

면내외 굽힘 효과를 고려한 최대 주응력 기반 계류 체인 피로 평가 기법 개발

정준모[†] · 한승오
인하대학교 조선해양공학과

A Novel Procedure for Mooring Chain Fatigue Prediction based on Maximum Principal Stress Considering Out-of-Plane and In-Plane Bending Effects

Joonmo Choung[†] · SeungOh Han
Department of naval architecture and ocean engineering, Inha University

As OPB and IPB moment-induced fatigue damage on mooring chain links were reported for a offloading buoy, verification of OPB and IPB fatigue has been a key engineering item in offshore structure mooring design. Mathematical and physical features of the conventional approach which was mainly explained in BV guideline are reviewed and disadvantages of the conventional approach are addressed in terms of stress proportionality and nonlinearity of OPB and IPB moments. In order to eradicate these disadvantages, a novel approach is newly proposed which is able to dispel apprehension on stress proportionality and is not dependent of nonlinearities of OPB and IPB moments. Significant differences between two approaches are suggested by comparing relations of OPB moment versus OPB interlink angle and IPB moment versus IPB interlink angle. For periodic OPB tension angle processes having three different OPB angle ranges with a simple irregular tension process, fatigue damage calculation reveals that OPB moment-induced fatigue damage has dominant portion to total fatigue damage. Comparative studies between two approaches also show that the conventional approach based on BV guideline predicts fatigue damage far conservatively since it assume unrealistic high stress concentration factor for tension load. Meanwhile IPB moment-induced fatigue damage is negligible compared to tension-induced fatigue damage.

Keywords : OPB(면외 굽힘), IPB(면내 굽힘), Interlink angle(링크각), Tension angle(인장각), Stress proportionality(응력 비례성), Maximum principal stress(최대 주응력), Hotspot total stress(국부 합응력), Stress concentration factor(응력 집중 계수)

1. 서론

부유식 해양 구조물의 경우 환경 하중에 대하여 위치를 유지하기 위한 계류 시스템이 요구된다. 석유 자원 해양 구조물의 경우 20년 설계 수명에 피로 안전 계수를 최대 10.0까지 고려하여 200년 피로 수명 동안 피로 파손으로부터 안전해야 하며, 부유식 해상 풍력 발전기와 같은 전기 생산 구조물의 경우 이보다 작은 안전 계수를 고려한다.

부유식 해양 구조물의 계류 방식은 현수선 방식(catenary type)과 인장각식(taut type)으로 분류할 수 있으며, 전자와 후자는 각각 부유식 구조물의 운동 고유 진동수를 저주파수와 고주파수로 이동시켜 파랑 하중에 의한 공진을 회피한다.

현수선 방식의 계류선 재료로는 통상 주강재 링크로 구성된 체인과 강철 와이어(steel wire)가 많이 적용된다. 수심이 수백 미터를 초과하는 대수심에는 체인과 와이어를 복합하여 계류선의 과도한 중량 증가를 방지하기도 하지만, 수심 100미터 이내의 수심에는 체인을 단독으로 사용하여 계류 복원력을 유발시킨다.

현수선 계류 체인을 구성하는 링크에 누적되는 피로는 계류선 인장력이 유발하는 것으로 알려져 왔다. 그러나 서아프리카에 설치된 원유 하역 부유 구조물(offloading buoy)이 운용 시작 8개월 만에 계류선에 피로 파손이 발생하였다. 이에 대한 다양한 원인 분석이 수행된바 있으며, 결론적으로 인장력으로 인한 링크의 피로 파손이 아닌, 링크 간 미찰과 구속으로 인한 링크의 면외 굽힘(OPB, out-of-plane bending)이 링크에 과도한 응력을 유발시킨것으로 알려졌다(Jean et al., 2005). Melis et al.(2005)는

OPB 실험을 통해 다양한 공칭 지름 및 체인 등급에 대하여 링크 각(interlink angle)에 따른 OPB 응력을 측정하고, OPB 링크각과 OPB 모멘트간의 관계를 제시하였다. Jean and Vargas(2005)는 OPB 모멘트로 인한 피로 손상을 예측하기 위한 수치 해석 기법을 제시하고, Melis et al.(2005)에 의한 실험 결과와 비교 연구를 수행하였다. Rampi and Vargas(2006)는 실험을 통해 페어리드(fairlead)의 형상에 따른 OPB 링크각과 OPB 응력을 비교하는 연구를 수행한 바 있다. Lim et al.(2010)은 마찰 계수, 검사 하중, 공칭 인장력, 체인 지름, 체인 등급 및 체인 종류의 변화가 OPB 모멘트에 미치는 영향을 평가하였다. 최근 발간된 BV 가이드라인(BV, 2014)는 원유 하역 부유 구조물 사고 이후 발간된 연구 내용을 토대로 OPB 모멘트와 OPB 링크각을 추정하는 경험식과 피로 예측 부위의 응력 집중 계수(SCF, stress concentration factor)를 제시하고 있다. 또한 BV 가이드라인은 IPB(in-plane bending) 모멘트와 IPB 링크각을 추정하는 경험식도 동시에 제공한다.

본 연구 논문은 유일하게 OPB/IPB 피로 해석 방법론을 제시하고 있는 BV 가이드라인의 이론적 및 실용적 장단점을 검토하고자 한다. 이를 보완하기 위한 새로운 방법론에 대한 소개를 하고자 한다. 간단한 인장력 이력 및 OPB/IPB 이력을 가정하여 새로운 방법론이 기존 방법론 대비하여 누적 피로도 관점에서 차이점을 보이는지 제시하고자 한다.

2. 기존 방법론

2.1 기존 방법론에 따른 응력의 추정

Fig. 1에 보인 바와 같이 체인 호저(chain hawser)나 페어리드에 가장 인접한 링크(1번 링크, link #1)는 체인 호저나 페어리드에 의하여 구속되므로 OPB 또는 IPB 모멘트를 경험하지 않는다. 반면 OPB 또는 IPB 모멘트를 경험할 것으로 예상되는 링크는 2번 링크(link #2)이며, 3번 링크(link #3)는 2번 링크에 인장력과 인장각을 제공하는 역할을 하게 된다. Fig. 1에서 3번 링크가 상하 방향의 인장각을 가진다면 2번 링크는 OPB 모멘트를 경험하게 된다.

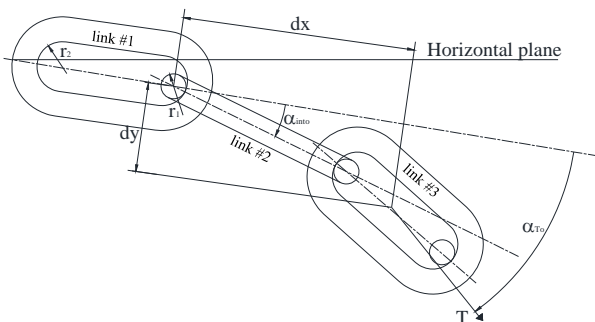


Fig. 1 A sketch to explain OPB phenomenon between chain links

체인에 작용하는 인장력으로 인하여 발생한 응력은 링크의 곡부 형상으로 인하여 일축 응력으로 간주할 수 없다. 링크의 평행부는 검사 하중(proof load) 단계에서 이미 초기 항복을 초과하고 링크의 만곡부는 곡률 반지름(r_2)이 감소할 정도의 소성 변형이 발생한다. Jean et al.(2005)는 링크 간 응력을 유발하는 성분에 따라 인장 응력(tension-to-tension stress, σ_{tt})과 링크 간의 마찰 구속으로 인하여 발생한 OPB 모멘트 기인 OPB 응력(OPB stress, σ_o)으로 구분하였다. 그리고 링크 만곡부에서의 국부 응력(hotspot stress)을 OPB SCF(ζ_o)와 OPB 공칭 응력(nominal stress, S_o)의 곱으로 설명하였다. 따라서 특정한 지점에 작용하는 국부 합응력(total hotspot stress, σ_t)은 식 (1)과 같다. 여기서 σ_{pf} 는 검사 하중으로 인한 잔류 응력, σ_i 는 IPB 모멘트로 인한 IPB 응력을 의미한다. σ_i 는 σ_o 에 비하여 비교적 크기가 작기 때문에 통상적으로 무시되지만, σ_t 의 방향성을 결정하는 인자이다. 기존 방법론에서는 인장력에 의한 축응력과 굽힘 모멘트에 의한 축응력을 주요 대상으로 하며, 전단력에 의한 전단응력을 고려하지는 않는다.

$$\sigma_t(t) = [\sigma_{pf} + \sigma_{tt}(t)] + \sigma_o(t) + \sigma_i(t) \quad (1)$$

σ_{pf} 과 σ_{tt} 의 합은 축 인장력에 의하여 유발되었기 때문에 식 (2)와 같이 표현이 가능하다. 여기서 $\zeta_{tt}(t)$ 는 인장 SCF로서 인장력의 변동에 따라 변하지만 변동폭이 크지 않아서 거의 상수로 취급 가능하다. σ_o 와 σ_i 는 각각 식 (3) 및 (4)와 같이 표현이 가능하다. 여기서 $\zeta_i(t)$ 는 IPB SCF를 의미한다. $\zeta_o(t)$ 와 $\zeta_i(t)$ 는 인장력의 수준에 따라 큰 변동성을 보이며, 당연히 OPB 링크 각(α_{into}) 및 IPB 링크각(α_{inti})에 따라서도 변동적이다. 인장력 (T)은 유체동역학 해석을 통하여 얻을 수 있다. 반면, OPB 공칭 모멘트(M_o)와 IPB 공칭 모멘트(M_i)는 인장력의 수준 및 링크 각에 따라 변동적이며, 비선형 구조 해석을 통하여 얻을 수 있다. 즉 비선형 구조 해석에서 α_{into} 을 부여하여 이에 상응하는 M_o 를 얻을 수 있다.

$$\sigma_{pf} + \sigma_{tt} = \zeta_{tt}(t)S_{tt}(t) = \zeta_{tt}(t) \frac{T(t)}{A} \quad (2)$$

$$\sigma_o = \zeta_o(t)S_o(t) = \zeta_o(t) \frac{M_o(t)}{Z_o} \quad (3)$$

$$\sigma_i = \zeta_i(t)S_i(t) = \zeta_i(t) \frac{M_i(t)}{Z_i} \quad (4)$$

여기서 A , Z_o , Z_i 는 각각 링크의 단면적, OPB 방향으로의 단면 계수, IPB 방향으로의 단면 계수를 의미한다.

Jean et al.(2005)는 실험을 통하여 α_{into} 에 따른 M_o 를 추정하기 위한 공식을 식 (5)-(7)과 같이 제안하였다. 여기서 식 (

5)는 미찰 구속이 전혀 없는 회전 모드(rolling mode)에 대한 M_o 이므로 사용되지 않는다. 반면 식 (6)은 각각 미찰 구속으로 인하여 링크각의 변동이 없는 모드 즉 구속 모드, 식(7)은 OPB 인장각(α_{To})이 매우 커서 링크각의 변화가 있는 모드 즉 미끌림 모드에 대한 M_o 추정식이다. M_i 추정식도 이와 유사하게 정의할 수 있다.

$$M_o = T(t)r_1 \sin(\alpha_{To} - \alpha_{into}) \tag{5}$$

$$M_o = T(t)(dx \sin \alpha_{To} + dy \cos \alpha_{To}) \tag{6}$$

$$M_o = \mu T(t)r_1 \tag{7}$$

여기서 μ 와 r_1 는 각각 정미찰 계수, 링크 반지름이다. 반면, dx , dy 는 2번 링크에 OPB 모멘트를 유발시키는 모멘트 암으로서 2번 링크의 좌측 중심으로부터 인장력 작용점까지 거리 성분을 의미한다.

2.2 기존 방법론의 문제점

파랑 하중의 불규칙성으로 인하여 σ_{tt} , σ_o , σ_i 는 항상 동시에 발생한다. 기존의 방법론에서는 세가지 응력을 선형 조합하는 방법을 적용(식 (1) 참조)하는데, T , α_{into} , α_{inti} 의 조합에 따라 주응력의 크기와 방향은 변동적이다. 즉 특정 응력 집중부에서 최대 주각(angle of maximum principal stress)이 하중의 유형에 따라 변동하는 비비례 프로세스(nonproportional process)이므로 응력 성분의 선형합은 이론적으로 타당하지 않다.

링크의 일부 응력 집중부에 변형률 게이지를 부착하여 수행한 실험적 연구를 통하여 구속 모드와 미끌림 모드는 각각 선형화 가능한 것으로 나타나기도 했지만, 비선형 구조 해석을 통하여 이를 확인한 결과 $M_o - \alpha_{into}$ 와 $M_i - \alpha_{inti}$ 는 구속 모드에서 미끌림 모드로의 전이를 구분하기 어려울 정도로 비선형성이 큰 것으로 나타난다(Hwang, 2012). 물론 Hwang(2012)이 제시한 M_o 와 M_i 는 공칭이 아니라 SCF가 곱해진 M_o' (국부 OPB 모멘트)와 M_i' (국부 IPB 모멘트)였다. 사실 $M_o' - \alpha_{into}$ 와 $M_i' - \alpha_{inti}$ 의 비선형성은 $\zeta_o - \alpha_{into}$ 및 $\zeta_i - \alpha_{inti}$ 가 비선형적이어서 발생하는 문제이다(Han and Choung, 2015). 이를 선형화하여 사용한다면, σ_o 및 σ_i 의 추정에 큰 오차를 유발할 수 밖에 없다. 즉 기존 방법론에서는 통상 선형 SCF를 이용하여 $M_o' - \alpha_{into}$ 와 $M_i' - \alpha_{inti}$ 를 구속 모드와 미끌림 모드에서의 선형 회전 강성(linear rotational stiffness)으로 표현하고, α_{into} 또는 α_{inti} 가 주어졌을 때 이를 선형 회전 강성에 대입하여 M_o' 와 M_i' 를 추정한다. 따라서 OPB SCF 및 IPB SCF의 비선형성은 M_o' 와 M_i' 의 추정에 큰 오차를 유발할 수 밖에 없다.

α_{into} 과 α_{inti} 는 OPB 인장각(α_{To}) 및 IPB 인장각(α_{Ti})과 일치하지 않고 미찰로 인하여 인장각보다 항상 작은 값을 가진

다. 이 관계를 도출하기 위하여 많은 링크를 연결하여 1번 링크 각(1번 링크와 2번 링크의 상대각)과 인장각과의 관계를 도출할 필요가 있다. 예를 들어 충분히 다수(n 개)의 링크를 모델링하여 n 번째 링크에 인장력을 가하면 링크각은 $n-1$ 개가 형성되며, 1번 링크각이 이후 링크각보다 가장 크다. 링크각은 순서가 n 번째에 근접할수록 이전 링크각과 차이를 보이지 않으며, 수렴하게 된다. 따라서 충분한 개수의 링크를 모델링하여 3차원 비선형 구조 해석을 수행할 필요가 있지만, 이는 엄청난 해석 시간을 요구하므로 해석의 효율성을 위하여 Fig. 2와 같은 간이 보요소 모델을 제시하였다(Jean et al., 2005). 링크각과 인장각과의 관계도 인장력의 수준에 따라 변동적이며, 비선형적인 특성을 가진다. 따라서 기존 방법론에서는 체인의 비선형 해석 외에 링크각-인장각의 비선형 관계를 도출하기 위한 별도의 해석이 요구된다.

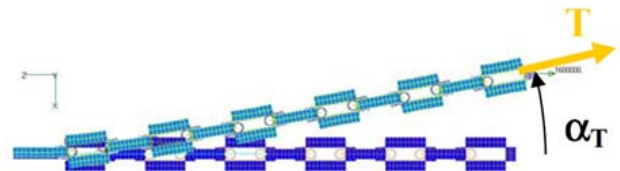


Fig. 2 A beam model to derive nonlinear relation of $\alpha_{inti} - \alpha_T$ according to level of T

3. 최대 주응력 기반 방법론

3.1 최대 주응력 기반 방법론의 수치 해석 기법

해양 구조물용 계류 체인은 모든 링크에 대하여 검사 하중이라는 전수 검사를 실시한다. 따라서 Fig. 3에 보인 바와 같이 검사 하중 단계(① 단계) 및 검사 하중 제하(unloading, ② 단계) 단계를 우선 해석되어야 하고 이후 인장력(③ 단계), 그리고 OPB 모멘트 또는/그리고 IPB 모멘트(④ 단계)가 부여되어야 한다.

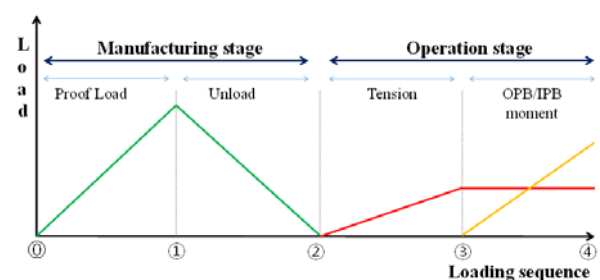


Fig. 3 Loading sequence for stress recovery

링크는 접촉을 통하여 링크간 하중을 전달하기 때문에 비선형 구조 해석에서 링크의 강체 이동 또는 강체 회전을 제어하기 위한 적절한 경계 조건이 필요하다. 이를 회피하기 위하여 직접 시간 적분을 이용한 해석법(양해법, explicit analysis)이 이용될 수도 있지만, 링크간 변형 속도는 준정적으로 간주된다고 가정하므로, 양해법을 적용하기 위해서는 질량 밀도의 인위적 증가(mass

scaling)가 요구되고, 과도한 질량 밀도의 증가는 시간 적분 간격을 과도하게 증가시켜 수치적 불안정성을 야기하기도 한다. 즉 양해법은 음해법에 비하여 응력의 이력이 불안정하여 OPB 해석을 위한 적절한 방법이 아니라고 판단된다.

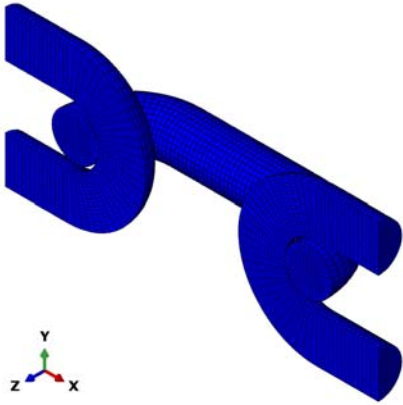


Fig. 4 A FE model used for conventional approach

반면 음해법을 사용할 경우 링크의 강체 이동 또는 강체 회전을 제어할 경계 조건을 수립하기 매우 어렵다. 예를 들어 링크를 대칭으로 모델링(Fig. 4 참조) 할 경우 대칭 경계 조건으로 인하여 강체 운동을 방지할 수 있는 반면, Fig. 3에 나타난 검사 하중, 인장력, OPB/IPB 모멘트 해석을 모두 만족시키는 경계 조건은 존재하지 않는다. 반면 링크를 전체 모델링한다면, 대칭 경계 조건을 부여할 수 없는 관계로 모든 단계에 공통적으로 적용될 수 있는 경계 조건의 수립이 어려우며 이는 음해법에서 강체 운동의 유발을 의미한다.

본 연구에서는 각 하중 단계에서 독립적으로 적용 가능한 경계 조건과 링크 경계부의 MPC(multi-point constraint)를 사용하고, 다음 단계로 변형, 응력, 변형률을 상속시키므로써 해의 연속성을 만족할 수 있었다. 따라서 음해법에 기반하더라도 이러한 방법을 통하여 링크의 강체 이동 운동 및 강체 회전 운동을 제어할 수 있었으며, 강체 운동을 억제하기 위한 가상의 스프링 등은 사용되지 않았다.

즉, 최대 주응력 기반 방법론의 가장 핵심적인 기술은 첫째 각 하중 단계별 하중 조건의 수립, 경계 조건의 수립, MPC의 설정이며, 둘째 하중 단계간 해석 데이터의 상속이다. 따라서 이에 대한 상세한 내용은 기술적 보안 문제로 분류되어 기술되지 못하였지만, 본 연구에서 개발한 최대 주응력 기반 방법론의 타당성을 검증하기 위하여 Fig. 5에 각 하중 단계별 변형 형상을 제시하였다.

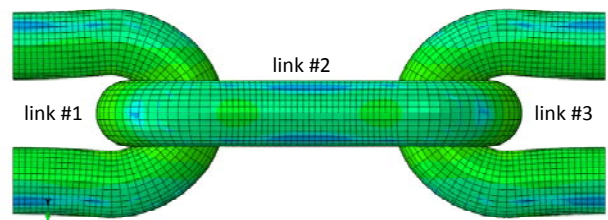
Fig. 5 (a) 및 (b)에서는 하중 단계 ①(검사 하중 단계)에서 모든 링크가 링크의 내측으로 자연스럽게 변형한 것을 확인할 수 있다. 또한 컨투어(contour)는 von Mises 등가 응력을 나타내는데 등가 응력이 대칭성을 가지는 것을 확인할 수 있다. Fig. 5는 응력과 변형의 대칭성을 관찰하는 것이 목적이기 때문에 응력 수준을 나타내는 레전드(legend)를 삽입하지 않았다.

Fig. 5 (c) 및 (d)는 하중 단계 ②, 즉 검사 하중의 제하 종료 후 및 인장력의 시작 전의 변형 형상 및 등가 응력을 나타낸다. 상속 전후의 그림이 완벽하게 동일하여 중복하여 나타내지 않았을 뿐 완벽하게 동일한 변형과 응력 분포를 보여줌을 확인하였다. 또한 인장력의 시작전 또는 검사 하중 제하 후에 잔류 응력이 존재하는 것을 확인할 수 있다.

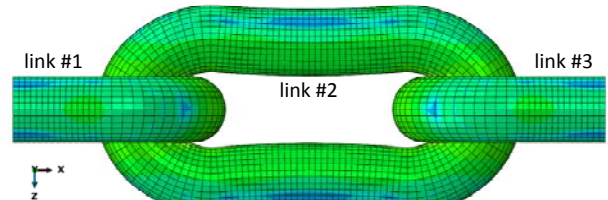
Fig. 5 (e) 및 (f)도 하중 단계 ③에서 상속 전후의 그림을 나타내며 응력 및 변형의 대칭성이 거의 완벽하게 유지되고 있는 것을 확인할 수 있다.

Fig. 5 (g) 및 (h)는 OPB 모멘트가 음의 방향으로 작용한 경우(Fig. 4에서 z축에 관한 음의 모멘트)를 나타내고 있으며, 링크 #3에서 모멘트를 부여함에 따라 비대칭적인 응력 분포가 발생함을 확인할 수 있다.

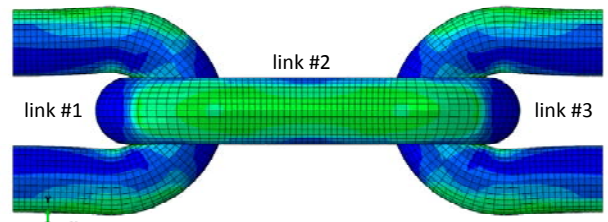
Fig. 5 (i) 및 (j)는 OPB 및 IPB 모멘트가 동시에 작용한 경우의 변형 및 응력 분포를 나타낸다. 링크 #3의 우측 평면이 OPB 및 IPB 모멘트에 의하여 회전한 것을 확인할 수 있다.



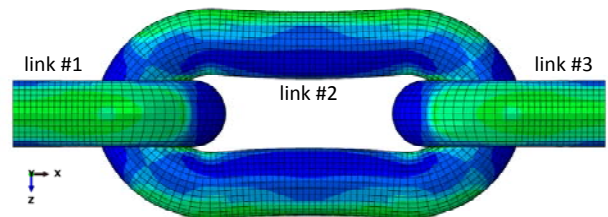
(a) Side view at load step ①



(b) Top view at load step ①



(c) Side view at load step ②



(d) Top view at load step ②

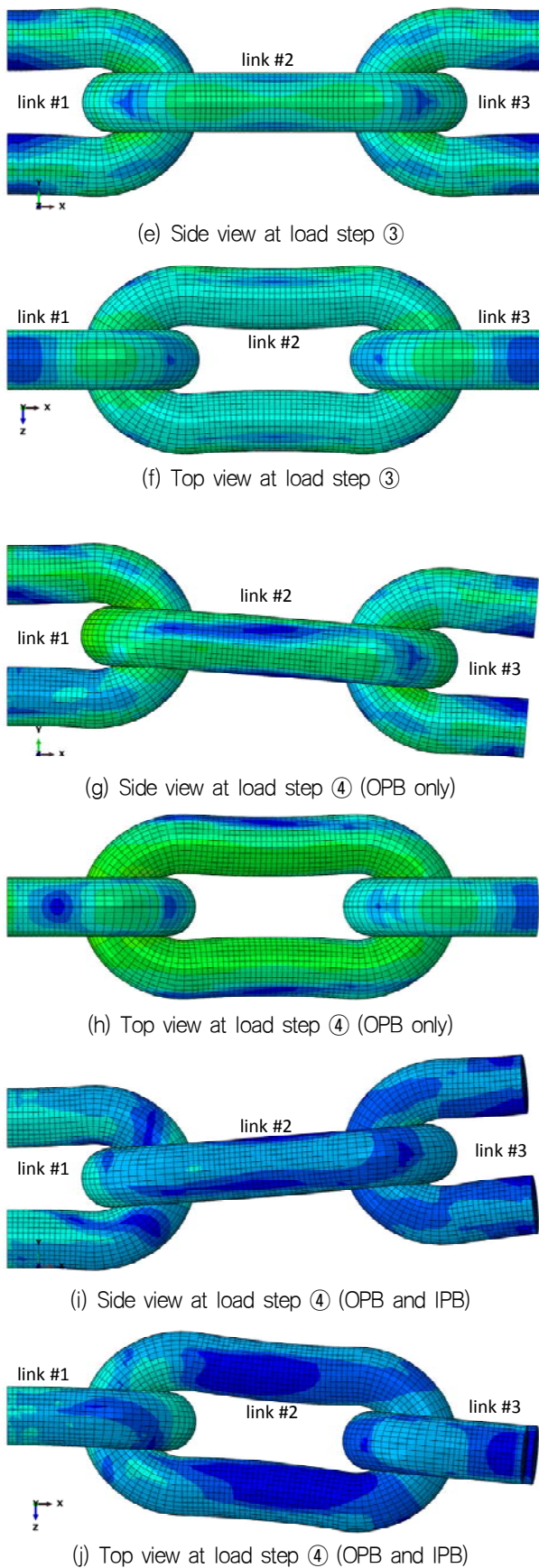


Fig. 5 A FE model used for new novel approach

3.2 최대 주응력 기반 방법론의 특징

여러 하중 단계에 대한 비선형 구조 해석이 일괄적으로 가능 해짐에 따라 Fig. 6과 같은 순서도에 따라 검사 하중, 인장력, OPB 모멘트, IPB 모멘트에 기인한 피로 수명 예측이 매우 용이 해졌다.

본 연구에서 제안한 방법론을 적용하기 위해서는 우선 유체 동역학 해석을 통하여 인장력 및 인장각 이력을 확보한다. 확보된 이력을 확인하여 인장력 및 인장각의 최소값 및 최대값을 확인하고, 이를 적절한 증분으로 나누어 비선형 구조 해석을 실시한다. 예를 들어 T , α_{T0} , α_{Ti} 를 각 5등분하는 경우 125회의 비선형 구조 해석이 요구되지만, 하중 단계 ②까지는 1회의 해석만 필요하므로 실제 해석이 요구되는 경우는 인장력 수준에 따른 인장각의 변동이다. 비선형 구조 해석이 완료되면, 최종 하중 단계에 대한 최대 주응력을 도출한다. 이렇게 도출된 최대 주응력은 인장각 또는 링크각에 대한 함수로서 Fig. 7과 같은 반응 표면(response surface) 형태로 저장된다. 즉, 수평축은 각각 α_{T0} 및 α_{Ti} 를 의미하며, 수직축은 최대 주응력을 의미한다. 따라서 반응 표면은 인장력의 수준별로 저장되어야 한다. 이후 유체 동역학 해석으로부터 얻은 인장력 이력 및 인장각 이력을 반응 표면에 대입 및 보간하여 최대 주응력 이력을 도출할 수 있다. 이렇게 얻어진 최대 주응력 이력에 RFCM(레인플로우 집계법, rainflow cycle counting method)을 적용하여 응력 범위(stress range)를 얻어내고 이를 체인의 응력-수명 선도(stress-life diagram or S-N diagram)에 대입하여 수명을 도출한 후 선형 누적 법칙(linear damage accumulation rule)을 적용하여 누적 피로도를 산정할 수 있다.

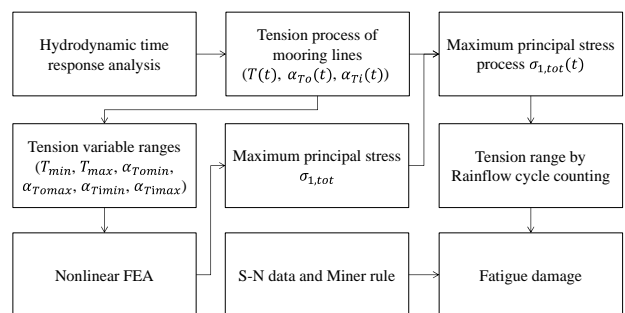


Fig. 6 A flow chart for execution of new novel approach

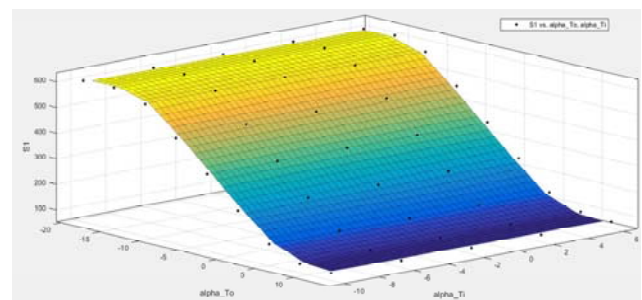


Fig. 7 A response surface of maximum principal stress

본 연구에서 개발한 수치 해석 기법을 이용하면, 다음과 같은 기존 방법론의 문제점이 일시에 해결 가능하다. 첫 번째 하중 단계 ④의 최종적인 최대 주응력을 사용하기 때문에 응력을 성분별로 분리하지 않아도 피로 평가가 가능하다. 즉 응력이 비비례적이라도 응력의 최종 상태만 사용하므로 역학적으로 완벽한 방법론이다. 두 번째 하중 단계 ④의 최종적인 최대 주응력을 사용하므로 SCF에 의존하지 않는 방법론이다. 따라서 $\zeta_o - \alpha_{into}$ 및 $\zeta_i - \alpha_{inti}$ 의 비선형성을 고려할 필요가 없다. 즉, SCF의 선형화로 인한 오차가 원천적으로 존재하지 않는다. 세 번째 $M_o' - \alpha_{into}$ 와 $M_i' - \alpha_{inti}$ 의 비선형성을 고려할 필요가 없다. 구속 모드와 미결립 모드를 분리하는 등의 인위적인 과정이 원천적으로 필요없다. 네 번째 본 연구에서 개발된 수치 해석 기법은 대칭 모델을 사용하지 않기 때문에 보요소를 3번 링크의 경계부에 배치 가능하고 따라서 Fig. 2와 같은 별도의 구조해석 단계를 거치지 않고 $\alpha_{To} - \alpha_{into}$ 관계 및 $\alpha_{Ti} - \alpha_{inti}$ 의 관계를 직접 도출이 가능하다.

4. 벤치마크 스터디

4.1 링크 및 모델 정보

본 연구에서 벤치마크 스터디를 위하여 선택한 체인 링크의 호칭 지름은 D85, 등급은 R3였다. 호칭 지름과 등급을 이용하여 검사 하중(P_{PL}), 최소 파단 하중(P_{MBL} , minimum breaking load), 단위 길이당 축 강성(axial stiffness)를 DNV(2010)에 따라 계산하여 Table 1에 정리하였다.

Table 1 Information of D85 chain link

Item	Description
D (Nominal diameter) (mm)	85
Grade	R3
P_{PL} (proof load) (kN)	4192.8
P_{MBL} (minimum breaking load) (kN)	5993.6
k_a (axial stiffness) (kN)	6.1739E5

링크의 비선형 구조 해석 모델은 Fig. 1에 보인 바와 같이 세 개의 링크로만 구성되었다. 본 논문에서 제시한 방법론은 전술한 바와 같이 3번 링크 이후에 보요소를 이용하여 Fig. 2와 같은 많은 링크 해석이 가능하지만, 벤치마크 스터디의 단순성을 유지하기 위하여 3개의 링크만 해석에 포함하였다.

이 모델에 검사 하중(P_{PL})의 10%, 30% 50%, 70%의 인장력을 적용하였다. 또한 α_{To} 및 α_{Ti} 는 -7° 부터 $+7^\circ$ 까지 1° 간격으로 총 15개 수준이 설정되었다. 예를 들어 $\alpha_{Ti}=0^\circ$ 인 경우는 면내 굽힘 인장각이 0이므로 OPB 모멘트만 작용하는 경우가 된다. 해수 환경을 고려하여 링크의 마찰 계수를 0.3으로 결정하였다 (BV, 2014)

4.2 면외 굽힘 모멘트-면외 링크각 관계 비교

본 연구에서 제시한 방법론은 면내의 굽힘 모멘트와 면내의 링크각의 관계를 사용하지는 않지만, 기존의 방법론에 따르면 이들의 관계로부터 응력의 크기가 결정되므로 두 방법론의 차이를 비교하기 위해서는 굽힘 모멘트와 링크각의 관계를 비교하는 것이 필수적으로 요구된다.

면내의 굽힘 모멘트와 면내의 링크각의 관계를 고찰하기 위해서는 링크 표면상의 응력 집중부 즉 피로 발생 후보 지점이 결정되어야 한다. BV(2014)는 Fig. 8 (a)와 같은 B 및 C 점을 면내의 굽힘으로 인한 응력 집중부(hotspot locations)로 제시하였다. Fig. 8 (a)로부터 정확한 응력 집중부를 결정할 수 없었기 때문에 본 연구에서는 만곡부의 시작점부터 접촉부까지 누적 피로도를 검토하였다. 그 결과 Fig. 8 (b)와 같은 두 개의 응력 집중부에서 누적 피로도가 가장 높음을 확인하였으며, 각각을 응력 집중부#1 및 #2(hotspot #1 및 #2)로 정의하였다(Han and Choung, 2015).

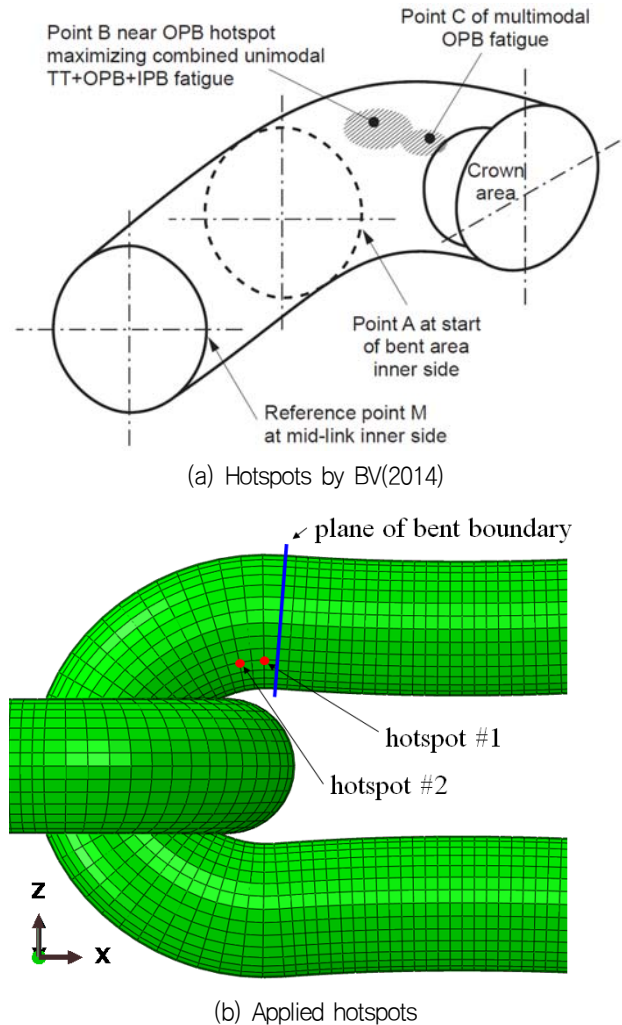


Fig. 8 Critical hotspot locations on a chain link

BV(2014)는 이 지점에 대한 면내의 공칭 굽힘 모멘트와 면내의 링크각의 관계를 식 (8)을 이용하여 추정한다. 식 (8)은 링크 호칭 지름이 84mm-146mm까지 적용이 가능하다. 식 (8)에 사용

된 계수($P(\alpha_{int}), a(\alpha_{int}), b(\alpha_{int})$)는 식 (9)-(11)을 이용하여 결정된다.

$$M = \frac{\pi D^3}{16} 354 \frac{P(\alpha_{int})}{0.93 + P(\alpha_{int})} \left(\frac{T}{0.14 D^2} \right)^{a(\alpha_{int})} \left(\frac{D}{100} \right)^{2a(\alpha_{int}) + b(\alpha_{int})} \quad (8)$$

$$P(\alpha_{int}) = \alpha_{int} + 0.307\alpha_{int}^3 + 0.0048\alpha_{int}^5 \quad (9)$$

$$a(\alpha_{int}) = 0.439 + 0.532 \tanh(1.02\alpha_{int}) \quad (10)$$

$$b(\alpha_{int}) = -0.433 - 1.64 \tanh(1.32\alpha_{int}) \quad (11)$$

본 논문에서 제시한 방법론에 의한 면내외 굽힘 모멘트-면내외 링크각 관계는 응력 집중 계수 효과가 포함되어 있다. 즉 면내외 국부 굽힘 모멘트(hotspot IPB/OPB moment) - 면내외 링크각의 관계로 표현되어야 하며, 식 (8)에 응력 집중 계수를 곱하여 본 논문에서 제시한 방법론에 따른 결과와 비교할 필요가 있다. Table 2는 BV(2014)가 제시한 응력 집중 계수 결정을 위한 표이며, 응력 집중부의 위치에 따라 B, B', C로 나누어 제시하고 있다. B와 C는 각각 면내외 굽힘 응력이 일축 상태 및 다축 상태에 대하여 적용할 수 있다고 정의되어 있다. B와 B'의 차이에 대하여 별도의 설명이 존재하지 않으며, 링크의 실제 변형 기구를 관찰할 때 국부 지점에서의 다축 응력과 일축 응력의 차이를 구분하기 어려운 관계로 본 논문에서는 세가지 응력 집중 계수를 모두 고려하여 비교하였다. Table 2에서 C 위치의 면내외 굽힘 응력 집중 계수를 도출하기 위하여 식 (12)를 적용하였다.

Table 2 Stress concentration factors(BV, 2014)

Loading mode	Hotspot locations		
	B	B'	C
Tension	2.08	1.65	1.04
OPB	1.06	1.15	2.21 γ
IPB	0.71	0.66	1.50

$$\gamma = \max \left[0.95, 1.0 + 0.9 \left(\frac{T}{P_{MBL}} - 0.15 \right) \right] \quad (12)$$

인장력의 수준별 면외 국부 굽힘 모멘트와 면외 굽힘 링크각 사이의 관계를 Fig. 9에 나타내었다. 또한 면내 국부 굽힘 모멘트와 면내 굽힘 링크각 사이의 관계를 Fig. 10에 나타내었다. 여기서 Fig. 9 및 10의 하단에 위치한 -7부터 +7의 작은 숫자는 각각 α_{To} 및 α_{Ti} 를 의미한다. $\alpha_{To}-\alpha_{into}$ 또는 $\alpha_{Ti}-\alpha_{inti}$ 관계는 비선형적이므로 등간격을 이룰 수 없으며 따라서 가시성 확보를 위하여 부득이 작은 폰트를 사용하여 표현하였다.

전술한 바와 같이 $\alpha_{To}-\alpha_{into}$ 또는 $\alpha_{Ti}-\alpha_{inti}$ 의 관계를 도출하기 위해서는 다수의 링크에 대한 해석이 수행되어야 하지만, 본 연구에서는 3개의 링크만을 사용하였기 때문에 $\alpha_{To}-\alpha_{into}$ 또는 $\alpha_{Ti}-\alpha_{inti}$ 의 관계는 큰 의미를 가지지 않지만, Fig. 9로부터 α_{To} 와 α_{into} 의 관계와 Fig. 10으로부터 $\alpha_{Ti}-\alpha_{inti}$ 의 관계는 비선형적임을 확인할 수 있으며, 링크의 수가 늘어더라도 Fig. 9 및 Fig. 10의 비선형적 관계는 변동하지 않는다. 즉, $M_o-\alpha_{into}$ 또는 $M_i-\alpha_{inti}$ 의 비선형적 관계는 링크의 수에 관계없이 유효하다.

Fig. 9 및 Fig. 10에서 양의 면내외 굽힘 각도는 응력 집중부의 최대 주응력 또는 국부 합응력이 면내외 굽힘으로 인하여 증가한 경우, 음의 면내외 굽힘 각도는 감소한 경우를 의미한다. 인장력의 수준과 관계없이 양과 음의 면내외 링크각에 대하여 비대칭적인 굽힘 모멘트가 발생한다는 사실이 Fig. 9 및 Fig. 10에 명확하게 나타나고 있다. 대상으로 하고 있는 응력 집중부에서 음과 양의 굽힘 각도에 대하여 비대칭적인 면내외 굽힘 모멘트를 보이는 것은 검사 하중 단계의 잔류 응력이 존재하기 때문으로 추정된다. 이러한 이유로 Fig. 9 및 Fig. 10에 BV 간이식에 의한 음의 면외 굽힘 모멘트를 제시하지 않았으며, 향후 규정의 보완이 요구된다.

인장력의 수준이 높지 않을 경우 면외 굽힘 모멘트를 관찰하면, 즉 Fig. 9 (a) 및 (b)를 관찰하면, 두 가지 현상이 관찰된다. 첫째 BV 간이식은 양의 면외 굽힘 모멘트를 과소 평가하며, 면외 굽힘 링크각이 증가할수록 이러한 현상은 심화된다. 둘째 본 연구에서 제시한 방법론은 미끌림 모드가 명확하지 않은 양의 면외 굽힘 모멘트를 제공하지만, BV 간이식은 명확한 미끌림 모드가 나타나는 양의 면외 굽힘 모멘트를 제시한다. 단, 본 연구에서 제시한 방법론은 미끌림 모드가 명확한 음의 면외 굽힘 모멘트를 추정하고 있는데, 인장력에 의한 인장 응력이 존재하는 상태에서 음의 면외 굽힘이 작용하면 응력 집중부에서의 인장 응력이 해방되면서 미끌림 모드를 유발하게 되는 것으로 추정된다.

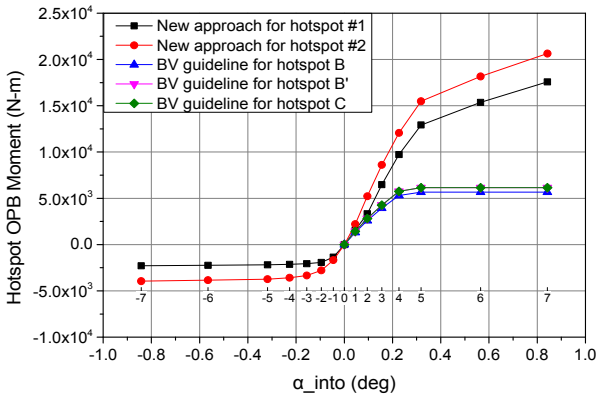
인장력의 수준이 높을 경우, 즉 Fig. 9 (c) 및 (d)의 경우에도 두가지 현상이 관찰되었다. 첫째 인장력이 충분히 크다면 본 연구에서 제시한 방법론과 BV 간이식은 모두 양의 면외 굽힘 각도에서 명확한 미끌림 모드가 나타난다. 인장력이 증가할 경우 링크 사이의 접촉면이 소성 변형하면서 면적이 증가하고 이로 인하여 미끌림 모드에 이르는 면외 굽힘 모멘트가 증가하고 결과적으로 미끌림 모드가 발생하는 것으로 추정된다. 둘째 인장력이 증가할수록 BV 간이식이 큰 면외 굽힘 모멘트를 추정한다는 점이다. 예를 들어 인장력이 검사 하중의 70%에 도달할 경우 BV 간이식은 새로운 방법론에 의한 OPB 모멘트보다 큰 값을 추정한다. 이는 BV 간이식이 너무 보수적인 OPB 피로 평가를 유발할 수 있음을 의미한다.

IPB 모멘트와 IPB 링크각의 관계는 OPB 모멘트와 OPB 링크각의 관계에 비하여 비교적 비선형성이 많이 완화된 것을 확인할 수 있다(Fig. 9와 10을 비교 참조). 특히 인장력의 수준이 낮을수록 선형적인 관계가 형성됨을 볼 수 있다. 이는 IPB 강성이 OPB 강성

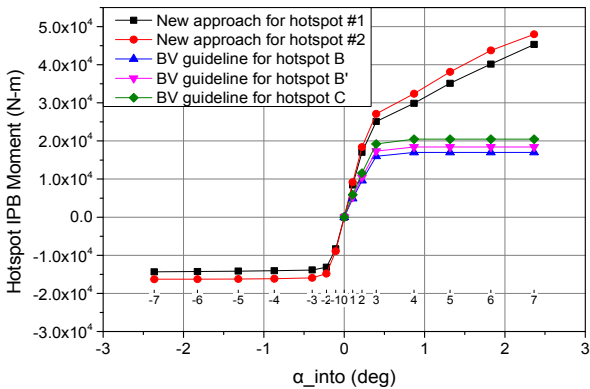
에 비하여 상대적으로 크기 때문이기 때문으로 추정된다.

응력 집중부 #1의 구속 모드 IPB 모멘트는 BV 응력 집중부 B, B'와 거의 일치한다(Fig. 10 (a) 참조). 새로운 방법론은 명확한 미끌림 모드를 제시하지 않는 반면, BV 간이식은 명확한 미끌림 모드를 제시한다. 이 결과로부터 P_{PL} (또는 P_{MBL}) 대비 낮은 인장력이 작용하고 미끌림 모드가 발생하지 않을 정도로 면내 인장각이 작다면 BV 간이식은 본 연구에서 제시한 방법론과 유사한 누적 피로를 예측할 것으로 예측된다.

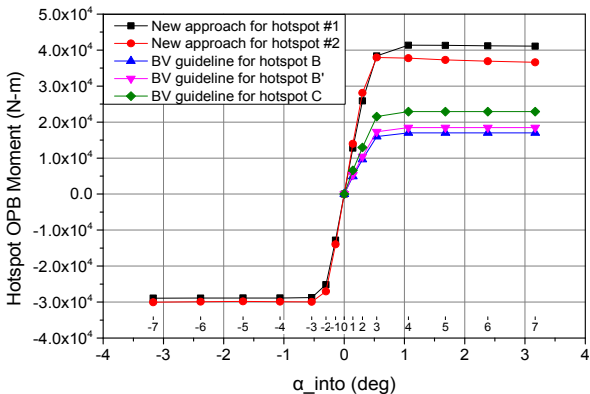
BV 응력 집중부 C에서의 미끌림 모드에 상응하는 IPB 모멘트는 새로운 방법론에 비하여 비교적 크기 때문에 인장력과 IPB 인장각이 클 경우 누적 피로도가 과대 평가될 가능성이 높을 것이다.



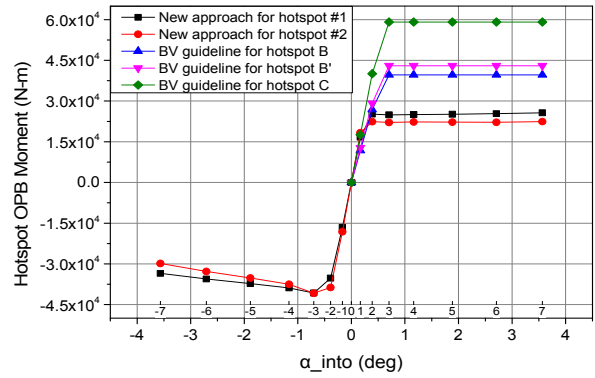
(a) Tension level = 10% of P_{PL} (7% of P_{MBL})



(b) Tension level = 30% of P_{PL} (21% of P_{MBL})

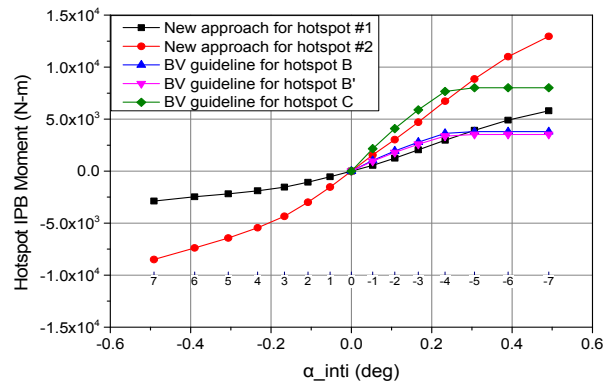


(c) Tension level = 50% of P_{PL} (35% of P_{MBL})

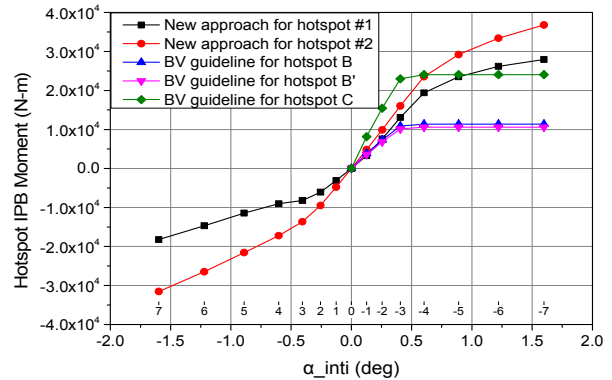


(d) Tension level = 70% of P_{PL} (49% of P_{MBL})

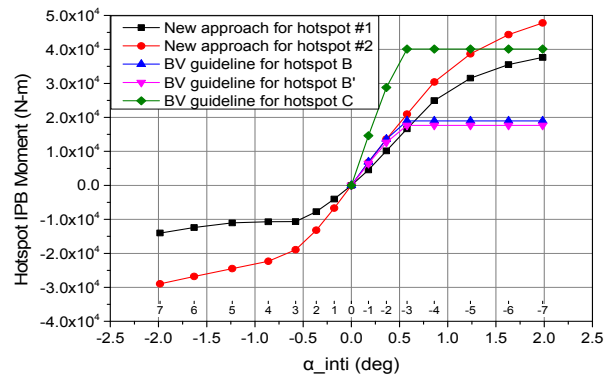
Fig. 9 Relations of OPB moment versus OPB interlink angle



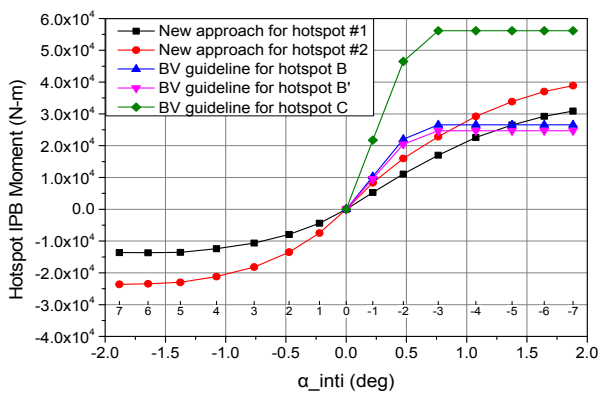
(a) Tension level = 10% of P_{PL} (7% of P_{MBL})



(b) Tension level = 30% of P_{PL} (21% of P_{MBL})



(c) Tension level = 50% of P_{PL} (35% of P_{MBL})

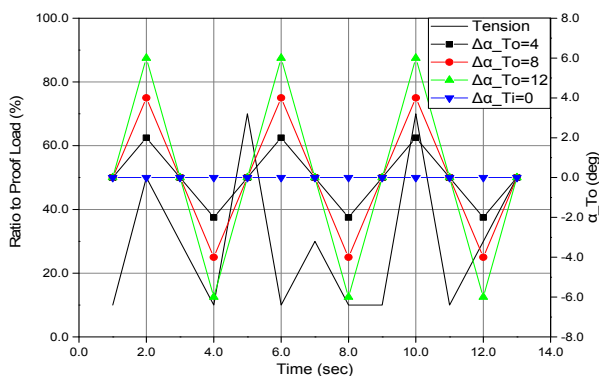


(d) Tension level = 70% of P_{PL} (49% of P_{MBL})

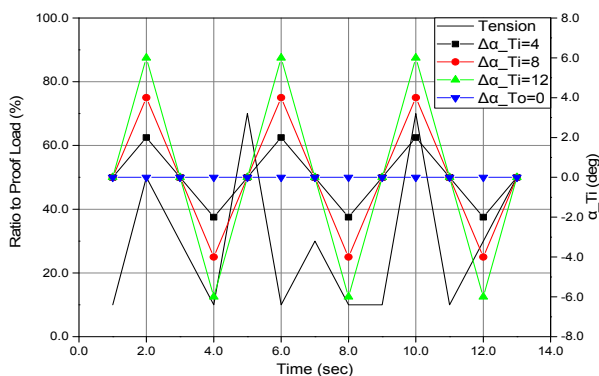
Fig. 10 Relations of IPB moment versus IPB interlink angle

4.3 간이 신호에 대한 누적 피로도 비교

실제 석유/가스 해양 플랫폼이나 부유식 풍력 발전 플랫폼의 계류선에 대한 인장력 이력 및 인장각 이력은 불규칙하여 인장력과 OPB/IPB 굽힘 모멘트가 누적 피로에 기여하는 기여도를 판단하기 쉽지 않다.



(a) OPB



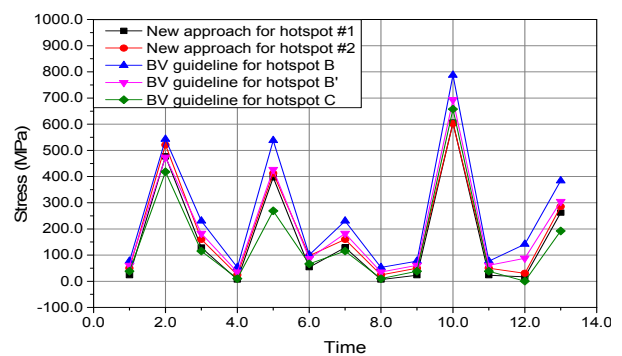
(b) IPB

Fig. 11 Scenarios with regular OPB and IPB tension angles under random tension process

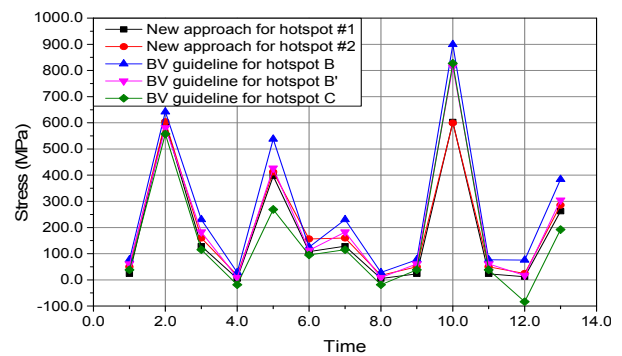
이러한 이유로 본 연구에서는 4.2절에서 나타낸 네가지 인장력 수준을 활용하여 불규칙 인장력 신호를 작성하였다(Fig. 11 참조). 여기서 평균 인장력을 검사 하중의 30% 수준, 최소 및 최

대 인장력을 검사 하중의 10% 및 70%가 되도록 신호를 작성하였다. 이 신호는 실제 인장력 신호보다는 큰 진폭을 가지지만, 벤치마크 스테디의 효율성을 기하기 위하여 시간에 따른 인장력을 4.2절의 네가지 인장력 수준과 동일하게 설정하였다.

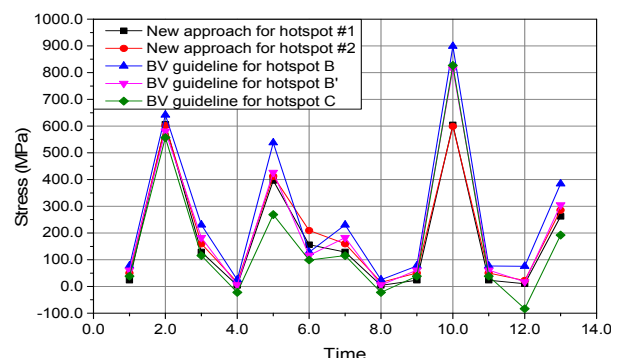
불규칙한 인장력을 경험하는 동안, 첫 번째 규칙적인 α_{T_o} 가 작용하는 경우(Fig. 11 (a) 참조), 두 번째 규칙적인 α_{T_i} 가 작용하는 경우(Fig. 11 (b) 참조), 세 번째 규칙적이고 동일한 α_{T_o} 및 α_{T_i} 가 동시에 작용하는 경우를 고려하였다. 여기서 인장각의 범위에 따른 피로 누적을 비교하기 위하여 인장각의 범위를 4도 ($\Delta\alpha_T = 4^\circ$), 8도($\Delta\alpha_T = 8^\circ$), 그리고 12도($\Delta\alpha_T = 12^\circ$)로 가정하였다. 이와 같은 인장각의 변동 이력도 4.2절에서 제시한 인장각을 활용하기 위하여 제안되었다.



(a) $\Delta\alpha_T = 4^\circ$



(b) $\Delta\alpha_T = 8^\circ$



(c) $\Delta\alpha_T = 12^\circ$

Fig. 12 Stress process according to OPB/IPB angle ranges for a given tension process

지만 관계상 Fig. 11의 OPB 단독이나 IPB 단독으로 작용하는 경우를 제시하지는 않고, 세번째 경우 즉 α_{To} 및 α_{Ti} 가 동시에 작용하는 경우, 새로운 방법론에 따른 최대 주응력 이력과 기존 방법론(BV, 2014)에 따른 국부 합응력 이력을 Fig. 12에 비교하여 제시하였다. BV 국부 합응력을 산정할 때 음의 모멘트-링크 각은 양의 모멘트-링크각과 대칭이라고 가정하여 산정하였다. 인장각의 범위가 8도 이상 증가할 경우 BV 응력 집중부 C의 응력 이력은 일부 음수로 발전하기도 한다. 이는 BV(2014)에서 제시하는 OPB 또는 IPB에 대한 응력 집중 계수가 인장력에 대한 응력 집중 계수에 비하여 상대적으로 크기 때문으로 추정된다. 또한 응력의 최대값 및 최소값은 각각 응력 집중부 B와 C에서 발생하는 것을 Fig. 12로부터 확인이 가능하다.

누적 피로의 관점에서는, 응력의 최대값 및 최소값보다 응력의 범위가 중요하므로, Fig. 12의 응력 이력에 대하여 RFCM을 적용하여 응력 범위를 산출하였다. BV(2014)에서 제시하는 해수 중 부식 방지 장치가 없는 계류선을 가정하여 단일 기울기 응력-수명 선도(stress-life diagram, S-N곡선)를 적용하였다. 이때 로그 절편은 12.436, 로그 기울기는 3.0이었다.

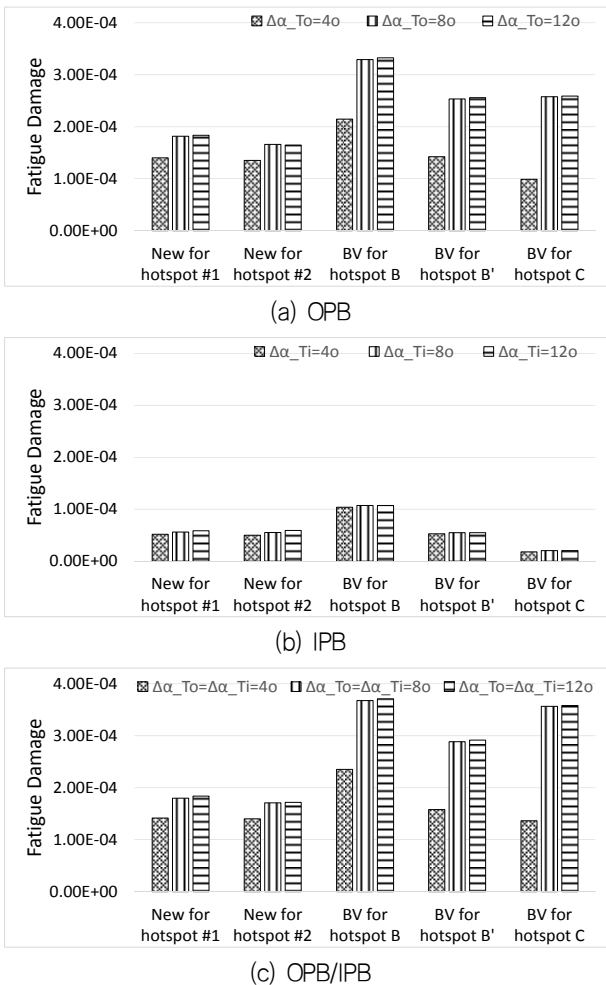


Fig. 13 Comparison of fatigue damages accumulated based on new approach and conventional approach(BV, 2014)

선형 누적 법칙을 이용하여 산정한 누적 피로를 Fig. 13에 나타내었다. $\alpha_{To}=4^\circ$ ($\Delta\alpha_{To}=8^\circ$)인 경우 누적 피로는 $\alpha_{To}=2^\circ$ ($\Delta\alpha_{To}=4^\circ$)인 경우의 누적 피로에 비하여 상당히 증가하는 경향을 보이지만, $\alpha_{To}=6^\circ$ ($\Delta\alpha_{To}=12^\circ$)인 경우의 누적 피로는 인장각 $\alpha_{To}=4^\circ$ ($\Delta\alpha_{To}=8^\circ$)의 누적 피로와 큰 차이를 보이지 않는다(Fig. 13 (a) 참조). 이는 Fig. 9에 보인바와 같이 α_{To} 가 대략 $2^\circ-4^\circ$ 를 초과할 때 미끌림 모드가 발생하기 때문에 α_{To} 가 4° 를 초과할 경우 누적 피로가 급격히 증가하지 않는다고 추정된다. Fig. 13 (b)와 같이 IPB 모멘트만 작용할 경우, OPB 모멘트만 작용하는 경우(Fig. 13 (a)) 또는 OPB/IPB 모멘트가 동시에 작용하는 경우(Fig. 13 (c))와 비교해도 무시할 수 없는 수준의 피로가 누적되는 것을 확인할 수 있다.

Table 3 Comparison of accumulated fatigue damages due tension and OPB moment

$\Delta\alpha_{To}$	hotspot	D_t	D_{tt}	D_{OPB}
4	#1	1.4019E-4	4.8551E-5	9.1638E-05
	#2	1.3515E-4	4.4924E-5	9.0230E-05
	B	2.1467E-4	9.4446E-5	1.2022E-04
	B'	1.4243E-4	4.7146E-5	9.5284E-05
	C	9.8947E-5	1.1806E-5	8.7141E-05
8	#1	1.8172E-04	4.8551E-5	1.3317E-04
	#2	1.6612E-04	4.4924E-5	1.2120E-04
	B	3.2936E-04	9.4446E-5	2.3492E-04
	B'	2.5337E-04	4.7146E-5	2.0623E-04
	C	2.5756E-04	1.1806E-5	2.4576E-04
12	#1	1.8356E-04	4.8551E-5	1.3501E-04
	#2	1.6481E-04	4.4924E-5	1.1988E-04
	B	3.3248E-04	9.4446E-5	2.3803E-04
	B'	2.5611E-04	4.7146E-5	2.0896E-04
	C	2.5881E-04	1.1806E-5	2.4700E-04

Table 4 Comparison of accumulated fatigue damages due tension and IPB moment

$\Delta\alpha_{Ti}$	hotspot	D_t	D_{tt}	D_{IPB}
4	#1	5.1877E-05	4.8551E-5	3.3265E-06
	#2	5.0001E-05	4.4924E-5	5.0765E-06
	B	1.0392E-04	9.4446E-5	9.4791E-06
	B'	5.2745E-05	4.7146E-5	5.5994E-06
	C	1.7789E-05	1.1806E-5	5.9835E-06
8	#1	5.5892E-05	4.8551E-5	7.3407E-06
	#2	5.5166E-05	4.4924E-5	1.0242E-05
	B	1.0715E-04	9.4446E-5	1.2701E-05
	B'	5.4667E-05	4.7146E-5	7.5212E-06
	C	2.0184E-05	1.1806E-5	8.3786E-06
12	#1	5.8630E-05	4.8551E-5	1.0079E-05
	#2	5.9091E-05	4.4924E-5	1.4167E-05
	B	1.0724E-04	9.4446E-5	1.2798E-05
	B'	5.4725E-05	4.7146E-5	7.5790E-06
	C	2.0253E-05	1.1806E-5	8.4472E-06

가장 큰 누적 피로를 예측하는 경우는 BV 응력 집중부 B이다. Table 3은 $\Delta\alpha_{T_o}$ 와 응력 집중부에 따른 누적 피로를 나타내고 있는데, 여기서 D_t , D_{tt} 는 각각 전체 누적 피로, 인장력에 의한 누적 피로를 나타내며, D_{OPB} 는 $D_t - D_{tt}$ 로부터 얻은 OPB 모멘트에 의한 누적 피로를 나타낸다. 가장 큰 D_{tt} 는 응력 집중부 B에서 나타나고 있으며, 인장력 SCF가 가장 크기 때문에 가장 큰 누적 피로를 예측하고 있는 것으로 추정된다.

Table 4는 $\Delta\alpha_{T_i}$ 와 응력 집중부에 따른 누적 피로를 나타낸다. 대부분의 D_t 는 D_{tt} 에 의하여 유발되고 있으며, D_{IPB} 는 무시할 만한 수준으로 판단된다. 단, IPB 인장각의 범위가 증가할 경우 D_{IPB} 도 증가하는 것으로 나타났다.

Table 5는 α_{T_o} 와 α_{T_i} 가 동시에 작용하는 경우의 누적 피로를 나타낸다. Fig. 13에서 확인한 바와 같이 두가지가 동시에 작용하는 경우 IPB 모멘트 효과를 반드시 고려할 필요가 있다. Table 3과 Table 4에서 나타낸 D_t 의 합은 Table 5의 D_t 와 일치하지 않음을 확인할 수 있다. 누적 피로는 응력-수명 선도의 기울기 지수에 비례하여 증감하므로, 이론적으로 Table 3 및 Table 4에서 D_t 의 합은 Table 5의 D_t 에 비하여 작아야 하지만 최대 주응력(또는 합응력)의 방향성에 대한 고려를 하지 않았기 때문에 누적 피로의 대소를 논하기는 적절하지 않다.

Table 5 Comparison of accumulated fatigue damages due tension and OPB/IPB moment

$\Delta\alpha_T$	hotspot	D_t	D_{tt}	$D_{OPB/IPB}$
4	#1	1.4155E-04	4.8551E-5	9.2994E-05
	#2	1.4015E-04	4.4924E-5	9.5223E-05
	B	2.3549E-04	9.4446E-5	1.4105E-04
	B'	1.5781E-04	4.7146E-5	1.1066E-04
	C	1.3651E-04	1.1806E-5	1.2470E-04
8	#1	1.7972E-04	4.8551E-5	1.3117E-04
	#2	1.7063E-04	4.4924E-5	1.2571E-04
	B	3.6777E-04	9.4446E-5	2.7332E-04
	B'	2.8844E-04	4.7146E-5	2.4129E-04
	C	3.5655E-04	1.1806E-5	3.4475E-04
12	#1	1.8388E-04	4.8551E-5	1.3532E-04
	#2	1.7181E-04	4.4924E-5	1.2688E-04
	B	3.7133E-04	9.4446E-5	2.7688E-04
	B'	2.9154E-04	4.7146E-5	2.4440E-04
	C	3.5824E-04	1.1806E-5	3.4643E-04

5. 결론

본 논문은 기존 방법론의 장단점과 기존 방법론의 단점을 보완하기 위하여 개발된 새로운 방법론을 기술하고 있다.

기존 방법론의 특징을 파악하기 위하여 우선 페어리드로부터 3개의 링크로 구성된 링크 세트를 이용하여 링크각 및 인장각 관

계를 정의하고, 회전 모드, 구속 모드, 미끌림 모드에 상응하는 공칭 모멘트와 인장력/인장각의 관계를 수식적으로 제시하였으며, 검사 하중 잔류 응력, OPB 응력, IPB 응력 등을 이용하여 국부 합응력은 이들의 선형 조합임을 수식적으로 제시하였다. 이로 부터 기존 방법론은 응력의 비비례성과 응력 집중 계수의 비선형성을 무시하고, 모드 구분의 모호성을 내포하고 있어서 많은 오차를 내포할 수 밖에 없으며 매우 복잡한 계산 과정을 거칠 수밖에 없다는 사실을 제시하였다.

기존 방법론의 역학적 문제점을 극복하는 것이 새로운 방법론을 개발하기 위한 동기였다. 새로운 방법론은 여러 단계의 하중을 일괄적으로 시뮬레이션하고 마지막 하중 단계에서의 최대 주응력을 피로 평가에 사용하는 방법론임을 서술하였다. 따라서 새로운 방법론은 단계별 응력 수집이 필요치 않고 따라서 응력을 선형 조합하지 않으며, 응력의 비비례성을 무시하지 않는 혁신적인 방법임을 설명하였다. 또한 응력 집중 계수의 비선형성, 인장각-링크각 관계의 비선형성을 일괄적으로 해결할 수 있는 혁신적인 방법임을 설명하였다.

새로운 방법론을 실제로 적용하기 위해서는, 첫째 유체 동역학 해석을 통하여 얻은 인장력 이력, 인장각 이력으로부터 인장력과 인장각의 범위를 인지하여 인장력과 인장각을 적절히 등분하여 등분 수준에 따른 구조 해석을 실시하는 것이다. 이 구조 해석으로부터 얻은 최대 주응력을 수집하여 최대 주응력 반응 표면을 수립하고, 최대 주응력 반응 표면을 보간하여 인장력 이력 및 인장각 이력을 도출할 수 있음을 설명하였다. 이후 RFC를 이용하여 응력 범위를 추출하고, 이를 S-N선도에 대입하여 응력에 따른 피로 수명을 도출하고, 선형 누적 법칙에 따라 피로 손상도를 얻을 수 있음을 설명하였다.

R3등급 D85 호칭경 체인에 대하여 벤치마크 스터디를 수행하였다. 그 결과 음과 양의 OPB 모멘트는 서로 비대칭적임을 밝혔으며, OPB 모멘트는 낮은 인장력에서 모드 구분이 불분명하다는 사실을 제시하였다. 또한 인장력의 수준이 높을수록 BV 간이식은 보수적인 OPB 모멘트를 추정한다는 사실을 증명하였다. IPB 모멘트는 OPB 모멘트에 비하여 비교적 선형적임을 제시하였다.

새로운 방법론과 기존의 방법론의 차이를 규명하기 위하여 간 이 하중 이력에 대하여 응력 이력을 관찰한 결과 BV 가이드라인은 인장력 응력 집중 계수가 OPB 응력 집중 계수에 비하여 상대적으로 크게 가정하므로, 음의 국부 합응력도 발생할 수 있음을 확인하였다. OPB 모멘트만 작용하는 경우 인장력 기인 누적 피로도도에 비하여 OPB 기인 누적 피로도도가 상당히 크다는 사실을 확인하였다. 인장각이 동일하다면 IPB 모멘트 기인 누적 피로도도는 OPB 기인 누적 피로도도에 비하여 상당히 작지만 무시할 수 없는 수준임을 확인하였다. OPB 또는 (및) IPB 모멘트로 인한 누적 피로도도 관점에서 새로운 방법론은 기존의 방법론에 비하여 비교적 낙관적인 예측이 가능함을 확인하였다.

본 논문은 OPB 및 IPB 피로 평가를 위한 기초적이면서 종합적인 내용을 포함하고 있다. 향후 응력의 비비례성을 무시한다는 가정이 누적 피로도도에 미치는 영향을 정량적으로 검증할 필요가 있다. 또한 실제 플랫폼의 계류선 인장력 신호에 대한 OPB 및 IPB 기인 누적 피로도도를 산출하는 실질적인 연구가 수행될 필요

가 있다. 마지막으로 다양한 체인 호칭경 및 재료 등급에 대하여 벤치마크 연구가 진행될 필요가 있다.

후 기

본 연구는 산업통상자원부 “한-영 해양플랜트 글로벌 전문인력 양성사업”의 지원을 받아 수행된 연구 결과 일부임을 밝힙니다.

References

Bureau Veritas(BV), 2014. Fatigue of Top Chain of Mooring Lines due to In-plane and Out-of-plane Bendings. GUIDANCE NOTE NI 604, BV, France.

Det Norske Veritas, 2010. Offshore Standard DNV-OS-E302 Offshore Mooring Chain. DNV, Norway.

Jean, P., Goessens, K. & L'Hostis, D., 2005. Failure of chains by bending on deepwater mooring systems. *Offshore Technology Conference*, Houston, Texas USA, 2-5 May 2005.

Lim, Y. Kim, K. Chung, J. & Kang, C., 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*, 47(4), pp.580-588.

Melis, C., Jean, P., Goessens, K. & L'Hostis D., 2005. Out-of-plane bending testing of chain links. *24th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering(OMAE 2005)*, Halkidiki, Greece, 12-17 June 2005.

Rampi, L. & Vargas, P., 2006. Fatigue testing of out-of-plane bending mechanism of chain links. *25th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, Hamburg, Germany, 4-9 June 2006.

Han, S. & Choung, J., 2015. Development of a novel procedure for maximum-principal-stress-based fatigue prediction of mooring chain considering in-plane and out-of-plane bending effect. *Proceedings of the Annual Autumn Conference of SNAK*, Geoje, Republic of Korea, 4-6 November 2015.

Hwang, O., 2012. *Fatigue Assessment for Mooring Chain Link of Spread-Moored FPSO in Deepwater Considering Bending Phenomenon*. Ph.D. Dissertation, Korea Maritime University.

Vargas, P. & Jean, P., 2005. FEA of out-of-plane fatigue mechanism of chain links. *24th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering(OMAE 2005)*, Halkidiki, Greece, 12-17 June 2005.



정준모



한승오