



강한 인장 상태에서의 계류 체인 링크의 휨 거동

김승준¹ · 원덕희^{2*}

¹조교수, 공학박사, 대전대학교, 건설안전방재공학과, ²선임연구원, 공학박사, 한국해양과학기술원, 연안방재연구센터

Bending Behavior of the Mooring Chain Links Subjected to High Tensile Forces

Kim, Seungjun¹, Won, Deok-Hee^{2*}

¹Assistant Professor/Ph.D., Dept of Construction Safety and Disaster Prevention Engineering, Daejeon University, Daejeon, 34520, Korea

²Senior Research Scientist/Ph.D., Coastal Development & Ocean Energy Research Division Korea Institute of Ocean Science and Technology, Ansan, 15627, Korea

Abstract - This paper presents the study of the bending behavior of mooring chain links for keeping the position of the offshore floating structures. In general, chain links have been thought as the axial members due to the fundamental boundary condition. But, the flexural stiffness can be induced to the contact surface between chain links when friction occurs at the surface of the chain links due to high tensile force. Especially, the mooring chains for offshore floating platforms are highly tensioned. If the floater suffers rotational motion and the mooring chain links are highly tensioned, the rotation between contact links, induced by the floater rotation, generates the bending moment and relevant stresses due to the unexpected bending stiffness. In 2005, the mooring chain links for the Girassol Buoy Platform were failed after just 5 months after facility installation, and the accident investigation research concluded the chain failure was mainly caused by the fatigue due to the unexpected bending stress fluctuation. This study investigates the pattern of the induced bending stiffness and stresses of the highly tensioned chain links by nonlinear finite element analysis.

Keywords - Mooring chain, Friction, Stress concentration, Nonlinear finite element analysis, Fatigue

1. 서론

부유식 해상 구조물은 지속적으로 변화하는 환경하중을 받기 때문에 구조물의 위치를 유지할 수 있는 장치가 필요하고, 이러한 목적에 있어서 일반적으로 체인 링크로 구성된 계류선이 사용된다. 체인으로 구성된 계류선(mooring lines)은 바람, 파랑, 조류 등을 받는 부유식 해상구조물의 수직 및 수평 운동에 대해 저항하는 역할을 한다. 계류선의 기본 선

형(profile)에 대해서는 카테나리 형(catenary type), 툿 형(taut type)으로 나눈다. 카테나리 형은 해저 지반에 안착된 체인의 무게로, 툿 형은 계류선의 길이방향 강성으로 부유식 구조물의 운동에 저항한다. 구조적 특성에 따라 일반적으로 천해 해역에서는 카테나리 타입이, 심해 해역에서는 세마이 툿(semi taut) 또는 툿 방식이 주로 설계된다. 앞서 언급한 대로 계류선은 일반적으로 체인 링크로 구성되는데, 심해 해역에서는 계류선의 길이가 매우 길어지므로 무게의 부담을 줄이기 위해 계류선의 중간 영역은 와이어로프(wire rope)나 폴리에스테로프(polyester rope) 등이 사용되고, 부유 구조물과 접하는 영역 및 해저지반에 접촉하는 영역은 체인 링크로 사용하는 체인-로프-체인 구성이 주로 사용된다. 부유식 구조물 중, 드릴쉽(drillship) 등 구조물 및 설비의 작업성이 횡방향 운동에 매우 민감한 구조물 또는 해양 작업

Note.-Discussion open until October 31, 2017. This manuscript for this paper was submitted for review and possible publication on June 30, 2016; revised October 25, 2016; approved on October 25, 2016.

Copyright © 2017 by Korean Society of Steel Construction

*Corresponding author.

Tel. +82-31-400-6339 Fax. +82-31-408-5820

E-mail. thekeyone@kiost.ac.kr

용 선박의 경우, 계류선 뿐 만 아니라 추진기(thruster)를 도입하여 환경하중에 발생하는 저주파수 대역의 운동을 제어한다. 이때 부유식 구조물의 실시간 위치 및 필요 추진력의 계산 등에 대해서는 Dynamic Positioning(DP)이라는 모니터링 및 제어 기술을 도입하여 운동을 제어한다.

부유식 구조물의 위치제어를 위한 계류선 설계에 대해서는 API RP 2SK^[1], DNV-OS-E301^[2], DNV-OS-E302^[3], ABS guide^[4], BV regulation^[5] 등 조선 및 해양플랜트 관련 선급이나 석유협회 등에서 제공하는 지침을 활용하여 수행이 가능한데, 각 지침에서는 계류 체인 및 로프 등의 적정 단면을 결정하기 위한 절차 및 해석기법 등이 제시되어 있다. 각 지침에서 고려하는 하중계수 및 안전율에는 차이가 있으나 근본적으로 부유식 구조물이 놓이는 대상 해역의 환경 조건 하에서 계류선에 발생하는 최대 응력에 대한 강도설계기준 그리고 상시 응력에 대한 피로설계기준을 만족하도록 하는 기본적인 설계철학은 모두 동일하다.

Fig. 1과 같이 계류 체인에 의해 계류되는 부유식 해양 플랜트에서는 Fig. 2(a)와 같이 fairlead 및 winch에 의해 계류선이 플랫폼에 연결된다. Fig. 2(b)는 fairlead 형상을 간략히 나타내는데, fairlead의 하부 끝단에서 체인 링크가 고정된다. 이러한 부유식 플랫폼-계류선을 간략히 표현하면 Fig. 3과 같다.

일반적으로 체인 링크로 구성된 선 부재는 링크 간의 연결 조건에 따라 축력만 전달하는 구조물로 인식된다. 이에 따라 체인 링크로 구성된 계류선 역시 1축 부재로 고려되었고, 실제 부유식 구조물과 계류선을 포함한 전체계 해석 시에도 체인 계류선의 경우 축력 부재로 고려하여 해석을 하였다.

2005년 Girassol Buoy에 적용된 체인 링크 중 상당수가 설비 설치 이후 5개월 만에 파손되었고, 이를 조사한 결과 체인 링크의 파손 원인은 피로 파괴로 규명되었다^[6]. 일반적으로 부유식 구조물의 계류선 설계 시 피로 수명은 설비의 설계 사용 수명(Design service life)의 10배 이상을 확보하도록 한다는 것을 감안한다면 이 사고는 매우 이례적이다. 조사 결과, 설계 과정에서 고려하지 못한 추가의 동적 응력(Dynamic stress)가 도입되었고 이는 체인 링크에 작용하는 휨응력이라고 결론을 내었다^[6]. 앞서 언급한대로 체인 링크는 힌지 연결 조건으로 가정된다. 그러나 이와 같은 계류 체인의 경우, 강한 긴장상태에 항상 놓이게 되는데, 강한 인장력 하에서는 링크의 접촉면에서의 마찰저항으로 인해 휨강성이 도입되게 된다. 휨강성이 도입된 상태에서 부유 구조

물의 회전 운동이 발생하면, 이것이 결과적으로 링크에 휨모멘트 및 휨응력을 야기하는데, 부유식 플랜트의 지속적인 회전운동이 결과적으로 추가적인 동적 휨응력을 유발하고 이는 피로손상 및 피로수명에 큰 영향을 미치게 된다^{[6],[7]}. 이에 따라 최근 프랑스 선급인 BV(Bureau Veritas)에서는 강한 인장력을 받는 계류 체인의 피로 설계에 있어서 이와 같은 마찰저항에 의해 비롯되는 휨강성 및 계류 체인의 휨응력을 피

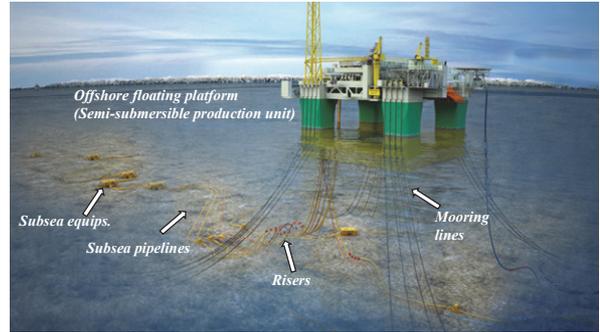


Fig. 1. Offshore floating platform (Courtesy: statoil)



(a) chain fairlead for FPSO (b) fairlead arm (bardex)

Fig. 2. Mooring lines for offshore floating platforms

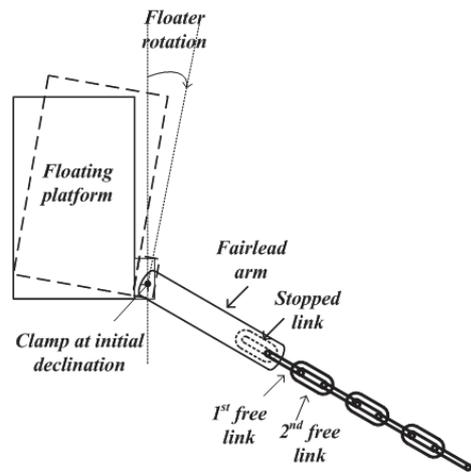


Fig. 3. Simple drawing of the floater-fairlead-top chain links

로수명 검토 시 고려하도록 권고하고 이를 반영한 전체계 해석기법의 절차를 제시하였다^[8].

부유식 해양 구조물의 계류 체인에서의 휨거동에 대한 연구에 있어서 Jean *et al.*(2005)^[6]는 실험을 통해 인장력 작용 시 체인 링크 간 접촉면에서 도입되는 휨강성 특성을 확인하였고, Bastid and Smith(2013)^[9]은 수치해석을 통해 계류 체인 링크 간 휨거동이 피로 수명에 미치는 영향을 분석하였다. 또한 Pacheco *et al.*(2002)^[10], Pacheco *et al.*(2003)^[11], Pacheco *et al.*(2003)^[12]은 체인 링크 시험단계 시 발생하는 잔류응력 및 소성변형에 대해 수치적으로 분석하였다. 국내에서는 Lim *et al.*(2010)^[13]이 수치해석을 통해 체인 링크의 휨거동의 발생원인 및 주요 거동에 대해 분석하였다. 그러나 지금까지의 많은 연구들은 주로 매우 한정된 범위에 대한 수치적 해석 결과를 통해 긴장 상태의 체인의 휨거동 발생 여부의 현상 확인에 그치고 있다. Lim *et al.*(2010)^[13]의 연구를 제외하면, 계류 체인의 제작 및 검수과정이 체인의 휨거동에 미치는 영향에 대해 정성적 및 정량적으로 분석한 연구도 매우 미흡하다. 또한, Lim *et al.*(2010)^[13]의 경우, 계류체인의 면외방향 휨거동에 대해 정량적으로 분석하였는데, 면외방향 휨거동 시 체인링크에 발생하는 응력의 분포와 장력 및 사잇각 변화에 따른 최대응력 변화특성을 분석하지 못했고, 면내 휨거동에 대한 연구는 진행되지 못한 한계가 있다.

본 연구에서는 비선형 유한요소해석을 통해 인장력이 작용하는 체인 링크에서의 면내 및 면외 방향 휨 거동을 분석하였다. 접촉하고 있는 체인 링크를 솔리드 요소로 모델링하고 경계조건 및 접촉조건을 부여하여 인장력 및 강제 회전운동에 대한 비선형 해석을 수행하여 링크에 도입되는 휨강성과 휨모멘트 및 응력을 분석하였다. 본 해석적 연구를 통해 체인 링크에 작용하는 인장력과 접촉면에서의 마찰계수 그리고 시험하중의 크기가 체인 링크의 면내 및 면외 방향 휨거동에 미치는 영향을 분석하였고 각 방향으로의 휨거동 시 최대 응력 발생위치 및 응력발생 패턴을 도출하였다.

2. 체인 계류선의 면내 휨과 면외 휨의 정의

계류 체인 링크의 면내방향 휨(In-plane bending, IPB)과 면외방향 휨(Out-of-plane bending, OPB)은 Fig. 4와 같이 정의할 수 있다. 면 내 및 면 외의 기준은 검토 대상 링크(각 그림에서 중앙부 링크)의 휨 방향에 따라 구분한다.

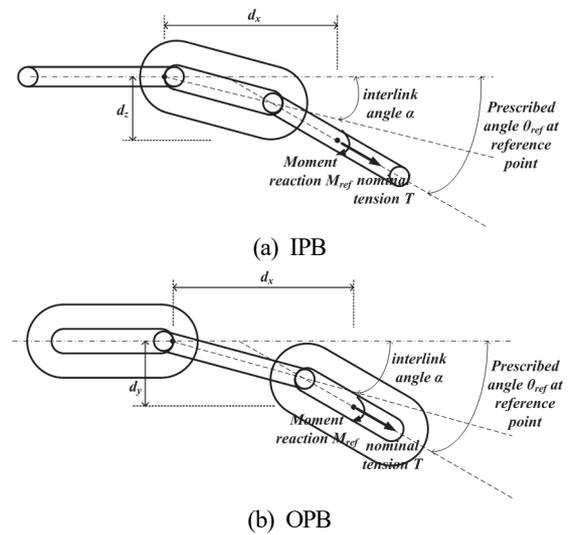


Fig. 4. OPB-IPB definition

즉, 검토 대상 링크와 좌측에서 접촉하는 링크 간 마찰면에 발생하는 사잇각 α_{int} 와 이 회전변위가 발생할 때 접촉면에 작용하는 휨모멘트 M_{int} 를 정의할 수 있다. 또한 링크에 작용하는 인장력은 T 로 정의할 수 있다. 부유식 구조물을 지지하는 계류선은 항상 긴장 상태에 있으므로 체인 링크 마찰면에는 항상 수직력이 존재하며 결과적으로 접촉면에 마찰력이 존재하게 된다. 따라서 링크 마찰면의 경계조건은 힌지가 아닌 특정 휨강성이 존재하는 경계조건으로 고려하는 것이 합리적이다^{[6],[8]}. 유한요소해석을 통해 축력 T 가 작용하고 좌측 링크와 중앙부 링크 간의 사잇각 α_{int} 가 발생할 때 링크 마찰면에서 발생하는 휨모멘트 M_{int} 를 유한요소해석기법을 통해 분석하기 위하여 Fig. 4와 같이 우측 링크의 중앙부에 기준점(reference point)를 가정하였는데, 이 기준점에 강제 회전을 주어 좌측 접촉면에 링크 사잇각 및 휨모멘트를 발생시켰다. 기준점에서 가한 강제 회전 변위와 이때 이 점에서 발생하는 모멘트 반력을 θ_{ref} , M_{ref} 로 표현할 수 있고, 이때 M_{int} 는 힘의 평형조건에 의해 다음과 같이 정의할 수 있다.

$$M_{int_IPB} = M_{ref} + T(D_x \sin \theta_{ref} - D_z \cos \theta_{ref}) \quad (1)$$

$$M_{int_OPB} = M_{ref} + T(D_x \sin \theta_{ref} - D_y \cos \theta_{ref}) \quad (2)$$

3. 유한요소해석을 통한 체인 링크에서의 휨 거동

3.1 해석 모델 및 해석방법

강한 인장력이 작용하고 있을 때 계류 체인 링크에서의 휨 거동을 분석하기 위해 본 연구에서는 ABAQUS V6.13을 활용하여 재료, 기하, 접촉 비선형 해석을 수행하였다. 해석 모델은 Fig. 5와 같이 완전한 형태의 중앙부 링크와 함께 양 쪽에 접촉하는 링크의 반절만을 모델링하여 해석에 고려하였다. 해석 모델은 8절점 솔리드 요소(C3D8I of ABAQUS Standard)를 사용하였고 왼쪽 링크 단면은 고정단 조건, 오른쪽 링크 단면은 하중재하 단면으로 고려하였다. 하중 및 강제 회전변위 재하에 있어서는 Fig. 5(a) 표기된 기준점(좌표축 표기)에 재하하였는데, 이를 위해 오른쪽 링크의 단면은 기준점에 대해 구속 조건(coupled constraint condition in ABAQUS)을 주었다. 링크 간 접촉조건(contact condition)에 대해서는 면접촉 조건을 부여하여 증분-반복해석 단계마다 변화하는 체인 링크 간 접촉면 변화를 반영하였고, 이를 위해 접촉면의 법선 및 접선방향 마찰특성을 모두 부여하였다. 법선방향의 경우 “Hard contact”를 적용하고 접촉 이후 절점 간 분

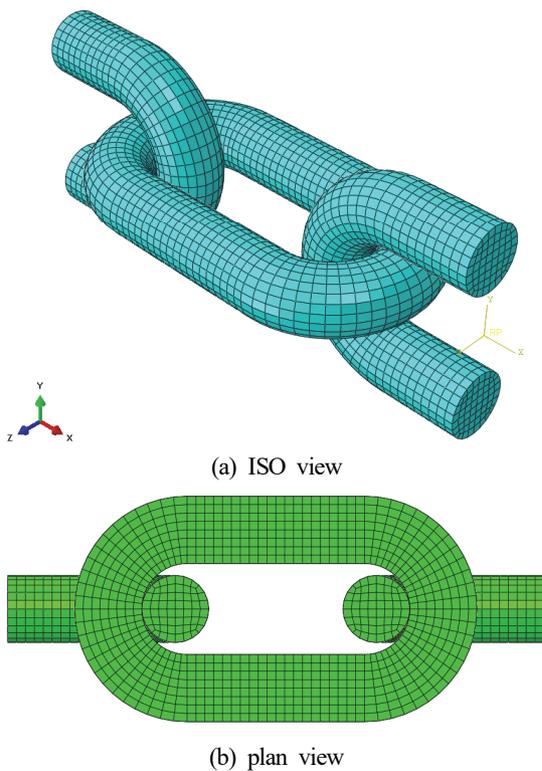


Fig. 5. Finite element model

리특성을 허용하였다. 또한 접선방향의 경우 “Penalty” 마찰 옵션을 특정 마찰계수와 함께 적용하여 접촉면에 수직력이 작용할 때 접촉면에서 마찰력이 작용하도록 하였다.

본 해석 연구에서 고려한 체인 링크는 직경 $d = 147.0mm$ 를 갖는 studless 체인 링크이고 기하형상은 Fig. 6과 같은 치수를 따라 모델링하였다^[3].

재료 모델로는 체인 링크의 비탄성 해석에 일반적으로 적용하는 Ramberg-Osgood 재료모델(식 (3))을 적용하였다.

$$\epsilon_{nom} = \frac{\sigma_{nom}}{E} + \alpha \frac{\sigma_0}{E} \left(\frac{\sigma_{nom}}{\sigma_0} \right)^n \quad (3)$$

여기서,

σ_{nom} = nominal stress, ϵ_{nom} = nominal strain

σ_0 = yield strength, E = Young's modulus

α = yield offset, n = hardening exponent^[14]

본 연구에서는 R3S 재질의 체인 링크를 가정하였고 이에 대한 재료 물성은 Table 1과 같다. 본 재료의 응력-변형률 관계를 Ramberg-Osgood 재료모델을 통해 정의하기 위한

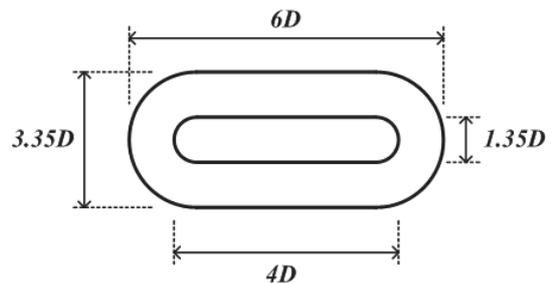


Fig. 6. Standard dimension of the offshore mooring chain links

Table 1. Material properties

Particular	Unit	Value
Yield strength, σ_0	MPa	490
Ultimate tensile strength, UTS	MPa	770
Ultimate tensile strain, US	%	15
Young's modulus, E	MPa	2.09E5
Poisson ratio, ν	-	0.3
Minimum breaking load, MBL	kN	17,347
Proof load	kN	12,143
Hardening exponent, n		9.498
Yield offset, α		0.002

상수 n (hardening exponent)과 α (yield offset) 역시 Table 1에 표기되었다. Fig. 7은 본 해석연구에서 고려한 R3S의 응력-변형률관계를 나타낸다.

체인 계류선은 실제 설치 전에 최소파단하중의 70%에 해당하는 축력을 재하하는 시험을 통해 반드시 검사한다. 본 해석 연구에서는 실제 상황을 고려하여 Table 1에 나타난 시험하중의 재하-해제 과정을 해석하여 이 때 발생하는 국부 소성 변형이 면내/면외 휨거동에 미치는 영향을 고려하였다. Table 1의 체인 링크의 최소 파단 하중 및 시험하중은 식 (4)를 통해 계산하였다^[3].

$$MBL = 0.0249d^2 \times (44 - 0.08d) \quad (kN) \quad (4)$$

where d =outer diameter of the chain link(mm)

체인 링크의 검사과정을 포함한 해석 단계는 Fig. 8과 같다. 먼저 시험 하중을 재하하고 이후 하중을 제거하여 체인 링크의 시험 후 발생하는 소성변형을 고려하였다. 이후 체인 링크에 장력을 도입하였는데, 이 연구에서는 계류선이 2,200kN~3,400kN의 장력을 받는다고 가정하여 총 7가지의 장력을

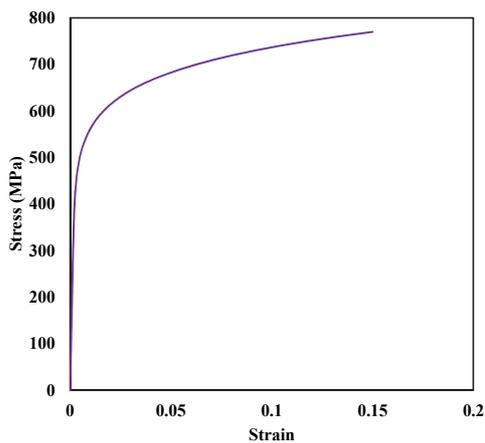


Fig. 7. Applied stress-strain curve for R3S chain links

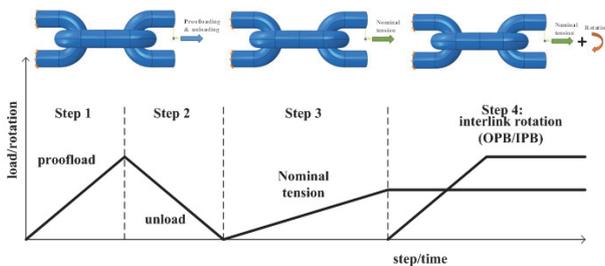
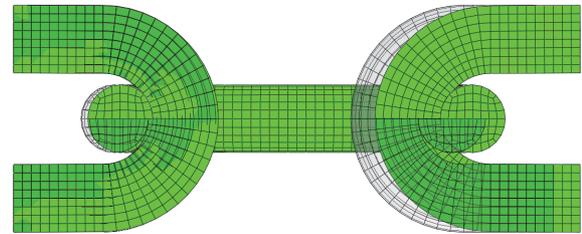
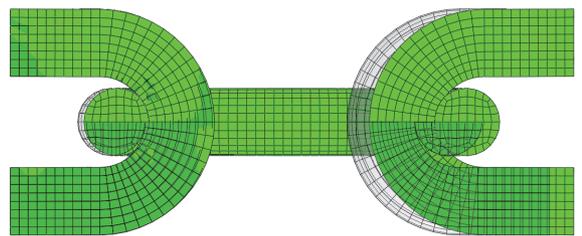


Fig. 8. Loading sequence

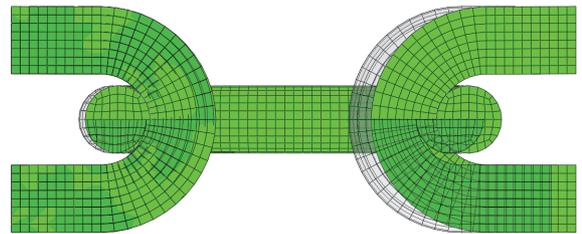
재하 하였다. 실제 부유식 구조물이 환경 하중에 의해 지속적으로 운동하면 이 부유체를 지지하는 계류선의 장력 역시 그에 따라 변화한다. 체인 링크에 작용하는 장력이 변화하면



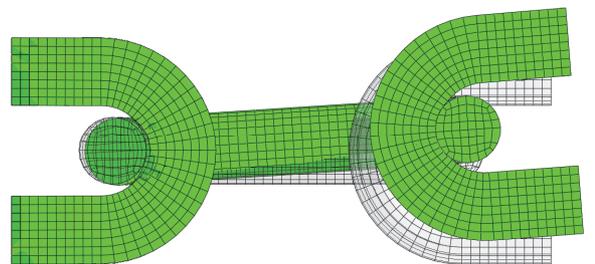
(a) proofloading



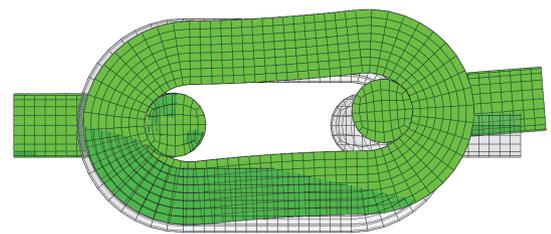
(b) unloading



(c) nominal tension



(d) OPB rotation



(e) IPB rotation

Fig. 9. Deformation shape of the chain links (solid: deformed shape, wire: initial shape)

링크 간 마찰면에 도입되는 마찰력 및 휨강성이 변화하는데, 본 연구에서는 장력의 크기에 따른 마찰면에서의 휨강성 및 휨모멘트 그리고 최대 주응력을 분석하고자 위와 같이 도입되는 장력의 범위를 가정하였다.

유한요소해석 상에서 시험 하중 및 장력 등 축력과 면내 및 면외방향 휨변형은 모두 오른쪽 체인의 단부와 연계된 기준점 (coupled constraint reference point)에 재하하였다. 본 연구의 핵심이 되는 체인 링크 마찰면에서의 사잇각 α 발생 시 도입되는 휨모멘트 M_{int} 는 step 4에서 이 기준점에 회전각 θ 를 강제 변위로 부여한 해석을 수행하여 이 기준점에서 반력으로 발생하는 M_{ref} 를 얻고, step 3에서 재하한 장력 T 와 θ 그리고 M_{ref} 를 식 (1) 또는 (2)에 대입하여 마찰면에서 발생하는 휨모멘트 M_{int} 를 구할 수 있다. 물론, 이때 체인 링크 간의 사잇각 α 는 해석 후 변위를 이용하여 바로 얻을 수 있다.

본 연구에서는 접촉하는 계류 체인에서의 휨거동에 영향을 미치는 인자로 마찰면의 마찰계수 역시 고려한다. 이를 위해 0.3, 0.5, 0.7의 정지마찰계수를 고려하였다.

Fig. 9는 Fig. 8의 단계해석을 거치며 도출되는 체인 모델의 변형형상을 나타낸다. Fig. 9(a)와 (b)는 계류 체인의 시험단계 시 각각 시험하중의 재하 및 완전해제 후의 변형 형상을 나타내고 (c)는 장력 재하 후 형상 그리고 (d), (e)는 면외 및 면내 방향의 강제 회전에 의한 변형 형상을 나타낸다. 특히 Fig. 9(d), (e)의 경우, Fig. 8에 나타난 바와 같이 전 단계에서 재하한 장력을 유지하며 기준점에 강제 회전변형을 주어 얻어진 체인 링크 모델의 변형 형상으로, 이때 왼쪽 및 중앙부 체인 링크 접촉면에서 발생하는 사잇각 및 휨모멘트는 전술한 바와 같이 식 (1)과 (2)를 통해 구할 수 있다.

3.2 시험하중재하-제거 (Proofloading-unloading) 후 링크 소성 변형 및 잔류응력 분석

Fig. 10은 시험하중재하-제거 해석 시 하중 재하점(reference point)에서의 하중-변위곡선을 나타낸다. 하중 재하 전 서로 선 접촉 상태에 있던 링크들은 하중이 증가하면서 면 접촉으로 바뀌고 마찰면에서 극심한 응력 집중이 발생하며 소성 영역이 지속적으로 증가한다. 이에 따라 하중 재하 구간에서는 극심한 비선형 반응이 나타난다. 이에 반해 하중 제거 구간에서는 선형 반응이 확인된다. 하중의 제거 이후 각 링크에 발생한 소성 변형에 의해 링크 전체 구간에서는 초기 길이 대비 53.22mm의 소성 변형이 생성된다. Fig. 11은 시험하중 제거 이후 링크의 변형 형상을 나타낸다. 소성변형은

주로 중앙 링크의 수평 구간에서 휨변형, 각 링크의 접촉면에서의 지압에 의한 압축변형 및 중앙 링크 곡면의 중앙부 (crown)의 인장변형 등으로 나타난다.

Fig. 12는 시험하중 재하-제거 이후 중앙 링크 좌측부의 변형형상(scale factor: 2.0)을 소성 변형율과 함께 나타낸다. 이 그림처럼 시험하중의 제거 이후에 극심한 소성 변형

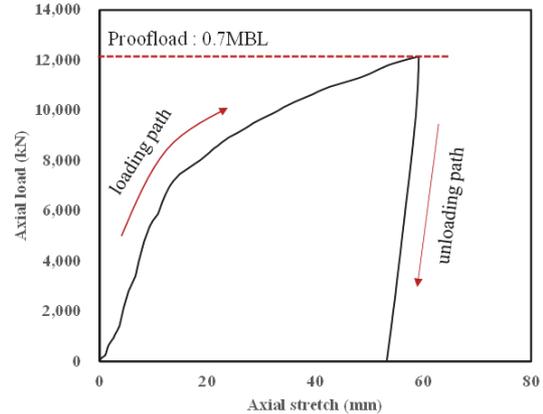


Fig. 10. Load-displacement curve of proofloading-unloading test (axial plastic deformation after unloading = 53.22mm)

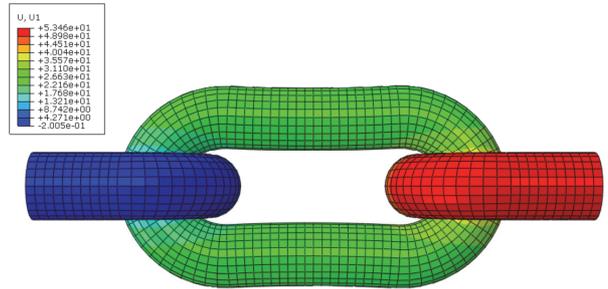


Fig. 11. Deformation after proofloading-unloading test

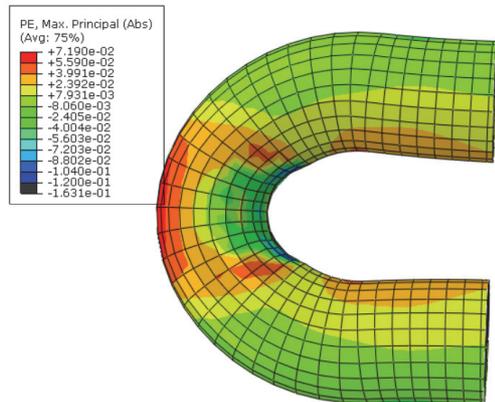


Fig. 12. Plastic strain of left side of the center chain link - Max: 0.070 (tensile), Min: -0.120 (compressive)

이 일부 구간에 나타나는데, 특히 좌측 링크와 접촉하는 면에서 지압에 의한 압축 소성 변형이 크게 나타나고, 곡면의 중앙부(crown)에는 인장 소성 변형이 두드러진다. 이 국부 소성변형은 접촉하는 링크 간의 락킹효과(locking effect)

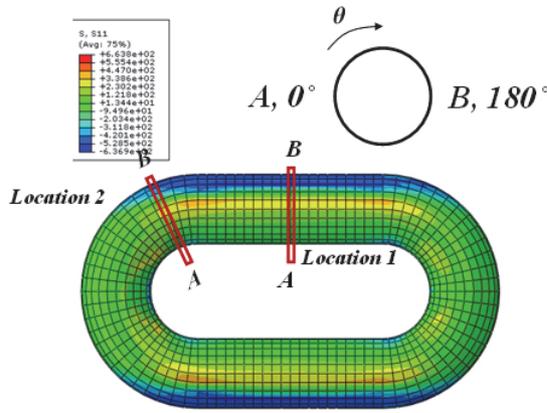
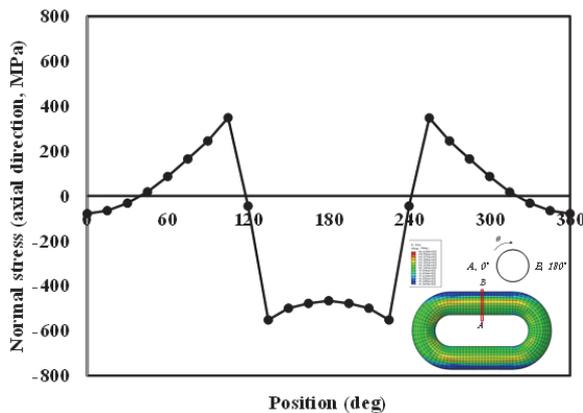
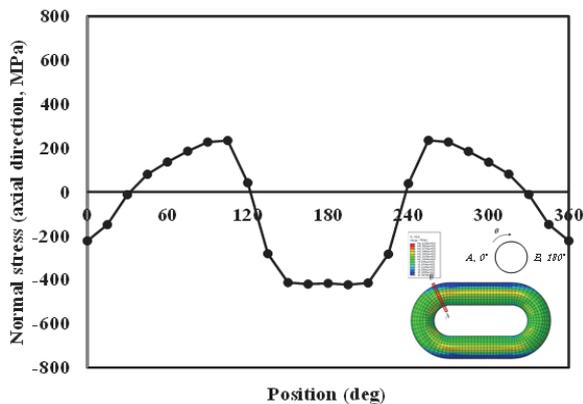


Fig. 13. Location for checking the residual stress after proofloading-unloading analysis



(a) center section



(b) corner section

Fig. 14. Distribution of the residual stress at the specific surfaces after proofloading-unloading analysis

를 유발하여 결과적으로 체인 링크에 인장력이 작용할 때 접촉면 마찰에 의한 휨강성을 더욱 크게 도입시키는 주요인이 된다. 시험하중 테스트에 의한 접촉면 소성변형이 OPB/IPB 거동에 미치는 영향은 다음 절에서 정량적으로 비교 분석한다.

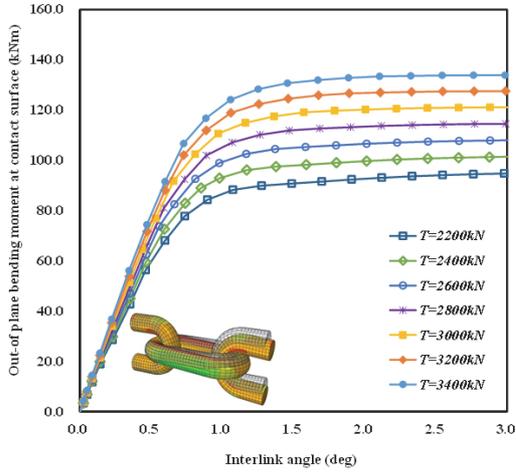
시험하중재하-해체 해석 후 중앙부 체인 링크의 잔류응력에 대해 Fig. 13에 표기한 위치(링크 중앙부 및 곡률부)에서 표면에 작용하는 수직응력의 분포를 Fig. 14에 표기하였다. 검토 결과, 중앙부 표면에서는 348.2MPa(항복응력 대비 71%), -551.57MPa(112.6%)의 인장 및 압축 응력이 발생하였고, 곡률부의 경우 234.82MPa(47.9%), -422.26MPa(86.2%)의 응력이 각각 발생하였는데, 이것은 현행 시험조건에 대해서 상당한 수준의 응력이 잔류응력으로 잔존함을 알 수 있다. 이는 결과적으로 체인 링크의 최대 응력을 증가시키는 요인으로 작용할 뿐만 아니라 피로 수명의 측면에서도 평균 응력의 증가를 초래하여 결과적으로 피로 수명 측면에서도 부담을 주게 된다. 이렇듯 파단 하중의 70% 수준까지 직접 재하하는 현행 체인 시험방법은 개선이 필요하다고 판단된다.

3.3 도입되는 면내/면외 휨강성 특성 및 장력의 크기 효과 분석

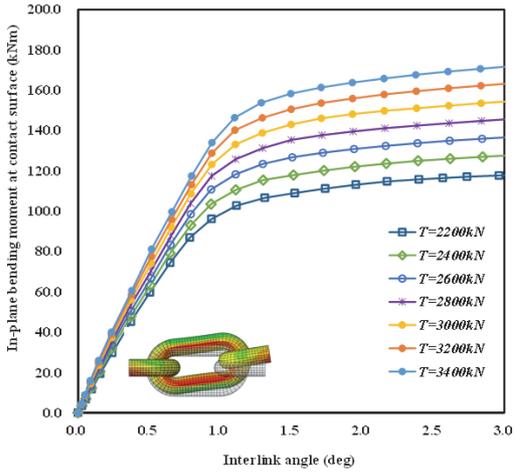
Fig. 15는 계류 체인에 작용하는 인장력에 따른 링크 사잇각 - 휨모멘트($\alpha_{IPB} - M_{int_IPB}$, $\alpha_{OPB} - M_{int_OPB}$) 관계를 하중-변위곡선의 형태로 나타낸다. 작용하는 인장력이 클수록 동일 사잇각에 대한 작용하는 휨모멘트가 크게 나타남을 명확히 보여주는데, 이는 근본적으로 축력이 증가할수록 마찰면에 작용하는 마찰력이 커지고 이에 따라 도입되는 휨강성 역시 커짐에 따른 것이다.

Fig. 16은 각 거동에 대해 도입되는 휨강성(단위: kNm/deg)을 링크에 작용하는 인장력에 대해 표현하는데, 작용하는 인장력이 증가할수록 링크 마찰면에 도입되는 휨강성이 증가하는 것을 확인할 수 있다.

면내/면외 방향의 휨강성을 직접 비교하면 일반적으로 면내 휨강성이 동일 조건에 대해 면외 휨강성보다 크게 나타난다. 이는 각 휨강성에 대해 마찰에 대한 휨강성 뿐만 아니라 링크 자체의 휨강성 역시 기여함에 따른 것으로, 링크의 구조 특성 상 면내 방향 휨강성이 면외 방향 휨강성보다 크므로 결과적으로 사잇각-휨모멘트 관계에서의 휨강성은 면내 방향 휨강성이 더 크게 나타난다. 그러나 실제 동일 사잇각 발생 시 체인 링크에 발생하는 최대 응력의 측면에서는 면외 방향에 대한 체인 링크 자체 휨강성이 작기 때문에 면외 방향



(a) OPB



(b) IPB

Fig. 15. $\alpha - M_{int}$ curves for interlink OPB/IPB behavior (friction coefficient=0.7)

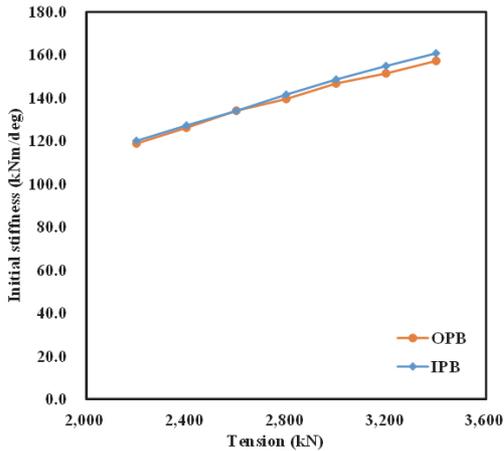
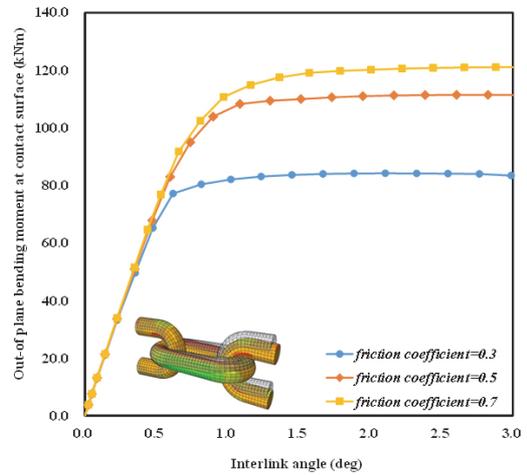


Fig. 16. Induced bending stiffness at the contact surface (friction coefficient=0.7)

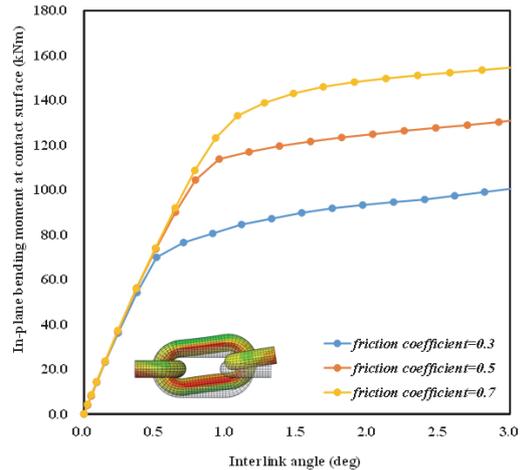
거동 시 더 크게 발생한다. 이는 후속절의 응력 평가 부분에서 잘 나타난다.

3.4 체인링크 간 면내/면외 휨거동에 대한 마찰면 마찰계수의 효과 분석

Fig. 17은 마찰면에서의 마찰계수가 면내 및 면외방향 휨 거동에 미치는 영향을 나타낸다. 먼저, 변형이 작은 구간, 즉 변형이 진전되는 초기에서 하중-변위곡선 상의 기울기 차이는 마찰계수에 큰 영향을 받지 않는 것으로 나타난다. 즉, 인장력이 도입되어 링크 간 락킹 상태에서는 마찰면의 특성은 전체 거동에 대해 큰 영향을 미치지 않는다. 또한 미끄러짐이 발생하는 시점 이후의 하중-변위곡선의 기울기는 마찰계수에 대해 큰 영향을 받지 않는 것을 이 그림을 통해 알 수 있



(a) OPB



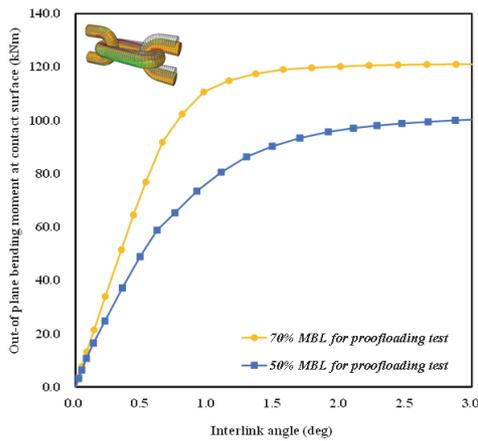
(b) IPB

Fig. 17. Effect of friction coefficient of the contact surface (applied tensile force: 3,000kN)

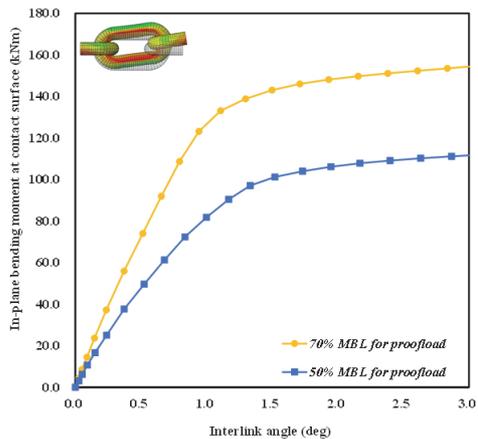
다. 다만, 마찰계수에 따라 미끄럼 (slip)의 발생 시점에 차이가 나타남에 따라 마찰면에서의 마찰계수가 클수록 링크 간 상대회전운동의 시점이 늦춰져서 결과적으로 동일한 사잇각 발생 시 링크에 도입되는 휨모멘트가 크게 나타남을 알 수 있다.

3.5 체인링크 간 면내/면외 휨거동에 대한 체인링크 시험 과정의 영향

Fig. 18은 체인의 시험과정이 체인 링크의 면내 및 면외방향 휨거동에 미치는 영향을 나타낸다. 이 그래프에 잘 나타난 대로 시험 시 고려하는 시험하중 크기에 따라 체인링크 휨 거동이 명확히 달라지는데, 더 큰 시험하중을 겪은 체인 링크가 상대적으로 큰 초기 휨강성을 갖고, 이에 따라 동일 사잇각 발생 시 더 큰 휨모멘트를 받는다. 이는 앞서 검토한대로 시험단계 후 링크 접촉면에 소성변형이 발생하고 이것이



(a) OPB



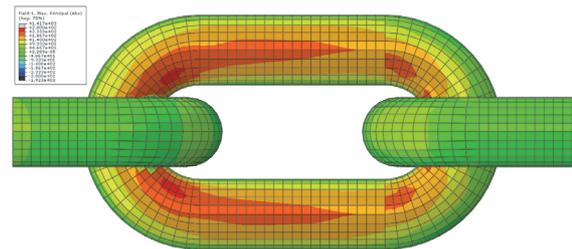
(b) IPB

Fig. 18. Effect of the proofloading-unloading test (applied tensile force = 3,000kN, friction coefficient = 0.7)

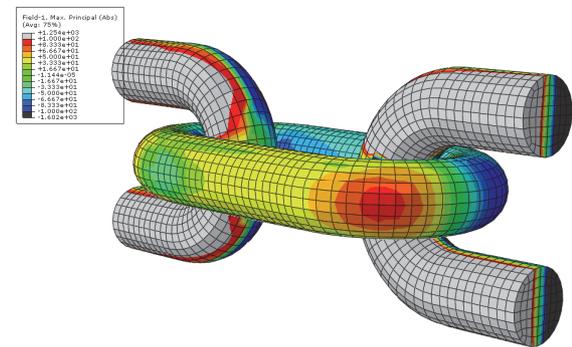
체인 링크 간의 락킹을 더욱 공고히 함에 따른 것으로, 본 해석결과는 시험단계에서 발생하는 소성변형이 체인 링크접촉면에 도입되는 휨강성에 직접적인 영향을 미치는 것을 증명한다. 부유식 구조물의 지속적인 회전 운동에 따른 계류 체인 링크의 회전 운동이 발생할 때 과도한 휨강성은 결과적으로 부가적인 휨응력을 유발하여 체인 링크의 피로 수명에 큰 부담을 야기하므로 현행 체인 링크의 시험방법에 대한 개선이 필요하다는 것이 이 해석 결과에서도 드러난다.

4. 체인 링크의 면내/면외 휨거동에 따른 발생 응력 검토

Fig. 19(a)와 (b)는 체인 링크의 면 외 및 면 내 방향 사잇각 발생 시 체인 링크에 발생하는 최대 주응력의 분포를 나타내고 응력 검토 결과를 토대로 Fig. 20과 같이 각 거동 시 최대 주응력 발생 위치를 도출하였다. 사실 최대 응력은 링크 간 직접 접촉 구간에서 최대 응력이 발생하나, 이는 근본적으로 지압에 의한 압축응력 성분이고 이는 피로 거동에 있어서 크게 영향을 미치는 성분은 아니므로 본 연구에서는 이 구간을 제외하고 최대 주응력이 발생하는 위치를 도출하였다.



(a) OPB



(b) IPB

Fig. 19. Maximum principal stress distribution due to OPB/IPB behavior (applied tensile force: 3,000kN, friction coefficient: 0.7)

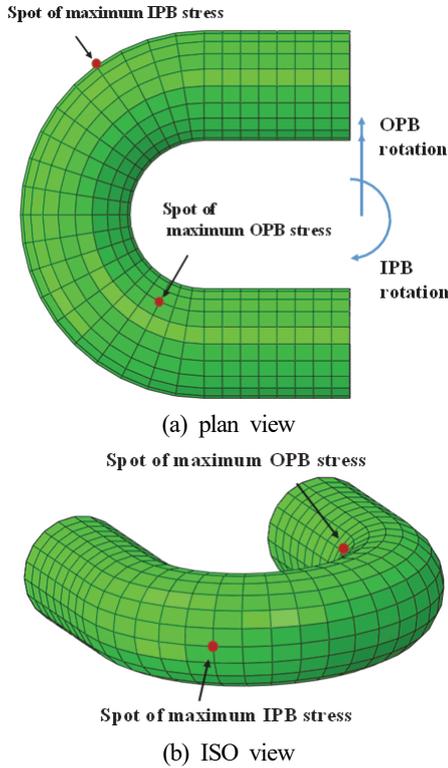
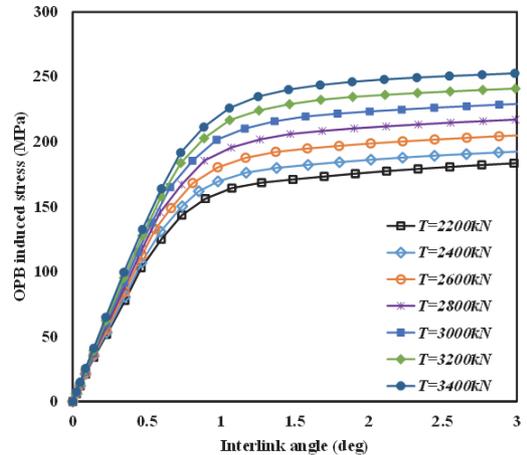


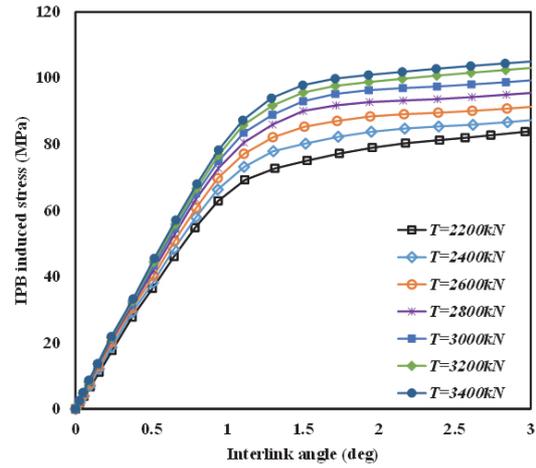
Fig. 20. Hot-spot for OPB-IPB induced stresses

특히 Fig. 20의 면외방향 휨거동에 의한 응력이 최대인 위치는 Jean *et al.* (2005)에서 언급된 Girassol buoy의 계류 체인 피로파괴 위치와 매우 유사한 것으로 나타났다.

Fig. 21은 Fig. 20에 표기된 각 거동에 대한 최대 응력 발생 위치에서의 사잇각 증가에 따른 면내/면외방향 휨거동 시 발생응력(최대 주응력)을 표현한다. 전반적으로 Fig. 15의 하중-변위곡선과 유사한 형태로 나타남을 알 수 있고, 체인 링크에 작용하는 인장력이 클수록 동일 사잇각에 대한 발생 응력 역시 증가함을 알 수 있다. 앞선 휨강성 및 휨모멘트 비교에 있어서는 면내 방향의 휨거동 시 더 크게 나타났으나, 응력은 체인 링크 자체의 휨강성의 차이로 인해 오히려 면외 방향 거동에 대한 응력이 면내 방향 거동에 대해 두 배 이상의 수준으로 나타남을 알 수 있다. 또한 Fig. 19의 면외방향 휨응력에 대한 위험 위치는 인장력에 대한 응력집중 위치와 상당히 근접하다. 따라서 지속적인 부유식 플랫폼의 운동에 대해 계류 체인의 장력 및 상대회전각이 변화하는데, 이에 대한 변동 응력에 대한 피로 손상은 면외방향 휨거동에 대한 최대 응력 발생 구역에서 누적된다. 부유식 구조물은 환경하중에 의해 지속적으로 운동하므로 계류 체인의 설계에 있어서 인장력에 의한 축응력의 변동성분 뿐만 아니라 면내 및 면



(a) OPB



(b) IPB

Fig. 21. α -OPB/IPB induced stress curves at the hop spots (friction coefficient=0.7)

외방향 휨거동에 의한 응력의 변동성까지 고려하여 피로 수명 분석이 반드시 필요하다.

이처럼 시험 하중의 재하 및 제거를 통한 검사과정을 거친 계류 체인이 일정 수준 이상의 장력을 받고 있을 때는 링크 간 접촉면에서는 면내 및 면외방향 휨강성이 도입되고, 이 접촉면에서 사잇각이 발생할 때 링크에는 회전방향에 대한 휨모멘트가 발생하여 이에 대한 응력 역시 발생한다. 이와 같은 상세 해석을 통해 계류 체인의 면내 및 면외방향 휨거동에 대한 휨강성 및 휨응력 크기 및 최대 휨응력 발생 위치를 파악할 수 있고, 이에 더하여 계류 체인에 작용하는 장력 T 와 사잇각 α 를 변수로 하는 면내/면외 휨응력식을 회귀분석을 통해 도출할 수 있다. 즉, 본 해석기법은 결과적으로 계류 체인의 휨거동을 고려한 피로손상도 평가에 있어서 동적 면내 및 면외방향 휨거동에 의해 유발되는 응력 평가에 활용될

1. 체인 링크의 상세 FE 해석
(Detail FE analysis for chain links)

- 체인 링크 접촉면에서 면내 및 면외 모멘트-사잇각 관계를 도출하여 특정 장력이 작용할 때 도입되는 휨강성 산정 -> 전체계 모델에서 체인 링크 절점의 휨강성으로 고려
- 면내 및 면외방향 휨거동 시 체인 링크에 발생하는 최대 응력 및 발생 위치 평가
- 회귀분석을 통해 장력-사잇각을 변수로 한 면내/면외 휨거동 시 유발되는 응력식을 도출 -> 전체계 해석 후 얻는 시간이력장력 및 사잇각을 대입하여 휨에 의한 시간이력응력을 추정

2. 부유식 플랫폼-계류선-라이저 전체계 동적 해석
(hull-mooring-riser coupled global dynamic analysis)

- 특정 환경 하중에 대한 계류선의 장력 및 체인 링크 사잇각 계산 (시간이력)
- 계류 체인 영역에서 체인 링크 절점에서의 휨강성은 상세 FE를 통해 사전에 도출된 휨강성으로 고려

3. Hot-spot에서의 계류 체인에서 발생하는 시간이력응력 평가

- 전체계해석을 통해 얻은 축력과 링크 간 사잇각을 이용하여 축력에 의한 응력과 휨거동에 의한 응력을 계산한 후 중첩하여 시간이력응력을 평가

4. 특정 환경 하중에 대한 계류 체인 Hot-spot에서의 피로손상도 평가

- 계류 체인에서 발생한 시간이력응력에 대해 Rainflow 집계법 및 S-N 곡선, Miner 룰을 적용하여 특정 환경 하중에 대한 피로 손상도를 평가

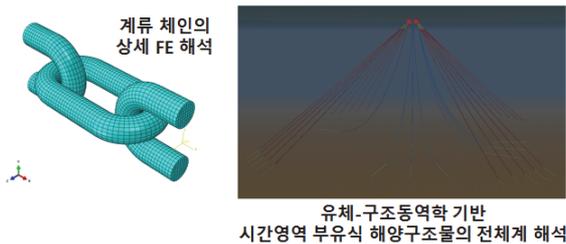


Fig. 22. Procedure of fatigue damage estimation for mooring chain links considering in-plane and out-of plane bending

수 있다. 본 해석기법을 포함한 계류 체인의 피로손상도 평가의 절차는 Fig. 22와 같다.

5. 결론

본 연구에서는 비선형 유한요소해석을 통해 강한 인장력을 받을 때 접촉하고 있는 계류 체인 링크 간의 휨거동에 대해 연구하였다. 본 해석을 통해 링크 간 사잇각이 발생할 때 링크 접촉면에 도입되는 면내 및 면외방향 휨강성과 휨모멘트 그리고 이에 따라 유발되는 체인 링크에서의 응력을 분석하였고, 체인 링크에 작용하는 인장력, 마찰면 마찰계수 그리고 체인 링크의 시험과정 효과 등을 분석하였다.

본 해석기법을 이용하면 접촉하는 체인 링크에 도입되는 휨강성 및 응력을 직접적으로 도출할 수 있다. 이 해석기법

을 통해 체인 링크의 직경 및 형상(stud/studless) 그리고 재질(steel grade)가 면내 및 면외 휨거동에 미치는 영향 분석 연구가 추가적으로 수행 가능할 것으로 판단된다.

또한, 해석 결과의 회귀분석을 통해 사잇각과 인장력을 변수로 갖는 체인 링크의 면내/면외방향 휨강성과 응력 집중계수 그리고 응력 추정식을 도출할 수 있다. 휨강성 수식은 부유식 구조물-계류선 및 라이저의 전체계 해석 시 계류 체인 간의 회전강성모델에 바로 적용하면 Bureau Veritas(2014)^[8]에서 권장하는 면내 및 면외방향 휨 특성을 고려한 계류선의 유체-구조해석에 직접 적용이 가능하다. 또한 응력 추정식은 전체계 해석에서 도출되는 시간이력 인장력 및 링크 간 사잇각 결과를 입력 값으로 하여 링크의 hot-spot에서의 피로수명 분석을 위한 시간이력응력 추정에 바로 적용이 가능할 것으로 판단된다.

감사의 글

본 연구는 국토교통과학기술진흥원에서 지원하는 국토교통기술촉진사업을 통하여 수행된 연구임(16CTAP-C114946-01).

참고문헌(References)

- [1] American Petroleum Institute (2005) *Design and Analysis of Station Keeping Systems for Floating Structures* (API RP 2SK), USA.
- [2] Det Norske Veritas (2010) *Position Mooring* (DNV-OS-E301), Norway.
- [3] Det Norske Veritas (2008) *Offshore Mooring Chain* (DNV-OS-E302), Norway.
- [4] American Bureau of Shipping (2009) *Guide for Certification of Offshore Mooring Chain*, ABS, USA.
- [5] Bureau Veritas (2012) *Classification of Mooring Systems for Permanent Offshore Units* (Rule Note NR 493), Bureau Veritas, France.
- [6] Jean, P., Goessens, K., and L'Hostis, D. (2005) Failure of Chains by Bending on Deepwater Mooring Systems, *Proceedings of 2005 Offshore Technology Conference, OTC*, pp.565-576.
- [7] Cerkovnik, M., Chang, S., and Griffin, C. (2012) Fatigue Analysis of Tether Chain in Hybrid Risers, *Proceedings of ASME 2012 31st International Conference on Ocean,*

- Offshore and Arctic Engineering*, American Society of Mechanical Engineers, Brazil, pp.799-807.
- [8] Bureau Veritas (2014) *Fatigue of Top Chain of Mooring Lines Due to In-Plane and Out-of-Plane Bendings* (Guidance Note NI 604), Bureau Veritas, France.
- [9] Bastid, P., and Smith, S.D. (2013) Numerical Analysis of Contact Stresses Between Mooring Chain Links and Potential Consequences for Fatigue Damage, *Proceedings of ASME 2013 32nd International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering*, American Society of Mechanical Engineers, France, OMAE2013-11360.
- [10] Pacheco, P.M.C.L., Kenedi, P.P., and Jorge, J.C.F. (2002) Elastoplastic Analysis of the Residual Stress in Chain Links, *Proceedings of ASME 2002 21st International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, American Society of Mechanical Engineers, Norway, pp. 39-46.
- [11] Pacheco, P.M.C.L., Kenedi, P.P., Jorge, J.C.F., and de Paiva, A.M.C. (2003) Analysis of the Influence of Mechanical Properties on the Residual Stress in Offshore Chain Links Using the Finite Element Method, *Proceedings of ASME 2003 22nd International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, American Society of Mechanical Engineers, Mexico, pp.131-140.
- [12] Pacheco, P.M.C.L., Kenedi, P.P., Jorge, J.C.F., dos Santos, H.G., Savi, M.A., and de Paiva, A.M.C. (2003) Modeling Residual Stresses in Offshore Chain Links Using Finite Element Method, *Proceedings of 17th International Congress of Mechanical Engineering*, Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering, Brazil, COBEM 2003-0320.
- [13] 임유창, 김경수, 정준모, 강찬희(2010) 부유식 해양플랜트 계류 체인의 면외굽힘 거동에 대한 연구, 대한조선학회논문집, 대한조선학회, 제47권, 제4호, pp.580-588.
Lim, Y.-C., Kim, K.-S., Choung, J.-M., and Kang, C.-H. (2010) A Study on Out-of-Plane Bending Mechanism of Mooring Chains for Floating Offshore Plants, *Journal of the Society of Naval Architects of Korea*, SNAK, Vol.47, No.4, pp.580-588 (in Korean).
- [14] 신태송(2006) STS 304 스테인리스강의 응력도-변형도 곡선에 관한 제안, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제18권, 제2호, pp.271-278.
Shin, T.S. (2006) A Proposal on the Stress-Strain Curve of Stainless Steel STS 304, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.18, No.2, pp.271-278 (in Korean).

요 약 : 본 연구는 부유식 구조물의 위치 제어를 위한 계류 체인 링크의 휨 거동에 대해 다룬다. 일반적으로 체인 구조는 링크 간 연결조건에 따라 축력만 전달하는 구조체로 인식되었다. 그러나 체인에 강한 인장력이 작용할 때, 접촉하는 두 링크 간의 마찰력에 의해 휨 강성이 도입되게 된다. 특히, 부유식 플랫폼의 계류선은 강한 인장력이 유지되는데, 물리적으로는 긴장 상태에 있는 체인 링크 간 접촉면에 마찰특성에 의해 휨 강성이 도입되면 환경하중을 받는 플랫폼에 회전 운동이 발생할 때, 계류선에도 회전 변위를 일으키고 이는 결과적으로 설계시 고려하지 못한 휨모멘트 및 휨응력이 체인에 작용하게 된다. 실제 2005년 Girrasol Buoy 플랫폼의 해상 설치 후 5개월 만에 파손된 계류 체인의 사고 조사 시 주요 원인으로 이러한 휨 거동에 의한 부가 피로손상 누적이 지적되었다. 본 연구에서는 비선형 유한요소해석을 통해 긴장상태에 있는 체인에 도입되는 휨 강성 및 휨 응력의 특성에 대해 분석한다.

핵심용어 : 계류 체인, 마찰, 응력집중, 비선형해석, 피로
