

해양 K-Joint 구조의 피로 성능 평가

Fatigue Behavior of offshore K-Joint Structure

박관규* · 임성우** · 조철희***

Park, Kwan-Kyu · Im, Sung-Woo · Jo, Chul-Hee

ABSTRACT

Large-scale model tests of welded tubular K-joints were carried out to observe the fatigue behavior of API 2W Gr.50 steel produced by POSCO. The fatigue crack behaviors for various loading conditions were measured and investigated around the critical joint sections. The experimental results have been verified with numerical approaches and also compared with the IIW, DnV RP-C203 and API RP 2A-WSD design curves. The hot spot stress method was applied in the study. The SCF factor for tubular K-joint was also obtained.

Keywords: tubular joint, offshore K-joint, fatigue behavior, crack, FEM.

1. 서론

최근 발표되는 경제 분석 결과에 의하면, 세계 경제의 회복과 BRICs(Brazil, Russia, Indo and China)의 경제 발전에 따라 해상 물동량이 증가 추세에 있다. 또한 단일 선체 탱커의 퇴출시기가 2015년에서 2010년으로 단축됨에 따른 이중 선체 탱커로의 대체 수요 등으로 향후 10년간 선박과 해양구조물의 건조량이 증대되고 해양자원의 탐사나 개발이 대폭 증가될 것이라고 전망되고 있다. 에너지 측면에서만 보더라도 에너지 사용량의 증가와 함께 LNG나 LPG와 같은 청정 에너지의 사용비율이 증대되고 있다. 이러한 추세와 함께 육상 에너지가 고갈함에 따라 해양에서 에너지를 생산해야할 시급성이 더욱 커져서 해양에너지 생산비중이 확대되고 있으며, 연근해에서 수심 300m 이상의 심해로 생산 공간이 이동하고 있다. 따라서 심해 자원을 개발하고 생산하는 해양구조물의 수요가 현재보다 증대될 것이고, 고정식 해양구조물보다는 심해자원 개발에 적합한 FPSO, Semi-FPS, TLP 등과 같은 부유식 해양구조물의 수요가 증가될 전망이다.

1990년대에는 육상과 해상 유전의 비율이 7:3이었으나, 2000년대를 넘어서면서부터 그 비율이 6:4로 점차 좁아지고 있어서 향후에는 해상 유전 생산량이 육상 유전 생산량을 상회할 것으로 예상된다. 또한 해상 유전 개발도 근해 유전 고갈로 수심이 1,500m를 넘는 심해로 이동됨에 따라 채굴조건이 더욱 악화되고 있다. 이로 인해서 해양구조물에 작용하는 하중조건이 과거보다 훨씬 가혹해지면서 구조물의 안정성 또한 요구되어지고 있다.(임성우, 2005)

해양구조물 강재가 개발되면 모재 및 용접부에 대해서 API RP 22에서 정하고 있는 항목을 평가한다.

* 인하대학교 선박공학과 석사과정 E-mail: park@inhaian.net

** (재)포항산업과학연구원 수석연구원 E-mail: swim@rist.re.kr

*** 정희원 · 인하대학교 선박해양공학과 교수 E-mail: chjo@inha.ac.kr

그러나 여기서는 모재와 용접부에 대한 피로 및 취성파괴에 대한 평가가 제외되어 있다. 또한 구조물에 대한 평가는 전혀 고려되어 있지 않다. 하지만 해양구조물은 특성상 피로하중을 받기 때문에, 이에 대해서는 어떤 방법으로든지 평가되어야 한다. 특히 해양 구조물은 파랑하중 등에 견디기 위해서 기본적으로 Tubular Joint로 되어 있기 때문에, Tubular Joint에 대한 평가는 매우 주요한 사항 중의 하나이다.

실구조물 크기의 Tubular Joint에 관해서는 피로성능에 대한 기본 자료 확보를 위한 X Joint의 평가(Amiot et al.,1982)에서부터 피로성능에는 미치는 후열처리의 영향(Lourenssen and Dijkstra,1982), Parametric Equation에 포함되어 있지 않은 면의하중을 받는 T Joint에 대한 피로실험(Wylde,1983), 자국내 해양산업을 육성하기 위한 중국산 E36-Z35 강재로 된 T Joint의 피로실험(Guanghai and Bozhen,1992), 고강도 강재 적용을 위한 YS 810MPa급 Weldom 700으로 제작된 T Joint의 피로실험(Agerskov et al.,1998), 용접부 응력 집중을 피하기 위한 고강도 Cast Steel Insert에 대한 평가(Sonsino and Umbach,1996), 490MPa급 TMC 강재로 제작된 T Joint에 대한 부식피로 성능평가(Matsumoto et al.,1986), 실제하중 상태를 평가하기 위한 불규칙한 면내 또는 면외 하중을 받는 T 및 Y Joint에 관한 피로실험(Dover and Dharmavasan,1982) 등 많은 연구가 수행되었다. 이상의 연구는 대기 중이나 또는 해수 중이나 하는 환경에 관한 것, 후열처리에 관한 것, 신 강종에 관한 것, Joint 형상 및 Stiffend Joint에 관한 것, 용접지단부 형상에 관한 것, 강관 크기에 관한 것, 하중조건에 관한 것 등으로 요약할 수 있다.

최근 POSCO에서는 해양구조물 적용을 위한 CTOD 보증 API 2W Gr.50 강재를 개발하였다. 본 연구에서는 API 2W Gr.50 강재로 실구조물 크기의 K Type Tubular Joint를 제작하여 Balanced in-plane Bending 하에서의 피로실험을 수행 하였다. 피로실험결과는 Hot Spot 응력을 바탕으로 IIW, DnV RP-C2003, API RP 2A-WSD의 ΔS_{hs} -N 선도와 비교하였다. 또한 실험결과는 유한요소 해석결과와 비교 평가하였다.

2. 실험방법

2.1 실험체 제작

국내 중공업사가 제작한 해양구조물 및 시험기의 용량을 감안하여 그림 1과 같이 K-Joint를 제작하였다. 이때 강관의 크기는 Kuang et al. (1975)과 DnV RP-C2003의 Non-dimensional Parameter 및 API RP 2A-WSD(2002)의 Design Specification을 고려하여 결정하였다(그림 2).

강관은 국내 후육강관사인 Steel Flower에서 제관하였다. Chord와 용접되는 Brace의 단부는 Computer Guided Cutting Technology를 사용해서 Chord의 외형에 맞게 절단하였다. Chord와 Brace 사이는 대우조선 해양에서 실구조물 제작조건으로 용접하였다. 용접조건은 표 1과 같다.

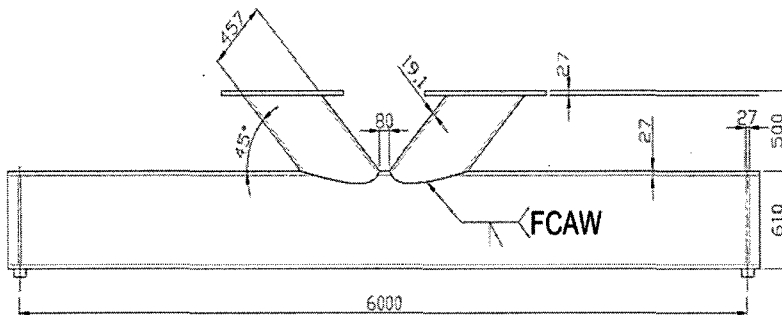


그림 1 K-Joint test specimen

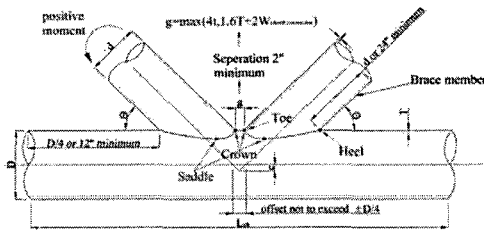


그림 2 Detail of Tubular K joint

표 1 Welding condition

	AWS Spec.	Trade Designation	Dimension (mm)	Heat Input (kJ/mm)	Interpass Temp.(°C)	Note
FCAW	E81T1-K2	Dual Shield 1181-K2	1.2mm	1.64	156	Joint
SAW	F7A8-EH14	S-787TB-H-14	4.0	1.93	-	Pipe

2.2 실험 장치

그림 3에 시험체 Setup 상황을 나타내었다. Brace 양쪽 상단을 Stiff한 Girder로 연결한 다음 대형 프레임에 연결된 980kN Dynamic Actuator를 그 위에 설치하였다. 또한 시험체의 양단은 볼트로 Clamping하여 Chord 길이 방향만으로 비교적 자유롭게 움직일 수 있도록 하였다. 이때 양단부의 볼트는 유압으로 체결하여 시험 도중에 풀리지 않도록 하였다.

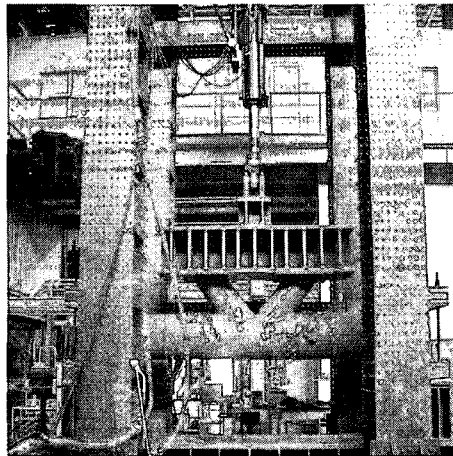


그림 3 Test specimen Setting

2.3 가력 조건

강구조물의 피로한으로 알려진 2×10^6 cycles에서의 피로 수명을 평가하기 위해서 ΔQ 값을 각각 $K1=369.9\text{kN}$, $K2=352.8\text{kN}$, $K3=308.7\text{kN}$ 로 하여 피로실험을 수행하였다. 이때 피로실험에 앞서 최대 하중에서 최소 하중까지를 약 50kN 간격으로 20차례 정적으로 가력하여 시험체에 있는 잔류응력 등을 제거한 다음 피로실험을 실시하였다. 피로하중은 주파수 3Hz에 하중비 $R=0.1$ 로 Sine 파형으로 가력하여, Balanced in-plane Bending 조건 하에서 실험하였다. 시험 종료 시점은 Chord에 관통균열이 발생하는 시점으로 하였다.

3. 실험 결과 및 고찰

3.1 유한 요소 해석

피로실험을 수행하기 전에 MSC의 Patran을 이용해서 약 12,000개의 Shell 요소로 모델링하여 피로균열 발생위치를 예측하였다. 이때 Chord 단부는 그림 4에서 경계조건에서 볼 수 있듯이 단순지지 조건으로 하였으며, Brace 상단은 Rigid 요소로 연결한 다음 중앙에 392kN의 집중하중을 가하였다. Nastran으로 해석한 결과를 보면 Chord Heel 부위의 Chord 표면에 응력이 집중함을 알 수 있다.

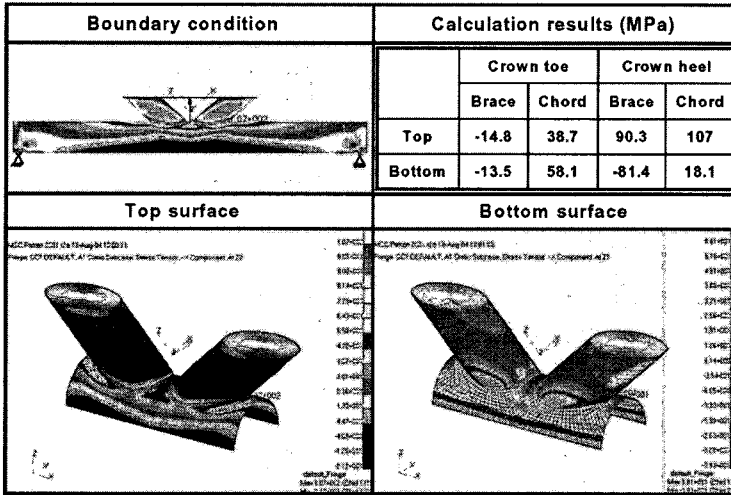


그림 4 Nominal stress distribution under 392kN concentrated load

3.2 피로 실험 결과

그림 5에 액상 침투액(Dye Penetrant)을 이용해서 피로균열의 발생위치를 나타내었다. 유한 요소 해석에서 예측한 것처럼 최대 공칭응력이 작용하는 Chord Heel에서 피로균열이 발생함을 알 수 있다. 그러나 이것은 Balanced Axial Load를 받는 시험체의 경우 Chord Toe에서 피로균열이 발생한다는 연구 결과(Udomworarat et al.,2002)와는 정반대의 결과이다.

Balanced Axial Load의 경우 Brace의 수평방향으로 하중이 작용하기 때문에 Brace 사이의 Gap 크기와 각도 등에 의해서 Chord toe 부에 응력이 발생하지만, Balanced in-plane bending의 경우에는 응력 집중이 Chord heel에 발생되기 때문에 이러한 결과가 나온 것으로 사료된다.

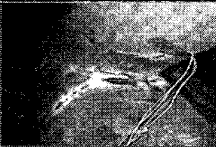


Specimen		K1	K2	K3
Crack Initiation site	Anticipated	Chord heel	Chord heel	Chord heel
	Developed	Chord heel	Chord heel	Chord heel
	Crack feature			
Note		Max. nominal tensile stress at chord heel		

그림 5 Fatigue failure

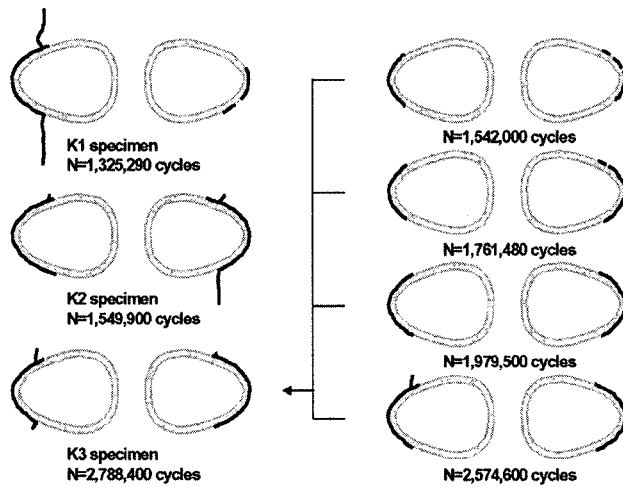


그림 6 Fatigue crack propagation

그림 6은 Chord Heel에서 발생한 피로균열의 전파상태를 나타낸다. K3 시험체의 경우 왼쪽 Chord Heel에서 먼저 피로균열이 발생되었고, 그 후 오른쪽 Chord Heel에서도 피로균열이 발생되었다. 1,542,000 cycles에서는 오른쪽 Chord Heel와 Chord Saddle 중간에서 몇몇 작은 균열들이 발생되었으며, 1,979,500 cycles에 이르게 되면 작은 균열들의 합체가 이루어졌다. 피로균열은 더욱 성장해서 2,549,600 cycles에서 왼쪽 Chord를 관통하고, 2,788,400 cycles에서는 오른쪽 Chord를 관통하였다. 특히 피로균열이 Chord를 관통하게 되면 Fusion Line을 따라 진전하던 표면균열의 전파방향이 Chord 길이방향의 수직으로 변화된다. K1 시험체와 K2 시험체의 피로균열 전파도 K3 시험체와 유사한 거동을 보였다. 다만, K1 시험체의 경우 1,325,290 cycles에서도 오른쪽 Chord Heel에서 발생한 피로균열이 더 이상 성장을 하지 않아서 시험을 종료하였다.

그림 7은 Chord에 발생한 관통균열의 예를 나타낸다. 이때 관통균열은 Chord 표면에 수직이 아닌 경사된 방향으로 전파하고 있다.

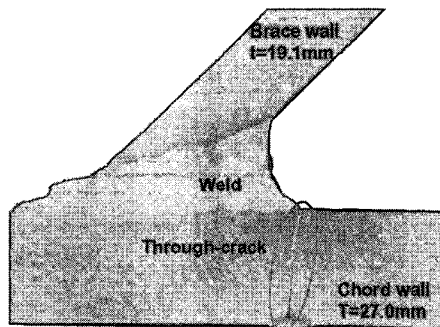


그림 7 Through crack

그림 8은 Cycle 수에 따른 표면균열길이와의 관계를 나타낸다. 화살표로 표시한 위치가 관통균열이 발생한 시점이다. 이때 관통균열의 발생시기는 Chord 내부로 액상 침투액이 흘러나오는 순간으로 정의하였다. 표면균열길이가 약 200mm가 되면 관통균열이 발생됨을 알 수 있다. K3 시험체를 제외하고는 표면 균열이 관통

균열로 변화됨에 따라 균열성장이 급속히 빨라지고 있다.

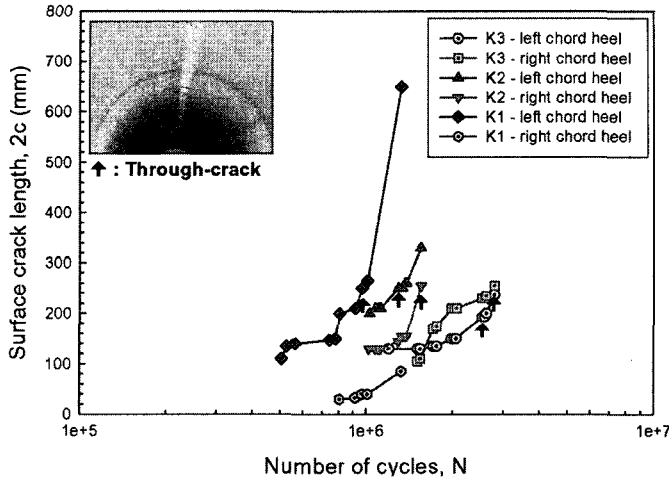


그림 8 Crack length vs Number of cycles

3.3 Hot Spot Stress

Tubular Joint의 $\Delta S_{hs}-N$ 선도를 구하는데 필요한 Hot Spot 응력이란 용접부 형상 등 국부적인 형상은 고려하지 않고, Joint의 형상과 하중상태만 고려한 응력을 의미한다. Hot Spot Stress를 구하는 방법으로는 Weld Toe 인접지역에서 Weld Toe까지 Strain gage 또는 유한 요소 해석으로 구한 응력을 외삽해서 구하거나(Zhao et al.,2000), 기존의 Parametric Equation을 사용해서 구한다. Tubular Joint의 응력집중계수(SCF)를 구하는데 사용되는 기존의 Parametric Equation에서는 Balanced in-plane Bending에 대해서 정의를 하지 못하고 있기 때문에, 본 연구에서는 Strain gage 및 유한 요소 해석으로 구한 응력을 이용해서 Hot Spot 응력을 구하였다. 이때 계산에 사용된 응력은 AWS와 API에서 사용하는 Weld Toe에 수직인 공칭응력이다(Wingerde et al.,1992).

표 2에 K-Joint의 응력 집중 계수를 정리하였다. 여기서 calculated와 measured는 각각 유한 요소 해석과 Strain Gage 계측 값으로부터 구한 값을 의미한다. Balanced in-plane Bending 하중을 받는 K-Joint의 응력 집중 계수는 2.85임을 알 수 있다.

표 2 Stress Concentration Factor (SCF)

Specimen	Hot Spot Stress(MPa)			Calculated Nominal Stress (MPa)	S.C.F.		
	Calculated	Measured			Calculated	Measured	
		Left side	Right side			Left side	Right side
K1	130.7	142.3	133.4	48.7	2.68	2.92	2.74
K2	116.2	124.1	122.8	43.3	2.68	2.87	2.84
K3	101.7	107.9	112.0	37.9	2.68	2.85	2.96

표 3 Fatigue testing results

Specimens	Hot Stress range (MPa)			Fatigue life cycles			
	Calculated	Measured		N ₃ ¹⁾		N ₄ ²⁾	
		Left side	Right side	Left side	Right side	Left side	Right side
K1	Δ117.6	Δ127.8	Δ119.6	967,000	1,325,290 ⁴⁾	1,440,830	-
K2	Δ104.6	Δ109.1	Δ108.7	1,333,900	1,549,900	1,987,500	2,309,350 ³⁾
K3	Δ91.5	Δ96.5	Δ100.8	2,549,600	2,788,400	3,798,900	4,154,700 ³⁾

- 1) # of cycles to through-thickness cracking of fatigue damaged member (N₃/N₄=1.49, van Wingerde)
- 2) # of cycles to complete loss of static joint strength
- 3) Calculated
- 4) no through-crack

3.4 피로수명

그림 9는 Balanced in-plane Bending 하중을 받는 K Joint의 ΔS_{hs}-N₃ 선도이다. 원형 Symbol은 유한 요소 해석으로 구한 값이고, 삼각형 Symbol은 Strain Gage로부터 측정한 값으로부터 구한 값이다. 모든 값들이 IIW, DnV RP-C2003, API RP 2A-WSD의 ΔS_{hs}-N 선도를 만족하고 있다. 그런데 API RP 2A-WSD ΔS_{hs}-N 선도는 N₃를 이용해서 정의된 것이고, IIW와 DnV RP-C2003의 ΔS_{hs}-N 선도는 N₄를 이용해서 정의된 것이다.

여기서 N₃는 관통균열이 발생할 때까지의 cycle 수이며, N₄는 시험체가 Joint로서의 기능을 발휘하지 못할 때까지의 cycle수 이다. 따라서 API 2W Gr.50 강재의 피로성능은 IIW, DnV RP-C2003, API RP 2A-WSD의 ΔS_{hs}-N 선도 대비 충분히 안정적임을 알 수 있다. 표 3에 피로실험결과를 요약하였다.

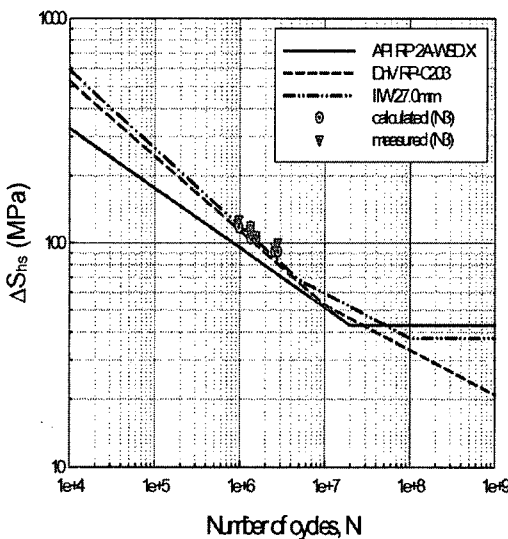


그림 9 ΔS_{hs}-N₃ curve

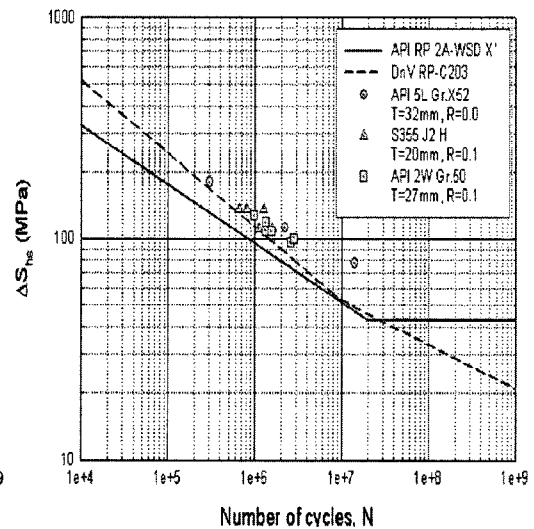


그림 10 ΔS_{hs}-N₃ curve of YS 355MPa steel materials

그림 10은 YS 355MPa급 강재의 $\Delta S_{bs}-N_3$ 선도를 보여준다. API 2W Gr.50 강재는 사각 Symbol, API 5L Gr.X52는 원형 Symbol, S355 J2 H는 삼각 Symbol로 표시하였다. API 2W Gr.50 강재는 K Joint의 두께 27mm인 Chord가 R=0.1에서 Balanced in-plane Bending Brace를 통해 하중을 받는 경우이고,

API 5L Gr.X52 강재는 T Joint의 두께가 32mm Chord가 R=0.0에서 Brace의 Axial Loading을 통해 하중을 받는 경우이고, S355 J2 H 강재는 두께 27mm인 Chord가 R=0.1에서 Brace의 Axial Loading을 통해 하중을 받는 경우이다. 본 그림의 결과 비교에서 API 2W Gr.50 강재의 피로성능이 YS 355MPa급 강재의 피로 성능과 동급수준임을 알 수 있다.

4. 결론

해양 구조물의 주요 부재인 K-Joint의 응력집중 및 피로연구를 실대 구조물 실험을 통하여 연구하였다. 연구에 대한 결과를 요약하면 다음과 같다.

- (1) Balanced in-plane Bending 하중을 받는 K-Joint의 응력집중 계수는 2.85이다.
- (2) API 2W Gr.50 강재의 피로성능은 IIW, DnV RP-C2003, API RP 2A-WSD의 $\Delta S_{bs}-N$ 선도를 만족한다.
- (3) API 2W Gr.50 강재의 피로성능이 YS 355MPa급 강재의 피로성능과 동급수준이다.

참고문헌

임성우 (2005) 해양구조물 전망 및 실대 구조물 피로 성능 평가, 제14회 건설해양분야 철강이용 기술 발표회 논문집, pp 221~232.

Agerskov, H., Pertersen, R.L and Martinez, L.L.(1998), An Investigation on Fatigue in High-Strength Steel Offshore Structures, Welding in the World, pp 328-342.

Aniot, P., Radenkovic, D., Sanz, G. and Willm, P.(1982), "Life Prediction for Tubular Joints in Offshore Structures", 4th International Symposium of Japan Welding Society, Nov., Osaka, pp 339-344.

Dover, W.D. and Dharmavasan, S.(1982), "Fatigue Fracture Mechanics Analysis of T and Y Joints", OTC (Offshore Technology Conference) 4404, pp 315-326.

Guanghai, W. and Bozhen, C.(1992), "Fatigue Behaviour of Tubular Joints Made of China-Made Platform Steel", China Ocean Engineering, Vol 6, No 1, pp 103-110.

Kuang, J.G., Potvin, A.B. and Leick, R.D.(1975), "Stress Concentration in Tubular Joints", OTC(Offshore Technology Conference) 2205, pp 593-612.

Lourenssen, A.A. and Dijkstra, O.D.(1982), "Fatigue Tests on Large Post Weld Heat Treated and As Welded Tubular T-Joints", Offshore Technology Conference, pp 327-334.

Matsumoto, S., Narumoto, A., Shiga, C. and Ueda, S.(1986), Fatigue Properties of 50-kgf/mm² High-Strength Hull Structural Steels Manufactured by Thermomechanical Control Process, Kawasaki Steel Technical Report, No 13, pp 83-96.

Sonsino, C.M. and Umbach, R.(1996), "Hybrid Design Concept Using High-Strength Cast Steel Inserts for Tubular Joints of Offshore Structures", Fatigue, Vol 2, pp 1225-1230.

Udomworarat, P., Miki, C., Ichikawa, A., Komechi, M., Mitsuki, K. and Hosaka, T.(2002), "Fatigue Performance of Composite Tubular K-Joints for Truss Type Bridge", Structural Eng./Earthquake Eng., JSCE, Vol 19, No 2, pp 9-23.

- Wingerde, N.F., Puthli, R.S., Wardenier, J., Dutta, D., and Packer, J.A.(1992), "Design Recommendations and Commentary Regarding the Fatigue Behaviour of Hollow Section Joints", Proceedings of the 2nd International Offshore and Polar Engineering Conference, San Francisco, USA, 14-19, pp 288-295.
- Wylde, J.G.(1983), "Fatigue Tests on Welded Tubular T-Joints with Equal Brace and Chord Diameters", OTC(Offshore Technology Conference) 4527, pp 133-142.
- Zhao, X.L., Herion, S., Packer, J.A., Puthli, R.S., Sedlack, G., Wardenier, J., Weynand, K., Wingerde, A.M.van and Yeomans, N.F.(2000), Design Guide for Circular and Rectangular Hollow section Welded Joints under Fatigue Loading, CIDET, TÜV-Verlag GmbH