

앵커 충돌 및 끌림에 의한 원통연결 보호구조물의 최대 응답 해석

우진호* · 나원배*

*부경대학교 해양공학과

Analyses of the Maximum Response of Cylinders-Connected Protector under Anchor Colliding and Dragging

Jinho Woo* and Won-Bae Na*

*Department of Ocean Engineering, Pukyong National University, Busan, Korea

KEY WORDS: Collision 충돌, Lift 들림, Anchor 앵커, Cylinders-connected protector 원통연결 보호구조물, Concrete 콘크리트, Finite element analysis 유한요소해석

ABSTRACT: This study presents the results of collision and lift analyses of a cylinders-connected protector under stock anchor colliding and dragging. For the analyses, the terminal velocity of the stock anchor was obtained first, and, then, the velocity was used to calculate the falling distance of the stock anchor in air. In addition, two other falling distances were considered for purposes of comparison. From the finite element analyses, using ANSYS, the maximum responses obtained from the stock anchor colliding and dragging were obtained and compared for different collision distances (3, 5, and 8.83 m) and dragging angles (0, 30, 60, 90°). Then, the maximum displacements and stresses were discussed, along with the strength and dimensions of the protector. Finally, conclusions were made for the maximum responses.

1. 서 론

International cable protection committee(ICPC, 2009)는 1958년 이후 해저에 설치된 해저 통신케이블의 파손 원인을 다음과 같이 분석하였다. 어업행위 67%, 앵커 8%, 준설 2%, 기타 23%. 기타 23%는 고래에 의한 해저 통신케이블의 파손을 포함하는데, 이것은 해저 통신케이블 파손 외력의 다양성을 단적으로 나타낸다(Wood and Carter, 2008). ICPC는 선박의 앵커 끌림(Dragging) 및 충돌(Colliding)이 상기 8%의 주된 원인이며 선박자동식별장치(Automatic identification system)를 이용하여 선박위치를 모니터링하고 앵커에 의한 해저케이블의 안정성을 확보하는 것이 시급하다고 밝히고 있다. 하지만 선박자동식별장치의 보급이 늦어져 앵커에 의한 사고가 빈번히 보고되고 있는 실정이다. 해저 통신케이블과 동일하게 해저 전력케이블도 앵커에 노출되어 있다(우진호 등, 2009). 일례로 2006년 4월 1일 해저 전력케이블 파손으로 발생한 제주 정전사태를 들 수 있다. 사후 조사에 의하면 선박의 앵커 충돌이 케이블 파손의 원인으로 추정되었다. 일반적으로 해저케이블은 상기에서 제시한 외력인자로부터 기능을 상실하지 않도록 보호되어 있다. 전남 해남에서 제주도까지 연결된 해저 전력케이블의 경우 콘크리트 매트리스에 의해 보호되어 있다. 하지만 운항 중인 선박의 툴수가 커지는 추세이며 자연히 사용되는 앵커의 크기도 증대되어 기존 보호구조물의 안정성에 관한 조사가 필요한 실정이다. 이

에 다양한 케이블 보호구조물이 제안되고 이들의 안정성 평가에 관한 연구가 활발하게 이루어지고 있다(우진호 등, 2009). 이들 연구는 앵커 충돌 및 끌림에 의한 콘크리트 보호구조물의 최대응답과 이에 따른 케이블의 안정성 해석에 그 주안점을 두고 있다.

콘크리트 충돌 해석(Collision analysis)에 관한 연구 분야는 크게 두 가지로 대별될 수 있다. 첫째는 군사적인 행위 또는 테러로 발생하는 충돌외력에 저항하는 방호 구조물의 응답 및 설계에 관한 것이고, 둘째는 구조물의 생애주기에서 겪을 수 있는 자동차, 선박, 빙산 등과 같은 충돌외력에 견디는 기반구조물의 응답 및 설계에 관한 것이다. 충돌 외력에 관한 방호구조물의 응답 및 설계에 관한 연구를 살펴보면 금속성 탄두와 콘크리트의 충돌해석(Tham, 2005; Gran and Frew, 1997), 신형 무기의 콘크리트 관통 실험에 관한 수치계산(Beppu et al., 2008; Berg and Preece, 2004), 직접적인 충돌이 아닌 폭발에 의한 콘크리트의 파괴 특성 분석(Zhou et al., 2008), 콘크리트 재료모델에 관한 연구(Riedel et al., 1999) 등이 있다. 이들 연구는 충돌체로 탄두와 같은 형태가 고려되며 고속 충돌이러는데 공통점이 있다(우진호 등, 2009). 반면에 사회기반 콘크리트 구조물의 충돌 응답과 이를 설계에 적용하는 연구 분야는 비교적 저속의 충돌체를 대상으로 한다(Itoh et al., 2007; Topçu and Avcular, 1997). 이는 탄두보다는 저속인 자동차, 선박, 빙산 등이 교량이나 해양구조물 등에 충돌하기 때문이다. 이외에도 다양한 종류

의 충돌 형태가 존재하게 되는데 일례는 앞서 설명한대로 해저 케이블 보호구조물에 선박 앵커(Anchor)가 충돌하는 것이다. 이 경우는 충돌체가 물속에서 자유낙하 함으로 저속충돌이고, 충돌체(앵커)의 형상이 이형입으로 충돌 패턴이 다양할 수 있는데 그 특징이 있다. 이와 같은 보호구조물의 앵커충돌에 관한 국내의 연구로는 우진호 등(2009)이 발표한 아치형 해저 케이블 보호구조물의 앵커 충돌 수치 시뮬레이션이 유일하다. 이들은 콘크리트 보호 구조물의 앵커 충돌해석을 유한요소프로그램 ANSYS AUTODYN을 이용하여 수행하였는데, 철근의 배근방향, 철근간격, 콘크리트 재료모델이 충돌해석 결과에 미치는 영향을 정성적으로 분석하였다.

최근에는 보호구조물에 폐자재를 사용하는 연구가 활발히 이루어지고 있다(Hernández-Olivares et al., 2002; Topçu and Avcular, 1997). 이들 연구는 콘크리트에 페타이어 성분을 합성함으로써 충격완화 효과를 증대시키는데 그 목적이 있다. 이외에도 다양한 형태의 복합재료가 보호구조물에 응용되고 있다. 이와 유사하게 새로운 보호구조물의 제작이 아닌 기존에 다른 목적으로 사용하다 버려진 폐자재를 해저 케이블 보호구조물로 활용하려는 사례가 있다. 일례로 문익희와 안승환(2008)은 '폐전주를 이용한 해저케이블 보호장치'를 특허 등록하였는데 이 장치는 다수의 단위 폐전주를 수평방향으로 배열하고 이단으로 적층하여 사용함으로써 친환경성과 경제성을 배가시킨 대표적인 사례이다.

본 논문은 문익희와 안승환(2008)이 제시한 폐전주를 이용한 해저케이블 보호장치를 보다 단순화시켜 '원통연결 보호구조물(Cylinders-connected protector)'이라 명명하고, 유한요소 프로그램 ANSYS를 사용하여 앵커 충돌에 의한 원통연결 보호구조물의 최대응답 해석을 수행하였다. 또한 앵커 끌림에 의한 원통연결 보호구조물의 들림 해석(Lift analysis)을 수행함으로써 최대응답 해석을 면밀히 하였다. 최대응답 해석을 위해서 먼저, 수중에서의 앵커 자유낙하(충돌거리)를 모사할 수 있는 대기 중에서의 앵커 자유낙하 거리를 산정하였다. 다음으로, 앵커 충돌에 의한 원통연결 보호구조물의 변형 및 응력을 검토하였다. 마지막으로, 앵커 끌림에 의한 원통연결 보호구조물의 변형을 검토하였다. 이와 같은 최대응답 해석은 앵커와 같은 저속 충돌체에 의한 충돌해석과 앵커 끌림에 의한 들림 해석이라는 수치해석적인 관점에서 그 학술적 의의가 있을 것으로 판단된다. 또한 충돌 및 끌림에 의한 최대응답 해석의 체계를 제시함으로써 현장실증실험을 보완한다는데 공학적 응용성이 있을 것으로 판단된다.

2. 충돌거리 산정

2.1 가정

충돌거리 산정에 필요한 항력(Drag force) 계산에 압력저항(Pressure drag)만 고려하고 마찰저항(Friction drag)은 고려하지 않았다. 이는 충돌체의 단면이 흐름에 수직한 방향으로 놓인다는 가정에 근거한 것이다. 앵커는 19.6kN(2ton)의 스톡 앵커(Stock anchor)로 가정하였고, 항력계산에 필요한 앵커의 단면

적은 주요 부분만 근사하여 계산하였다. 수중에서 앵커의 종단속력을 계산하기 위해 뉴턴의 제2법칙을 적용하였으며 앵커의 초기속도는 영으로 간주하였다. 에너지보존의 법칙을 적용하여 공기 중에서의 앵커충돌거리를 산정할 때 종단속도를 최대속도로 가정하였다.

2.2 충돌거리

수중에서 앵커에 작용하는 부력 및 항력의 영향을 고려하여 육상 충돌시뮬레이션의 실제적인 충돌거리를 산정할 필요가 있다. 앵커가 받는 중력과 부력은 아래와 같다.

$$W = mg \quad (1)$$

$$F_b = m_w g = \rho_w V_w g \quad (2)$$

여기서 m ; 앵커의 질량

g ; 중력가속도

m_w ; 앵커가 물에 입수했을 때 배출되는 물의 질량

ρ_w ; 물의 밀도, 1000kg/m^3

V_w ; 앵커가 물에 입수했을 때 배출되는 물의 부피

앵커의 중량 2000kgf 와 밀도 7850kg/m^3 을 고려하면 부력 255kgf 를 계산할 수 있고 따라서 중력과 부력의 차는 1745kgf 이다.

항력은 저항력으로서 물체의 레이놀즈수(Reynolds number: Re)와 밀접한 관련이 있다. Re는 아래의 식으로 정의된다.

$$Re = \frac{\rho_w l v}{\mu_w} = \frac{l v}{\mu_w / \rho_w} = \frac{l v}{\nu_w} \quad (3)$$

여기서 l ; 앵커의 특성길이

v ; 수중에서의 앵커의 속도

μ_w ; 물(해수)의 동점성계수, 1.1×10^{-3}

ν_w ; 물(해수)의 운동점성계수, 1.0×10^{-6}

앵커의 수평길이 2.24m 를 특성길이로 간주하면 Re는 $2.34 \times 10^6 v$ 가 된다. 이 값이 10^3 보다 크다고 가정하면 압력항력의 계산에서 항력계수는 Re에 독립적이며 물체의 형상에 따라 항력계수(Drag coefficient)를 실험적으로 구해야 한다. 대상 앵커의 경우 팔의 형상이 C-형상에 가까우므로 항력계수 C_d 는 1.20이 적합하다(Fox et al., 2004). 그러나 불확실성을 고려하기 위해 항력계수의 범위를 0.7에서 1.7까지 실제 계산에 사용하였다. 따라서 항력은 다음의 식으로 얻어진다.

$$F_d = \frac{1}{2} C_d \rho_w A v^2 \quad (4)$$

여기서 C_d ; 항력계수

A ; 앵커의 단면적

v ; 앵커의 낙하속도

대상 앵커의 형상이 복잡하여 특정 단면적을 대푯값으로 정하기가 어렵지만 팔의 길이와 몸체의 폭을 곱하여 단면적으로 환산하였다. 이때 항력은 $251.5 C_d v^2$ 로 표현된다.

앞서 계산에서 부력을 고려한 앵커의 중량은 1745kgf 이며, 항

력의 작용으로 인해 물체의 가속도가 영이 되는 현상이 발생하게 된다. 이때의 속력을 종단속도(Terminal velocity)라 한다. 따라서 항력에 의한 앵커의 속력 및 가속도 변화를 계산할 필요가 있다. 뉴턴의 제2법칙으로부터 아래의 운동방정식(Equation of motion)을 구할 수 있다.

$$\overline{m} \frac{dv}{dt} = \overline{m}g - kv^2 \quad (5)$$

여기서 \overline{m} ; 앵커의 질량과 물의 질량 차, 1745kg

$$k = \frac{1}{2} C_d \rho_w A = 251.5 C_d$$

위 운동방정식은 비선형 일계상미분방정식이며 변수분리법으로 다음과 같은 해를 구할 수 있다. 초기속도는 영으로 가정하였다.

$$v = \sqrt{\frac{\overline{m}g}{k}} \tanh\left(t \sqrt{\frac{kg}{\overline{m}}}\right) \quad (6)$$

앵커의 속도를 시간에 대해 미분하면 앵커의 가속도는 다음과 같다.

$$a = \frac{g}{\left(\cosh\left(t \sqrt{\frac{kg}{\overline{m}}}\right)\right)^2} \quad (7)$$

수면으로부터 앵커의 낙하거리는 속도를 정적분 함으로써 구할 수 있다. 항력계수의 변화에 따른 앵커의 속도, 가속도, 그리고 낙하거리(충돌거리)를 Fig. 1에 나타내었다. 항력계수는 1.2로 가정하였다.

종단속도가 앵커의 최대속도이므로 종단속도를 앵커의 충돌속도로 간주하고 에너지보존의 법칙을 적용하면 육상에서의 충돌거리를 계산할 수 있다. 이 때 공기의 저항은 무시하였다.

$$mgh = \frac{1}{2} \overline{m} v_t^2 \quad (8)$$

$$h = \frac{1}{2} \frac{\overline{m} v_t^2}{mg} \quad (9)$$

여기서 v_t ; 종단속력

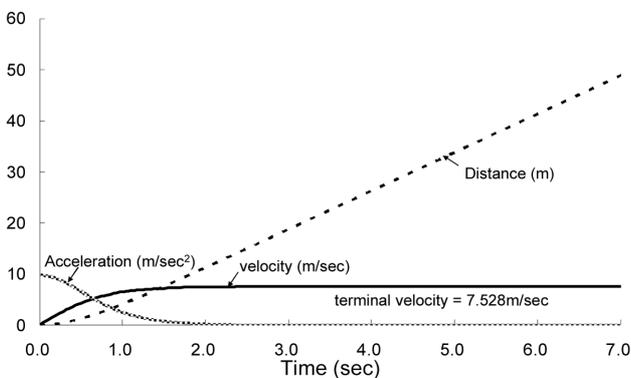


Fig. 1 Velocity, acceleration, and falling distance of stock anchor with respect to drag coefficient ($C_d = 1.2$)

Table 1 Terminal velocity, impact energy, and falling distance in air with respect to drag coefficient

C_d	Terminal velocity m/sec	Energy J	Falling distance in air m
0.7	9.856	84755.29	4.32
0.8	9.219	74153.74	3.78
0.9	8.692	65918.13	3.36
1.0	8.246	59326.96	3.03
1.1	7.862	53930.14	2.75
1.2	7.528	49445.26	2.52
1.3	7.232	45633.34	2.33
1.4	6.969	42374.67	2.16
1.5	6.733	39553.29	2.02
1.6	6.519	37078.95	1.89
1.7	6.324	34893.87	1.78

항력계수에 따른 종단속도, 충격에너지, 육상에서의 충돌거리를 Table 1에 나타내었다. 항력계수가 0.7에서 1.7 사이 일 때 지상에서의 최대충돌거리는 4.32m이다. 따라서 충돌시물레이션에서 충돌거리를 5m로 간주하였다.

3. 모델링

3.1 앵커 모델링

일반적으로 앵커는 선박이 정박해 있을 경우 외력에 의한 선박의 이동을 방지하는 목적으로 사용된다. 또한 앵커는 충분한 무게를 가지고 해저에 잘 정착하는 구조로 되어 있어야 한다. 본 연구에서 고려된 앵커는 선박에서 주로 사용하는 스톡 앵커이다. 스톡 앵커는 하부면적이 작아서 충돌 시 파괴력이 크므로 본 연구에서 충돌체로 고려되었다. 대상 해역이 좁고 섬들이 많아 항행하는 선박의 크기가 제한된다는 가정을 설정하고 항행하는 선박에서 사용되는 앵커의 무게를 19.6kN(2ton)으로 결정하였다.

수치계산에서 앵커는 4개의 절점을 갖는 셸(Shell) 요소를 사용하여 모델링하였다. 재료는 일반적인 철강(Steel)의 물성치(Material properties)를 고려하였고 강체(Rigid body)로 가정하였다. 이는 피충돌체인 콘크리트의 파괴에 비하여 앵커의 손상은 미비하기 때문이다. 모델링에 사용된 앵커의 물성치는 Table 2에 나타내었다. 그리고 앵커의 형상은 한국 산업 규격(KS)의 V3311(2006)을 기초로 하였다. Fig. 2는 셸 요소로 만든 스톡 앵커의 3차원 모델이다.

Table 1에서 계산된 바와 같이 항력계수가 0.7에서 1.7 사이 일 때 지상에서의 최대충돌거리가 4.32m임으로 5m를 스톡 앵커의 충돌거리로 가정하였다. 또한 3m와 8.83m를 추가적인 충돌거리로 선정하고 이들 충돌거리에 따른 충돌응답을 비교분석하였다. 참고로 8.83m는 스톡리스 앵커(Stockless anchor)의 종

Table 2 Material properties of stock anchor

Density kg/m^3	Poisson ratio
7850	0.292

LS-DYNA user input



Fig. 2 Stock anchor model

Table 3 Cases for stock anchor collision simulation

Cases	Falling distance m	Initial velocity mm/sec
Case 1	3.00	7395
Case 2	5.00	9689
Case 3	8.83	12998

단속도로부터 계산되어진 대기 중의 충돌거리이다. 이들 충돌 거리를 유한요소 시뮬레이션에서 적용하면 계산시간이 과도해진다. 따라서 원통연결형 보호구조물 최상단으로부터 21cm 떨어진 곳에서 앵커가 낙하하는 것으로 가정하고 에너지 보존법칙(Principle of energy conservation)에 입각하여 초기속도를 Table 3과 같이 계산하고 해석시간을 단축하였다.

3.2 원통연결형 보호구조물 모델링

콘크리트 보호구조물은 최근에 특허 등록된 폐전주를 이용한

LS-DYNA user input
Time = 0

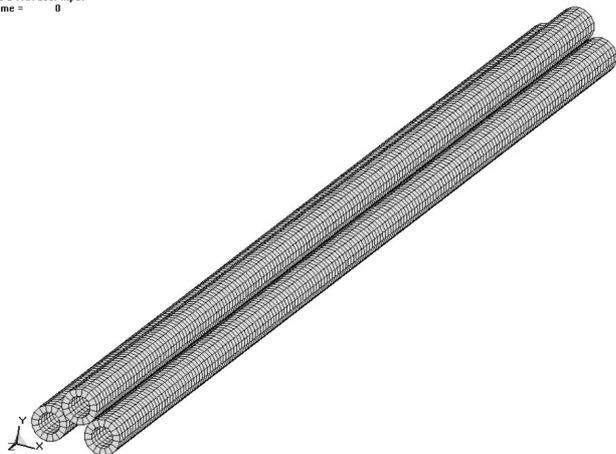


Fig. 3 Schematic view of cylinder-connected protector

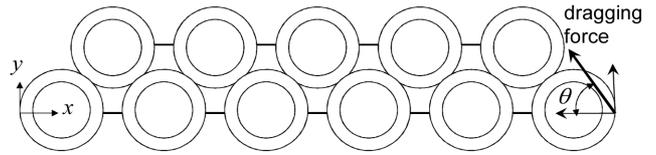


Fig. 4 2-D plane strain model of cylinder-connected protector

해저케이블 보호장치(문익희와 안성환, 2008)를 간소화하여 Fig. 3과 같이 모델링하고 본 연구에서는 이를 원통연결형 보호구조물이라 명명하였다. 이 때 다수의 원통을 수평방향으로 다열 배치한 후 2층으로 적층하였으며 이들 원통은 연결고리로 서로 연결하도록 모델링되었다. 원통의 축방향 길이는 10m이며, 바깥지름은 267mm, 안쪽지름은 160mm이다.

여기서 주목해야 할 것은 Fig 3에서의 모델은 충돌해석을 위해 3개의 원통만 연결한 간소모델이라는 것이다. 실제로는 목적에 맞게 이들 원통을 확장하여 현장에서 사용할 수 있다. 각각의 원통은 3차원 솔리드 요소를 사용하여 모델링하였으며 원통 하단의 지반은 스프링 요소로 모델링하였는데 해저면을 딱딱한 사질토로 가정하여 지반반력계수 $125\sim375\text{MN/m}^3$ 을 고려하였다(Das, 2006). 이 때 Das(2006)에 의해 제시된 식과 보호구조물의 바닥면적을 사용하여 425532kg/sec^2 의 스프링 상수를 모델에 사용하였다. 또한 연결부는 링크요소를 사용하였는데 재질은 주철(Cast iron)이다. 주철 재료의 성질은 밀도 7000kg/m^3 , 탄성계수 100GPa, 프와송비(Poisson's ratio) 0.25이다.

들림 해석에서는 Fig. 3과 같이 보호구조물을 3차원으로 모델하지 않고 해석시간 단축을 위해 Fig. 4와 같이 평면 변형을 상태로 모델링하였다. 지반이 앵커 끌림으로 발생하는 인장력에 저항하지 못하므로 스프링 상수를 아주 작게 가정하였다.

4. 유한요소해석

4.1 충돌 해석

충돌해석은 동역학적 관점에서 과도 동적해석(Transient dynamic analysis)이며, 재료거동의 관점에서 충돌체의 충돌속도에 따라, 탄성, 소성, 점소성 해석으로 수행될 수 있다. Meyer (1994)에 따르면 충돌속도가 250m/sec 이하인 경우 국부적인 손상을 고려한 탄성해석이 유리함으로 본 연구에서는 탄성해석을 수행하였다. 충돌해석을 통하여 시간추이에 따른 보호구조물의 변형 및 응력, 충돌 후 보호구조물 바닥에서 지반에 전달되는 하중, 바다 판에 부착된 스프링의 축방향력과 연결부의 응력을 파악하고자 하였다. 즉, 해석의 최종 목적인 제안된 보호구조물의 최대 충돌 변위, 응력, 스프링의 축방향력(지반에 전달된 하중의 크기), 연결부의 응력을 검토하였다.

4.2 들림 해석

지반이 압축력에 저항하나 인장력에 저항하지 못하므로 본 연구에서는 앵커 끌림에 의한 대변형(Large deformation)를 고려한 기하학적 비선형해석을 들림해석에 적용하였다. 재료거동의 관점에서는 재료의 비선형 거동이 미비하므로 탄성해석을

Table 4 Cases for lifting analysis

Case	Degree	-FX kgmm/sec ²	FY kgmm/sec ²	Fsum kgmm/sec ²	Fsum ton
Case 1	0	24,500,000	0	24,500,000	2.5
Case 2	30	21,217,622	12,250,000	24,500,000	2.5
Case 3	60	12,250,000	21,217,622	24,500,000	2.5
Case 4	90	0	24,500,000	24,500,000	2.5

수행하였다. 스프링 상수 값을 극히 작게 도입함으로 발생하는 강제운동을 제어하기 위해 바닥판에 국부적으로 x-방향과 y-방향의 변위를 구속하였다.

틀림 해석에서는 하중의 작용방향에 따라 Table 4와 같이 4가지로 끌림각을 고려하여 해석을 수행하였다. 인장력(앵커 끌림)의 작용위치는 Fig. 4에 나타난 것과 같이 하단 오른쪽 원통의 측면이다. 인장력의 합은 24.5kN(2.5ton)으로 이는 선박이 해저 지면에서 스톡앵커를 인출할 때 발생하는 인장력이다.

5. 결 과

5.1 충격 해석 결과

충격에 의한 원통연결형 보호구조물의 변형을 Fig. 5에 나타내었다. Case 1, 2, 3의 경우 최대변형이 충격부위에서 48mm, 72mm, 173mm로 큰 값을 알 수 있다. 원통의 바깥지름이 267mm인 것을 고려할 때 이들 변위는 다소 과도하다.

상세응력해석을 위해 앵커 충격부의 네 요소(요소번호 7875, 8622, 8614, 7867)를 선별하였다. 해석시간 감소를 위해 직접적인 충돌에 의해 응력이 전파되는 3개의 원통만으로 수치계산을 실시하였다. 수치계산 결과 앵커충돌 0.3초 이후 응력파가 감소하는 경향을 나타냄으로 0.3초 이내에서 네 요소에서 발생한 최대주응력을 Case별로 Fig. 6에 나타내었다. 최대주응력의 크기는 Case 1에서 15.794MPa, Case 2에서 20.31MPa, Case 3에서 23.623MPa이다. 최대주응력의 크기가 콘크리트 압축강도인 51.94MPa보다 작은 값이므로 원통구조가 파괴될 가능성이 적은 것으로 예상할 수 있다. 최대전단응력의 크기는 Case 1에서 13.08MPa, Case 2에서 15.34MPa, Case 3에서 15.85MPa이다. 콘크리트 전단강도는 압축강도 51.94MPa의 1/4~1/7 정도이므로 최대전단응력이 전단강도를 초과한다. 따라서 전단응력으로 원통연결 보호구조물이 파괴될 가능성이 있다.

그러나 여기서 주목해야 할 것은 충격에 대한 콘크리트의 파괴규준이 복잡하고 주어진 자료로 파괴규정을 설정하기가 어려우므로 최대주응력과 최대전단응력에 의한 보호구조물의 파괴 여부를 확실하게 판단하기는 어렵다(Ugural and Fenster, 2003; Pandey et al., 2006).

충격에 따른 원통연결 보호구조물이 지반에 전달하는 축방향력을 계산하였다. 스프링으로 지반을 모델링하였으므로 스프링에 발생하는 부재력 중 인장력은 의미가 없으며 압축력이 중요하다. 최대압축력은 충격속도에 따라서 점차적으로 증가하며 Case 1에서 1303N(133kgf), Case 2에서 1656N(169kgf), Case 3

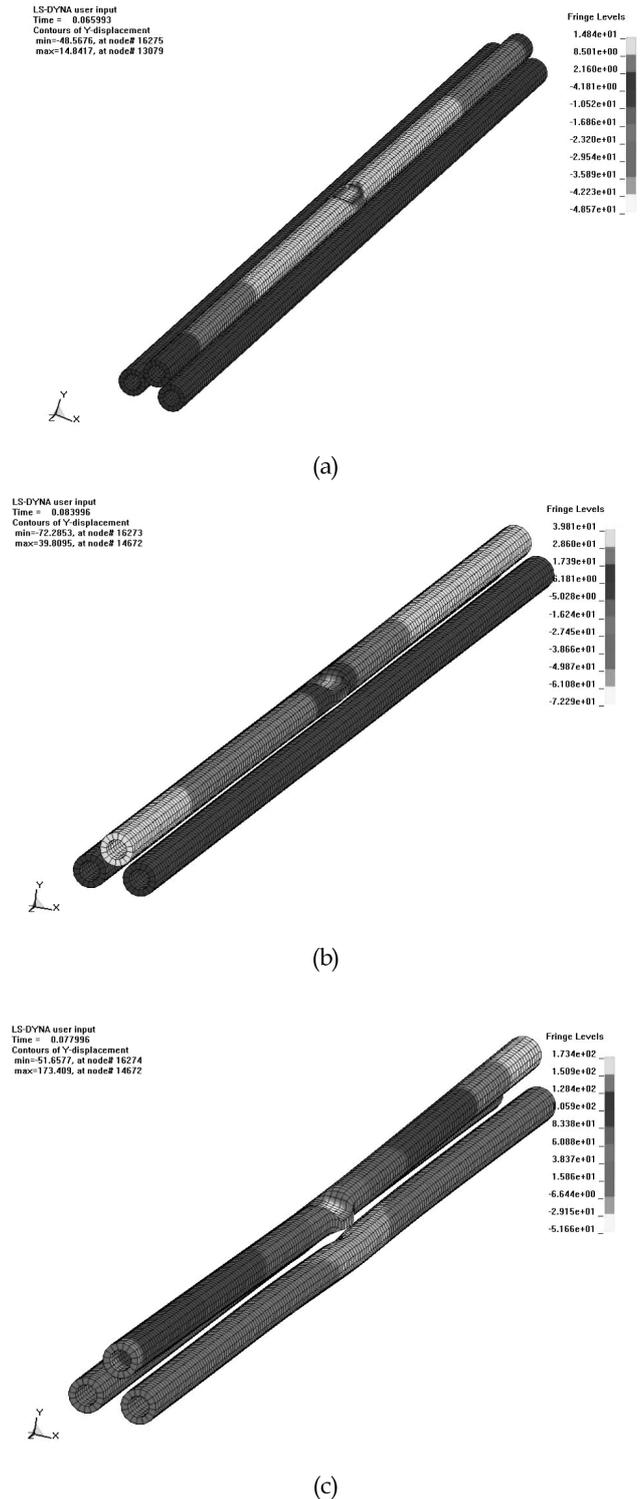


Fig. 5 Contour of resultant displacement of the hollow cylinders under stock anchor collision: (a) Case 1, (b) Case 2, and (c) Case 3

에서 2166N(221kgf)이다.

원통연결 보호구조물의 연결부에 작용하는 응력을 계산하기 위하여 링커의 부재응력을 계산하여 Fig. 7에 나타내었다. 연결

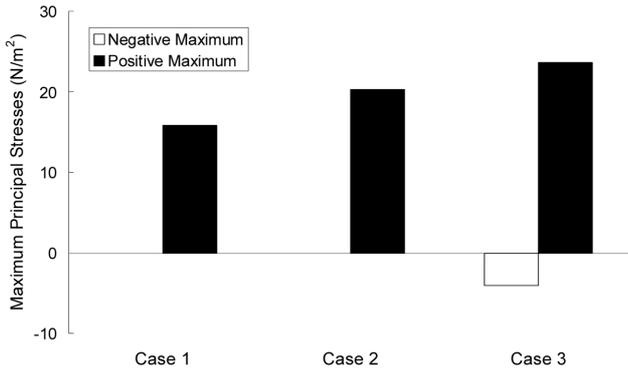


Fig. 6 The maximum principal stresses at selected elements (element no 7875, 8622, 8614, 7867) of cylinders-connected protector under stock anchor collision for three different cases

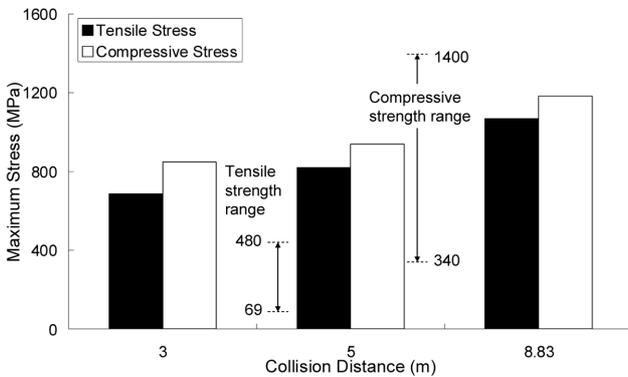


Fig. 7 The maximum tensile and compressive stresses at connecting parts of cylinders-connected protector

부 응력은 충돌속도에 따라서 점차적으로 증가하며 Case 1에서 최대인장 687MPa, 최대압축 846MPa, Case 2에서 최대인장 819MPa, 최대압축 939MPa, Case 3에서 최대인장 1068MPa, 최대압축 1184MPa이 발생하였다. Gere(2004)에 의하면 연결부 재료(주철)의 인장강도는 69~480MPa, 압축강도는 340~1400MPa 범위이다. 따라서 연결부의 최대인장응력은 인장강도 범위를 초과하고, 최대압축응력은 압축강도 범위 내에 있다. 이는 연결부가 인장응력에 의해 파괴가 발생할 여지가 높다는 것을 의미한다.

5.2 들림 해석 결과

Fig. 8에 앵커 끌림에 의한 원통연결 보호구조물의 들림 최대 변위를 Case별로 나타내었다. 끌림각이 30°일 때 최대변위 (52mm)가 발생하고 0°, 60°, 90° 순서로 최대변위가 발생한다. 여기서 UX는 x-방향 변위를 UY는 y-방향 변위를 나타낸다. 최대변위 52mm는 앵커 충돌 시 발생하는 최대변위 173mm보다 작다. 여기서 주목해야 할 것은 해석 특성상 충돌에 의한 변형은 상대 변형인데 반해 앵커 끌림에 의한 변위는 절대변위이라는 것이다. 즉, 52mm는 앵커 끌림에 의한 원통연결 보호구조물이 얼마나 들리는지를 나타내는 수치이다. Fig. 9는 들림각이 30°일 때의 원통연결 보호구조물의 들림변위를 벡터로 나타낸 결과이다.

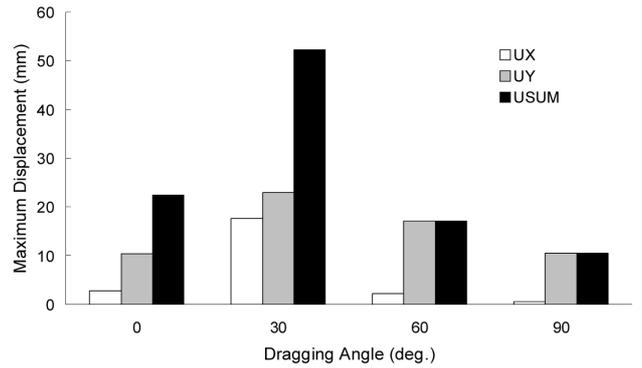


Fig. 8 The maximum displacement of cylinders-connected protector by stock anchor dragging

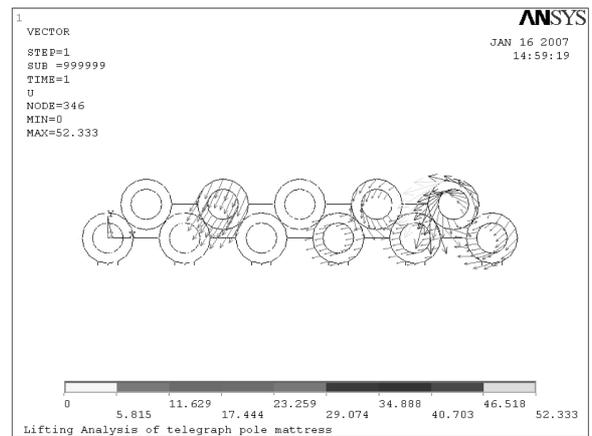


Fig. 9 Displacement vector when dragging angle is 30°

6. 결 론

본 논문에서는 앵커 충돌과 끌림에 의한 원통연결 보호구조물의 최대응답 해석을 수행하였다. 최대응답 해석을 위해서 먼저, 수중에서의 앵커 자유낙하(충돌거리)를 모사할 수 있는 대기 중에서의 앵커 자유낙하 거리를 산정하였다. 다음으로, 앵커 충돌에 의한 원통연결 보호구조물의 변형 및 응력을 검토하였다. 마지막으로, 앵커 끌림에 의한 원통연결 보호구조물의 변형을 검토하였다. 충돌해석에서 주목할 것은 19.6kN(2ton)의 스톡 앵커의 중단속도를 기인한 충돌 거리는 5m(Case 1)라는 것이다. Case 2(충돌거리 3m)와 Case 3(충돌거리 8.83m)는 비교목적으로 사용되었다. 따라서 충돌거리 5m를 기준으로 충돌해석 결론을 서술하였다. 충돌과 들림 해석을 통한 결론은 다음과 같다.

- (1) 충돌에 의한 원통연결 보호구조물의 최대변형은 스톡앵커의 중단속도를 고려하였을 때(충돌거리 5m) 72mm이다. 원통의 단면차원(바깥지름267mm, 안쪽지름 160mm)을 고려할 때 과대변형을 알 수 있다. 또한 충돌거리가 커지면 최대변형도 커진다.
- (2) 충돌에 의한 원통연결 보호구조물의 최대주응력과 최대전단응력은 스톡앵커의 중단속도를 고려하였을 때(충돌거리 5m) 20.31MPa과 15.34MPa이다. 최대주응력 20.31MPa은 콘크리트 압축강도 51.94MPa보다 작은 값이나 최대전단응력 15.34MPa은

압축강도의 3/10에 해당해 콘크리트 전단강도(압축강도의 1/4~1/7)를 초과한다. 따라서 압축응력보다는 전단응력에 의해 보호구조물이 파괴될 확률이 높다. 그러나 충격에 대한 콘크리트의 파괴규준이 복잡하고 주어진 자료로 파괴규정을 설정하기가 어려우므로 최대전단응력에 의한 보호구조물의 실제적인 파괴여부를 확신하기는 어렵다.

(3) 충돌에 의해 원통연결 보호구조물이 지반에 전달하는 압축력은 충돌거리가 5m일 때 1656N(169kgf)이다. 이 때 압축력은 충돌거리가 증가하면 점차적으로 증가한다.

(4) 충돌에 의한 원통연결 보호구조물의 연결부 응력은 충돌거리가 5m일 때 최대인장응력 819MPa, 최대압축응력 939MPa이다. 최대인장응력은 연결부 재료인 주철의 인장강도 범위를 초과하고 최대압축응력은 압축강도 범위 내에 있다. 따라서 연결부는 인장응력에 의해 파괴될 확률이 높다. 충돌거리가 증가하면 이들 응력도 증가한다.

(5) 앵커 끌림에 의한 원통연결 보호구조물의 최대변위는 끌림각이 30°일 때 발생하며 52mm이다. 이 값은 충돌거리가 5m인 앵커 충돌에서 발생하는 최대변위 72mm보다 작다. 여기서 주목해야 할 것은 해석 특성상 충돌에 의한 변형은 상대변형인데 반해 앵커 끌림에 의한 변형은 절대변형이라는 것이다. 즉, 52mm는 앵커 끌림에 의한 원통연결 보호구조물이 얼마나 들리는지를 나타내는 수치이다.

(6) 이상은 앵커 충돌 및 끌림에 의한 원통연결 보호구조물의 최대응답에 관한 것이며 이것으로부터 해저 전력 케이블의 손상여부를 판단하기는 어렵다. 단, 충돌에 의해 보호구조물이 지반에 전달하는 압축력이 케이블에 전달됨으로 케이블 매설 등의 추가 조치가 필요할 것으로 판단된다.

후 기

본 연구는 2단계 BK21 사업팀 “해안항만 기반시스템 전문인력 양성팀”의 산학연공동연구사업으로 수행되었습니다. 지원에 감사드립니다.

참 고 문 헌

문익희, 안승환 (2008). 폐전주를 이용한 해저케이블 보호장치, 대한민국 특허청 등록번호 10-794765.
 우진호, 나원배, 김현태 (2009). “아치형 해저 케이블 보호 구조물의 앵커 충돌 수치 시뮬레이션”, 한국해양공학회지, 제23권, 제1호, pp 96-103.
 Beppu, M., Miwa, K., Itoh, M., Katayama, M. and Ohno, T. (2008). “Damage Evaluation of Concrete Plates by High-Velocity Impact”, International Journal of Impact Engineering, Vol 35, pp 1419-1426.
 Berg, V.S. and Preece, D.S. (2004). “Shaped Charge Induced Concrete Damage Predictions using RHT Constitutive Modeling”, International Society of Explosives Engineers, Vol 2 (in CD).
 Das, B.M. (2006). Principles of Geotechnical Engineering, Thomson.

Fox, R.W., McDonald, A.T. and Pritchard, P.J. (2004). Introduction to Fluid Mechanics, Wiley International.
 Gere, J.M. (2004). Mechanics of Materials, Thomson Brooks/Cole, USA.
 Gran, J.K. and Frew, D.J. (1997). “In-target Radial Stress Measurements for Penetration Experiments into Concrete by Ogive-nise Steel Projectiles”, International Journal of Impact Engineering, Vol 19, No 8, pp 715-726.
 Hernández-Olivares, F., Barluenga, G., Bollati, M. and Witoszek, B. (2002). “Static and Dynamic Behavior of Recycled Tyre Rubber-Filled Concrete”, Cement and Concrete Research, Vol 32, pp 1587-1596.
 International Cable Protection Committee (2009). Loss Prevention Bulletin, pp 1-4.
 Itoh, Y., Liu, C. and Kusama, R. (2007). “Dynamic Simulation of Collisions of Heavy High-Speed Trucks with Concrete Barriers”, Chaos Solitons and Fractals, Vol 34, pp 1239-1244.
 KS V3311. (2006). 앵커, 한국표준협회.
 Meyer, M.A. (1994). Dynamic Behavior of Materials, Wiley-Interscience.
 Pandey, A.K., Kmar, R., Paul, D.K. and Trikha, D.N. (2006). “Strain Rate Model for Dynamic Analysis of Reinforced Concrete Structures”, Journal of Structural Engineering, ASCE, Vol 132, No 9, pp 1393-1401.
 Riedel, W., Thoma, K., Hiermaier, S. and Schmolinske, E. (1999). Penetration of Reinforced Concrete by BETA-B-500 Numerical Analysis using a New Macroscopic Concrete Model for Hydrocodes, the 9th International Symposium on the Interaction of the Effects of Munitions with Structures, Berlin-Straussberg.
 Tham, C.Y. (2005). “Reinforced Concrete Perforation and Penetration Simulation using AUTODYN-3D”, Finite Elements in Analysis and Design, Vol 41, pp 1401-1410.
 Topçu, İ.B. and Avcular, N. (1997). “Collision Behaviours of Rubberized Concrete”, Cement and Concrete Research, Vol 27, No 12, pp 1893-1898.
 Ugral, A.C. and Fenster, S.K. (2003). Advanced Strength and Applied Elasticity, Prentice Hall.
 Wood, M.P. and Carter, L. (2008). “Whale Entanglements with Submarine Telecommunication Cables”, IEEE Journal of Oceanic Engineering, Vol 33, No 4, pp 445-450.
 Zhou, X.Q., Kuznetsov, V.A., Hao, H. and Waschl, J. (2008). “Numerical Prediction of Concrete Slab Response to Blast Loading”, International Journal of Impact Engineering, Vol 35, pp 1186-1200.

2010년 7월 29일 원고 접수
 2010년 9월 29일 심사 완료
 2010년 9월 29일 게재 확정