



저작자표시-비영리-변경금지 2.0 대한민국

이용자는 아래의 조건을 따르는 경우에 한하여 자유롭게

- 이 저작물을 복제, 배포, 전송, 전시, 공연 및 방송할 수 있습니다.

다음과 같은 조건을 따라야 합니다:



저작자표시. 귀하는 원저작자를 표시하여야 합니다.



비영리. 귀하는 이 저작물을 영리 목적으로 이용할 수 없습니다.



변경금지. 귀하는 이 저작물을 개작, 변형 또는 가공할 수 없습니다.

- 귀하는, 이 저작물의 재이용이나 배포의 경우, 이 저작물에 적용된 이용허락조건을 명확하게 나타내어야 합니다.
- 저작권자로부터 별도의 허가를 받으면 이러한 조건들은 적용되지 않습니다.

저작권법에 따른 이용자의 권리는 위의 내용에 의하여 영향을 받지 않습니다.

이것은 [이용허락규약\(Legal Code\)](#)을 이해하기 쉽게 요약한 것입니다.

[Disclaimer](#)

공학석사 학위논문

SCR의 피로수명 예측을 위한 새로운
피로손상모델 개발

Development of a new fatigue damage model for SCR's
fatigue life estimation



2017 년 2 월

한국해양대학교 대학원

조선해양시스템공학과

김 상 우

본 논문을 김상우의 공학석사 학위논문으로 인준함.

위원장 조 효 제 (인)

위 원 이 승 재 (인)

위 원 이 성 욱 (인)



2017 년 1 월

한국해양대학교 대학원

목 차

List of Tables	iv
List of Figures	v
Abstract	vi

1. 서 론

1.1 연구배경	1
1.2 최근 연구동향	2
1.3 연구내용	3

2. 확률과정의 특성 및 합리적 피로손상도 계산

2.1 스펙트럼 모멘트와 밴드폭 변수	4
2.2 시계열 데이터 생성	5
2.3 합리적 피로손상도 계산	6
2.3.1 스펙트럼의 정의	6
2.3.2 시간영역 피로손상도 계산	10
2.3.3 수치해석 결과	11

3. 피로손상모델

3.1 Dirlik 모델	15
3.2 Benasciutti-Tovo 모델	16
3.3 Park et al. 모델	17

4. 광대역 사봉형 스펙트럼의 형상 및 수치해석 결과	
4.1 광대역 사봉형 스펙트럼의 형상	20
4.2 수치해석 결과	24
4.2.1 삼봉형, 사봉형 스펙트럼의 피로손상도 비교	24
4.2.2 피로손상 모델 비교 분석	25
5. 새로운 피로손상모델 개발	
5.1 피로손상모델 관계	28
5.2 표준 스펙트럼	29
5.3 수치 시뮬레이션 및 모델개발	31
6. 모델 검증	
6.1 부유식 원유생산 및 저장설비 설치해역	39
6.2 환경하중과 모드 피크의 위치	41
6.2.1 파랑하중	41
6.2.2 조류하중	43
6.3 검증용 스펙트럼	46
6.4 검증 결과	47
7. 결 론	49
참고문헌	50

List of Tables

Table 1 Spectral density parameters of peaks	7
Table 2 Damage sensitivity results	13
Table 3 Location of peaks	21
Table 4 Spectral density parameters of peaks	23
Table 5 Parameter of standard quarter-modal spectra	31
Table 6 Case number for each α_2	32
Table 7 Coefficient of determination results of object functions	35
Table 8 Details of offshore platform installation status	40
Table 9 Return period of 100 years' s wave	41
Table 10 Possible maximum and minimum wave peak frequency in the main seas	42
Table 11 Return period of 10 years' s surface current	43
Table 12 Shedding frequency of Cross-flow motion and In-line motion in main seas depend on riser diameter	45
Table 13 Maximum and minimum shedding frequency of VIV	45
Table 14 Parameter of validation quarter-modal spectra	46

List of Figures

Fig. 1 Schematic of a bi-modal spectra	8
Fig. 2 Amplitude difference depend on m_0	9
Fig. 3 Damage sensitivity test results	12
Fig. 4 Schematic of quarter-modal spectra	21
Fig. 5 Comparison of quarter- and tri-modal spectra fatigue damages ...	25
Fig. 6 Result of fatigue damages comparison for quarter-modal spectra ·	27
Fig. 7 Schematic of spectra for model development	29
Fig. 8 Fitting result of Benasciutti-Tovo model and simulation results ...	33
Fig. 9 Plot results of least square method for object functions	36
Fig. 10 New model result in $m=5$	38
Fig. 11 Installation Status of offshore platform	39
Fig. 12 Validation result of new model	48

Development of a new fatigue damage model for SCR's fatigue life estimation

Kim, Sang Woo

Department of Naval Architecture and Ocean Systems Engineering
Graduate School of Korea Maritime and Ocean University

Abstract

Oil and gas production riser systems need to be designed considering a wide band quarter-modal analysis which contains low-, wave-, VIV(Vortex induced vibration) frequencies. The VIV can be separated into cross-flow(CF) and in-line(IL) components. In this study, the various idealized tri- and quarter-modal spectra are suggested to analyze fatigue damage on the production riser system. In order to evaluate the fatigue damage increment caused by the IL's motion, tri- and quarter-modal spectral fatigue damages are calculated in time domain. And the fatigue damage calculated from two different modal spectra are compared quantitatively. Then the suitability of existent wide band fatigue damage models for quarter modal spectrum was evaluated by comparison of frequency domain calculation and time domain calculation. And also new method to get reasonable fatigue damage from spectra is suggested.

The results show that although spectral density of IL motion is not remarkable in quantity, the effect on the fatigue damage is significant and existent fatigue damage models are not adequately estimating damage by quarter-modal spectra. So using the method used in existent fatigue damage model development, new fatigue damage model is developed. Finally the new model is validated through the spectra considering real environmental data.

KEY WORDS: Quarter-modal spectrum 사봉형 스펙트럼, Vortex-induced vibration (VIV) 와류유기진동, Wide band loading 광대역 하중, Fatigue damage model 피로손상모델, Rain-flow counting method 레인플로우집계법.



제 1 장 서 론

1.1 연구배경

부유식 원유생산 및 저장설비(Floating Production Storage and Offloading, FPSO)에 생산용 라이저(riser) 시스템은 다양한 동적 하중을 받는다. 동적 하중은 계류된 선박에 저주파수 표류력이 작용하였을 때 발생하는 저주파수 선박 운동, 1차 파랑 강제력으로 발생하는 중주파수 선박 운동 그리고 고주파수와 와류유기진동응답으로 구성되어 있다. 와류유기진동은 유체의 흐름 속에 놓인 물체의 뒤쪽 좌우로 유체의 점성에 의해 와류(vortex)가 교대로 생성되고 떨어지면서 발생하는 진동을 말하는데 유체의 흐름에 수직 방향으로 발생하는 진동인 횡방향 진동과, 유체의 흐름 방향으로 발생하는 진동인 종방향 진동으로 나뉜다. 종방향 진동의 진폭은 보통 횡방향 진동의 진폭의 10~15%로 상대적으로 작다. 이러한 특성 때문에 해양플랜트 설계 단계에서는 횡방향 진동만 설계에 반영해왔다(DNV, 2010).

하지만 최근 라이저 실험 연구결과를 통해 종방향 진동으로 유발되는 손상도는 횡방향 진동에 상응하기 때문에 고려해야 한다는 점이 밝혀졌다(Kim et al., 2016; Baarholm et al., 2006; Trim et al., 2005). 특히 라이저의 해저접촉영역(touchdown zone) 부근에서는 횡방향 진동과 종방향 진동의 라이저의 손상도에 대한 기여도가 거의 같아짐이 수치 해석을 통하여 확인되었다(Wang et al., 2015). 이러한 현상의 원인은 종방향 진동의 운동주파수가 횡방향 진동의 운동주파수의 2배인 고주파수에서 발생하기 때문이다. 결과적으로 종방향 진동으로 인해 발생하는 라이저의 응력의 범위는 좁지만, 발생 빈도수가 높으므로 이로 인해 피로 수명에 어떠한 영향이 미치는지를 고려하여 설계에 반영할 필요가 있다.

1.2 최근 연구동향

통상적인 구조하중에 대한 피로손상평가기법은 시간영역 피로해석법과 주파수영역 피로해석법으로 나뉜다. 시간영역 피로해석법에서는 시간에 따라 측정되는 라이저의 응력을 레인플로우집계법(Matsuishi & Endo, 1968)를 이용하여 응력 범위와 사이클을 집계한 뒤 재료의 피로 실험을 통해 결정된 S-N 선도를 통해 집계된 응력 범위에 해당하는 최대 파단 사이클 수를 계산한다. 그리고 실제 집계된 사이클 수와 최대 파단 사이클 수의 비를 발생한 응력 범위에 대해 전부 계산하여 더하는 선형 누적법(Miner, 1945)을 통해 피로손상도를 계산하는 방법이다(DNV, 2010). 시간영역 피로해석 방법은 피로손상평가 시 가장 정확한 방법으로 간주 되지만, 신뢰성 높은 피로 수명의 예측을 위해서는 충분히 긴 시간 동안의 라이저의 응력응답이력이 필요하다. 이 때문에 많은 시간과 비용이 소모되는 단점이 있다.

주파수영역 피로해석법은 구조물에 작용하는 라이저의 응력의 파워스펙트럼 밀도(Power Spectral Density, PSD)를 응력 전달함수(transfer function)로부터 계산한 뒤 스펙트럼 모멘트를 계산한다. 그리고 스펙트럼 모멘트와 S-N 선도의 재료 특성치를 고려하여 유도된 피로손상 모델에 계산된 결과 값을 넣어 피로손상도를 계산한다. 피로손상 모델은 시간영역에서 레인플로우집계법을 이용해 구해진 응력 범위의 분포를 근사하는 방법이다. 주파수영역 피로해석법은 시간영역 피로해석법보다 계산이 빠르지만 사용된 피로손상모델이 해석하고자 하는 대상 시스템에 적절해야만 정확한 결과를 얻을 수 있다.

라이저의 응력응답스펙트럼은 여러 개의 협대역 스펙트럼으로 구성된 광대역 스펙트럼이다. 광대역 스펙트럼을 대상으로 개발된 피로손상 모델들은 개발 방법에 따라 분류할 수 있고 대표적인 방법에는 확률밀도조합방법과 수정계수법이 있다. 확률밀도 조합방법은 응력 범위 분포를 여러 함수의 조합으로 근사하는 방법이다. 광대역 스펙트럼을 대상으로 개발된 확률밀도 조합방법 피로손상 모델에는 Dirlik 모델(Dirlik, 1985), Park et al. 모델(Park et al., 2014) 등이 있다. 수정계수법은 협대역 스펙트럼의 피로손상도를 결정하는 Rayleigh방법

(Bendat, 1964)에 수정계수를 곱하여 광대역 스펙트럼의 피로손상도를 평가하는 방법이다. 이 방법에는 Wirsching and light 모델(Wirsching & light, 1980), Jiao-Moan 모델(Jiao & Moan, 1990), Benasciutti-Tovo 모델(Benasciutti & Tovo, 2005)등이 있다. 기존의 연구들에서는 광대역 스펙트럼을 연속형 스펙트럼 또는 이봉형, 삼봉형 스펙트럼으로 고려하여 피로손상 모델들의 적절성을 검증해왔다. 하지만 본 연구에서는 라이저의 응력응답스펙트럼을 광대역 사봉형 스펙트럼으로 가정하기 때문에 기존의 피로손상모델들이 라이저의 피로해석에 적절한지 판단한 뒤 적합하지 않다고 판단될 때에는 새로운 피로손상모델이 개발되어야 할 필요가 있다.

1.3 연구내용

본 연구에서는 부유식 원유생산 및 저장설비에 설치된 라이저 시스템의 응력 응답 특성을 이상화된 응력 응답 스펙트럼으로 표현하였다. 기존의 연구들에서는 라이저의 응력 응답 스펙트럼을 선박의 저주파수 운동, 파랑주파수 운동 그리고 와류유기진동의 횡방향 진동까지 고려한 삼봉형 스펙트럼으로 가정해왔지만, 본 논문에서는 와류유기진동의 종방향 진동까지 고려된 사봉형 스펙트럼으로 가정하였다. 광대역 사봉형 스펙트럼의 피로손상 결과를 피로손상 모델들을 이용한 주파수영역 피로해석법과 시간영역 피로해석법을 통해 계산한 뒤 비교하여 기존의 광대역 피로손상 계산을 위해 제안됐던 피로손상 모델들의 적절성을 평가하였으며, 스펙트럼으로부터 합리적으로 피로손상도를 평가하는 방법도 제안하였다. 제안됐던 피로손상 모델들의 적절성을 평가한 결과, 모델들이 광대역 사봉형 스펙트럼의 피로손상 계산에 적절하지 않음을 확인하였고, 기존의 피로손상모델 개발 방법을 응용하여 사봉형 스펙트럼에 적절한 모델을 개발하였다. 개발된 모델은 조사한 실제 환경하중을 고려한 검증용 스펙트럼을 통해 적합성을 평가하였다.

제 2 장 확률과정의 특성 및 합리적 피로손상도 계산

2.1 스펙트럼 모멘트와 밴드폭 변수

무작위 확률 과정 $\{X(t)\}$ 에 대한 파워 스펙트럼밀도의 주파수영역의 스펙트럼 분포는 다음과 같은 m 차 스펙트럼 모멘트로 나타내진다. 여기서 G_{XX} 는 한쪽 스펙트럼을 의미한다.

$$m_n = \int_0^{\infty} \omega^n G_{XX}(\omega) d\omega \quad (1)$$

또한 주어진 스펙트럼의 형상과 기하학적 주파수 분포 특성을 파악하기 위해서 스펙트럼 모멘트의 함수인 밴드폭 변수를 사용하며 이 중 가장 많이 쓰이는 형태인 α_1 , α_2 는 다음과 같이 정의된다. α_1 과 α_2 는 0에서 1사이 값을 가지는데 변수들의 값이 1에 가까울수록 스펙트럼은 협대역 스펙트럼에 가깝고, 값이 0에 가까우면 스펙트럼은 광대역 스펙트럼에 가깝다.

$$\alpha_1 = \frac{m_1}{\sqrt{m_0 m_2}}, \quad \alpha_2 = \frac{m_2}{\sqrt{m_0 m_4}} \quad (2)$$

가우시안(Gaussian)과정에서는 단위 시간당 피크의 빈도수인 피크주파수 (Peak frequency) ν_p 와 단위 시간당 영점 교차의 빈도수인 영점상교차주파수 (Zero up-crossing frequency) ν_0^+ 는 다음과 같이 정의된다.

$$\nu_p = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{m_4}{m_2}}, \nu_0^+ = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{m_2}{m_0}} \quad (3)$$

2.2 시계열 데이터 생성

스펙트럼에 대한 시간영역 피로손상도를 계산하기 위해서는 스펙트럼으로부터 시계열을 생성하는 과정이 필요한데 이를 위해 식 (4) ~ (6)과 같이 푸리에 역변환(inverse fourier transform)을 사용하였다.

$$f(t) = \sum_{n=1}^{\infty} \sqrt{2S(\overline{\omega}_n)\Delta\omega} \cos(\overline{\omega}_n t + \theta_n) \quad (4)$$

$$\Delta\omega = \omega_n - \omega_{n-1} \quad (5)$$

$$\overline{\omega}_n = \frac{\omega_n + \omega_{n-1}}{2} \quad (6)$$

여기서, 각 계수들은

$S(\overline{\omega}_n)$: n번째 주파수의 스펙트럼밀도

$\Delta\omega$: 주파수증분

$\overline{\omega}_n$: n번째 평균주파수

θ_n : n번째 무작위 위상각



2.3 합리적 피로손상도 계산

2.3.1 스펙트럼의 정의

본 장의 목표는 스펙트럼으로부터 합리적인 피로 손상도를 얻기 위해 필요한 시계열의 생성 반복횟수를 결정하는 것이다. 레이저의 응답 스펙트럼은 넓은 주파수 영역에 걸쳐 분포하므로 이로부터 통계적 특성치가 보장되는 시계열로 생성하는 과정에는 매우 많은 시간이 소요된다. 그러므로 적절한 반복 횟수로 정확도 높은 시계열을 생성하는 과정이 필요하다. 연구를 위해 광대역에 걸쳐 두 개의 피크를 분포시킨 이봉형 스펙트럼을 대상으로 시계열 생성 반복횟수에 대한 피로 손상도 민감도 연구를 수행하였다. 이봉형 스펙트럼을 연구에 사용하는 이유는 서로 다른 주파수 성분을 가지는 협대역 스펙트럼을 다양한 위치에 배치하여 여러 주파수 성분이 섞인 시계열을 얻고 이 시계열에서 피로손상도를 합리적으로 얻기 위해서이다. 생성된 시계열로부터 응력 범위를 집계할 때 사용한 레인플로우집계법의 알고리즘은 3-points 알고리즘(ASM, 1985)을 사용하였다.

협대역 피크의 각 폭은 0.2rad/s로 고정하였으며, 상대적 면적 비율을 사용하여 스펙트럼을 생성 할 때에는 선행연구(2015, Park et al.)에서 제안한 식 (7) ~ (9)을 사용하였다. 여기서 면적비율 R_L , R_H 는 각 피크들의 상대적 면적 비율이다.

$$A_T = A_L + A_H \quad (7)$$

$$S_L = \frac{A_L}{0.2} = \frac{A_T R_L}{0.2(R_L + R_H)} \quad (8)$$

$$S_H = \frac{A_H}{0.2} = \frac{A_T R_H}{0.2(R_L + R_H)} \quad (9)$$

첫 번째 피크의 위치는 충분히 낮은 주파수 대역인 0.05rad/s에 고정시키고 두 번째 피크의 위치는 와류유기진동 실험결과(Chen & Kim, 2010)에서 횡방향 진동의 범위는 0.2Hz ~ 2.0Hz에서 발생한다는 사실을 바탕으로 이에 두배에서 발생하는 종방향 진동의 주파수 대역을 최대 26rad/s를 초과하지 않도록 설정하였다. 스펙트럼 생성에 사용된 변수들의 값은 Table 1에 정리하였다. 3가지 피크간의 거리, 9가지 피크간의 상대적 면적 비율이 조합된 총 27가지의 스펙트럼이 연구에 사용되었다.

Table 1 Spectral density parameters of peaks

Variable	Value
A_T	5,000
B [rad/s]	0.2
Max freq. [rad/s]	26
R_L	1,25,49
R_H	1,25,49
W_L [rad/s]	0.05
W_H [rad/s]	4, 14.8, 25.6

생성되는 스펙트럼의 개략적인 형상은 Fig. 1과 같으며, 피로 손상에 큰 영향을 미치는 주요 인자인 영차 모멘트 즉 스펙트럼 면적 값은 무차원화 된 5,000으로 설정하였다. 이후 수행될 연구의 네 번째 피크 값은 매우 작게 설정되므로 시계열을 특성을 좀 더 명확히 확인하기 위해서는 큰 스펙트럼 면적 모멘트 값이 필요하기 때문이다. 면적 모멘트 변화값에 따른 시계열의 크기 차이는 Fig. 2에 나타내었다.

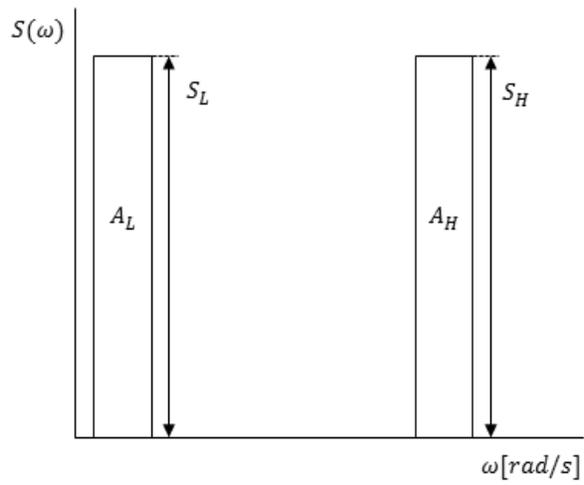
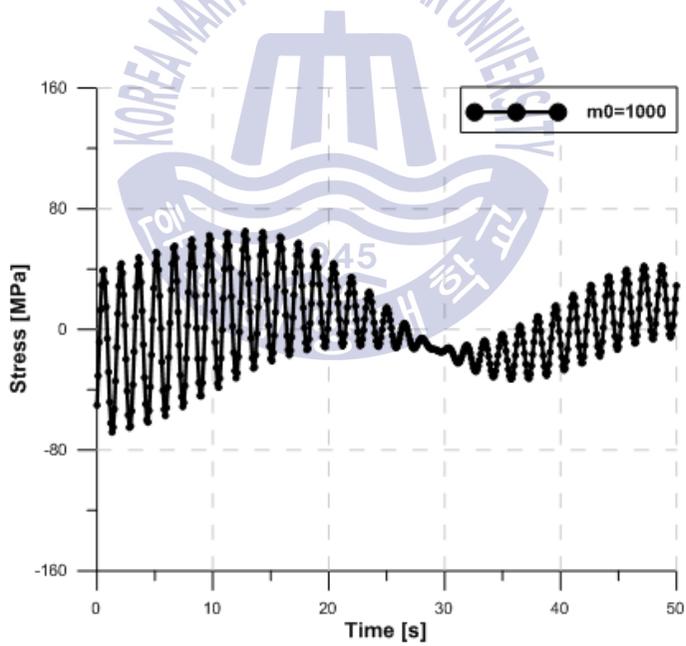
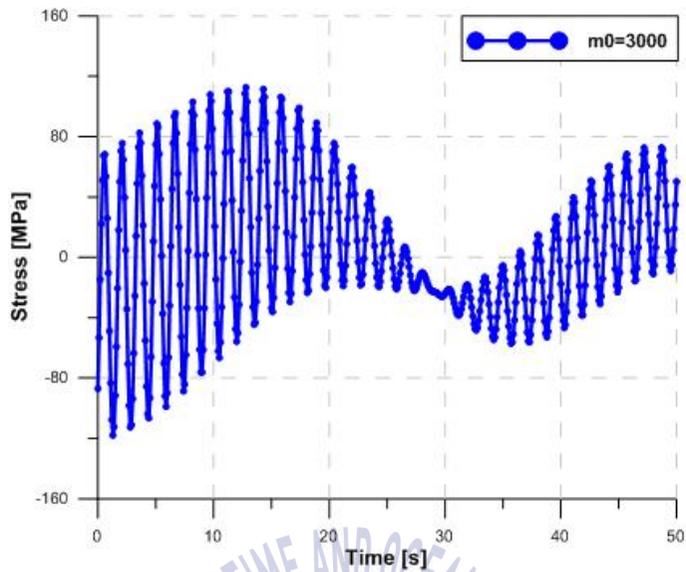


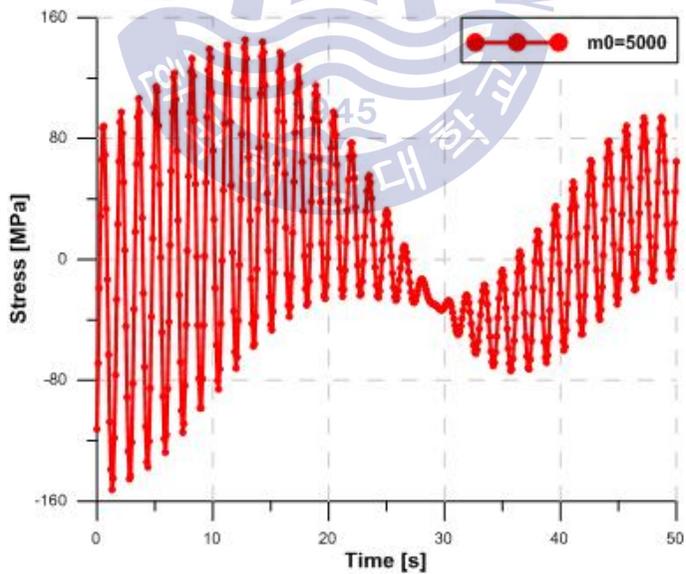
Fig. 1 Schematic of a bi-modal spectra



(a) $m_0=1000$



(b) $m_0=3000$



(c) $m_0=5000$

Fig. 2 Amplitude difference depend on m_0

2.3.2 시간영역 피로손상도 계산

통상적으로 시간영역에서의 피로해석을 수행할 때에는 통계적 특성 즉, 정상성(stationary)과 에르고드성(ergodic)을 만족하는 충분한 길이의 시계열을 사용하여 피로해석을 수행해야 한다. Dirlik(1985)과 Park(2013)에 제안한 방법을 따르면 앙상블 시간을 3시간으로 정의하고 앙상블 시간을 20회 반복 즉 60시간을 반복하여 시계열의 응답을 추출하여 1블록으로 정의하였다. 그리고 총 1블록 생성과정을 10번 반복하여 얻어진 시계열 응답의 평균을 최종 시계열 데이터로 사용하였다. 하지만 위와 같은 방법은 본연구와 같이 고주파수 스펙트럼을 다루는 경우 시간이 스펙트럼으로부터 시계열을 생성 시 위의 과정으로 피로손상도 계산 시 계산시간이 과다하게 소요되므로 1블록에 대한 새로운 정의가 필요하다. 본 연구에선 앙상블 시간을 3시간으로 지정하여 3시간을 1블록으로 지정하고 블록을 반복 생성하여 취한 평균값을 스펙트럼의 대표 피로손상도로 정의하였다. 3시간 생성만으로도 충분히 스펙트럼을 대표하는 피로도를 산출할 수 있을 것으로 판단된다. 몇 번을 반복하여 시계열을 생성해야 하는 가 반복횟수에 따라 계산되는 피로손상도의 민감도를 통하여 결정할 수 있다.

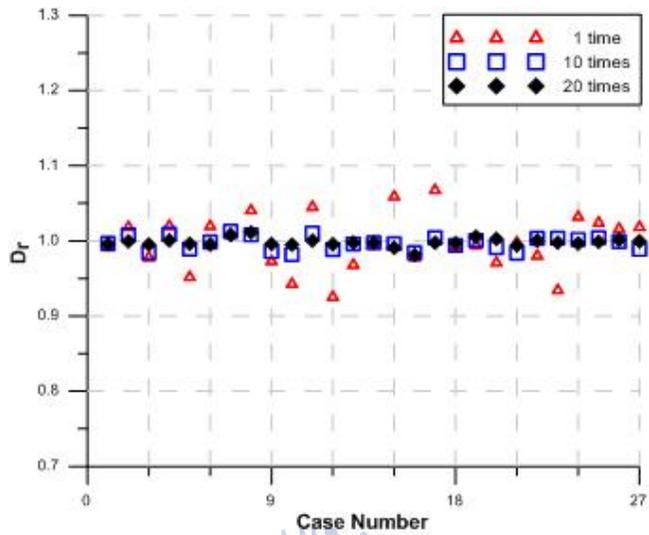
스펙트럼으로부터 시계열을 생성 시, 주파수 증분의 크기는 시뮬레이션 시간 동안의 파의 반복성이 나타나지 않도록 충분히 작은 0.0005rad/s를 등간격으로 사용하였다. 설정된 최대 주파수는 26rad/s이며, 최대주파수와 등분 통해 계산된 주파수 성분의 개수는 52,000개이다. 시간 증분의 크기 dt 는 스펙트럼의 최소주기와 시간 증분의 비율을 0.08로 설정하고 식(10)와 같이 계산하여 0.0192s로 결정하였다 (Park et al., 2011).

$$dt = \frac{0.08 \cdot 2\pi}{26 \text{ rad/s}} = 0.0192 \quad (10)$$

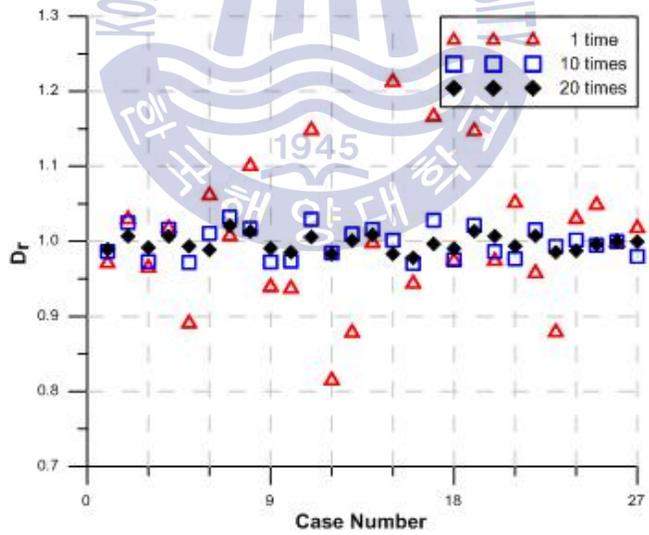
2.3.3 수치해석 결과

총 27가지의 스펙트럼들로 각각 시계열을 30번씩 반복 생성하였으며, 스펙트럼마다 생성된 시계열에 대한 피로손상도 민감도 결과를 확인하기 위해서 식 (11)과 같이 대표 피로손상도를 D_r 로 정의하고 계산하였다. 대표 피로손상도 D_r 은 30번 계산된 피로손상도의 평균값을 기준 피로손상도로 정의하여, 지정된 반복횟수까지 계산된 피로손상도 평균값으로 나누어 계산하였다. 지정된 횟수 x 는 1, 10, 20 총 3가지 경우를 고려하였다. 또한, 대표 피로손상도는 S-N 선도의 기울기가 3, 5일 때로 나누어 평가하였다. 계산 결과는 Fig. 3과 같으며 각 케이스에 대한 상세 결과는 Table 2에 나타내었다. 1번 반복하여 생성한 시계열의 피로손상도는 기준 피로손상도와 오차율이 20~30% 정도가 차이가 나지만 10번, 20번 반복하여 생성된 시계열의 평균값은 S-N 선도의 기울기가 3일 때는 1~2%오차가 발생하였으며, 기울기가 5일 때도 비슷한 오차가 발생하였다. 결과를 근거로 시계열의 생성 횟수가 10번 이상일 때는 피로손상도 민감도는 큰 차이가 없으므로 대표 손상도 값을 10번의 평균값으로 정의하였다. 물론 높은 반복횟수를 통해 얻은 평균 피로손상도 값이 정확도가 높으나 그 정도의 차이가 매우 낮기 때문이다.

$$D_r = \frac{\left[\sum_{i=1}^x D_i \{ Q_i(n) \} \right] / x}{\left[\sum_{i=1}^{30} D_i \{ Q_i(n) \} \right] / 30} \quad (11)$$



(a) $m=3$



(b) $m=5$

Fig. 3 Damage sensitivity test results

Table 2 Damage sensitivity results

Case	m=3			m=5		
	1 time	10 times	20 times	1 time	10 times	20 times
1	99%	100%	100%	97%	99%	99%
2	102%	101%	100%	103%	102%	101%
3	98%	98%	100%	97%	97%	99%
4	102%	101%	100%	102%	102%	101%
5	95%	99%	100%	89%	97%	99%
6	102%	100%	100%	106%	101%	99%
7	101%	101%	101%	101%	103%	102%
8	104%	101%	101%	110%	102%	101%
9	97%	99%	100%	94%	97%	99%
10	94%	98%	99%	94%	97%	99%
11	105%	101%	100%	115%	103%	101%
12	93%	99%	100%	81%	98%	98%
13	97%	100%	100%	88%	101%	100%
14	99%	100%	100%	100%	102%	101%
15	106%	100%	99%	121%	100%	98%
16	98%	98%	98%	94%	97%	98%
17	107%	100%	100%	117%	103%	100%
18	99%	99%	100%	97%	98%	99%
19	99%	100%	101%	115%	102%	101%
20	97%	99%	100%	97%	99%	101%
21	100%	98%	99%	105%	98%	99%
22	98%	100%	100%	96%	102%	101%
23	93%	100%	100%	88%	99%	99%
24	103%	100%	100%	103%	100%	99%
25	102%	100%	100%	105%	99%	100%
26	102%	100%	100%	100%	100%	100%
27	102%	99%	100%	102%	98%	100%

결과를 통해 10번 반복을 통해 얻은 피로 손상값으로 피로 연구를 진행하였으며, 최종적으로 하나의 스펙트럼으로부터 시계열을 생성하여 피로손상도를 계산하는 과정을 다음과 같이 식 (12)로 정의하였다.

$$D_T = \frac{\sum_{i=1}^{10} D_i \{Q_i(n)\}}{10} \quad (12)$$

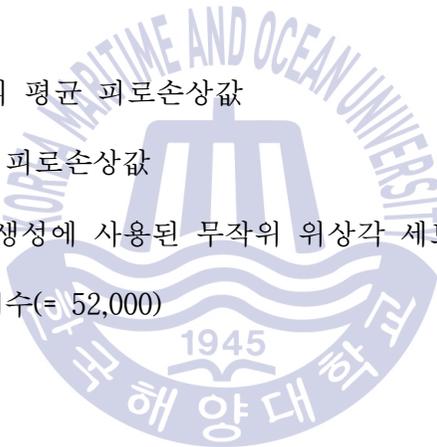
여기서 계수들은,

D_T : 30시간 시계열의 평균 피로손상값

D_i : 3시간 시계열의 피로손상값

$Q_i(n)$: i 번째 시계열생성에 사용된 무작위 위상각 세트

n : 주파수 성분의 개수(= 52,000)



제 3 장 피로손상모델

3.1 Dirlik 모델

Dirlik 모델은 레인플로우집계법을 이용하여 집계된 응력 범위의 분포를 한 개의 지수함수와 두 개의 레일리(Rayleigh)확률분포함수를 조합하여 근사한 방정식이다(Dirlik, 1985). 방정식을 유도하기 위해 α_1 과 α_2 를 주요변수로 하여 수행한 수치해석 결과값들의 적합화를 통해 얻은 방정식이다. 모델은 협대역뿐만 아니라 광대역 스펙트럼에 대해서도 안정적인 피로손상값을 도출한다. Dirlik model은 식 (13)과 같으며 응력범위 z 는 $2\sqrt{m_0}$ 로 표준화하였다.

$$p_{Dirlik}(z) = \frac{D_1}{Q} e^{-\frac{z}{Q}} + \frac{D_2 z}{R^2} e^{-\frac{z^2}{2R^2}} + D_3 z e^{-\frac{z^2}{2}} \quad (13)$$

여기서 각 계수들은,

$$x_m = \frac{m_1}{m_0} \left(\frac{m_2}{m_4} \right)^{\frac{1}{2}}$$

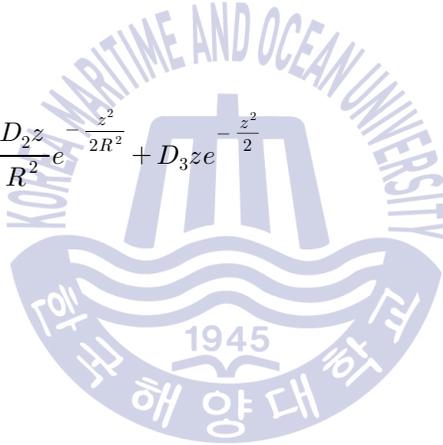
$$D_1 = \frac{2(x_m - \alpha_2^2)}{1 + \alpha_2^2}$$

$$D_2 = \frac{1 - \alpha_2 - D_1 + D_1^2}{1 - R}$$

$$D_3 = 1 - D_1 - D_2$$

$$Q = \frac{1.25(\alpha_2 - D_3 - (D_2 R))}{D_1}$$

$$R = \frac{\alpha_2 - x_m - D_1^2}{1 - \alpha_2 - D_1 + D_1^2}$$



이를 통해 피로손상도의 기대치를 계산하면 식 (14)과 같다.

$$E(D_{Dirlik}) = \frac{T_d v_p}{C} (2\sqrt{m_0})^m \left[\begin{array}{l} D_1 Q^m \Gamma(1+m) \\ + (\sqrt{2})^m \Gamma(1 + \frac{m}{2}) \\ (D_2 |R|^m + D_3) \end{array} \right] \quad (14)$$

3.2 Benasciutti-Tovo 모델

Benasciutti-Tovo 모델은 레인플로우집계법을 이용하여 계산된 피로손상도의 기대치 $E(D_{RFC})$ 는 범위집계법(Range Counting Method)을 이용해 결정한 식(15)의 $E(D_{RC})$ (Madsen et al., 1986)과 식 (16)의 협대역 스펙트럼 손상도 기대치 $E(D_{NB})$ (Bandat, 1964)의 사이값 임을 이용해 유도된 모델이다(Benasciutti & Tovo, 2005). 3개의 손상도 기대치는 식 (17)과 같은 관계에 있으며, 상한과 하한 손상도에 식 (18)의 가중치 b_{BT} 를 조절하여 광대역에서의 피로손상도 기대치가 결정된다.

$$E(D_{RC}) \cong \frac{\nu_p}{C} (\sqrt{2m_0} \alpha_2)^m \Gamma(1 + \frac{m}{2}) = E(D_{NB}) \alpha_2^{m-1} \quad (15)$$

$$E(D_{NB}) = \frac{\nu_0^+}{C} (2\sqrt{2\lambda_0})^m \Gamma(1 + \frac{m}{2}) \quad (16)$$

$$E(D_{RC}) \leq E(D_{RFC}) \leq E(D_{NB}) \quad (17)$$

$$b_{BT} = \frac{(\alpha_1 - \alpha_2) \left[\frac{1.112(1 + \alpha_1 \alpha_2 - (\alpha_1 + \alpha_2))}{e^{2.11\alpha_2} + (\alpha_1 - \alpha_2)} \right]}{(\alpha_2 - 1)^2} \quad (18)$$

범위 집계법의 손상도 기대치 $E(D_{RC})$ 와 협대역 스펙트럼 손상도 $E(D_{NB})$ 의 관

계를 통해 유도된 피로손상도 기대치는 식(19)와 같다.

$$\begin{aligned} E(D_{BT}) &= b_{BT}E(D_{NB}) + (1 - b_{BT})E(D_{RC}) \\ &= [b_{BT} + (1 - b_{BT})\alpha_2^{m-1}]E(D_{NB}) \end{aligned} \quad (19)$$

3.3 Park et al. 모델

JB 모델은 반쪽 가우시안 확률밀도함수와 2개의 레일리확률 밀도함수를 통해 응력 범위 분포를 근사한 모델이다(Park et al., 2014). 여러 종류의 밴드폭 변수를 확률밀도함수의 독립변수로 설정하였으며 광대역 스펙트럼에 대한 합리적인 피로손상값 기대치를 유도한다. Park et al. 모델의 확률밀도 함수는 식(20)과 같다. 응력범위 z 는 $2\sqrt{m_0}$ 로 표준화 하였다.

$$\begin{aligned} p_{JB}(z) &= c_1 \frac{2}{\sqrt{2\pi} \sigma_{Gau}} e^{\left(-\frac{z^2}{2\sigma_{Gau}^2}\right)} \\ &+ c_2 \frac{z}{\sigma_{Ray}^2} e^{\left(-\frac{z^2}{2\sigma_{Ray}^2}\right)} \\ &+ c_3 z e^{\left(-\frac{z^2}{2}\right)} \end{aligned} \quad (20)$$

여기서 계수들은

$$\alpha_2 > \frac{C_{MRR(2)} + \sqrt{C_{MRR(2)}^2 + 4(C_{MRR(2)} - C_{MRR(3)})}}{2}, \quad C_{MRR(2)} > C_{MRR(3)},$$

$$\alpha_2 < \frac{C_{MRR(3)}}{C_{MRR(2)}}$$

$$\alpha_2 < \frac{C_{MRR(2)} - \sqrt{C_{MRR(2)}^2 + 4(C_{MRR(2)} - C_{MRR(3)})}}{2}, \quad C_{MRR(2)} > C_{MRR(3)},$$

$$\alpha_2 < \frac{C_{MRR(3)}}{C_{MRR(2)}}$$

위의 조건들을 만족할 때,

$$c_1 = 1 - c_2 - c_3$$

$$c_2 = \frac{C_{MRR(2)} - C_{MRR(3)}}{\sigma_{Ray}^2(1 - \sigma_{Ray})}$$

$$c_3 = \frac{-\sigma_{Ray}C_{MRR(2)} + C_{MRR(3)}}{(1 - \sigma_{Ray})}$$

$$\sigma_{Gau} = \frac{1}{V_1 c_1} (C_{MRR(1)} - c_2 \sigma_{Ray} - c_3)$$

$$\sigma_{Ray} = \alpha_2$$

나머지 조건에서 계수는,

$$c_1 = 1 - c_3$$

$$c_2 = 0$$

$$c_3 = C_{MRR(3)}$$

$$\sigma_{Gau} = \frac{1}{V_1 c_1} (C_{MRR(1)} - c_3)$$

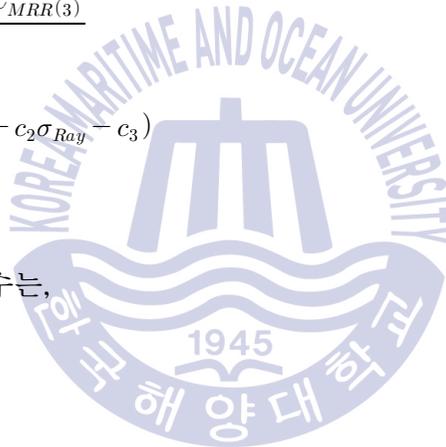
$$\sigma_{Ray} = \alpha_2$$

공통계수는 다음과 같다.

$$C_{MRR(1)} = \alpha_2$$

$$C_{MRR(2)} = \alpha_{0.95} \alpha_{1.97}$$

$$C_{MRR(3)} = \alpha_{0.54} \alpha_{0.93} \alpha_{1.95}$$



이로부터 계산되는 피로손상도 기대치는 식 (21)과 같다.

$$E(D_{JB}) = \frac{T_d v_p}{C} (2\sqrt{2m_0})^m \left[\begin{array}{l} \frac{c_1}{\sqrt{\pi}} \sigma_{Gau}^m \Gamma\left(\frac{m+1}{2}\right) \\ + c_2 \sigma_{Ray}^m \Gamma\left(1 + \frac{m}{2}\right) \\ + c_3 \Gamma\left(1 + \frac{m}{2}\right) \end{array} \right] \quad (21)$$



4. 광대역 사봉형 스펙트럼의 형상 및 수치해석 결과

4.1 광대역 사봉형 스펙트럼의 형상

본 연구에서 사용한 이상화된 광대역 사봉형 응력응답스펙트럼의 도식적인 형상은 Fig. 4과 같이 4개의 협대역 스펙트럼으로 구성된 광대역 스펙트럼이다. 첫 번째 모드 피크(mode peak)는 선박의 저주파수 운동, 두 번째 모드 피크는 선박의 파랑주파수 운동, 세 번째 모드 피크는 와류유기진동의 횡방향 진동, 그리고 네 번째 모드 피크는 와류유기진동의 종방향 진동을 의미한다. 사봉형 스펙트럼을 구성하는 각 4개의 모드 피크들은 충분한 협대역 스펙트럼으로 나타내기 위해서 각각 폭을 0.2rad/s로 설정하였다. 또한 스펙트럼의 위치나 상대적 크기에 따른 피로해석 결과를 파악하는 것이 연구의 목적이므로 스펙트럼은 사각형 스펙트럼으로 이상화하였다. 또한, 모드 피크의 위치는 각 운동 특성을 고려하여 선정하였다. 여기서 ω_{LF} , ω_{WF} , ω_{CF} , ω_{IL} 은 각각 모드 피크들의 위치를 의미한다. ω_{LF} 는 충분히 낮은 값인 0.15rad/s를 사용하였으며, ω_{WF} 는 다양한 파랑 주파수를 고려하기 위하여 0.5~1.1rad/s의 값을 사용하였다. ω_{CF} 는 와류유기진동 실험결과(Chen & Kim, 2010)를 근거로 발생주파수를 2.1~10.1rad/s의 값을 사용하였다. 종방향 진동의 운동 주파수는 횡방향 진동의 2배에서 발생하므로(Kim et al., 2016), ω_{IL} 은 ω_{CF} 의 2배의 값을 가진다. 사용된 변수들 값은 Table 3에 정리하였다.

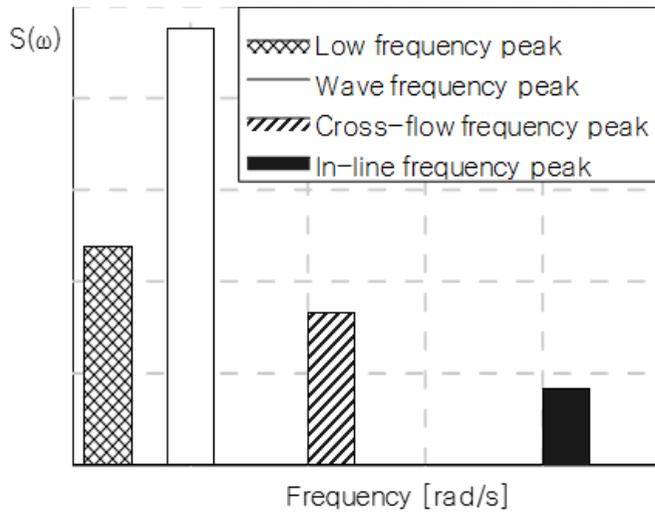


Fig. 4 Schematic of quarter-modal spectra

Table 3 Location of peaks

Location parameters	Frequency [rad/s]
ω_{LF}	0.15
ω_{WF}	0.5, 0.8, 1.1
ω_{CF}	2.1, 6.1, 10.1
ω_{IL}	$\omega_{CF} \cdot 2.0$

스펙트럼의 총면적 A_T 는 식 (22)와 같이 각 모드 피크들의 면적의 합으로 표현된다. 스펙트럼밀도의 값은 삼봉형 스펙트럼밀도 공식(Park et al., 2015)에 종방향 진동 모드 피크 변수를 추가하여 식 (23) ~ (29)와 같이 사봉형 스펙트럼 공식으로 표현한 뒤 각 모드 피크의 스펙트럼 밀도 값을 계산하였다. 여기서 각 모드 피크의 스펙트럼 밀도의 값들은 면적을 스펙트럼 폭으로 나누어 주어 계산하였다.

$$A_T = A_{LF} + A_{WF} + A_{CF} + A_{IL} \quad (22)$$

$$R_{LF} = \frac{A_{LF}}{A_{LF}} \quad (23)$$

$$R_{WF} = \frac{A_{WF}}{A_{LF}} \quad (24)$$

$$R_{CF} = \frac{A_{CF}}{A_{LF}} \quad (25)$$

$$S_{LF} = \frac{A_{LF}}{0.2} = \frac{A_T R_{LF}}{0.2(R_{LF} + R_{WF} + R_{CF} + R_{IL})} \quad (26)$$

$$S_{WF} = \frac{A_{WF}}{0.2} = \frac{A_T R_{WF}}{0.2(R_{LF} + R_{WF} + R_{CF} + R_{IL})} \quad (27)$$

$$S_{CF} = \frac{A_{CF}}{0.2} = \frac{A_T R_{CF}}{0.2(R_{LF} + R_{WF} + R_{CF} + R_{IL})} \quad (28)$$

$$S_{IL} = \frac{A_{IL}}{0.2} = \frac{A_T R_{IL}}{0.2(R_{LF} + R_{WF} + R_{CF} + R_{IL})} \quad (29)$$

면적변수 R_{WF} , R_{CF} , 그리고 R_{IL} 은 첫 번째 모드 피크 스펙트럼 면적에 대한 해당 모드 피크들의 면적 비율을 나타내는 변수로써, 각 모드 피크의 스펙트럼 밀도 값을 결정해주는 변수들이다. 면적변수들의 값은 삼봉형 스펙트럼을 이용한 피로해석 선행연구에서 제시된 값들을 사용하였으며(Park et al., 2015) 그 값들은 Table 4에 정리 하였다.

Table 4 Spectral density parameters of peaks

	Type I (Tri-modal)	Type II (Quarter-modal)	Type III (Quarter-modal)
A_T	1,000	$1,000 + \alpha$	1,000
R_{WF}	$10^{-0.8}, 10^0, 10^{0.8}$		
R_{CF}	$10^{-0.8}, 10^0, 10^{0.8}$		
S_{IL}	0 ($R_{IL} = 0$)	$S_{CF} / 15$ ($R_{IL} = 0$)	Eq. (5) ($R_{IL} = R_{CF} / 15$)

통계적 분석을 위해 스펙트럼의 면적은 총 3가지의 정규화 된 값을 사용하였다. Type I 은 면적이 1,000인 삼봉형 스펙트럼으로 종방향 진동의 모드 피크를 포함하지 않았으며, Type II는 Type I 의 삼봉형 스펙트럼에 종방향 진동의 모드 피크를 추가하여 만든 사봉형 스펙트럼이다. Type I 과 동일한 삼봉형 스펙트럼을 생성하기 위해서 R_{IL} 를 0으로 설정하였다. 식(29)에 의해 R_{IL} 이 0일 때, S_{IL} 은 0이 되기 때문에 S_{IL} 은 S_{CF} 의 15분의 1값을 인위적으로 사용하였다. 15분의 1값은 실험에서 종방향 진동응답이 횡방향 진동응답에 비해 매우 작다는 사실(Kim et al., 2016)을 고려하여 설정하였다. 스펙트럼의 면적은 $1,000 + \alpha$ 이며, 이때 α 는 종방향 진동의 추가로 인한 면적 증가량이다. 지금까지 고려되지 않았던 종방향 진동 현상을 고려하는 것이기 때문에 삼봉형 스펙트럼에 추가되는 종방향 진동의 모드 피크 면적 α 를 Type II에서 고려하는 것이 합리적인 방법이라고 판단된다. Type I 과 Type II의 피로손상도 비교는 종방향 진동의 고려 여부에 따른 라이저 시스템의 피로손상 증가도를 평가하는 것이 목적이다. α 는 스펙트럼마다 다른 값을 가지며 식 (30)으로 정의된다.

$$\alpha = \frac{S_{CF} * 0.2}{15} \tag{30}$$

Type I 과 Type II 에서는 종방향 진동의 모드 피크의 유무에 따른 라이저 시스템의 피로를 비교하였고, 사봉형 스펙트럼에 기존의 광대역 피로손상 모델들의 적합도를 평가하기 위해 면적이 1,000인 사봉형 스펙트럼 Type III 을 추가하였다. 피로해석 모델들의 피로도 비교 시 사용되는 스펙트럼의 면적은 항상 같은 값 즉 응답스펙트럼 에너지는 동일한 값을 사용하였는데, 이는 스펙트럼의 형상의 변화에 따른 피로손상 모델들의 종류에 따른 정확도만을 확인하기 위함이다(Benasciutti & Tovo, 2005). 최종적으로 고려된 스펙트럼은 3가지 Type, 9 가지 모드 피크들의 위치, 그리고 모드 피크들의 9가지 면적비율이 조합된 총 243가지이며 이들을 본 연구에서 사용하였다.

4.2 수치해석 결과

4.2.1 삼봉형, 사봉형 스펙트럼의 피로손상도 비교

종방향 진동에 의한 전체 시스템의 피로손상 증가도를 평가하고자 Type I 과 Type II 의 스펙트럼들을 이용하였다. 피로손상도 계산은 정도 높은 시간영역 피로평가기법을 사용하였다. 생성된 시계열로부터 응력 범위를 집계할 때 사용한 레인플로우집계법의 알고리즘은 3-points 알고리즘(ASTM, 1985)을 사용하였다. S-N 선도의 기울기 m 은 3인 경우와 5인 경우를 고려하였으며, 본 연구는 삼봉형 스펙트럼과 사봉형 스펙트럼의 형태에 따른 피로손상도 비교 연구이므로 재료 상수는 1로 정하였다. Type II로부터 생성된 스펙트럼의 피로 결과값을 Type I 으로부터 생성된 스펙트럼의 피로 결과값으로 나누어 Fig. 5와 같이 나타냈다. Type II 의 스펙트럼의 횡방향 진동 모드 피크와 종방향 진동 모드 피크의 크기는 모두 다르므로 각 경우의 피로도는 모두 다르며 스펙트럼의 면적도 Type II 가 Type I 에 비해 크기 때문에 Type II 스펙트럼의 피로손상도가 더 크리라 예측할 수 있고 이는 Fig. 5에서 모든 결과 값들이 1보다 크다는 사실을 통해 알 수 있다. Type II 의 종방향 진동 모드 피크의 면적은 횡방향 진동보다 1/15 정도로 작으나 종방향 진동으로 인해 증가한 피로도 증가도는 그렇지 않

은 경우의 10~30% 정도임을 알 수 있다.

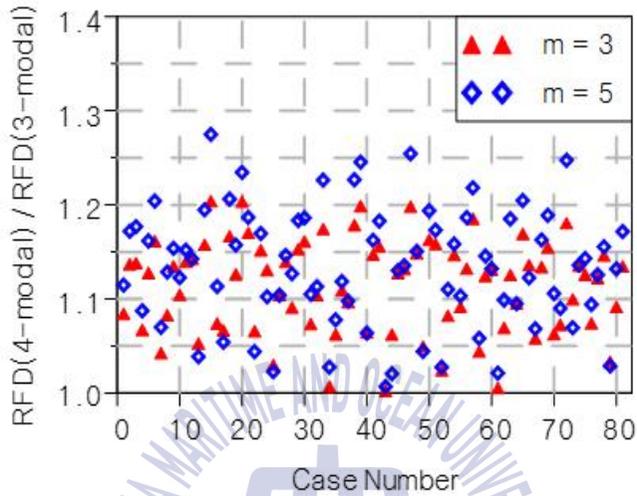


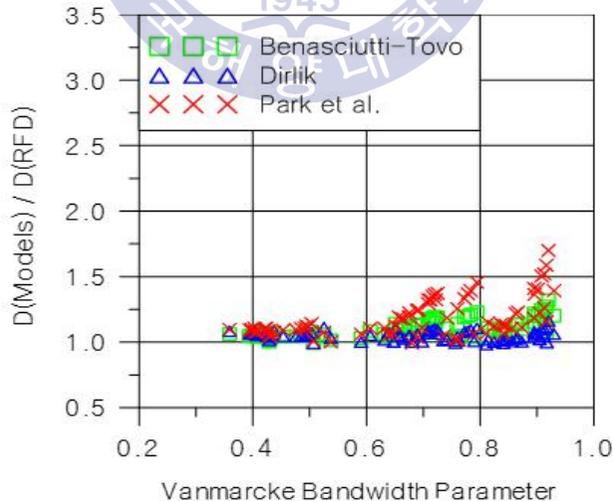
Fig. 5 Comparison of quarter- and tri-modal spectra fatigue damages

4.2.2 피로손상 모델 비교 분석

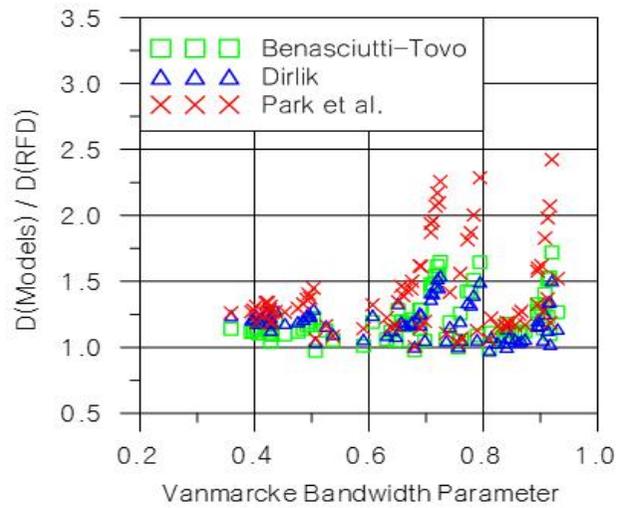
현재까지 나와 있는 피로손상모델들이 광대역 사봉형 스펙트럼에 대한 피로 해석 적합도를 평가하기 위해 Benasciutti-Tovo 모델, Dirlik 모델, 그리고 Park et al. 모델을 사용하여 피로손상도를 계산하였다. 이 세 모델은 삼봉형 스펙트럼에 대한 피로해석의 적합한 모델로 판명된바 있는 모델들이다(Park & Jeong, 2014). 사용한 사봉형 스펙트럼은 Table 4의 TypeⅢ와 같은 형태이다. 제시된 스펙트럼을 시간영역 피로해석법을 사용하여 계산한 손상도를 기준 손상도로 설정하였으며 각 피로손상모델로 계산한 손상도 값을 기준 손상도로 나누어 주었다. 이 값이 1에 가까울수록 사용된 모델의 신뢰도가 높다고 할 수 있다. 계산된 결과는 식 (31)과 같은 Vanmarcke 밴드 폭 매개변수(Vanmarcke, 1972)에 따라 나타났다.

$$q = \sqrt{1 - \frac{m_1^2}{m_0 m_2}} \quad (31)$$

Vanmarcke 밴드 폭 매개변수는 스펙트럼의 광대역성과 협대역성을 정량적으로 나타내는 변수로 그 값이 0에 가까울수록 협대역 스펙트럼이며, 1에 가까울수록 광대역 스펙트럼이라고 할 수 있다. 피로손상평가에 사용한 S-N 선도의 기울기 m 의 값이 3과 5인 두 경우에 대하여 평가하였으며 계산 결과는 Fig. 6에 나타내었다. 계산된 결과에 의하면 m 이 3인 (a)의 경우, 세 모델 모두 1로부터 편차가 발생한 것을 확인할 수 있었다. 특히, Benasciutti-Tovo 모델과 Park et al. 모델의 경우 Vanmarcke 밴드 폭 매개변수 값이 큰 영역에서 편차가 크게 나타났으며, Dirlik 모델은 상대적으로 편차가 작았다. m 이 5인 (b)의 경우 편차가 더욱 커져서 사용된 피로손상모델이 사봉형 스펙트럼에 대한 피로손상도가 적절히 평가되지 않는다는 것을 알 수 있었다. 이를 통해 라이저 설계 시 종방향 진동이 고려되면 새로운 피로손상모델이 필요함을 알 수 있다.

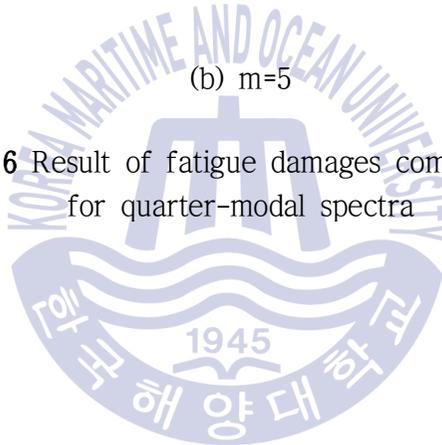


(a) $m=3$



(b) $m=5$

Fig. 6 Result of fatigue damages comparison for quarter-modal spectra



5. 새로운 피로손상모델 개발

5.1 피로손상모델 관계

3장과 4장에서 소개된 여러 광대역 피로 손상모델들 중 Dirlik 모델과 Park et al. 모델은 레인플로우집계법의 이론적 배경에 근거한 모델이 아닌 다양한 레인플로우집계법의 확률밀도함수 모양을 관찰하고 그 모양에 근사하는 함수의 형태를 유도한 모델이다. 반면 Benasciutti-Tovo 모델 개발과정에서는 아직 확립되지 않은 레인플로우집계법의 이론적인 배경을 확립하고자 하였다. Benasciutti-Tovo 모델의 가정은 레인플로우집계법을 사용하여 계산된 피로손상도는 오직 네 개의 스펙트럴 변수 m_0 , m_1 , m_2 그리고 m_4 의존적이라고 가정하였다. 또한 레인플로우집계법의 피로손상도는 상한인 범위집계법 피로손상도 기대치와 하한인 협대역 스펙트럼의 피로손상도 기대치에 선형적 가중치 b 를 사용해 식(32)와 같이 나타낼 수 있다고 가정하였다. 이 가정들을 토대로 가중치 b 는 네 개의 스펙트럴 변수로 구성된 α_1 , α_2 에 의해서 결정된다. 이 관계는 여러 종류의 광대역 스펙트럼의 수치해석 결과를 이용하여 새로운 방정식으로 유도되어 그 결과는 3장의 식 (18)과 같이 닫힌 형태의 방정식으로 제안되었다.

$$E(D_{RFC}) = bE(D_{NB}) + (1-b)E(D_{RC}) \quad (32)$$

4장에서 수치해석 결과에서 Benasciutti-Tovo 모델이 사봉형 스펙트럼에 적절하지 않다는 것을 밝혔으나, 본 연구에서는 접근방법과 이론적 배경은 합리적이라고 판단하였다. Benasciutti-Tovo 모델은 여러 연속적인 광대역 스펙트럼의 수치해석으로부터 유도된 반면, 본 연구에서는 제안하는 광대역 사봉형 스펙트럼은 협대역 스펙트럼으로 구성된 광대역 스펙트럼이므로 스펙트럴 변수의 경향이 기존의 모델과 약간 다를 것이라고 추정하였다. 이를 근거로 b 계수의 유

도 과정을 응용하여 새로운 선형 가중치 계수를 유도하였으며 이를 계수 s 로 명명하였다. 본 모델 개발에서 평균 응력 효과는 고려되지 않았다.

5.2 표준 스펙트럼

모델 개발을 위해서 표준 사봉형 스펙트럼의 모양을 고안하였으며, 이 스펙트럼은 라이저의 특성을 반영하면서도 발생 가능한 모든 종류의 사봉형 스펙트럼을 고려하였다. 표준 사봉형 스펙트럼의 개략적인 형상은 Fig. 7과 같다.

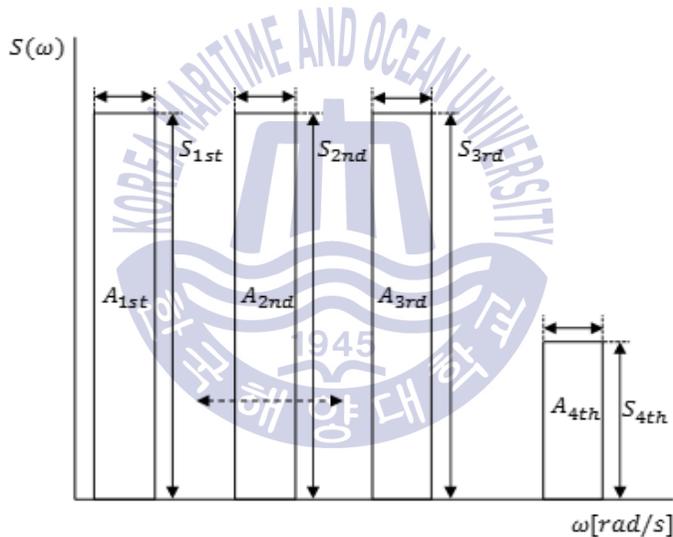


Fig. 7 Schematic of spectra for model development

설정된 스펙트럼 면적은 5,000이며, 각 피크의 폭은 0.2rad/s, 0.4rad/s 두 경우를 고려하였다. 첫 번째 모드 피크의 위치는 충분한 낮은 주파수인 0.05rad/s에 고정하였고, 세 번째 모드 피크의 위치는 와류유기진동 실험결과(Chen & Kim, 2010)에서 횡방향 진동이 0.2Hz에서 2.0Hz 범위에서 발생한다는 점을 고려하여 3가지 위치를 고려하였으며, 네 번째 모드 피크의 위치는 세 번째 모드 피크의

주파수의 2배 값을 갖도록 설정하였다. 두 번째 모드 피크의 위치는 첫 번째 모드 피크와 세 번째 모드 피크 사이에 25%, 50% 그리고 75% 위치에 반복해서 위치시켰다. 스펙트럼의 총면적 A_T 는 식 (33)과 같이 각 모드 피크들의 면적의 합으로 표현된다. 네 번째 모드 피크의 스펙트럼 밀도 값은 세 번째 모드 피크의 1/5, 1/20 두 값을 갖도록 설정하였다. 스펙트럼밀도의 값은 삼봉형 스펙트럼밀도 공식(Park et al., 2015)에 네 번째 모드 피크 변수를 추가하여 식 (34) ~ (40)과 같이 사봉형 스펙트럼 공식으로 표현한 뒤 각 모드 피크의 스펙트럼 밀도 값을 계산하였다.

$$A_T = A_{1st} + A_{2nd} + A_{3rd} + A_{4th} \quad (33)$$

$$R_{1st} = \frac{A_{1st}}{A_{1st}} \quad (34)$$

$$R_{2nd} = \frac{A_{2nd}}{A_{1st}} \quad (35)$$

$$R_{3rd} = \frac{A_{3rd}}{A_{1st}} \quad (36)$$

$$S_{1st} = \frac{A_{1st}}{0.2} = \frac{A_T R_{1st}}{0.2(R_{1st} + R_{2nd} + R_{3rd} + R_{4th})} \quad (37)$$

$$S_{2nd} = \frac{A_{2nd}}{0.2} = \frac{A_T R_{2nd}}{0.2(R_{1st} + R_{2nd} + R_{3rd} + R_{4th})} \quad (38)$$

$$S_{3rd} = \frac{A_{3rd}}{0.2} = \frac{A_T R_{3rd}}{0.2(R_{1st} + R_{2nd} + R_{3rd} + R_{4th})} \quad (39)$$

$$S_{4th} = \frac{A_{4th}}{0.2} = \frac{A_T R_{4th}}{0.2(R_{LF} + R_{WF} + R_{CF} + R_{IL})} \quad (40)$$

사용된 스펙트럼의 변수와 그 값들은 Table 5에 정리하였다. 최종적으로 9 가지 모드 피크들의 위치, 27가지 모드 피크들의 상대적 면적비율, 2가지 모드

피크 폭 그리고 2가지 네 번째 모드 피크의 면적 비율이 조합된 총 972가지 스펙트럼이 표준 스펙트럼으로 고려되었다. 이들을 통상적인 라이저의 응답 스펙트럼으로 가정하였다.

Table 5 Parameter of standard quarter-modal spectra

Parameters	Value
ω_{1st} [rad/s]	0.05
ω_{2nd} [%]	25, 50, 75
ω_{3rd} [rad/s]	2.0, 7.4, 12.8
ω_{4th} [rad/s]	$\omega_{CF} * 2.0$
A_T	5,000
B [rad/s]	0.2, 0.4
Max freq. [rad/s]	26
R_{1st}	1, 25, 50
R_{2nd}	1, 25, 50
R_{3rd}	1, 25, 50
R_{4th}	$R_{CF}/5, R_{CF}/20$

5.3 수치 시뮬레이션 및 모델개발

수치 시뮬레이션의 목적은 앞에서 언급한 표준 스펙트럼들의 선형 가중치 b 를 계산하는 것이다. 식(32)에서 정의한 b 계수에 대해서 피로손상도 기대치를 정리하면 식 (41)와 같이 정의된다. b 계수를 표준 스펙트럼으로부터 계산하고 기존의 모델과 비교하여 경향 차이를 파악하는 과정이 필요하다. 이 때 고려된 S-N 선도의 기울기는 3과 5이며, 재료상수의 경우 1을 사용하였다. 재료상수의 경우 수식의 정의에 따라 어떤 한 값을 사용하더라도 결과에는 영향을 미치지 않는다.

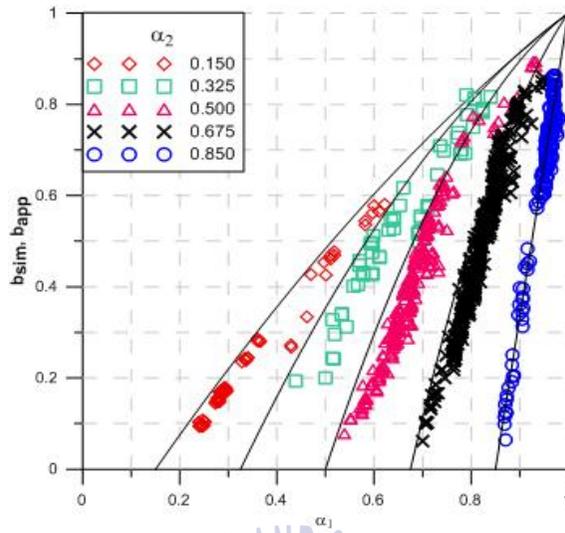
$$b = \frac{D_{RFC} - E(D_{RC})}{E(D_{NB}) - D(D_{RC})} \quad (41)$$

이 b계수를 α_2 와 α_1 쌍마다 계산하여 결과를 구하면 새로운 관계식을 구할 수 있다. 972가지의 표준 스펙트럼들은 α_2 , α_1 에 대해서 정의된 스펙트럼이 아닌 형상에 따라 유도된 스펙트럼들이기 때문에 그 값들이 모두 다르기 때문 때문에 972가지 스펙트럼을 0.15, 0.325, 0.500, 0.675, 0.850 다섯 가지의 α_2 값으로 나누어 수정하였다. α_2 마다 다양한 α_1 쌍을 생성하기 위해서 스펙트럼마다 스펙트럼 생성에 사용된 면적 변수 서로 다르게 조절하였다. 다섯 가지 α_2 마다 해당되는 경우의 수를 Table 6에 나타내었다.

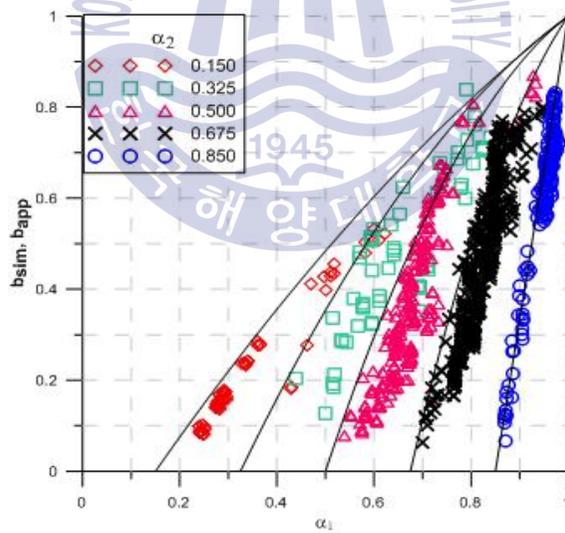
Table 6 Case number for each α_2

Parameter	Value				
α_2	0.15	0.325	0.5	0.675	0.85
Case number	69	62	240	432	169

972가지 표준 스펙트럼에 대해 식(41)으로 계산한 결과는 Fig. 8에 나타내었다. 그림에는 Benasciutti-Tovo 모델을 같이 나타내어 오차 정도를 확인할 수 있다.



(a) $m=3$



(b) $m=5$

Fig. 8 Fitting result of Benasciutti-Tovo model and simulation results

결과에서 Benasciutti-Tovo 모델은 같이 4봉형 스펙트럼의 b계수의 경향과 다른 경향을 보이고 있다. 특히 S-N 선도의 기울기가 3일 때 보다 5에서 오차가 더 크게 발생하는 사실을 알 수 있다. 또한 α_1 이 작은 영역에서는 α_1 이 큰 부분보다 오차가 더 크게 발생하는데 이를 통해 기존의 모델이 광대역성이 큰 스펙트럼에서 오차가 더욱 크다는 것을 알 수 있다.

가중치 b와 밴드폭 변수 α_1, α_2 의 새로운 정의가 필요하기 위해서 제시된 972가지의 데이터로부터 새로운 가중치 s를 정의하고자 하였다. 새로운 모델 유도를 위해서 사용된 방법은 최소자승법으로, 최소자승법은 각 데이터의 잔차의 제곱합이 최소가 되는 곡선을 만들어 내는 방법이다. 모델에 가장 적합한 형태를 보이는 목적함수들을 선정하였으며, 이를 통해 적합한 모델의 형태는 식(42)와 같이 최소자승직선이 주어진 자료에 대하여 어느 정도 적합한지를 나타내는 척도인 결정계수를 사용하여 제안한 목적함수 중에서 최적의 함수를 판단했다. 이때 고려된 S-N 선도의 기울기는 3으로 3일 때가 5일 때 보다 결과의 산포도가 낮으므로 경향성을 찾기 쉽기 때문에 3으로 선정하였다.

$$r^2 = \frac{S_t - S}{S_t} \quad (42)$$

여기서 각 계수는 다음과 같이 정의된다.

$$S_t = \sum_{i=1}^N (Y_i - \bar{Y})^2$$

$$\bar{Y} = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N Y_i$$

$$\begin{aligned} S &= \sum_{i=1}^N (Y_i - y_i)^2 \\ &= \{Y_i - (a + bx_i)\}^2 \end{aligned}$$

개발에 사용된 여러 수학 모델 중 가장 자료의 경향을 잘 나타내는 목적함수는 Full cubic, Rational, Full cubic 그리고 Simplified cubic를 선정하였다. 이들 함수에 최소자승법을 적용하면 유도된 식은 식(43) ~ (46)와 같다.

$$s = -0.06 - 0.26\alpha_1 + 1.72\alpha_2 + 3.77\alpha_1^2 - 5.19\alpha_2^2 - 1.71\alpha_1^3 - 8.73\alpha_2^3 - 3.64\alpha_1\alpha_2 - 4.17\alpha_1^2\alpha_2 + 18.68\alpha_1\alpha_2^2 \quad (43)$$

$$s = \frac{-0.089 + 1.55x_1 - 1.47x_2}{1 + 0.35x_1 - 1.31x_2} \quad (44)$$

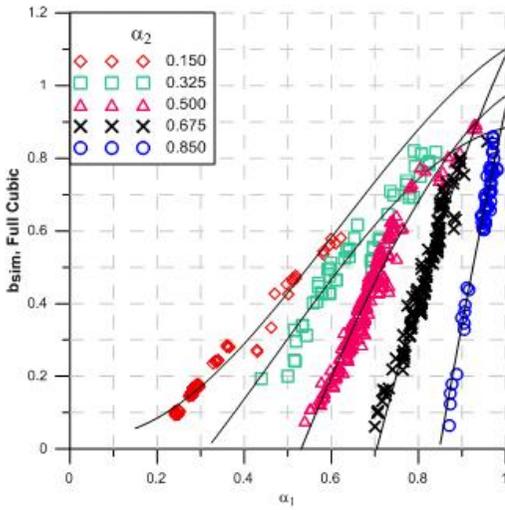
$$s = 0.07 + 2.01\alpha_1 - 3.53\alpha_2 - 2.63\alpha_1^2 - 4.53\alpha_2^2 + 9.06\alpha_1\alpha_2 \quad (45)$$

$$s = -0.59 + 4.88\alpha_1 - 0.76\alpha_2 - 8.22\alpha_1^2 + 0.54\alpha_2^2 + 5.93\alpha_1^3 - 1.33\alpha_2^3 \quad (46)$$

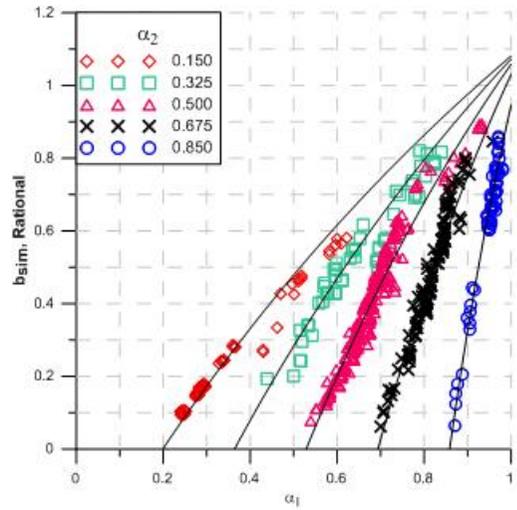
각 모델들의 정확도를 나타내는 상관계수와 결정계수는 Table 7에 나타내었으며 Fig. 9에 각 모델과 계산된 b계수를 같이 나타내었다.

Table 7 Coefficient of determination results of object functions

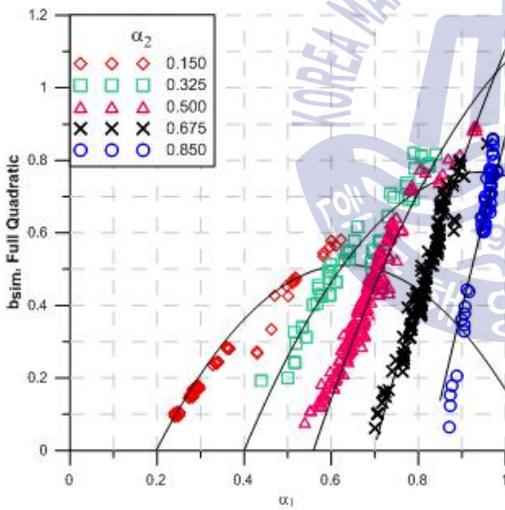
Model	Correlation coefficient (r)	Coefficient of Determination (r ²)
Full Cubic	0.981	0.962
Rational	0.978	0.957
Full Quadratic	0.970	0.941
Simplified Cubic	0.955	0.911



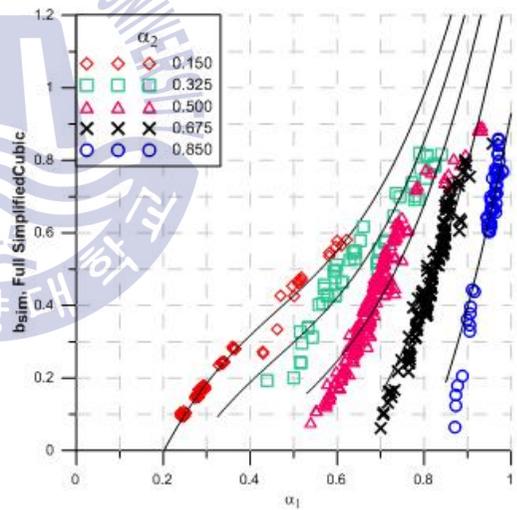
(a) Full cubic



(b) Rational



(c) Full Quadratic



(d) Simplified Cubic

Fig. 9 Plot results of least square method for object functions

위의 결과 중 결정계수로 판단하면 Full cubic 모델과 Rational 함수가 정확도가 가장 높다. 본 연구에서는 사봉형 스펙트럼의 경향을 잘 나타내는 함수를

찾는 것이 목표인데 Full cubic은 정확도는 높지만 경향성은 α_2 마다 편차가 크기 때문에 최적의 함수의 형태는 Rational 함수라고 판단했다. 그 결과 유도된 s계수의 형태는 식(47)과 같다. 새로 정의된 가중치는 s_{app} 로 명명한다.

$$s_{app} = \frac{-0.087 + 1.59\alpha_1 - 1.51\alpha_2}{1 + 0.46\alpha_1 - 1.43\alpha_2} \quad (47)$$

Benasciutti-Tovo 모델 모델과의 차이점은 Benasciutti-Tovo 모델의 모델에서는 2가지 경계조건을 사용하였다. 첫 번째 조건은 어떠한 α_1 과 α_2 에서도 계수의 최대값은 1이다. 이는 계수의 정의에 따라서 계수가 1보다 클 수 없기 때문이다. 두 번째 경계조건은 알파 α_1 과 α_2 가 같을 때 b계수가 0이라는 설정을 하였다. 본 연구에서 제시한 모델의 경우 α_2 가 작은 구간에서 첫 번째 조건을 만족하지 않는데 이는 계수가 1보다 클 때는 1이라는 조건문을 주었으며, 두 번째 조건에 대해서는 계수가 마이너스 일 때는 0값을 적용하게 하여 해결하였다. 이론상 스펙트럴 변수 α_1 와 α_2 가 같아야 하는데 자료들의 형태에서 이 조건을 만족하지 않으므로 새로운 계수가 이 조건을 만족시킬 수 없다고 생각된다. 시뮬레이션 결과를 보면 위의 두 조건을 만족하는 경우는 거의 없다.

또한 기울기 5에 대해서는 아래 Fig. 10과 같이 기울기 5에서는 오차를 발생시킨다. 피로해석에서 많이 쓰이는 값들은 보통 3,4,5 이며 기울기가 클수록 피로예측에서 큰 오차를 발생시킨다. 모델의 유도과정에서 기울기를 3으로 고려하였기 때문에 모델을 S-N 선도 기울기 5에 적용할 때 어느 정도 오차가 발생하게 된다.

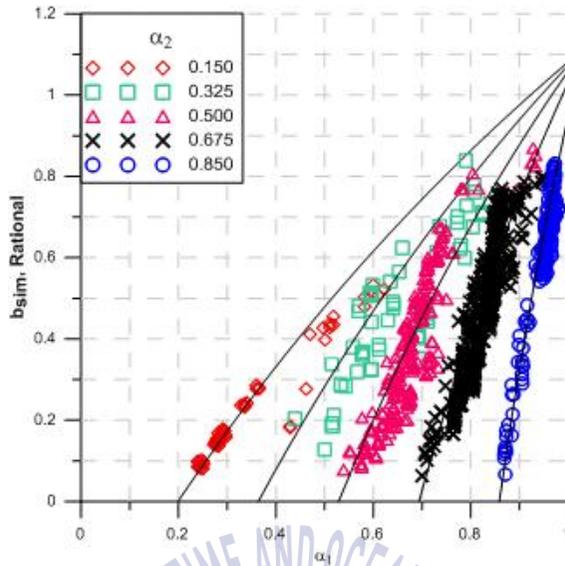
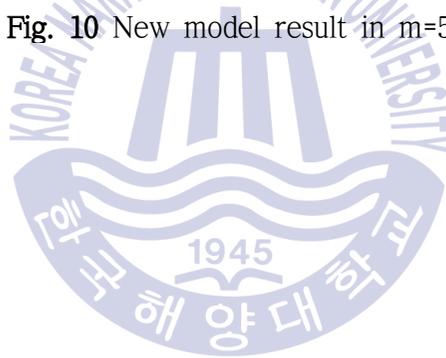


Fig. 10 New model result in $m=5$



6. 모델 검증

6.1 부유식 원유생산 및 저장설비 설치해역

개발된 모델을 실제 라이저의 피로해석에 적용하기 위해서는 실제 라이저의 응답 스펙트럼을 구체적으로 묘사할 필요가 있다. 수치적으로 해석을 수행하여 응답 스펙트럼을 얻는 것이 최적의 방법이나 각 해역 또는 플랫폼의 종류, 환경외력, 계류방식, 라이저의 길이 그리고 라이저 직경 등 여러 요소에 의해 응답의 스펙트럼의 형태는 매우 다양하다. 그러므로 여러 설계요소와 플랫폼의 운동특성을 고려하여 다양한 라이저의 응답 응력 스펙트럼으로 개발된 모델을 적용하는 것이 합리적이라 판단하였고, 대표적인 해양플랫폼인 부유식 원유생산 및 저장설비의 응력 응답 스펙트럼을 추정하고자 하였다.

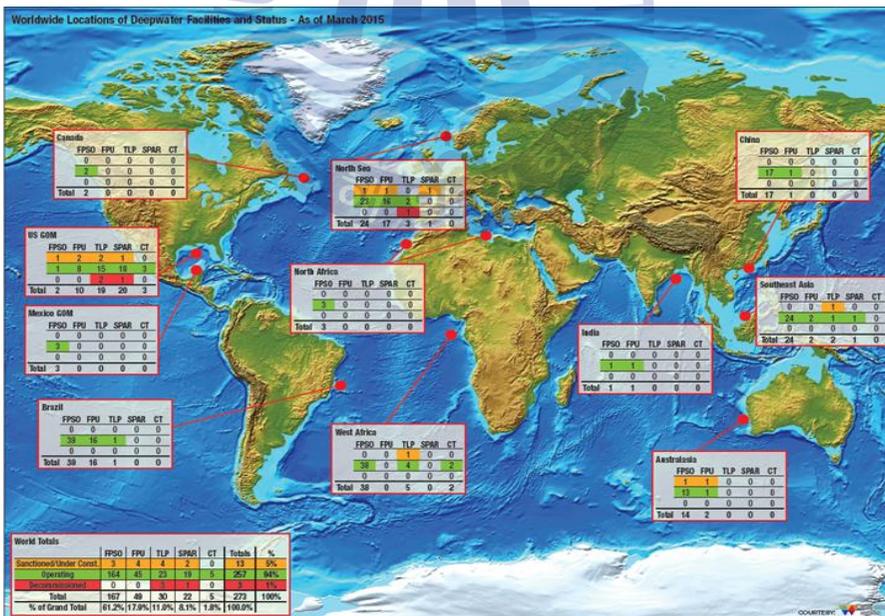


Fig. 11 Installation Status of offshore platform

(출처 : <http://www.offshore-mag.com>)

Fig. 11은 2015년 3월 중, 전 세계에서 운영 중, 건설 중, 철거 중인 해양 플랫폼의 설치 현황을 나타낸 자료로, 총 164대의 부유식 원유생산 및 저장설비가 11개의 해역에 설치되어 생산 활동을 진행 중이다. Table 8은 부유식 원유생산 및 저장설비의 설치 현황을 자세히 나타낸 것이다.

Table 8 Details of offshore platform installation status

Site	Operating	Under construction
Canada	2	-
US GOM	1	1
Mexico GOM	3	-
Brazil	39	-
North Sea	23	1
North Africa	3	-
West Africa	38	-
India	1	-
China	17	-
Southeast Asia	24	-
Australasia	13	1
Total	164	3

부유식 원유생산 및 저장설비는 전 세계 해역에 고루 설치 되어있지만 특히 설치된 4개의 주요 해역 서아프리카, 북해, 브라질 그리고 남중국해에 많이 설치되어있었다. 본 연구에서는 스펙트럼의 각 모드 피크의 위치 선정 시 4개 해상의 환경하중을 고려하였으며, 선정해역의 환경하중은 참고자료(DNV, 2010)를 활용하였다.

6.2 환경하중과 모드 피크의 위치

6.2.1 파랑하중

환경 외력 중 파랑 하중의 경우 100년 주기 파랑을 조사했으며, 주요 해역의 유의 파고와 파랑 스펙트럼의 피크 주기를 Table 9에 나타내었다.

Table 9 Return period of 100 years' s wave

Site	Hs [m]	Tp [s]
Norwegian Sea (Haltenbanken)	16.5	17.0 - 19.0
Northern North sea (Troll field)	15.0	15.5 - 17.5
North Sea (Greater Ekofisk area)	14.0	15.0 - 17.0
Nigeria(swell)	3.6	15.9
Nigeria(squalls)	2.7	7.6
Gabon(Wind generated)	2.0	7.0
Gabon(swell)	3.7	15.5
Ivory Coast(swell)	6.0	13.0
Angola (swell, shallow water)	4.1	16.0
Brazil(Campos Basin)	8.0	13.0
South China sea (Non typhoon)	7.3	11.1
South China sea (typhoon)	13.6	15.1

파랑하중은 저주파수 표류운동인 첫 번째 모드 피크와 1차 파랑 강제력인 두

번째 모드 피크에 영향을 준다. 저 주파수 표류운동은 계류된 선박의 전후동요, 좌우동요, 선수동요 운동에 나타내는 저주파수 운동으로 파랑 표류력에 의해 발생한다. 계류된 선박의 3가지 운동 모드는 공진 주기가 매우긴데 공진주기가 표류력의 공진 주기와 일치하게 되면 매우 큰 진폭의 운동이 발생하게 된다. 플랫폼의 종류나 계류방식, 계류선의 제원에 따라 공진주기는 변하지만 통상 주파수대는 통상적으로 0.02rad/s ~ 0.2rad/s 범위이다(DNV, 2010). 저 주파수 표류운동에 기인하는 첫 번째 모드 피크의 범위는 두 번째 모드 피크, 세 번째 모드 피크 그리고 네 번째 모드 피크의 변동 폭이 상대적으로 매우 작으므로, 충분한 저주파수 영역인 0.05rad/s에 고정했다.

Table 10 Possible maximum and minimum wave peak frequency in the main seas

Site	Tp [s]		Frequency [rad/s]	
	Minimum	Maximum	Minimum	Maximum
North Sea	15	19	0.33	0.42
West Africa	7	16	0.39	0.9
Brazil	13	13	0.48	0.48
South China sea	11.1	15.1	0.42	0.57

두 번째 모드 피크는 1차 파랑 강제력으로부터 기인한다. Table 9에 있는 파랑환경 자료는 각 주요 해역에서 다시 세분화된 해역 자료까지 포함하고 있는데 모든 세부 해역의 자료를 고려하여 최대 피크 주기의 최소 피크 주기를 선정하고 다시 각주파수로 환산하여 Table 10에 나타내었다. 각 해역의 스펙트럼에는 피크 주기 이외의 다른 주기들이 파랑들도 분포하나 본 연구에서는 가장 발생빈도가 높은 피크 주파수를 연구대상으로 고려하였다. Table 10의 내용을 참고하여 두 번째 모드 피크의 위치를 선정하였다.

6.2.2 조류하중

연구에 고려된 해상의 조류는 앞서 언급한 해역의 10년 유의주기 표면 조류 속도로 Table 11에 정리하였다(DNV, 2010). 각 해역의 수심에 대한 조류 분포도가 존재해야 라이저의 정확한 피로도를 추정할 수 있으나, 본 연구의 목적은 가능한 경우의 수를 고려하여 이를 스펙트럼으로 나타내어 피로 연구를 수행하는 것이 목적이므로 표면 속도를 최대속도로 가정하여 연구를 수행하였다.

Table 11 Return period of 10 years' s surface current

Site	Surface Velocity [m/s]
Norwegian Sea (Haltenbanken)	0.90
Northern North sea (Troll field)	1.50
North Sea (Greater Ekofisk area)	0.55
Nigeria	1.10
Gabon	0.91
Ivory Coast	0.90
Angola	1.85
Brazil(Campos Basin)	1.60
South China sea (Non typhoon)	0.85
South China sea (typhoon)	2.05

VIV 발생 고려 변수에는 조류의 속도뿐만 아니라 라이저의 직경도 고려해야 한다. 라이저의 직경과 조류 정보가 있으면 와류유기진동의 발생 가능한 횡방향 진동의 흘림 주파수를 식(48)을 사용해 추정할 수 있다. 여기서 St 는 스트로홀 숫자로서 통상 와류유기 진동 발생 시 0.2값을 가진다.

$$f_{shedding} = \frac{2\pi * U * St}{D} [rad/s] \quad (48)$$

여기서 각 계수는

U : 유체의 속도 [m/s]

St : 스트로홀수

D : 라이저 직경 [m]

통상 생산용으로 사용되는 라이저의 직경은 8~12in.이며 mm로 단위 환산을 할 경우 200 ~ 300mm이다(Howells, 1995). 본 연구에서는 해당 수치를 고려하여 라이저의 직경을 최소 200mm~최대 320mm까지 20mm 간격으로 케이스를 설정하여 주요 해역에서의 횡 방향, 종방향 진동의 홀림 주파수를 계산하였고, 최댓값, 최솟값을 Table 12에 정리하였다.



Table 12 Shedding frequency of Cross-flow motion and In-line motion in main seas depend on riser diameter

Outer Diameter 200mm			
Site	Current [m/s]	Cross-flow [rad/s]	In-line [rad/s]
West Africa	1.85	11.62	23.25
North Sea	1.5	9.42	18.85
Brazil(Campos Basin)	1.6	10.05	20.11
South China sea	2.05	12.88	25.76
Outer Diameter 320mm			
Site	Current [m/s]	Cross-flow [rad/s]	In-line [rad/s]
West Africa	1.85	7.26	14.53
North Sea	1.5	5.89	11.78
Brazil(Campos Basin)	1.6	6.28	12.57
South China sea	2.05	8.05	16.10

Table 12에서 횡방향 진동의 발생 최대 주파수는 12.88rad/s이며 최소 주파수의 경우 두 번째 모드 피크와 충분히 겹치지 않는 범위에서 설정하였다. 네 번째 모드 피크인 종 방향 진동의 발생 주파수는 횡방향 진동 주파수의 2배로 산출할 수 있다(Kim et al., 2016). 최대, 최소 발생 가능한 와류유기진동의 흘림 주파수를 Table 13에 정리하였다.

Table 13 Maximum and minimum shedding frequency of VIV

	Current [m/s]	Cross-flow [rad/s]	In-line [rad/s]
Maximum	2.05	12.88	25.76
Minimum	0.50	1.96	3.93

6.3 검증용 스펙트럼

6.2절의 내용을 바탕으로 라이저의 응답 스펙트럼의 각 모드 피크의 위치를 선정하였다. 검증용 스펙트럼의 생성방법은 4절에서 제안하였던 스펙트럼 사봉형 스펙트럼 밀도 공식 식(22) ~ (29)를 사용하였다. 네 번째 모드 피크의 면적 비율값은 참고자료(DNV, 2010)을 참고하여 세 번째 모드 피크의 면적 비율값의 1/10값을 사용하였다. 네 번째 모드 피크의 면적이 다른 모드 피크들에 비해 상대적으로 작은 값을 가지기 때문에 스펙트럼 총면적 m_0 의 값을 5,000으로 설정하여 시계열에서 이를 구분할 수 있도록 하였다.

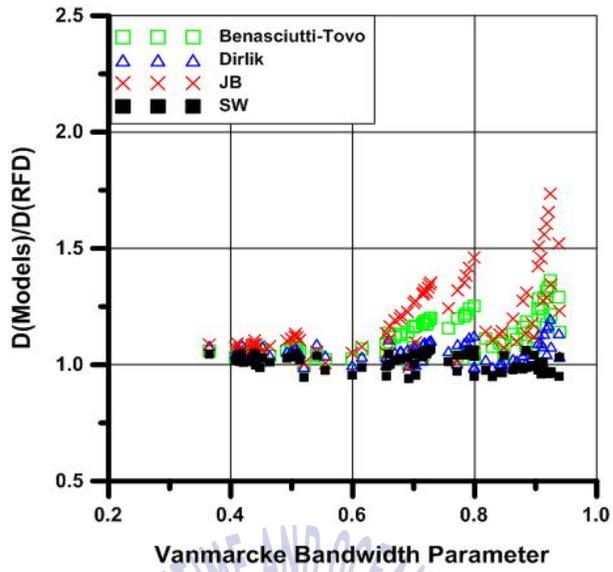
Table 14 Parameter of validation quarter-modal spectra

Parameters	Value
ω_{LF} [rad/s]	0.05
ω_{WF} [rad/s]	0.4, 0.7, 1.0
ω_{CF} [rad/s]	2.0, 7.25, 12.5
ω_{IL} [rad/s]	$\omega_{CF} * 2.0$
A_T	5,000
B [rad/s]	0.2
R_{LF}	1
R_{WF}	$10^{-0.8}$, 10^0 , $10^{0.8}$
R_{CF}	$10^{-0.8}$, 10^0 , $10^{0.8}$
R_{IL}	$R_{CF}/10$

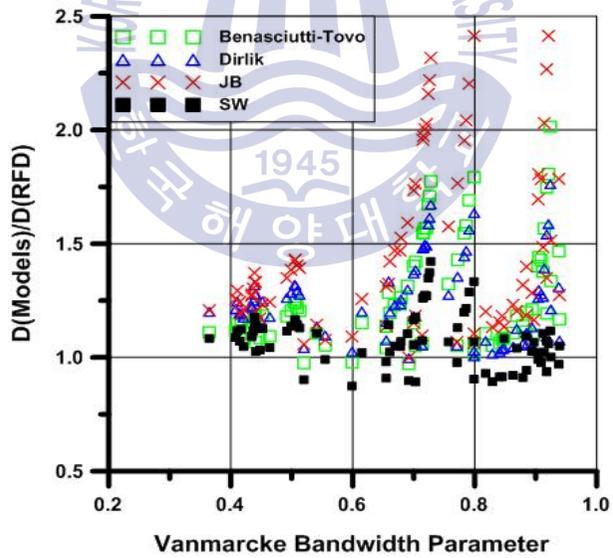
9가지 모드 피크들의 위치, 9가지 모드 피크들의 상대적 면적비율이 조합된 총 81가지 스펙트럼이 검증용 스펙트럼으로 고려되었다. 이 스펙트럼들은 앞 절에서 다루었던 스펙트럼들에 비해 실제 라이저의 응답에 가깝다고 할 수 있다.

6.4 검증 결과

검증용 스펙트럼에 대한 피로해석 적합도를 평가하기 위해 Benasciutti-Tovo 모델, Dirlik 모델, Park et al. 모델 그리고 새로 개발한 모델을 사용하여 피로 손상도를 계산하였다. 검증용 스펙트럼을 시간영역 피로해석법을 사용하여 계산한 손상도를 기준 손상도로 설정하였으며 각 피로손상모델로 계산한 손상도 값을 기준 손상도로 나누어 주었다. 이 값이 1에 가까울수록 사용된 모델의 신뢰도가 높다고 할 수 있다. 계산된 결과는 4절에서 언급한 식 (30)의 Vanmarcke 밴드 폭 매개변수에 따라 나타났다. 피로손상평가에 사용한 S-N 선도의 기울기 m 의 값이 3과 5인 두 경우에 대하여 평가하였으며 계산 결과는 Fig. 12에 나타내었다. 계산된 결과에 의하면 m 이 3인 (a)의 경우 Benasciutti-Tovo 모델과 Park et al. 모델의 경우 1로부터 편차가 다른 두 모델에 비해 발생한 것을 확인할 수 있다. 특히 Vanmarcke 밴드 폭 매개변수 값이 큰 영역 즉 스펙트럼이 광대역 스펙트럼에 가까울 때 편차가 크게 나타났으며, Dirlik 모델과 새로 개발된 모델은 상대적으로 편차가 작았다. m 이 5인 (b)의 경우 편차가 더욱 커지는데 네 모델 모두 1로부터 편차가 발생하지만 새로 개발된 모델의 경우 다른 세 모델에 비해 편차가 작은 편이다. 5절에서 언급한 바와 같이 개발된 새로운 모델은 선도의 기울기 3을 대상으로 개발되었기 때문에 5에서 편차가 발생할 수 있으나 다른 세 모델에 비해 안정적이라고 할 수 있다. 오차가 심한 부분은 특정 모델에서만 오차가 크게 발생하는 것이 아니라 모든 모델에 대해서 고루 발생하는데 이 부분에 대한 수정이 필요할 것이다. 이를 통해 라이저 설계 시 종방향 진동이 고려되었을 때 새로 개발된 모델이 다른 모델에 비해 안정적인 피로손상도를 계산할 수 있음을 증명하였다.



(a) $m=3$



(b) $m=3$

Fig. 12 Validation result of new model

7. 결 론

본 연구에서는 라이저의 피로손상평가 시 선박의 저주파수, 광대역 주파수 운동과 와류유기진동의 횡방향 진동뿐만 아니라 기존에는 고려되지 않았던 종방향 진동 현상까지 고려하였다. 라이저의 응답스펙트럼을 광대역 사봉형 스펙트럼으로 가정하여 피로해석 연구를 진행하였다. 스펙트럼으로부터 합리적인 피로손상도를 얻는 방법을 새로 제안하여 시계열의 적절한 생성 반복횟수를 결정하였다. 종방향 진동의 고려 여부에 따른 라이저 시스템의 피로손상 증가 정도를 확인하기 위해 이상화된 삼봉형 스펙트럼과 사봉형 스펙트럼의 피로손상도를 시간영역 피로해석 기법으로 계산하여 비교하였다. 이를 통해 종방향 진동 현상을 고려함으로써 증가하는 전체 시스템의 피로손상도는 S-N 선도의 기울기에 따라 10~30% 정도의 차이를 보였다. 또한, 광대역 스펙트럼의 피로손상 해석에 사용되는 피로손상모델들을 소개하였다. 주파수영역 피로평가방법과 시간영역 피로평가방법을 적용하여 피로손상 결과를 계산하고 두 값을 비교하여 소개된 피로손상모델의 적합성을 평가하였다. 연구결과에 의하면 광대역 사봉형 스펙트럼에서는 기존의 피로손상모델들이 적합하지 않으며 S-N 선도의 기울기에 민감하다는 사실을 알 수 있었다. 이는 피크형 광대역 스펙트럼과 연속형 광대역 스펙트럼에서 밴드폭 변수의 경향이 다르기 때문이라고 추정된다. 이 결과들을 토대로 광대역 사봉형 스펙트럼에 대해 적절한 피로손상모델을 개발하는 연구를 수행하였으며, Benasciutti-Tovo모델의 개발 방법을 응용하여 사봉형 광대역 스펙트럼에 적합한 새로운 피로손상모델을 유도하였다. 개발된 모델에 대한 검증의 방법으로는 수치 시뮬레이션이 아닌 실제 부유식 원유생산 및 저장설비가 설치된 해역의 환경하중을 조사하여 라이저의 응답 스펙트럼을 추정하였다. 새로운 모델을 검증용 사봉형 스펙트럼에 적용하였을 때 새로운 모델이 기존의 광대역 피로손상 모델보다 안정적이고 적합한 모델임을 확인할 수 있었다. 이 모델은 추후 지금까지 고려되지 않았던 종방향 진동까지 라이저 설계에 반영 시 기존의 모델들 보다 합리적인 결과 값을 줄 것이며 이는, 라이저의 설계 기법에 반영할 수 있을 것으로 생각된다.

참고 문헌

- ASTM International., 1990. Standard Practices for Cycle Counting in Fatigue Analysis. American Society for Testing and Materials, E1049-85.
- Baarholm, G. S., Larsen, C. M. & Lie, H., 2006. On Fatigue Damage Accumulation from In-line and Cross-flow Vortex-induced Vibrations on Risers. *Journal of Fluids and Structures* 22, 109-127.
- Benasciutti, D. & Tovo, R., 2005. Spectral Methods for Life Time Prediction under Wide-band Stationary Random Processes. *International Journal of fatigue* 27(8), 867-877.
- Bendat, J. S., 1964. Probability Functions for Random Responses: Prediction for Peaks, Fatigue damage, and Catastrophic Failures. National Aeronautics and Space Administration. Vol(33).
- Chen, Z. S. & Kim, W.J., 2010. Numerical investigation of Vortex Shedding and Vortex-induced vibration for flexible riser models. *Journal of Naval Architecture and Ocean Engineering*, 2, 112-118.
- Dirlik, T., 1985. Application of Computers in Fatigue. Ph.D Thesis, University of Warwick.
- DNV, 2005. Recommended Practice DNV-RP-F204 Riser Fatigue. Det Norske Veritas(DNV), Norway.
- Jiao, G. & Moan, T., 1990. Probabilistic Analysis of Fatigue due to Gaussian Load Processes. *Probabilistic Engineering Mechanics*, 5(2), 76-83.
- Kim, S.W., Lee, S.J., Park, C.Y. & Kang, D.H., 2016. An Experimental Study of a Circular Cylinder's Two-degree-of-freedom Motion Induced by Vortex. *International Journal of Naval Architecture and Ocean Engineering*, 8(5).
- Matsuishi, M. & Endo, T., 1968. Fatigue of Metals Subjected to Varying Stress. Japan Society of Mechanical Engineers, Fukuoka, Japan, 37-40.
- Miner, M. A., 1945. Cumulative Damage in Fatigue. *Journal of Applied Mechanics*, 12, 159-164.
- Park, J.B. & Chang, Y.S., 2015. Fatigue Damage Model Comparison with Formulated Tri-modal

- Spectrum Loadings under Stationary Gaussian Random Processes. *Ocean Engineering* 105, 72-82.
- Park, J.B., Choung, J.M. & Kim, K.S., 2014. A New Fatigue Prediction Model for Marine Structures Subject to Wideband Stress Process. *Ocean Engineering* 76, 144-151.
- Park, J.B., & Jeong, S.M., 2014. Fatigue Damage Model Comparison with Tri-modal Spectrum under Stationary Gaussian Random Processes. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 28(3), 185-192.
- Park, J.B., Kim, K.S., Choung, J.M., Yoo, C.H. & Ha, Y.S., 2011. Data Acquisition of Time Series from Stationary Ergodic Random Process Spectrums, *Journal of Ocean Engineering and Technology* 25, 120-126.
- Trim, A. D., Braaten, H., Lie, H. & Tognarelli, M. A., 2005. Experimental Investigation of Vortex-induced Vibration of Long Marine Risers. *Journal of Fluids and Structures* 21, 335-361.
- Vanmarcke, E. H., 1972. Properties of Spectral Moments with Applications to Random Vibration. *Journal of the Engineering Mechanics Division*, 98(2), 425-446.
- Wang, K., Tang, W. & Xue, H., 2015. Time Domain Approach for Coupled Cross-flow and In-line VIV Induced Fatigue Damage of Steel Catenary Riser at Touchdown zone. *Marine Structures*, 41, 267-287.
- Wirsching, P. H. & Light, M. C., 1980. Fatigue under Wide Band Random Stresses. *Journal of the Structural Division, ASCE(American Society of Civil Engineers)*, 106(7), 1593-1607.