

# 풍하중의 변동성을 고려한 LNG 하역구조물의 신뢰성해석

Reliability analysis of LNG unloading arm considering variability of wind load

김 동 현<sup>1)</sup> · 임 종 권<sup>2)</sup> · 고 재 필<sup>3)</sup>  
Kim, Dong Hyawn · Lim, Jong Kwon · Koh Jae Pil

**요약** : 풍속의 확률분포를 고려한 통영생산기지 LNG 하역설비인 Unloading arm의 신뢰성해석을 수행하였다. 기상대의 풍속 관측기록을 이용하여 풍속의 극치분포를 추정하였으며 구조물에 가해지는 풍하중은 풍속과 풍압계수를 적용한 분포하중으로 고려하였다. 하역설비는 판요소와 입체요소를 이용하여 모델링하였고 지면접촉부는 접촉요소를 이용하여 압축력에만 저항하도록 하였다. 신뢰성해석을 위해서 주요부위의 최대응력을 표현하는 응답면을 구하였으며 이 값이 허용응력 및 항복응력을 초과하는지의 여부를 신뢰함수로 정의하여 파괴확률을 구하였다. 또한, 재료강도의 저하가 파괴확률에 미치는 영향을 파악하기 위하여 민감도 분석을 수행하였다.

**ABSTRACT** : Considering wind speed uncertainty, reliability analysis of the LNG unloading arm at Tongyoung Production Site was performed. Extreme distribution of wind speed was estimated from the data collected at the weather center and wind load was calculated using wind velocities and coefficients of wind pressure. The unloading arm was modeled with plate and solid elements. Contact elements were used to describe the interface between base of structure and ground. Response surface for maximum effective stress was found for reliability analysis and then reliability functions was defined and used to determine exceeding probability of allowable and yield stresses. In addition, sensitivity analysis was also performed to estimate the effect of possible material deterioration in the future.

**핵심용어** : 신뢰성, 응답면기법, 불확실성, 풍하중, 극치분포, 액화천연가스, 하역설비, 위험도

**KEYWORDS** : Reliability, Response surface method, Uncertainty, Wind load, Extreme value distribution, LNG, Unloading Arm, Risk

## 1. 서론

한국가스공사 통영생산기지에서 설치·운영중인 액화천연가스(LNG) 하역시설인 unloading arm은 남해안 일대의 설계기준풍속인 풍속 40m/sec(10분 평균)에 대하여 안전성을 확보하도록 설계되었다. 그러나, 풍속의 재현이라는 것은 확률적인 사건으로 수명기간 동안 설계기준풍속을 초과하는 강풍이 내습할 확률은 상존하고 있으며 최근의 대형 태풍 내습으로 인한 연안 구조물의 붕괴사고는 이러한 우려를 현실로 만들어 주고 있다(한국해양연구원, 2004). 대상시설물인 unloading arm 시설물은 전량 수입에 의존하고 있고 체계적인 안전성평가 방법 및 절차가 없는 실정으로서 그 안전성 수준에 대한 정확한 판단 및 위험관리를 위한 적절한 의사결정

에 어려움이 있었다. 따라서, 본 연구에서는 unloading arm이 통영지역 풍속의 변동성을 고려한 신뢰성 해석을 통해 확률론적 안정성을 평가하고자 하였다.

실규모 구조물의 신뢰성 해석에는 묵시적(implicit) 신뢰함수를 사용하기 때문에 유한요소해석기법을 이용해야 한다. 유한요소해석기법으로 각 단계별 구조해석결과를 이용하여 응답면을 추정한 후 이를 이용하여 신뢰성해석을 수행하는 응답면기법을 이용하였다(Halder, 2003). 이성로 등(2004)은 격납구조물의 신뢰성 해석을 수행하였다. 이들은 상용프로그램을 이용하여 신뢰함수에 참여하는 변수들의 응답면을 구한 후 Level II 기법으로 신뢰성해석을 수행하였다. 본 연구에서도 기존에 개발된 응답면기법을 이용하여 unloading arm의 신뢰성 해석을 수행하였다.

1) 교신저자, 정회원, 군산대학교 교수, 공학박사  
(Tel: 063-469-1862, Fax: 063-463-9493, E-mail: eastlite@nate.com)  
2) 정회원, 아이엠기술단 대표이사, 공학박사(jklim54@korea.com)  
3) 한국가스공사 연구원(jpkoh@kogas.or.kr)

본 논문에 대한 토의를 2007년 10월 31일까지 학회로 보내주시면 토의 회답을 게재하겠습니다.

풍속의 확률적 변동성을 수립하기 위해서는 인근의 통영기상대 풍속관측 자료를 이용하였으며 구조해석은 설계사(Niigata)에서 제공한 구조계산서와 일부의 설계도면을 이용하였다. 풍향에 대한 정보는 통계자료의 부족으로 정밀하게 고려할 수 없었으며 이를 보완하기 위해 서로 직각인 네 방향에 대한 구조해석을 각각 수행하였다. 결정론적 구조해석에서는 설계풍속에 대한 주요부위의 응력을 검토하였으며 확률론적 구조해석에서는 주요부위 최대응력을 모사하는 응답면을 추정하고 이를 이용하여 Level II 기법으로 신뢰성 해석을 수행하였다. 신뢰성 해석은 허용응력과 항복응력을 초과할 확률을 각각 산정하였으며 각각에 대하여 1년내 파괴확률과 50년내 파괴확률을 산정하였다.

통영생산기지의 Unloading Arm에 대한 확률적 구조해석을 수행하기 위해서는 생산기지 현장의 과거 풍속자료가 필요하나 생산기지에서 30년 이상의 풍속자료를 얻는 것은 현실적으로 불가능하다. 따라서, 생산기지의 풍속기록을 대체하기 위해서 가장 가까운 통영기상대의 풍속 관측자료를 이용하였다. 또한, 구조물의 설계에 사용되는 모든 물리적 특성, 기하학적 특성, 외력요인 등은 확률적 변동성을 가지지만 본 연구에서는 풍속의 변동성을 제외한 다른 설계변수의 확률적 변동성은 고려하지 않았다. 그리고, 실제 강풍에 의한 구조물의 붕괴는 동적 거동과 밀접하게 관련되어 있어 와류현상에 의한 피로파괴가 나타나는 것이 일반적이지만 풍하중을 정적으로 재하하고 단지 최대풍속의 변동에 의한 파괴확률을 평가하여 위험시설물의 관리지들로 하여금 간편하게 위험도를 평가할 수 있는 방법을 제시하고자 한다.

## 2 풍속의 확률분포

### 2.1 극치분포

풍속의 확률분포는 극치분포를 따르는 것으로 알려져 있다(Ang et al, 1975). 따라서, Type I, Type II 및 Type III 극치분포함수를 이용하여 통영지역 풍속분포를 추정하였다. 우선, Type I 분포함수는 다음과 같다.

$$F_{X_n}(x) = \exp[-\exp - \alpha_n(x - u_n)] \quad (1)$$

여기서,  $u_n$  과  $\alpha_n$  은 각각 특성최대치 및 역분산척도이며 모멘트법에 의하면 다음과 같이 구할 수 있다.

$$\alpha_n = \frac{\pi}{\sqrt{6}\sigma_{X_n}}, \quad u_n = \mu_{X_n} - \frac{0.577216}{\alpha_n} \quad (2), (3)$$

한편, Type II 분포의 누적확률분포함수는 식 (4)와 같다.

$$F_{Y_n}(y) = \exp\left[-\left(\frac{v_n}{y}\right)^k\right] \quad (4)$$

여기서  $v_n$  은 특성최대치를 의미하고  $k$  는 형상변수를 의미하며 Type I 의 분포와  $X_n = \log Y_n$  의 관계가 성립하므로 다음의 관계가 있다.

$$u_n = \log(v_n), \quad \alpha_n = k \quad (5), (6)$$

Type I 및 Type II 분포가 확률변수의 범위에 제한이 없는 반면 Type III 분포는 하한 또는 상한의 값을 가지는 분포이다. 어떤 최소값들을 이용하여 Type III 분포 추정한다면 확률밀도함수는 하한치를 가지며, 최대값들을 이용하여 분포를 추정한다면 최대치를 가진다. 최대값을 이용한 Type III 분포의 누적확률분포함수는 다음의 식과 같다.

$$F_{Z_n}(z) = \exp\left[-\left(\frac{w-z}{w-w_n}\right)^k\right]; \quad (z \leq w) \quad (7)$$

여기서,  $w, w_n, k$  는 각각 자료의 상한치, 특성최대치 및 역분산치이며 편심계수(skewness coefficient)를  $\theta_{Z_n}$  이라 할 때 다음의 관계가 있다.

$$\theta_{Z_n} = \frac{-2I^3(1+1/k) + 3\Gamma(1+1/k)\Gamma(1+2/k) - \Gamma(1+3/k)}{[\Gamma(1+2/k) - \Gamma^2(1+1/k)]^{3/2}} \quad (8)$$

$$w_n = \mu_{Z_n} - A(k)\sigma_{Z_n} \quad (9)$$

$$w = w_n + B(k)\sigma_{Z_n} \quad (10)$$

위 식에서  $\Gamma(\cdot)$  는 감마함수를 나타내며  $A(k), B(k)$  는 다음과 같다.

$$A(k) = \frac{1 - \Gamma(1+1/k)}{[\Gamma(1+2/k) - \Gamma^2(1+1/k)]^{1/2}} \quad (11)$$

$$B(k) = [\Gamma(1+2/k) - \Gamma^2(1+1/k)]^{-1/2} \quad (12)$$

### 2.2 통영지역 풍속기록

그림 1에서 보는 바와 같이 통영생산기지와 가장 가까운 기상관측소는 통영기상대이다. 따라서, 통영기상대에서 제공받은 과거 34년간의 풍속기록을 본 연구에 이용하였다. 그림 2

는 1971년부터 2004년까지 통영기상대에서 관측한 최대풍속 (10분 평균)의 년별 극값을 보여주고 있다. 이중 1973년에 기록된 최대풍속 31.8m/s가 가장 큰 값이고 1971년에 기록된 12.4m/s가 가장 작은 값이었다.

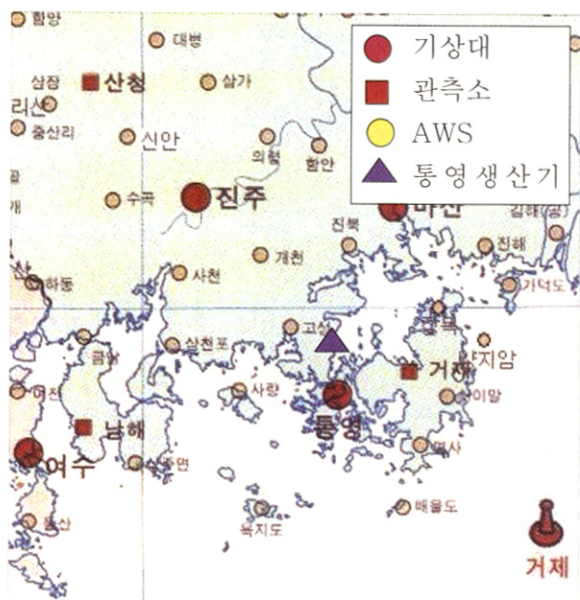


그림 1. 통영기상대 및 생산기지 위치도

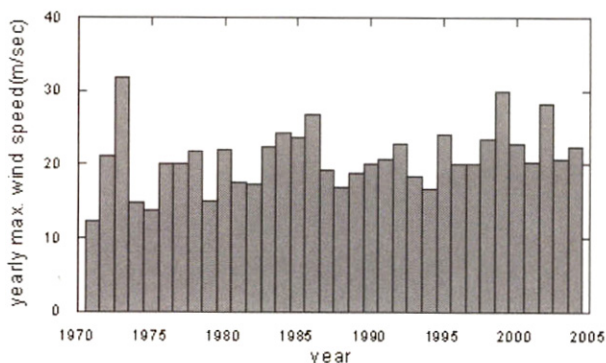


그림 2. 통영기상대 관측 최대풍속 년최대치

통영기상대의 풍속계는 지상고도 15.2m에 설치되어 있다. 그러나, 크레인과 같은 하역기계에 대한 설계기준의 기준고도는 15m이므로 고도에 대한 보정이 필요하다. 고도에 관한 보정은 설계기준(항설1999)에 제시되어 있는 다음의 식을 사용한다.

$$U_h = U_0(h/h_0)^n \tag{13}$$

여기에서  $h_0, h$ 는 기준고도와 고도를  $U_0, U_h$ 는 각 높이에 서의 풍속을 의미한다. 높이에 따른 속도변화를 설명하는 지 수  $n$ 은 1/10~1/4을 사용하지만 일반적으로  $n \geq 1/7$ 을 사용하는 경우가 많다. 본 연구에서는 1/7을 사용하였으며 이

식을 이용하여 통영기상대 관측 풍속을 지상고도 15m의 값으로 환산하였다.

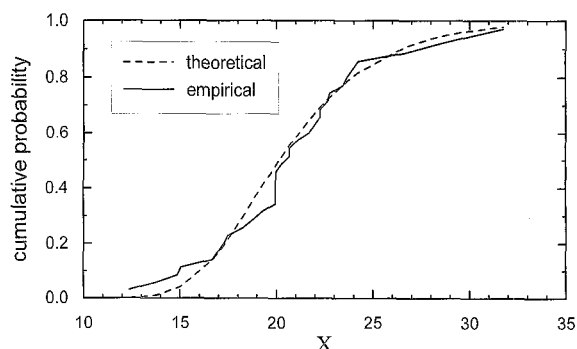
모멘트법을 이용하면 극치분포에 사용되는 각 변수들을 추정할 수 있다. 풍속자료의 평균과 표준편차를 이용한 Type I 분포의 변수들은  $\alpha_n=0.2998$ ,  $u_n=18.917$ 이다. Type II 분포의 변수 추정에는 최대풍속 데이터에 로그를 취한 후 Type I 분포에서와 같은 방법을 적용할 수 있는데 다음의 추정식으로부터 구한 결과는 각각  $v_n=18.604$ ,  $k=6.1988$ 이다. 마지막으로 Type III 분포의 변수는  $w_n=19.096$ ,  $w=45.262$ , 및  $k=6.691$ 이다.

### 2.3 적합성검토

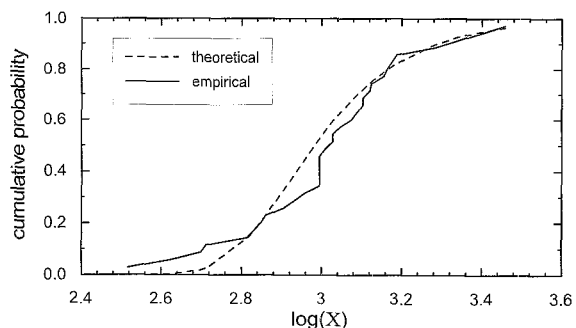
추정분포와 자료사이의 적합성을 평가하기 위하여 K-S시험법을 사용하였다. 이 방법은 추정함수에 의한 이론적 누적확률분포( $F_{X_n}(x)$ )와 관측데이터의 실험적 누적확률( $F_{X_n}^{emp}(x)$ )사이의 최대 오차를 평가하며 이를 다음의 식으로 표현한다.

$$D_n = \max |F_{X_n}(x) - F_{X_n}^{emp}(x)| \tag{14}$$

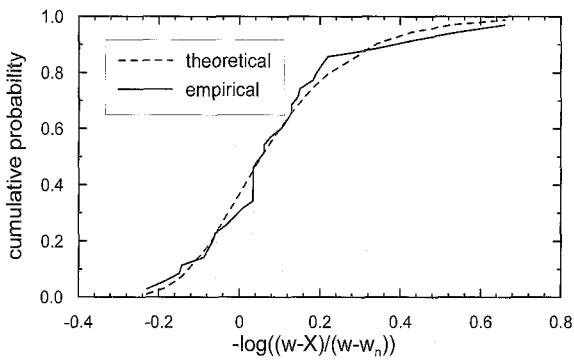
앞절에서 추정한 3개의 극치분포에 대하여 풍속에 따른 누적확률을 그림으로 나타내면 그림 3과 같으며 각 극치분포에 대한 누적확률오차( $D_n$ )은 표 1과 같다.



(가) Type I 극치분포



(나) Type II 극치분포



(다) Type III 극치분포  
그림 3. 극치분포의 누적확률

표 1. K-S 시험법에 의한 누적확률의 최대오차

구분	Type I	Type II	Type III
$D_n$	0.1579	0.2005	0.1266

평가 결과 5% 유의수준에서  $D_n^a$ 의 임계값이 0.232인데 세가지 모두 작기 때문에 K-S시험은 통과하였고 그 중 Type III 분포로 추정된 확률분포가 가장 오차가 작았다. 그러나, Type III의 경우 확률변수의 상한치가 45.26m/s이므로 만일 구조적 파괴가 그 이상에서 발생한다면 풍속분포로 사용할 수 없는 단점이 있다. 이 경우 순위 정확도를 가지는 Type I 분포를 사용하여 신뢰성 해석을 수행할 수 있다.

### 2.4 재현주기별 풍속

재현주기와 풍속과의 관계는 식 (15)와 같다. 만일 앞에서 구한 극치분포중 Type I 극치분포를 이 식에 적용하면 식 (16)을 구할 수 있다.

$$V_n = F_X^{-1}(1-1/n) \tag{15}$$

$$V_n = u_n - \frac{1}{a_n} \ln[-\ln(1-1/n)] \tag{16}$$

여기서,  $n$ 은 재현주기(년)를 의미하고  $V_n$ 은  $n$ 년 재현주기 풍속을 의미한다. 이 식을 이용하여 재현주기별 풍속을 산정하면 표 2의 결과를 얻을 수 있다. 이 결과로 볼 때 설계풍속 40m/sec는 500년 이상의 재현주기임을 알 수 있다.

표 2. Type I 분포에 의한 재현주기별 풍속

재현주기	50년	100년	200년	500년	1000년
최대풍속(m/sec)	31.93	34.26	36.58	39.65	41.96

## 3. Unloading Arm의 구조해석

### 3.1 유한요소모델 및 경계조건

신뢰성 해석 대상인 Unloading Arm은 일본의 Niigata에서 설계 제작하여 통영생산기에 설치 운영중인 LA-101A모델로서 본 연구를 위해 설계도면의 정보를 이용하여 MIDAS IT사의 FX+로 그림 4와 같이 모델링하였다.

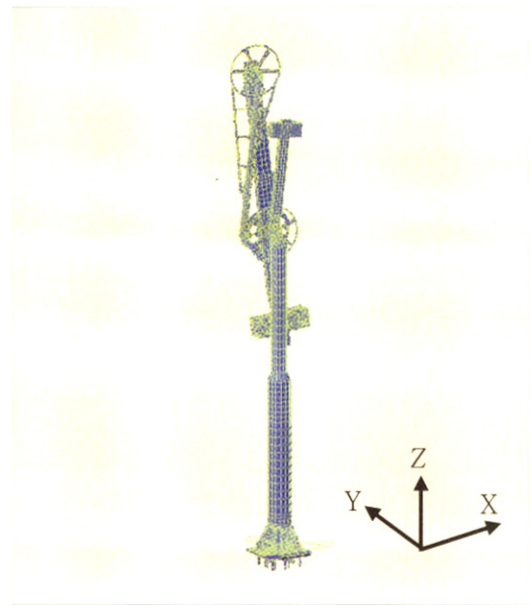


그림 4. Unloading arm의 유한요소모델

이 구조물은 전체 높이 약 32m의 강구조물로서 가스 파이프를 탑재하고 있으며 파이프의 위치를 조절할 수 있는 두 개의 도래(sheave)와 두 개의 균형추(counterweight)를 탑재한 균형보(counterweight beam)로 구성되어 있다. 가스 파이프와 균형보는 외측수직도관(outer riser)에 의해 지지되고 있으며 이는 다시 잔교의 상단에 16개의 고정볼트(anchor bolt)로 고정되어 있다. 모델링에 사용한 총 절점은 44287개이며 요소는 총 27215개로서 그 중 입체요소가 14028개, 압축전담요소가 2152개, 판요소가 11035개이다. 판요소는 외측수직도관, 균형보, 가스파이프, 바닥판(bottom plate) 등 대부분의 구조부재 모델링에 사용되었고 입체요소는 균형추와 고정볼트, 너트, 와셔(washer)등의 모델링에 사용되었다. 또한, 압축전담요소는 잔교의 상부 콘크리트와 Unloading Arm의 바닥판 사이를 모델링하여 인장에는 저항하지 못하고 압축에만 저항하도록 하였다.

풍하중 재하시 Unloading Arm의 실제 구조적 거동을 현실에 가깝게 표현하기 위하여 3가지 경계조건을 사용하였다.

첫째는 구조물의 바닥판과 콘크리트 지지부사이의 압축전담요소는 콘크리트면과 닿아 있는 곳이 수직방향변위가 발생하지 않도록 하였다( $D_z=0$ ). 두 번째는 잔교상부에 매설된 고정볼트가 수평변위가 발생하지 않도록 하였다( $D_x=D_y=0$ ). 마지막으로 고정볼트 아래쪽 와셔의 상단부에서 모든 방향의 변위를 고정하였다.

$$(D_x=D_y=D_z=\theta_x=\theta_y=\theta_z=0)$$

### 3.2 풍하중재하

하역구조물에 대한 풍압산정식은 항만 및 어항 설계기준(1999) 및 JIS code에 다음 식과 같이 제시되어 있다.

$$q = \frac{V^2}{30} \sqrt{4ofh} \quad (kg/m^2) \quad (17)$$

여기서,  $V$ (단위: m/sec)와  $h$ (단위: m)는 각각 최대풍속(10분 평균)과 지면으로부터의 높이를 의미한다. 이 식은 지상고도 15m이상에 대하여 높이에 따른 변화를 고려하고 그 이하에서는 일정한 값을 사용하도록 하고 있다. 속도풍압을 이용한 최종 풍압력은 다음 식과 같다.

$$F = qCA \quad (18)$$

여기서,  $A$ 는 풍하중을 받는 면적을 나타내고  $C$ 는 풍압을 받는 단면의 형상을 고려하는 형상계수이다. 형상계수는 Niigata의 구조계산서에 제시된 대로 원형단면에서는 0.7, 사각단면에서는 1.7을 사용하였다.

### 3.3 구조해석결과

구조해석을 위한 풍하중은 모두 4방향으로 재하하였다. 그림 5의 기준좌표에서 X의 양의 방향을 XP, 음의 방향을 XN으로 정의하였고 Y방향에 대해서도 양과 음의 방향의 풍하중을 각각 YP, YN으로 정의하였다.

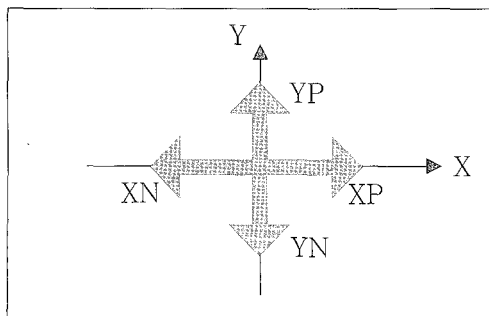


그림 5. 풍하중 재하방향의 기호 정의

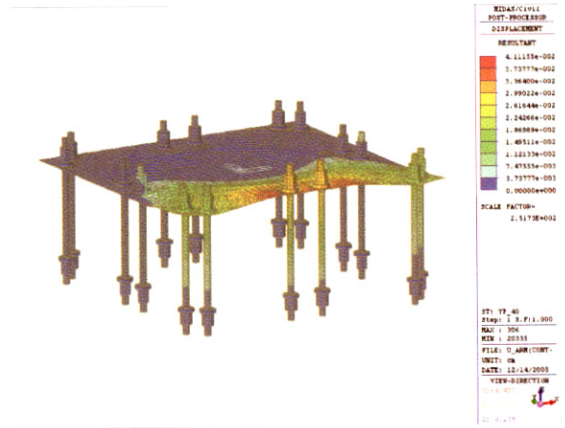
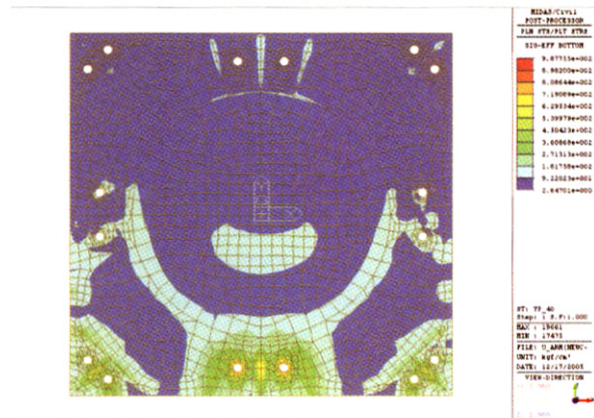
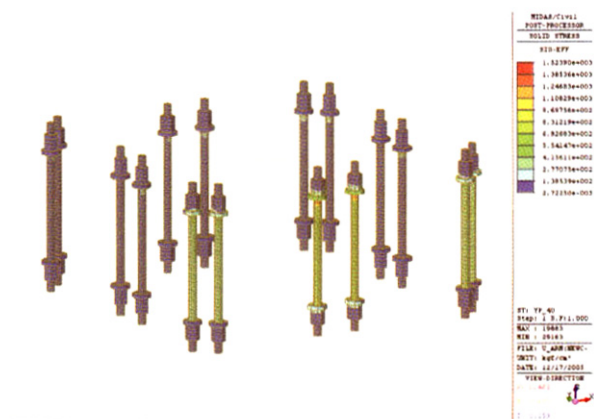


그림 6. 바닥판과 고정볼트의 변형도(YP)

그림 6은 설계풍속(40m/sec)에 의한 바닥판의 변형을 보여주고 있으며 그림 7은 YP방향 풍하중에 의한 바닥판(978.75  $kg/cm^2$ ), 고정볼트(1507.68  $kg/cm^2$ ), 및 외측수직도관(923.39  $kg/cm^2$ )의 응력을 보여주고 있다. 이들 부재의 항복응력이 각각 2396.5  $kg/cm^2$ , 7400.0  $kg/cm^2$ , 2457.7  $kg/cm^2$  이므로 설계풍속 상태에서는 매우 안전함을 알 수 있다.

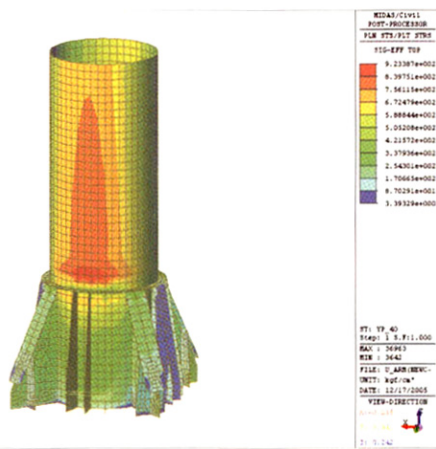


(가) 바닥판 응력도(YP)



(나) 고정볼트 응력도(YP)





(다) 외측수직도관 하단 응력도(YP)

그림 7. 설계풍속에 의한 구조물 응력(YP)

## 4. Unloading Arm의 확률론적 구조해석

### 4.1 개요

본 연구에서는 Level II 신뢰성 기법을 이용하여 풍속의 확률적 변동을 고려한 Unloading Arm의 파괴확률을 분석하기 위하여 AFOSM(Advanced First Order Second Moment)법을 이용하였다. AFOSM법은 신뢰함수의 근사치를 파괴면에서 반복적으로 찾아 파괴확률을 구하기 때문에 해석과정은 FOSM(First Order Second Moment)법 보다 다소 복잡하지만 결과의 정확성이 매우 높은 편이다(Ang et al, 1975).

Unloading Arm의 파괴를 판단하는 신뢰함수는 주요부위 최대응력( $S_{max}$ , von Mises응력)과 재료의 항복응력( $S_y$ )를 이용하여 다음과 같이 정의할 수 있다.

$$Z = S_y - S_{max}(t_1, t_2, \dots; E_1, E_2, \dots; V) \quad (19)$$

이 식에서 최대응력은 부재의 크기( $t_i$ ), 재료물성( $E_i$ ), 및 풍속( $V$ ) 등 구조물의 각종 설계변수 및 외력의 함수이다. 그러나, 본 연구에서는 풍속을 제외한 모든 설계변수의 확률적 변동은 고려하지 않았다. 이 들을 확률변수로 고려하지 않았기 때문에 신뢰성 해석결과가 다소 저평가 될 수 있으나 풍속의 변동성이 다른 것에 비해 더 영향이 클 것으로 판단되므로 결과의 오차는 크지 않을 것이다. 단지 풍속의 확률변동만을 고려하기 때문에 신뢰함수는 다음의 식으로 표현할 수 있다.

$$Z = S_y - S_{max}(V) \quad (20)$$

결과적으로 최대응력이 풍속의 함수로서 표현되며 구조해석을 통해 풍속과 최대응력사이의 함수관계를 추정하면 신뢰함수를 구성할 수 있다. 이와 같이 implicit 함수에 대한 구조물의 응답면을 추정하여 신뢰성 해석을 수행하는 것이 응답면 기법(response surface technique)이다. 이 방법은 기존의 구조해석 상용코드를 신뢰성 해석에 직접 이용할 수 있다는 장점이 있다. 본 연구에서도 풍속에 의한 최대응력의 응답면을 추정하여 신뢰성 해석을 수행하였다.

### 4.2 응답면 함수

풍하중을 받는 직립구조물의 지지부에서 발생하는 인장 및 압축력은 풍속의 제곱에 비례한다(김동현 등, 2005). 따라서, 풍속의 2차함수를 이용하여 각 부위별 최대응력을 근사함수로 표현하는 것이 가능하다. 그러나, 구하고자 하는 응력부위와 인장, 압축 뿐만 아니라 전단과 모멘트에 의한 영향이 포함되고 또한 주응력을 합성한 von Mises 응력을 사용하기 때문에 보다 고차항이 필요할 것으로 판단되므로 속도의 3차함수로 응력을 근사화하기로 하였다. 결국 구하고자 하는 근사함수는 다음과 같다.

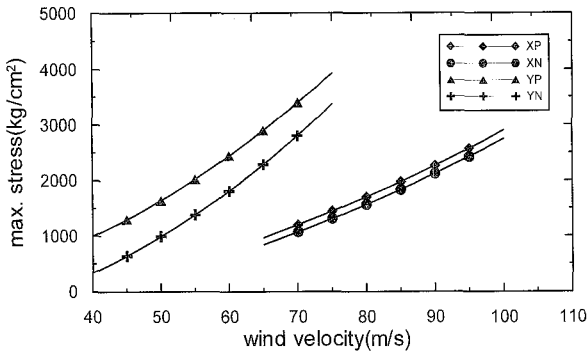
$$S_{max}(V) = aV^3 + bV^2 + cV + d \quad (21)$$

근사함수는 속도와 최대응력 쌍에 대하여 최소자승법을 적용하여 구할 수 있다.

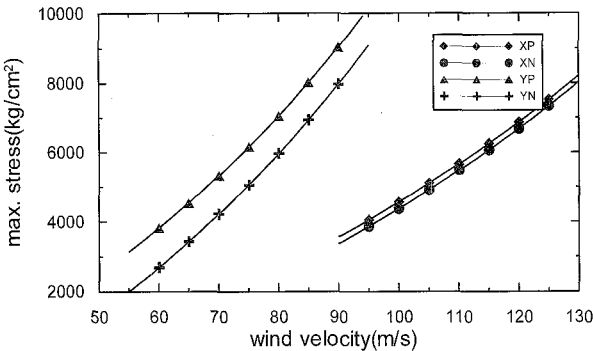
최대응력의 응답면을 추정하기 위해 네 방향(XP, XN, YP, YN)에 대하여 풍속을 40m/sec부터 125m/sec까지 5m/sec 씩 증가시켜 구조해석을 수행하였다. 그 중에서 각 부재별 항복응력을 포함한 응력범위에 대한 해석결과는 그림 8과 같으며 최소자승법으로 구한 근사함수의 계수들은 표 3과 같다. 표에서  $\|e\|_{rms}$ 는 응답면 함수로 추정된 응력( $\sigma_{rs}$ )과 구조해석에서 구한 응력( $\sigma_{fem}$ ) 해석결과 사이의 평방제곱근 오차로서 다음과 같이 계산하였다.

$$\|e\|_{rms} = \sqrt{\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \left[ \frac{\sigma_{fem} - \sigma_{rs}}{\sigma_{fem}} \right]^2} \quad (22)$$

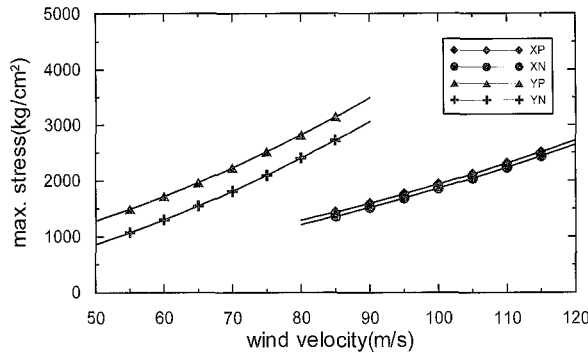
여기서  $n$ 은 응답면함수의 추정에 사용한 응력데이터의 개수로서 각각 6~7개를 사용하였다.



(가) 바다판



(나) 고정볼트



(다) 외측수직도관

그림 8. 부재별 최대응력의 응답면

표 3. 응답면함수의 계수

구분	풍향	<i>a</i>	<i>b</i>	<i>c</i>	<i>d</i>	$\ e\ _{rms}$
anchor bolt	XP	$2.4356 \times 10^{-3}$	$-2.6877 \times 10^{-1}$	$8.5872 \times 10^1$	$-3.7673 \times 10^3$	$2.5534 \times 10^{-4}$
	XN	$1.8622 \times 10^{-3}$	$-7.3095 \times 10^{-2}$	$6.3864 \times 10^1$	$-3.1420 \times 10^3$	$4.9956 \times 10^{-4}$
	YP	$4.8356 \times 10^{-3}$	$1.1741 \times 10^{-1}$	$7.3774 \times 10^1$	$-2.0739 \times 10^3$	$6.5059 \times 10^{-4}$
	YN	$4.3400 \times 10^{-3}$	$2.2525 \times 10^{-1}$	$6.8243 \times 10^1$	$-3.1546 \times 10^3$	$8.9352 \times 10^{-4}$
base plate	XP	$3.5096 \times 10^{-3}$	$-5.405 \times 10^{-1}$	$7.1732 \times 10^1$	$-2.3753 \times 10^3$	$3.6076 \times 10^{-4}$
	XN	$2.0578 \times 10^{-3}$	$-1.8259 \times 10^{-1}$	$4.1917 \times 10^1$	$-1.6753 \times 10^3$	$3.1426 \times 10^{-4}$
	YP	$-2.4948 \times 10^{-3}$	$1.2013 \times 10^0$	$-2.8912 \times 10^1$	$3.8924 \times 10^2$	$1.8026 \times 10^{-4}$
	YN	$1.2615 \times 10^{-3}$	$6.4417 \times 10^{-1}$	$-2.5702 \times 10^1$	$-7.6792 \times 10^2$	$8.0980 \times 10^{-4}$
outer riser	XP	$9.5556 \times 10^{-5}$	$1.5057 \times 10^{-1}$	$2.7955 \times 10^0$	$5.4505 \times 10^1$	$7.6399 \times 10^{-5}$
	XN	$2.3556 \times 10^{-4}$	$1.0603 \times 10^{-1}$	$7.4228 \times 10^0$	$-1.7936 \times 10^2$	$7.8842 \times 10^{-5}$
	YP	$-2.7556 \times 10^{-4}$	$4.5108 \times 10^{-1}$	$-3.7739 \times 10^0$	$3.7825 \times 10^2$	$1.7027 \times 10^{-4}$
	YN	$2.0000 \times 10^{-5}$	$3.8592 \times 10^{-1}$	$7.1945 \times 10^{-1}$	$-1.3847 \times 10^2$	$2.5711 \times 10^{-4}$

### 4.3 AFOSM법에 의한 신뢰성해석

AFOSM방법은 정규분포에 대한 1차 및 2차 모멘트를 이용하여 파괴점을 찾기 때문에 풍속과 같이 정규분포를 따르지 않는 분포함수에 대해서는 등가정규분포의 평균과 표준편차를 다음과 같이 구하여 사용한다.

$$\mu_{X_i}^e = X_i^* - \Phi^{-1}[F_{X_i}(x_i^*)] \sigma_{X_i}^e \quad (23)$$

$$\sigma_{X_i}^e = \frac{\Phi[\Phi^{-1}F_{X_i}(x_i^*)]}{f_{X_i}(x_i^*)} \quad (24)$$

여기서,  $\mu_{X_i}^e$ 와  $\sigma_{X_i}^e$ 는 누적확률과 확률밀도함수 값이 같은 등가의 정규분포에 대한 평균과 표준편차를 각각 의미한다. 또한,  $\phi$ 와  $\Phi$ 는 각각 표준정규분포에 대한 확률밀도함수와 누적확률분포함수를 의미하며  $f$ 와  $F$ 는 비정규분포(본 연구에서는 Type I 극치분포)에 대한 확률밀도함수와 누적확률분포함수를 의미한다. 이와 같이 등가 정규화를 사용하므로 인한 오차는 확률분포함수가 정규분포함수와 그 형태가 다를수록 더 커질 수 있다.

Unloading Arm의 파괴여부를 판단하는 신뢰함수는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$Z = S_y - (aV^3 + bV^2 + cV + d) \quad (25)$$

여기서,  $a, b, c, d$ 는 최소자승법으로 구한 응답면 함수의 계수이다. 항복응력의 확률분포는 다음과 같은 평균 및 표준편차를 가지는 정규분포로 가정하였다.

$$\mu_{S_y} = aS_y^0 \quad (26)$$

$$\sigma_{S_y} = v\mu_{S_y} \quad (27)$$

이 식에서  $a$ 와  $v$ 는 각각 평균치 비와 변동계수를 의미하고  $S_y^0$ 는 공칭 한계응력을 의미한다. 본 연구에서는 평균치비를 1.0으로 하고 변동계수를 0.1~0.2까지 변화시키면서 신뢰성 해석을 수행하였다.

풍속은 극치분포를 따르는 풍속 확률변수로서 그림 8에 항복응력을 유발하는 풍속은 50m/sec 이상이다. 따라서, 2장에서 구한 확률분포 함수 중 상한치가 45.26m/sec인 Type III 분포는 사용할 수 없게 된다. 결국 Type III 분포를 제외

한 두 가지 분포 중에서 적합도가 우수한 Type I 분포를 이용하여 신뢰성 해석을 수행하였다.

변동계수를  $v=0$ 으로 설정했을 때 바닥판, 고정볼트, 및 외측수직도관 하단부에 대한 신뢰도 지수 및 파괴확률은 표 4~6과 같으며 변동계수에 따른 신뢰성 해석 결과는 표 7~9와 같다. 본 연구에서 사용한 풍속의 확률분포(Type I)는 년 최대 풍속을 이용하여 얻은 것이다. 때문에 이로부터 구한 해석결과는 1년 동안의 초과확률이다. Uni-modal bound에 의한 50년 동안의 초과확률 상한치 및 이에 대응하는 신뢰도 지수는 1년 초과확률( $P_f$ )을 이용하여 다음 식으로 구할 수 있다.

$$P_{f50} = 1 - (1 - P_f)^{50} \quad (28)$$

$$\beta_{50} = -\Phi^{-1}(P_{f50}) \quad (29)$$

Unloading arm의 형상은 비대칭인 동시에 풍압면적 또한 방향별로 다르다. 특히, 풍압을 받는 면적이 가장 큰 YP방향으로 바람이 불 때 응력이 가장 큰 것으로 확인되었다. YP방향에 대해서 Most probable failure point는 바닥판에서 59.50m/sec, 고정볼트는 81.84m/sec, 외측수직도관은 74.01m/sec로 나타났다. 즉, 약 50m/sec이상에서 파괴가 일어날 확률이 가장 높다는 사실을 알 수 있으며 구조적으로는 바닥판의 파괴확률이 가장 높다. 또한, 사용년한을 50년으로 고려했을 때 파괴확률은 바닥판에서  $2.6007 \times 10^{-4}$ 로서 매우 낮은 수준임을 알 수 있다. 항복응력의 변동계수에 대한 민감도 분석에서  $v=0.2$ 인 경우 바닥판의 50년내 초과확률은  $1.2451 \times 10^{-3}$ 까지 증가하는 것으로 확인되었다.

표 4. 바닥판의 파괴확률( $v=0$ )

풍향	Most probable failure point		1년내 초과확률		50년내 초과확률	
	$S_s(kg/cm^2)$	$V(m/sec)$	$\beta$	$P_f$	$\beta_{50}$	$P_{f50}$
XP	2396.5	92.23	6.1986	$2.8491 \times 10^{-10}$	5.5505	$1.4246 \times 10^{-8}$
XN	2396.5	94.57	6.3081	$1.4126 \times 10^{-10}$	5.6719	$7.0630 \times 10^{-9}$
YP	2396.5	59.50	4.4086	$5.2021 \times 10^{-6}$	3.4702	$2.6007 \times 10^{-4}$
YN	2396.5	66.13	4.8210	$7.1420 \times 10^{-7}$	3.9715	$3.5709 \times 10^{-5}$

표 5. 고정볼트의 파괴확률( $v=0$ )

풍향	Most probable failure point		1년내 초과확률		50년내 초과확률	
	$S_s(kg/cm^2)$	$V(m/sec)$	$\beta$	$P_f$	$\beta_{50}$	$P_{f50}$
XP	7400.0	124.06	7.5582	$2.0428 \times 10^{-14}$	7.0315	$1.0214 \times 10^{-12}$
XN	7400.0	125.48	7.6137	$1.3323 \times 10^{-14}$	7.0909	$6.6613 \times 10^{-13}$
YP	7400.0	81.84	5.6878	$6.4329 \times 10^{-9}$	4.9777	$3.2164 \times 10^{-7}$
YN	7400.0	87.27	5.9597	$1.2636 \times 10^{-9}$	5.2840	$6.3180 \times 10^{-8}$

표 6. 외측수직도관의 파괴확률( $v=0$ )

풍향	Most probable failure point		1년내 초과확률		50년내 초과확률	
	$S_s(kg/cm^2)$	$V(m/sec)$	$\beta$	$P_f$	$\beta_{50}$	$P_{f50}$
XP	2457.7	113.66	7.1412	$4.6252 \times 10^{-13}$	6.5825	$2.3126 \times 10^{-11}$
XN	2457.7	115.54	7.2182	$2.6334 \times 10^{-13}$	6.6657	$1.3167 \times 10^{-11}$
YP	2457.7	74.01	5.2725	$6.7297 \times 10^{-8}$	4.5021	$3.3648 \times 10^{-6}$
YN	2457.7	80.93	5.6410	$8.4523 \times 10^{-9}$	4.9246	$4.2261 \times 10^{-7}$

표 7. 변동계수에 따른 바닥판의 파괴확률

풍향	1년내 파괴확률 $P_f$ (신뢰도지수 $\beta$ )			50년내 파괴확률 $P_{f50}$ (신뢰도지수 $\beta_{50}$ )		
	$v=0.10$	$v=0.15$	$v=0.20$	$v=0.10$	$v=0.15$	$v=0.20$
XP	$5.7818 \times 10^{-10}$ (6.0862)	$1.6293 \times 10^{-9}$ (5.9180)	$1.0065 \times 10^{-8}$ (5.6109)	$2.8909 \times 10^{-8}$ (5.4254)	$8.1465 \times 10^{-8}$ (5.2373)	$5.0323 \times 10^{-7}$ (4.8904)
XN	$2.7915 \times 10^{-10}$ (6.2018)	$7.4775 \times 10^{-10}$ (6.0448)	$4.4281 \times 10^{-9}$ (5.7513)	$1.3958 \times 10^{-8}$ (5.5540)	$3.7387 \times 10^{-8}$ (5.3793)	$2.2141 \times 10^{-7}$ (5.0496)
YP	$7.2632 \times 10^{-6}$ (4.3357)	$1.1501 \times 10^{-5}$ (4.2336)	$2.4918 \times 10^{-5}$ (4.0564)	$3.6310 \times 10^{-4}$ (3.3795)	$5.7489 \times 10^{-4}$ (3.2511)	$1.2451 \times 10^{-3}$ (3.0245)
YN	$9.1511 \times 10^{-7}$ (4.7713)	$1.2756 \times 10^{-6}$ (4.7040)	$2.1442 \times 10^{-6}$ (4.5969)	$4.5755 \times 10^{-5}$ (3.9121)	$6.3777 \times 10^{-5}$ (3.8311)	$1.0721 \times 10^{-4}$ (3.7014)

표 8. 변동계수에 따른 고정볼트의 파괴확률

풍향	1년내 파괴확률 $P_f$ (신뢰도지수 $\beta$ )			50년내 파괴확률 $P_{f50}$ (신뢰도지수 $\beta_{50}$ )		
	$v=0.10$	$v=0.15$	$v=0.20$	$v=0.10$	$v=0.15$	$v=0.20$
XP	$9.5631 \times 10^{-14}$ (7.3548)	$1.2347 \times 10^{-12}$ (7.0050)	$4.0504 \times 10^{-10}$ (6.1429)	$4.7795 \times 10^{-12}$ (6.8130)	$6.1734 \times 10^{-11}$ (6.4350)	$2.0252 \times 10^{-8}$ (5.4886)
XN	$5.9468 \times 10^{-14}$ (7.4180)	$6.9524 \times 10^{-13}$ (7.0850)	$4.9842 \times 10^{-10}$ (6.1099)	$2.9754 \times 10^{-12}$ (6.8808)	$3.4761 \times 10^{-11}$ (6.5217)	$2.4921 \times 10^{-8}$ (5.4519)
YP	$1.3015 \times 10^{-8}$ (5.5662)	$3.6960 \times 10^{-8}$ (5.3814)	$3.0060 \times 10^{-7}$ (4.9908)	$6.5075 \times 10^{-7}$ (4.8395)	$1.8480 \times 10^{-6}$ (4.6278)	$1.5030 \times 10^{-5}$ (4.1730)
YN	$2.2805 \times 10^{-9}$ (5.8624)	$5.2958 \times 10^{-9}$ (5.7210)	$2.4076 \times 10^{-8}$ (5.4580)	$1.1402 \times 10^{-7}$ (5.1749)	$2.6479 \times 10^{-7}$ (5.0153)	$1.2038 \times 10^{-6}$ (4.7158)



표 9. 변동계수에 따른 외측수직도관의 파괴확률

풍향	1년내 초과확률 $P_f$ (신뢰도지수 $\beta$ )			50년내 초과확률 $P_{50}$ (신뢰도지수 $\beta_{50}$ )		
	$v=0.10$	$v=0.15$	$v=0.20$	$v=0.10$	$v=0.15$	$v=0.20$
XP	$2.7852 \times 10^{-12}$ (6.8902)	$3.6893 \times 10^{-10}$ (6.1577)	$1.7847 \times 10^{-6}$ (4.6350)	$1.3926 \times 10^{-10}$ (6.3103)	$1.8447 \times 10^{-8}$ (6.1577)	$8.9230 \times 10^{-5}$ (3.7477)
XN	$1.4917 \times 10^{-12}$ (6.9785)	$3.3265 \times 10^{-11}$ (6.5283)	$3.8799 \times 10^{-7}$ (4.9413)	$7.4585 \times 10^{-11}$ (6.4062)	$1.6633 \times 10^{-9}$ (6.5283)	$1.9399 \times 10^{-5}$ (4.1145)
YP	$1.5389 \times 10^{-7}$ (5.1186)	$5.6264 \times 10^{-7}$ (4.8684)	$3.3971 \times 10^{-5}$ (3.9834)	$7.6943 \times 10^{-6}$ (4.3231)	$2.8132 \times 10^{-5}$ (4.8684)	$1.6971 \times 10^{-3}$ (2.9296)
YN	$1.6852 \times 10^{-8}$ (5.5210)	$4.6138 \times 10^{-8}$ (5.3413)	$5.7074 \times 10^{-7}$ (4.8655)	$8.4260 \times 10^{-7}$ (4.7879)	$2.3069 \times 10^{-6}$ (5.3413)	$2.8537 \times 10^{-5}$ (4.0246)

### 5. 결론

통영기상대에서 과거 34년(1971~2004)간 관측한 년최대 풍속의 확률분포를 추정한 결과 Type III 분포의 적합도가 가장 높았으나 Unloading Arm의 파괴유발 풍속이 50m/sec 이상으로 Type III 분포가 적용할 수 있는 풍속 상한치 45.26m/sec를 초과하였기 때문에 차순위의 적합도를 보인 Type I 분포를 신뢰성 해석에 적용하였다.

Type I 극치분포를 이용하여 Unloading Arm의 확률론적 구조해석을 수행한 결과 최대응력(von Mises 응력)이 부재의 항복응력을 50년 내에 초과하는 사건에 대한 신뢰도지수(파괴확률)는 바닥판에서  $3.4702(2.6007 \times 10^{-4})$ , 고정볼트에서  $4.9777(3.2164 \times 10^{-7})$ , 외측수직도관에서  $4.5021(3.3648 \times 10^{-6})$ 로서 항복응력을 초과하여 파괴될 확률은 매우 낮은 것으로 평가되었다. 항복응력의 변동계수를 0.20까지 적용했을 때 이 값들은 각각  $3.0245(1.2451 \times 10^{-3})$ ,  $4.1730(1.5030 \times 10^{-5})$ ,  $2.9296(1.6971 \times 10^{-3})$ 로 변하는 것을 확인되었다.

본 연구는 풍하중에 노출된 LNG 하역구조물의 확률적 안정성을 풍속의 변동성을 고려하여 검토하였다. 물론 신뢰성 해석에 있어 다양한 설계변수에 대한 확률적 변동성을 고려해야 실질적인 파괴확률을 평가할 수 있다. 그러나, 타워크레인, 컨테이너크레인, 등대, 송신안테나 등과 같이 태풍에 노출되

었을 때 그 안정성이 매우 의심되는 다양한 시설물에 대한 안정성을 풍속의 변동성만으로 간단하게 확인할 수 있는 방법을 제시한 것으로 관련분야의 실무에 다양하게 적용될 수 있을 것으로 사료된다.

### 감사의 글

본 연구는 한국가스공사의 연구비지원에 의하여 수행되었으며 저자들은 연구비 지원에 깊이 감사드립니다.

### 참고 문헌

김동현, 오병철, 전인식(2005) 풍속변화가 컨테이너크레인 타이 다운의 안전율에 미치는 영향, 대한토목학회논문집, 대한토목학회, 제25권, 제6A호, pp. 1127-1131.

이성로, 배용귀(2004) 격납건물의 내진안전성 평가, 구조물진단학회논문집, Vol. 8, No. 3, pp. 225-233.

항만 및 어항 설계기준(1999) 해양수산부.

Ang, A.H.S. and Tang, W.H. (1975) Probability concepts in engineering planning and design, Vol I and Vol II, John Wiley & Sons.

BSI. (1983) Rules for the design of cranes, Part I. specification for classification, stress calculations and design criteria for structures.

Haldar, A. and Mahadevan, S. (2000) Reliability assessment using stochastic finite element analysis, John Wiley & Sons.

Haldar, A. and Hahdevan, S. (2000) Probability reliability and statistical methods in engineering design, John Wiley & Sons.

JIS Code, (1976) Specification for the design of crane structures(B8821).

Niigata, (2003) Structural Calculation of LNG Unloading Arm, Korea Gas Corporation.

(접수일자 : 2006. 9. 15 / 심사일 2006. 10. 13 /  
심사완료일 2006. 12. 27)