME A*, Vol. 34, No. 4, pp. 413~421.
- (14) Dong, P., Hong, J.K. and Cao, Z., 2001, *A Mesh-Insensitive Structural Stress Procedure for Fatigue Evaluation of Welded Structures*, IIW, Doc. No. XIII-1902-01/XV-1089-01.
- (15) Korea Gas Corporation, *Pressure Variation History Data*, 2015.
- (16) API, 2008, API Code 579-1.
- (17) British Energy, 2001, R6 Code. Rev.4.