

제 출 문

국토교통부장관(국토교통과학기술진흥원장) 귀하

‘5만kL급 플랜트탱크구조물의 설계,제작,유지관리를 위한 해석기술 및 설계기준 개발’(연구개발
기간 : 2014. 07. 11 ~ 2016. 07. 10) 과제의 최종보고서 2부를 제출합니다.

2016. 11. 07

주관연구기관명 : 국민대학교 산학협력단 (대표자) (인)
공동연구기관명 : 아주대학교 산학협력단 (대표자) (인)
공동연구기관명 : (사)한국강구조학회 (대표자) (인)

주관연구기관책임자: 박찬량
공동연구기관책임자: 최경희
공동연구기관책임자: 김상섭

국토교통부소관 연구개발사업 운영규정 제38조에 따라 최종보고서 열람에
동의합니다.

보고서 요약서

과제 고유 번호	15CTAP-0077504-02	해당 단계 연구 기간	2014.07.11. ~ 2016.07.10.	단계구분	1/1 (해당단계)/(총단계)
연구사업명	중사업명	국토교통기술촉진연구사업			
	세부사업명	기초원천			
연구과제명	대과제명	대과제가 있을 경우 기재합니다(단위과제일 경우에는 아래에 기재합니다)			
	세부과제명	5만kL급 이하 플랜트탱크구조물의 설계, 제작, 유지관리를 위한 해석 기술 및 설계기준 개발			
연구책임자	국민대학교 배두병	해당단계 참여 연구원 수	총: 14명 내부: 14명 외부: 명	해당단계 연구개발비	정부:400,000천원 기업: 천원 정부 외: 천원 계:400,000천원
		총 연구기간 참여 연구원 수	총: 14명 내부: 14명 외부: 명	총 연구개발비	정부:400,000천원 기업: 천원 정부 외: 천원 계:400,000천원
연구기관명 및 소속 부서명	국민대학교 건설시스템공학부			참여기업명	
국제공동연구	상대국명:			상대국 연구기관명:	
위탁연구	연구기관명:			연구책임자:	
요약(연구개발성과를 중심으로 개조식으로 작성하되, 500자 이내로 작성합니다)				보고서 면수	

〈 요약문 〉

연구의 목적 및 내용	○ 안전한 플랜트 탱크 구조물의 설계, 제작 및 유지 관리를 위한 설계기준 개발 - 5만kL급 이하 탱크 구조물에 대한 해석기술 및 설계기준 개발 - 5만kL급 이하 탱크 구조물에 대한 내진설계기준 개발 - 표준화된 플랜트 탱크 구조물 설계기준 개발 - 구조물 취약부, 풍하중을 포함한 하중들에 대한 구조물 해석기술 정립 - 동적구조해석 및 내진실험을 통한 탱크 구조물의 성능 검증				
연구개발성과	○ 플랜트 탱크구조물 설계기준 개발 ○ 플랜트 탱크구조물 내진설계기준 개발				
연구개발성과의 활용계획 (기대효과)	○ 안전한 플랜트 탱크구조물 건설을 위한 미래원천기술 확보 - 개발된 설계기준은 해당 구조물에 대한 국내 유일한 설계기준임 - 국외 유관 설계기준(Eurocode 등)과 비교해도 뛰어난 국제적 선도 기준이 될 것으로 기대됨. ○ 설계기준의 공인화를 통한 산업 전반에서의 활용성 증대 - 공인화된 설계기준을 플랜트 산업 전반에서 사용함으로써 활용성 증대. ○ 산업 밀착형 설계기준 - 개발된 설계기준을 이용한 기술강습회, 기술교육 등을 수행하여, 국내 기술자들이 국내/해외 건설엔지니어링 및 건설산업 전반에 활용 ○ 국내 기업의 해외 진출시 국제적 경쟁력 확보 - 개발된 설계기준은 국내 기업의 국내/해외 플랜트 탱크 구조물 공사 설계 및 수행시 직접적으로 활용 - 해외 진출시 국제적 경쟁력을 갖추는데 기여함.				
핵심어 (5개 이내)	플랜트	탱크	설계기준	내진설계기준	5만kL 이하

〈 SUMMARY 〉

Purpose & Contents	○ Development of design specification for safe plant tank structures - Development of design specification and analysis techniques for plant tanks under 50 mega-liter - Development of seismic design specification for plant tanks under 50 mega-liter - Development of standard design specification for plant tanks - Analytic method establishment for structurally fragile components and external loads - Experimental verification of dynamic analysis results				
Results	○ Development of design specification for plant tanks under 50 mega-liter ○ Development of seismic design specification for plant tanks				
Expected Contribution	○ Future fundamental technology for safe plant tanks - Domestic unique design specification for plant tanks - Internationally initiative design specification ○ Availability increment in plant industries through official approval of developed design specification ○ Design specification strongly related with plant industries - Development of educational courses for civil engineers in order to increase availability of developed design specification ○ Enhancement of international competitiveness for domestic companies to expand overseas - Utilization of developed design specification for domestic and/or international tender in design and construction of plant tanks				
Keywords	Plant	Tank	Design specification	Seismic design specification	Under 50 mega-liter

〈 Contents 〉

1. Introduction	5
2. State-of-the-art	9
3. Contents and results of the research	34
4. Degree of achievement of the objectives and contribution	96
5. Application strategy of the research results	98
6. Information of foreign science technology under research	100
7. Security level of the research	102
8. Registered research facilities and equipments lists	103
9. Performance results of safety measure	104
10. Representative performance of the research	105
11. Other details	106
12. Reference	107

〈 목 차 〉

1. 연구개발과제의 개요	5
2. 국내외 기술 개발 현황	9
3. 연구 수행 내용 및 성과	34
4. 목표 달성도 및 관련 분야 기여도	96
5. 연구개발성과의 활용 계획	98
6. 연구 과정에서 수집한 해외 과학기술 정보	100
7. 연구개발성과의 보안등급	102
8. 국가과학기술종합정보시스템에 등록한 연구시설·장비 현황	103
9. 연구개발과제 수행에 따른 연구실 등의 안전 조치 이행 실적	104
10. 연구개발과제의 대표적 연구 실적	105
11. 기타 사항	106
12. 참고 문헌	107

제1장. 연구개발과제의 개요

1. 연구개발 목적

원통형 액체저장탱크(Cylindrical liquid storage tanks)는 물, 화학제품, 액화가스, 석유 등과 같은 다양한 종류의 액체를 저장하는 플랜트 내부의 주요 시설물 중의 하나이다. 에너지 저장시설 및 공급시설을 포함한 플랜트 시설의 수요가 국내외적으로 지속적으로 증가하고 있으며, 이에 따라 플랜트 시설의 주요 구조물인 강재 액체저장탱크에 대한 수요가 지속적으로 유지되고 있다. 또한 국내의 경우 전력수요의 증가와 전력 정책의 변화에 따라 민간 발전 사업에 대한 투자가 지속되고, 석유화학제품의 수출이 증가함으로서 국내 플랜트 시설에 대한 수요는 향후에도 지속될 것으로 예상되고 있다.

국내의 플랜트 산업은 외형적으로 크게 성장하였으나, 플랜트 시설의 설계에 대한 완전한 기술력의 확보가 이루어져 있지 않으며 아직 플랜트 시설에 대한 국내 설계기준이 마련되어 있지 않은 실정이다. 국내에서의 탱크 구조물의 설계는 국제적으로 사용되고 있는 설계기준인 Eurocode 8, API 650, NZSEE 등을 준용하여 이루어지고 있으며^{[1],[2],[3]}, 이에 따라 설계기준에 대한 연구도 일반구조물에 비하여 절대적으로 부족한 실정이다^{[4],[5]}. 이에 따라 적절한 설계지침 없이 설계, 시공된 탱크 구조물에서 지속적으로 안전사고가 발생하고 있다.

또한 최근 지진의 발생빈도가 증가함에 따라 인명 및 경제, 사회, 환경 측면에서 상대적으로 위험성이 높은 플랜트 시설에 대한 적절한 내진설계가 요구되고 있다. 플랜트 내 탱크 구조물이 지진 등과 같은 외력에 의해 내부 유체의 유출이 발생하는 경우에는 인명 손실뿐만 아니라 경제적 손실을 초래하게 된다^{[6],[7],[8]}. 이에 따라 탱크 구조물의 경우에는 일반 구조물에 비해 더 높은 안전성이 확보되어야 한다.

본 최종보고서에서는 안전한 플랜트 탱크구조물의 설계기준 개발을 위해 플랜트 탱크구조물에 작용하는 하중 중 풍하중에 대한 연구 결과와 구조취약부에 대한 상세구조해석 연구 결과를 수록하였다. 이와 더불어 플랜트 탱크구조물에 지진하중이 작용하는 경우 탱크의 벽체에 발생하는 좌굴에 대한 거동을 분석하였으며, 탱크구조물의 내진설계기준을 분석하였다.

2. 연구개발의 필요성

가. 국내외 탱크구조물에 자주 발생하는 안전사고

국내의 경우 적절한 설계기준 없이 설계, 시공된 탱크구조물에서 지속적으로 안전사고가 발생하고 있으며, 해외에서도 지진 등의 자연재해에 따른 사고사례가 지속적으로 보고되고 있다. 아래의 그림 1은 2014년 4월에 발생한 울산 원유탱크 안전사고 이고, 그림 2는 울산 물탱크의 안전사고 이다. 그림 1과 그림 2의 경우이외에도 크고 작은 탱크 안전사고가 발생하였는데, 이러한 탱크의 안전사고는 구조취약부(연결재의 연결부, 균열 취약부 등)에서 발생할 가능성이 크다.

해외에서 발생한 탱크구조물의 안전사고는 지진에 의해 탱크가 붕괴, 좌굴되는 경우가 많다. 그림 3은 1999년에 발생한 대만 당밀 저장탱크의 안전사고로 지진에 의해 발생한 지반 액상화현상이 사고의 원인으로 추정되며, 그림 4는 1998년 푸에르토리코에서 발생한 저장탱크의 안전사고로 지진에 의해 탱크 벽체에 좌굴이 발생한 경우이다.

국내에서 탱크 안전사고가 발생하는 원인은 탱크의 안전사고에 대한 연구가 부족할 뿐만 아니라 적절한 설계기준 없이 외국기준을 차용하여 설계, 건설하는데 그 원인이 있다고 할 수 있으며, 해외의 경우에는 제정된 설계기준에 따라 탱크를 건설해도 지진 발생시 구조물의

붕괴 또는 파괴 사례가 많이 보고되고 있어, 국외설계기준이 내진 안전성을 확보하지 못하고 있다고 판단되어 진다.



그림 1. 울산 원유탱크 안전사고(2014.04.04)
(원인: 균열로 인한 원유유출)



그림 2. 울산 물탱크 안전사고(2013.07.26)
(원인: 볼트 연결부의 파열)



그림 3. 대만 당밀 저장탱크 안전사고
(1999.10.01)
(원인: 지진에 의한 지반 액상화)

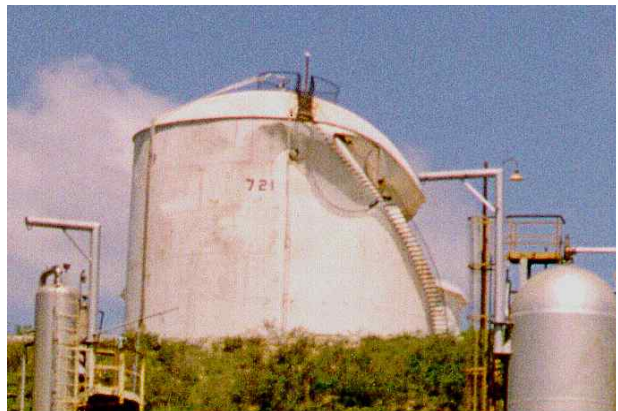


그림 4. 푸에르토리코 저장탱크 사고
(1998.09.13)
(원인: 지진에 의한 벽체 좌굴)

나. 플랜트 시장의 지속적 성장

에너지 저장시설 및 공급시설을 포함한 플랜트 시설의 수요가 국내외적으로 지속적으로 증가하고 있으며, 이에 따라 플랜트 시설의 주요 구조물인 탱크(가스, 액체 및 고체 저장시설)에 대한 기술 수요가 지속적으로 증가하여왔다.

국내 플랜트 시장의 경우, 전력수요의 증가와 전력 정책의 변화에 따라 민간 발전사업 투자의 지속적인 증가가 예상되며, 석유화학제품의 수출 증가에 따라 국내 플랜트 시설에 대한 수요는 향후에도 지속될 것으로 예상된다.

해외 플랜트 시장의 경우에도 수주액이 지속적으로 증가하여, 2005년 말 기준 국내 기업의 전세계 플랜트 수주는 158억 달러로 전년 대비 87.6%나 증가한 것으로 보고되었다. 이 중 중동지역으로부터의 수주는 84억 달러로 전체의 53.2%를 차지하고, 전년 대비 156.2%의 높은 증가율을 기록한 것을 알 수 있다. 특별히, 중앙 아시아의 플랜트 시장의 예상 동향을 보면 그림 5(우)와 같이 2010년 이후에는 연 6%의 평균성장률을 보이면서 2015년에는 215억 달러에 달할 것으로 전망된다.

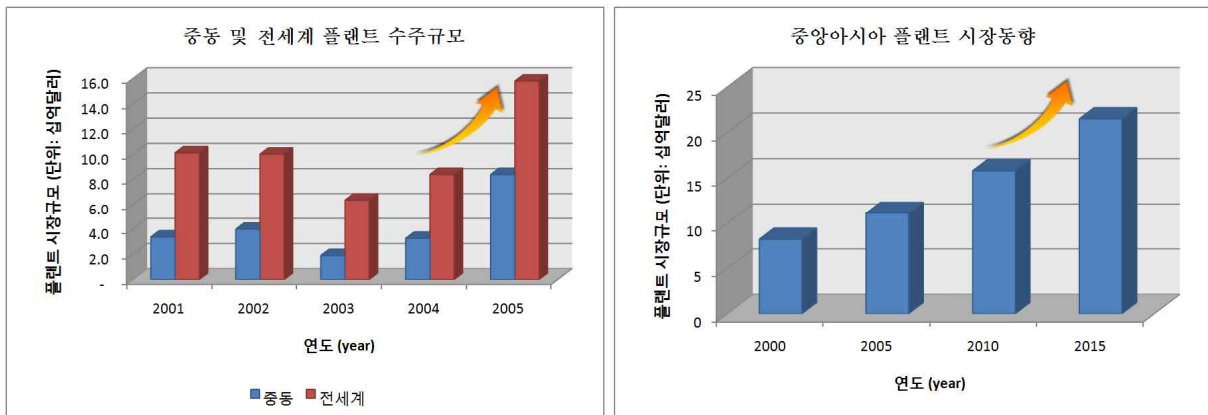


그림 5. 국내 기업의 중동 및 전세계 플랜트 수주 규모(좌) 및 중아시아 플랜트 시장동향(우)
(출처: 한국플랜트산업협회)

다. 설계기준의 부재

총수주액은 지속적으로 늘어났지만, 2011년부터는 수주액이 증가하지 않거나 오히려 감소하는 경향을 보이고 있어, 저가수주에 대한 우려뿐 아니라 수주액 한계에 대한 우려가 발생하고 있다. 이러한 수주액 정체화의 이유는 기술력의 부족으로 분석되고 있다. 즉, 우리나라의 플랜트 산업은 외형적으로는 성장하였지만, 기술력의 내실이 부족하여 성장세가 약화되고 외화가득률 저하에 대한 우려가 발생하고 있다. 이러한 기술력 부족 요인 중의 하나가 적절한 국내 설계기준의 부재라 할 수 있다.

국내 건설시장의 경우 기업이 플랜트의 주요 구조물인 탱크 구조물을 설계할 때 확립된 설계기준이 없어 상황에 따라 외국의 기준(API 650, API 620, AWWA D100, BS, JIS 등)을 차용하여 설계 및 시공을 하고 있거나 또는 별도의 해석 및 실험을 수행하고 그 결과를 이용하여 건설하고 있는 실정이다.

해외의 기준을 차용하려 할 경우에도 탱크 구조물에 대한 설계기준이 사용 용도에 따라 별도의 규정이 있는 등 통일되어 있지 않거나, 간략하게 서술되어 있고, 또한 강재로 제작된 탱크 구조물에 대한 내용으로 국한되어 있다.

특히, 해외 플랜트 건설에 대한 수요가 증가함에 따라 많은 엔지니어들이 해외 플랜트 건설 현장에서 근무하고 있고, 플랜트에서 중요한 구조물인 탱크를 설계함에 있어서 표준화된 설계기준이 없어 이에 대한 엔지니어들의 요청과 기준 개발의 필요성이 대두되고 있다. 국외의 경우, 기술집약적인 플랜트 분야는 미국, 일본, 독일, 프랑스 등 선진국 업체들이 주로 경쟁하고 있는 실정이며, 이 분야에서는 설계와 관리 능력이 무엇보다 중요하게 작용하는 점을 고려할 때, 적절한 설계기준을 개발하는 경우 우리 업체들의 국제적 경쟁력 향상에 기여할 수 있을 뿐 아니라 글로벌 설계기준으로써 중요한 초석이 될 것이다.

3. 연구개발 범위

본 연구에서는 안전하고 경제적인 플랜트 탱크구조물을 설계, 제작, 유지관리하기 위해 다음과 같은 연구개발 범위를 설정하였다.

첫째, 탱크의 규모는 5만kL 이하의 중,소형 탱크를 대상으로 한다. 이는 중,소형 탱크의 경우 파괴 요인과 취약부가 대형 탱크와 다르기 때문이다. 즉, 중,소형 탱크의 경우에는 지진과 구조취약부에서 발생하는 지지부, 연결부, 벽체 붕괴등이 파괴의 주 요인으로 파악된다. 이는 마치 교량을 설계, 시공할 때 일반적인 도로교와 (초)장대교량의 설계, 시공 방법이 서

로 다른 것과 유사하다고 할 수 있다.

둘째, 탱크의 주요 파괴요인에 집중하여 연구를 수행한다. 즉, 구조취약부(특별히 연결재 연결부)에 대한 상세구조해석을 수행하여 설계 및 해석 방법을 개발한다. 또한, 벽체 붕괴를 유발할 수 있는 풍하중에 대한 적절한 설계식을 제안하고, 지진에 의해 발생할 수 있는 좌굴 거동을 분석하여 허용좌굴응력식을 제안한다.

셋째, 해석적 연구 결과 중 동적거동해석 결과를 내진실험을 통해 검증한다. 축소된 규모의 탱크구조물을 제작한 후 과거의 지진 시간 이력을 가해 동적거동 특성을 파악하고 분석하여 내진설계기준에 반영한다.

넷째, 설계지침의 국제화를 위해 Eurocode, API, AWWA의 기준을 분석하고, 보다 정확한 해석과 동적거동실험 결과를 통해 국외 유관 설계기준보다 뛰어난 산업 밀착형 글로벌 내진설계기준을 개발한다.

이러한 과정을 통해서 도출된 최종 성과물인 설계기준과 내진설계기준은 국내 유관 설계 기준(강구조설계기준, 콘크리트구조설계기준, KBC 등)에 부재한 플랜트 시설 내의 탱크구조물에 대한 표준화된 설계기준을 제공하여 안전하고 경제적인 플랜트 탱크구조물을 설계할 수 있도록 하는데 기여할 것으로 기대한다.

제2장. 국내외 기술 개발 현황

플랜트 탱크구조물에 대한 설계기준은 앞 장에서도 기술한 바와 같이 국내에는 부재하고, 국외의 기준은 미흡하다. 이 장에서는 안전한 플랜트 탱크구조물의 설계를 위해 플랜트 탱크 구조물의 주요 파괴 요인이 되는 3가지 항목, 즉, 구조취약부 파괴, 풍하중, 지진에 의한 좌굴거동에 대한 국내외 기술 개발 현황을 기술하고, 국내외 내진 설계기준에 대해 비교한다.

1. 구조취약부 파괴

가. 서론

탱크는 시공 시 이음부에서의 이음부재 및 볼트에 각종하중이 작용하는 상태이고, 시간에 따른 볼트축력의 감소, 이물질 혹은 부식에 의해 표면마찰 상태의 변화 등에 의해서 역학적 성능저하 현상이 발생하게 되며 이와 함께 시공 중 볼트체결불량 등 각종 결함이 발생하고 있지만, 결함에 대한 해법을 찾지 못하고 있다.

기준명	접촉면의 처리상태	미끄럼계수
한국 도로교 설계 기준	• 블라스팅 등에 의해 녹,흑피를 제거한 상태 • 규정된 무기질 아연말 프라이머 도포 허용	0.4
일본 도로교 시방서	• 흑피를 제거한 거친상태 • 무기질 아연말 프라이머	0.4
미국 AASHTO	• 무도장의 흑피제거상태 또는 블라스팅 후 A등급 코팅	0.33
	• 무도장의 블라스팅 또는 블라스팅 후 B등급 코팅	0.5
	• 아연도금 후 와이어 브러시에 의한 거친면	0.33
유럽 Eurocode	• 느슨한 녹을 제거한 슛 블라스팅 또는 그릿 블라스팅	0.5
	• 무기질 아연말 프라이머 도포	0.4
	• 와이어브러쉬 또는 프레임 클리닝 후 들뜬 녹 제거	0.3
	• 무처리한 면	0.2

표 1. 각국 설계기준의 접촉면 처리상태에 따른 미끄럼계수의 기준값

표1에서 보는 것처럼 국내에서는 곡률반경에 상관없이 하나의 미끄럼계수 기준값인 0.4를 사용하고 있고, 미끄럼계수는 일반적으로 판 두께의 마찰이음에 대하여 도출된 설계기준이다. 마찰이음의 관점에서 곡률반경에 따른 접합부 연구는 일반 직선부 이음과 다르다고 판단된다. 이는 접촉압력 및 접촉면적의 변화에 의한 미끄럼계수의 변동과 기본 영향 인자에 의해 발생하는 미끄럼계수의 저하 효과들을 감안한 곡률반경에 따른 마찰이음의 미끄럼계수를 평가해야한다. 그러나 현재 곡면 이음부의 안전성을 확보하기 위해 절대적인 기준이 마련되어 있지 않은 현실이다. 따라서 시험적으로 밝혀내기 어려운 곡면 이음부의 결함 즉, 경계

비선형, 재료 비선형 및 기하비선형 모두 가지는 문제에 따른 볼트 연결부 파괴 메커니즘을 유한요소 해석을 통해 규명할 필요가 있다.

나. 마찰이음의 역학적 특징

(1) 고장력볼트 마찰이음의 역학적 거동

(가) 고전 마찰 법칙 혹은 쿨롱 마찰법칙

서로 접촉하고 있는 두개의 물체가 상대 미끄럼(slip)운동을 유발하려는 하중이 가해질 때, 접촉면에는 그 운동을 방해하려는 마찰응력(friction stress)이 발생한다. N 을 수직압축력(compressive normal force), F 를 마찰력(friction force)이라 하고 금속 물체는 잘 정의된 접선 상대속도를 가진 강체라고 하면, 고전 마찰법칙 혹은 쿨롱 마찰법칙은 다음과 같다.

① 마찰력은 수직 압축력에 비례한다.

$$|F| = \mu N \quad (1)$$

위의 식에서 μ 는 마찰계수이다. 흔히 미끄럼 직전에 적용되는 정지마찰계수와 미끄럼 운동 중에 적용되는 운동마찰계수의 두 가지 마찰계수가 인용된다.

② 마찰계수는 겉보기 접촉면적과는 무관하다.

③ 정지마찰계수가 운동마찰계수보다 크다.

④ 운동마찰계수의 값은 미끄럼 속도에는 독립적이다.

⑤ 접선운동이 일어날 때, 마찰력은 상대속도와 같은 방향으로 작용한다.

(나) 고장력볼트 마찰이음과 쿨롱 마찰법칙

앞서 쿨롱 마찰법칙 중에서 ①과 ②의 법칙은 가벼운 물체인 경우 마찰계수가 증가할 경우나 실제 접촉 면적이 겉보기 접촉면적에 근접할 정도의 매우 큰 하중이 작용할 경우에는 마찰계수가 감소하는 등의 예외가 있을 수 있다. Tworzydło 등이 수행한 연구에서는 압력이 증가함에 따라 마찰계수가 감소하는 경향을 보이는 해석 사례를 수록하고 있는데, 이것이 고장력볼트의 마찰이음에 대한 직접적인 해석은 아니지만 동일한 표면조건을 가지고 접촉하고 있는 면에 있어서 작용하는 압력의 크기에 따라서 미끄럼계수의 값과 마찰계수의 값의 범위는 서로 다를 수 있다는 점을 보여주고 있다.

한편, ③번 법칙은 실험으로 유도될 수 있고, ④번 법칙은 현재에는 옳지 않은 것으로 판명되어 미끄럼 속도와 마찰계수의 관계에 대해 수많은 실험 및 실험식들이 나오고 있는 상황이나, 비교적 그 크기가 작고 한정된 속도범위가 관심영역인 많은 경우에 대해서는 운동마찰계수를 미끄럼 속도에 관계없이 일정한 값으로 취할 수 있다. 마지막, ⑤의 법칙도 실험으로 확인되었다.

(2) 인장하중 시 마찰이음의 거동

볼트 마찰이음은 연결할 부재와 이음판으로 구성된 볼트 구멍에 고장력볼트를 삽입하고 토크렌치나 전동렌치 등으로 볼트를 체결하여 축력을 도입한다. 도입된 축력은 이음판을 통해 전달되어 이음판과 모재간의 접촉면에는 접촉압력이 발생하게 된다. 이후 이음부 양측에 인장하중이 가해지면 마찰법칙에 따라 모재와 이음판의 양쪽 강판사이 접촉면에서 마찰력이 발생하면서 모재에 작용되는 인장력을 이음판에서 부분적으로 분담하게 되며 이때 작용하는 인장하중이 증가함에 따라 마찰력은 마찰법칙에 따라 비례하여 증가하게 된다.

하중이 계속 증가하여 마찰력이 특정한 한계값을 넘어간다면 미끄럼이 발생하기 시작하는데 이때의 하중을 미끄럼하중이라고 하고, 도입한 축력 합계에 대한 미끄럼하중의 비를 미끄럼 계수라 한다. 하중이 지속되면 미끄러지던 강판이 볼트 축부와 접촉하기 시작하면서 이음의 하중은 볼트의 전단저항, 강판의 지압저항 및 저하된 마찰저항으로 분담되게 된다.

그림 6~그림 9는 마찰이음부에 가해진 하중에 의해 발생하는 하중-신장량의 대표적인 관계곡선으로서 다음과 같은 역학적 거동 단계를 거치게 된다. Stage 1(그림 6)은 하중이 작용하기 시작하면서 마찰저항에 의해 미끄럼이 일어나지 않고, 하중이 선형적으로 증가하는 단계이며 증가는 미끄럼이 발생하는 시점까지 계속될 것이다. Stage 2(그림 7)는 하중이 미끄럼 저항을 넘게 되면 미끄럼이 발생하고, 미끄러진 볼트가 강판과 접촉하면서 이음부는 지압상태로 전환되는 단계로서 이때 미끄럼의 발생량은 볼트 체결 작업 시에 모재-이음판-볼트간의 상대적 위치에 따라 결정된다. 또한, 미끄럼 이후 강판이 볼트와 접촉하기 전까지의 곡선의 양상은 강판의 표면처리의 종류에 따라 다르게 나타나는데, 기울기가 급격히 떨어지며 톱니바퀴와 같은 양상을 보이는 것, 그림과 같이 일직선으로 미끄러지는 것, 하중이 다소 저하하는 것 등이 있다. Stage3(그림 8)는 볼트와 판이 접촉한 상태에서 탄성영역 내에서 선형변형을 일으키며 하중이 다시 증가하는 단계이다. 마지막으로 Stage 4(그림 9)에서는 볼트 혹은 이음판의 항복이 발생하고, 소재의 변형경화영역을 지나 볼트의 전단파괴 혹은 판의 파괴로 이어지는 단계가 된다.

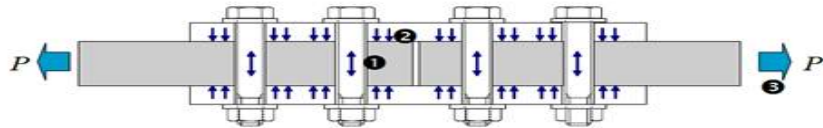


그림 6. 볼트축력, 접촉압력 및 인장하중 작용단계

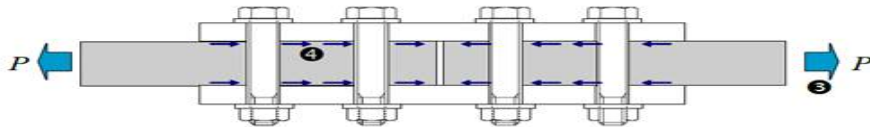


그림 7. 마찰력 작용 단계

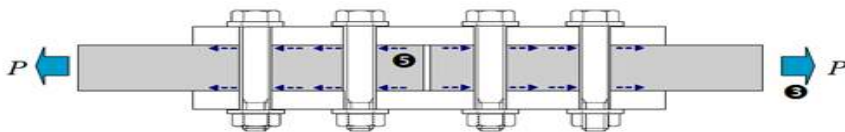


그림 8. 미끄럼 발생 단계

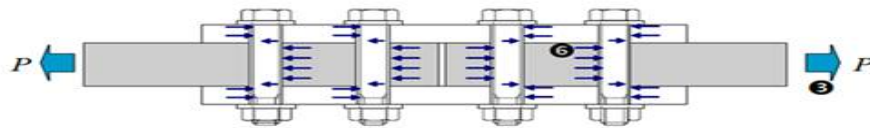


그림 9. 미끄럼발생 후 볼트와 모재 및 이음판의 지압상태

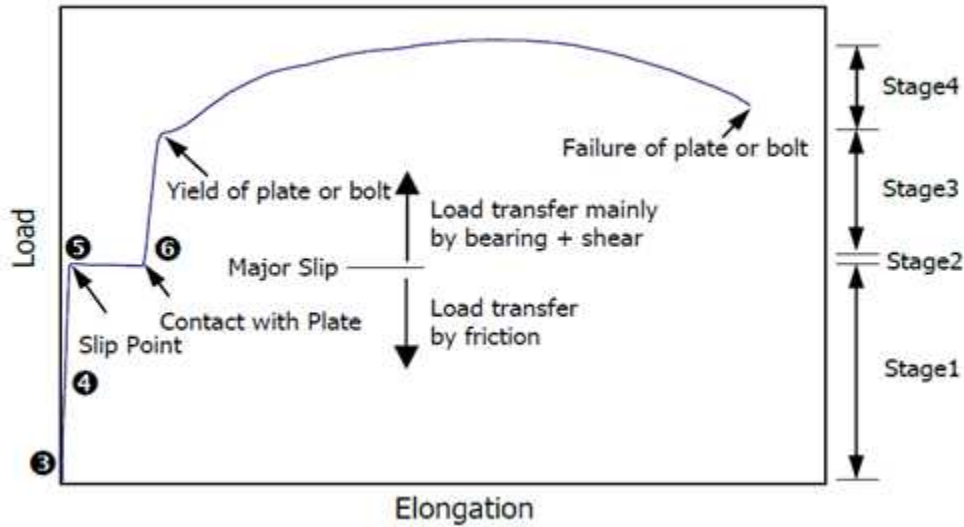


그림 10. 인장하중을 받는 마찰이음 하중-신장량 곡선

(2) 마찰이음에서 미끄럼계수의 중요성

(가) 마찰이음의 설계 미끄럼 하중

미끄럼하중은 앞서 마찰법칙의 식과 유사성을 가지고 다음 식으로 표현되며 및 로 각각 표시되는 미끄럼계수 및 볼트 축력이 미끄럼하중을 결정짓는 요소라고 할 수 있다.

$$p_{slip} = k_s m \sum N_i \quad (2)$$

상기 식의 P_{slip} 은 미끄럼하중, k_s 는 미끄럼계수, m 은 마찰면의 수, N_i 는 도입된 볼트의 축력들을 나타낸다. 교량 구조물 설계에 사용하는 마찰이음부의 설계 허용하중은 결국 위 식에 대해 아래 식과 같이 안전율을 고려하여 제시되고 있는 것이다.

마찰이음의 설계 미끄럼하중인 볼트 허용력은 볼트의 축력과 미끄럼계수로부터 정의되는 것이고, 따라서 고장력볼트 마찰이음 구조에서 볼트 축력과 미끄럼계수는 가장 중요한 설계의 요소가 되고, 이 두 가지 요소는 연계되어 있다.

$$p_{allow} = s \cdot p_{slip} = k_s m \sum N_d = \frac{1}{s} \cdot k_s \cdot \sum \alpha \cdot f_y \cdot A_e \quad (3)$$

여기서, P_{allow} 은 설계 허용하중, S 는 안전율(현행기준상 1.7), N_d 는 설계볼트 축력, α 는 볼트 항복점에 대한 비율(F10T의 경우 0.75), f_y 는 볼트의 기준항복점, A_e 는 볼트 나사부의 유효단면적이다.

(나) 마찰계수와 미끄럼계수

마찰이음의 기능을 지배하는 표면처리 조건과 기하학적 조건의 두 가지의 인자를 시스템의 스케일관점에서 본다면 마찰접합면의 표면조건에 따른 거동의 차이는 쿨롱 마찰법칙을 따르는 마찰이음에서 마찰계수라고 표현되는 가장 기본적인 하위 시스템에 대한 문제라고 정의할 수 있다. 또, 이음부의 기하학적 조건에 따른 차이들은 마찰이음이 이러한 기하학적 조건들이 종합된 구조체로서의 거동을 보이기 때문에 생기는 하나의 구조 시스템 문제로 정의할 수 있다. 만약, 하위 시스템 및 시스템의 스케일 레벨을 이와 같이 본다면 우리가 다루

는 교량 구조물의 전체 시스템은 이들 하위시스템과 시스템을 종합하고 있는 상위 시스템이 되는 것이라고 할 수 있다.

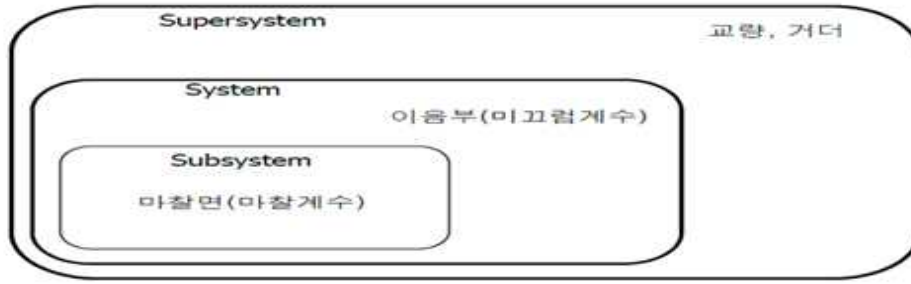


그림 11. 시스템 스케일 개념에서의 마찰계수와 미끄럼계수의 관계

하위 시스템에서 일어나는 일은 마찰계수로 설명하지만 이런 마찰계수들을 가지는 접촉 물체의 표면들이 주변의 기하학적 조건과의 상호 작용에 의해 표현되는 구조 시스템의 미끄럼과 관련된 현상을 단순히 마찰계수로 표현하기보다는 이와 구별되는 미끄럼계수라는 용어로서 구분하여 설명하고자 한 것으로 판단해 볼 수 있다고 하겠다.

2. 플랜트 탱크에 작용하는 풍하중

가. 플랜트 탱크에 작용하는 풍하중 비교

(1) 위험물 안전관리에 관한 세부기준

위험물 안전관리에 관한 세부기준에서 1m²당 풍하중은 다음 식에 의해서 계산한다.

$$q = 0.588 \cdot k \cdot \sqrt{h} \quad (4)$$

q : 풍하중 (kN/m²)

k : 풍력계수 (원통형탱크의 경우는 0.7, 그 외의 탱크는 1.0)

h : 지반면으로부터의 높이

세부기준에 제시된 풍하중 규정에도 불구하고, 다음 각목의 규정에 따른 경우에는 해당 각목에 정한 것에 의한다.

가. 해안, 하안, 산지 등 강풍을 받는 우려가 있는 장소에 설치하는 탱크의 풍하중	1m ² 당 2.05kN
나. 원통형탱크로서 지반면으로부터의 높이가 25m 이상인 것의 풍하중	1m ² 당 2.05kN
다. 원통형탱크 외의 탱크로서 지반면으로부터의 높이가 25m이상인것의 풍하중	1m ² 당 2.94kN

표 2. 기타 규정에 따른 풍하중

(2) KS B 6283 (액체저장탱크의 내풍압 및 내진에 대한 설계요건)

설계풍압하중은 다음과 같은 식을 이용하였다.

$$Q = c \cdot P_t \cdot A \quad (5)$$

설계풍력은 다음과 같은 식을 이용하였다.

$$P_f = q_z \cdot G_f \quad (6)$$

P_t : 설계풍력(kPa, kN/m²)

q_z : 지표면에서 임의높이 Z 에 대한 설계속도압(kPa, N/m²){kgf/m²}

G_f : 가스트 영향계수 : 강풍이 분 경우 탱크의 최대변위와 평균변위의비로 정의

A : 유효수압면적(수압면적으로 저장 탱크의 최대수직투영면적 (m²))

c : 형상계수로서 평판형에 대해서는 1.0, 원통형에 대해서는 0.7,

원뿔형 지붕에 대해서는 0.6, 구면형 지붕에 대해서는 0.5을 사용한다.

다음의 표 3에 따라서 노풍도에 대한 가스트 영향계수를 구한다.

탱크의 가스트 영향계수(G_f)	
노풍도 구분	가스트 영향계수(G_f)
A	2.5
B	2.2
C	1.9
D	1.8

표 3. 노풍도 구분에 따른 탱크의 가스트 영향계수

설계속도압은 다음과 같은 식을 이용하였다.

$$q_z = \frac{1}{2} \cdot \rho \cdot V_z^2 \quad (7)$$

q_z : 설계속도압(kPa, kN/m²)

ρ : 공기밀도로서 균일하게 1.226×103(kN · s²/m⁴)로 적용

V_z : 설계지역의 지표면으로부터 임의높이 Z 에 대한 설계풍속

설계풍속은 다음과 같은 식을 이용하였다.

$$V_z = V_0 \cdot K_{zt} \cdot K_{zt} \cdot I_w \quad (8)$$

K_{zt} : 풍속의 고도분포 계수

(a) 풍속의 고도분포계수(K_{zt})는 탱크건설지점의 노풍도구분과 그에 따른 대기경계층 시작높이 및 기준경도풍 높이에 따라 표 4와 같다.

노풍도구분에 따른 풍속의 고도분포계수(K_{zt})				
지표면으로부터의 높이 Z (m)	노풍도구분			
	A	B	C	D
$Z \leq Z_b$	0.58	0.81	1.0	1.13
$Z_b < Z \leq Z_g$	0.22 Z^α	0.45 Z^α	0.71 Z^α	0.97 Z^α

표 4. 노풍도 구분에 따른 풍속의 고도분포계수

Z_b : 대기경계층의 시작높이 (m)

Z_g : 기준경도풍높이 (m)

α : 풍속의 고도분포 지수

(b) 대기경계층의 시작높이(Z_b), 기준경도풍높이(Z_g) 및 풍속의 고도분포지수 α 는 노풍도 구분별로 표 5에 따른다.

대기경계층의 시작높이(Z_b),

기준경도풍높이(Z_g)및 풍속의 고도분포지수(α)				
노풍도 구분	A	B	C	D
$Z_b(m)$	20	15	10	5
$Z_g(m)$	500	400	300	250
α	0.33	0.22	0.15	0.10

표 5. 노풍도 구분에 따른 대기경계층의 시작높이(Z_b), 기준경도풍 높이(Z_g),풍속의 고도분포지수(α)

노풍도 구분은 탱크건설지점 주변의 지표면 상태에 따라 표 6에 의해 정한다.

노풍도 구분	주변지역의 지표면 상태
A	대도시 중심부에서 10층 이상의 대규모 고층건축물이 밀집해 있는 지역. 높이 10m에서 30m정도의 중고층 건축물이 광범위하게 밀집된 지역
B	높이 3.5m정도의 주택과 같은 건축물이 밀집해 있는 지역. 평균높이 20m정도의 중층건축물이 산재해 있는 지역
C	높이 1.5~10m정도의 수목이나 저층 건축물이 산재해 있는 지역. 평균높이 1.5m정도의 장애물이 널리 분포되어 있는 지역
D	장애물이 거의 없고, 주변 장애물의 평균높이가 1.5m 이하인 지역. 해안, 초원, 비행장

표 6. 노풍도 구분

K_{zt} : 지형에 의한 풍속할증 계수 (항상 1.0 사용)

(탱크가 설치되는 지형은 경사, 산 및 언덕의 영향이 없는 평활한 지역에 설치되므로 기본적으로 1.0 이다.)

I_w : 중요도 계수 (탱크의 용도, 사회성 및 중요도를 고려한 설계용 재현기간에 따라 정하며 탱크는 그 중요도가 (특)에 해당 되므로 중1.10을 사용한다.)

V_0 : 기본 풍속: 표 7을 참조하여 탱크 건설지점부근의 지역별 풍속으로 정한다.

지역	지명	기본풍속
서울 경기	서울, 인천, 김포, 부천, 부평, 구리, 오산, 송탄, 평택, 시흥, 과천, 안양, 수원, 안산, 군포, 의왕, 안성, 강화,	30m/s
	양평, 성남, 하남, 용인, 의정부, 포천, 파주, 광주, 기흥, 여주, 이천, 신갈, 장호원	25m/s
강원	속초, 강릉, 양양, 주문진	40m/s
	거진, 간성, 동해, 삼척, 원덕	35m/s
	춘천, 화천, 양구, 철원, 김화, 인제, 영월, 정선, 태백, 원주, 평창, 홍천	25m/s
충청	장항	40m/s
	태안, 서산, 청주, 대천, 서천, 안면도, 조치원, 천안, 홍성, 광천, 아산	35m/s
	대전, 당진, 합덕, 성환, 진천, 증평, 온양	30m/s
	음성, 청양, 금산, 영동, 공주, 논산, 제천, 충주, 부여, 보은, 단양, 옥천	25m/s

경상	울릉도	45m/s
	포항, 구룡포, 오천, 홍해, 감포	45m/s
	부산, 기장, 장안, 연일, 외동, 가덕도	40m/s
	울산, 통영, 거제, 고성, 진해, 김해, 마산, 창원, 양산, 진영, 울진, 평해, 안강, 경주, 남해, 삼천포	35m/s
	건천, 가야, 삼랑진, 영덕, 사천	30m/s
	대구, 영주, 구미, 김천, 영천, 안동, 봉화, 풍기, 예천, 청송, 영양, 하양, 경산, 청도, 남지, 의령, 추풍령, 상주, 선산, 군위, 의성, 문경, 집촌, 함창, 진주, 거창, 함양, 산청, 고령, 창녕, 함천, 밀양	25m/s
전라	군산, 미성	40m/s
	목포, 여수, 완도, 진도, 옥구, 노화, 익산, 금일, 해남, 관산, 대덕, 고흥	35m/s
	광주, 나주, 화순, 영암, 강진, 장흥, 보성, 순천, 광양, 무안, 함평, 영광	30m/s
	전주, 함열, 진안, 무주, 삼례, 담양, 부안, 남원, 순창, 구례, 고창, 정주, 장수, 승주, 임실, 태인	25m/s
제주	전지역	40m/s

표 7. 탱크 풍하중 설계기준 지역별 기본풍속



그림 12. 탱크 풍하중 설계기준 기본 풍속 분포도

(3) API 650

풍하중 wind load (design wind pressure): 원통형 표면에 미치는 설계 풍하중은 $0.86kPa(V/190)^2$ 의 값을 사용하였고, 원통의 수직투영면적에 작용하도록 하였다. 지붕에서의 풍하중은 $1.44kPa(V/190)^2$ 의 값을 사용하였고, 지붕의 수평투영면적에 작용하며, 힘의 방향은 지붕의 연직방향이다. 설계풍압분포는 ASCE 7-05의 “wind exposure Category C”를 따른다. 그림 13은 ASCE 7-05의 “wind exposure Category C”에서 발췌한 그림이며, 미국 지역의 평균풍속이 정리되어있다. 속도 V의 단위는 km/h이다.

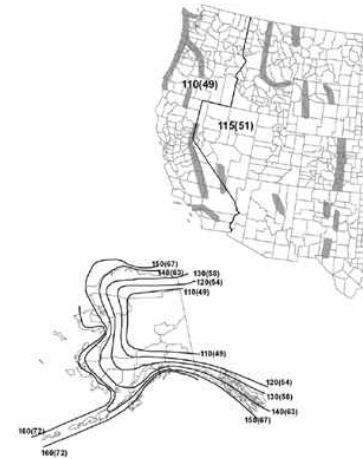


표 8. 구조물 형태에 따른 풍향계수

속도압 노출계수 (velocity pressure exposure coefficient), K_z

노출 범주 (exposure Categories)

B: 도시와 시골지역으로, 수풀림지역이거나 장애물이 많은 지역.

C: 높이가 약 9.1m 보다 작은 장애물이 널려있는 개방된 지역.

D: 평활하고 장애물이 없거나 수면이 있는 지역. 부드러운 갯벌 지역이나
염분으로 뒤덮인 평지, 빙하지역

지면으로부터의 높이 (Height above ground level, z)		노출 (Exposure)		
		B	C	D
Ft	(m)			
0-15	(0-4.6)	0.57	0.85	1.03
20	(6.1)	0.62	0.90	1.08
25	(7.6)	0.66	0.94	1.12
30	(9.1)	0.70	0.98	1.16
40	(12.2)	0.76	1.04	1.22
50	(15.2)	0.81	1.09	1.27
60	(18)	0.85	1.13	1.31
70	(21.3)	0.89	1.17	1.34
80	(24.4)	0.93	1.21	1.38
90	(27.4)	0.96	1.24	1.40
100	(30.5)	0.99	1.26	1.43
120	(36.6)	1.04	1.31	1.48
140	(42.7)	1.09	1.36	1.52
160	(48.8)	1.13	1.39	1.55
180	(54.9)	1.17	1.43	1.58
200	(61.0)	1.20	1.46	1.61
250	(76.2)	1.28	1.53	1.68
300	(91.4)	1.35	1.59	1.73
350	(106.7)	1.41	1.64	1.78
400	(121.9)	1.47	1.69	1.82
450	(137.2)	1.52	1.73	1.86
500	(152.4)	1.56	1.77	1.89

표 9. 노출범주와 높이에 따른 풍압

지형계수 (topographic Factor), K_{zt}

지형계수 K_{zt} 는 아래의 식에 따라 정하였다.

$$K_{zt} = (1 + k_1 \cdot k_2 \cdot k_3)^2 \quad (10)$$

K_{zt} 은 아래의 표에 의해 결정된다.

$$k_2 = \left(1 - \frac{|x|}{\mu L_h}\right) \quad (11)$$

$$k_3 = e^{-\gamma z / L_h} \quad (12)$$

Parameters for Speed-Up Over Hills and Escarpments						
Hill Shape	k1/(H/)			γ	μ	
	Exposure				Upwind	Downwin
	B	C	D		of Crest	d of Crest
2-dimensional ridges (or valleys with negative H in k1/(H/)	1.30	1.45	1.55	3	1.5	1.5
2-dimensional escarpments	0.75	0.85	0.95	2.5	1.5	4
3-dimensional axisym hill	0.95	1.05	1.15	4	1.5	1.5

표 10. 언덕 및 경사지역에 따른 지형요소

지역의 경사가 없는 평활한 지역의 경우 $K_{zt}=1$ 을 사용한다.

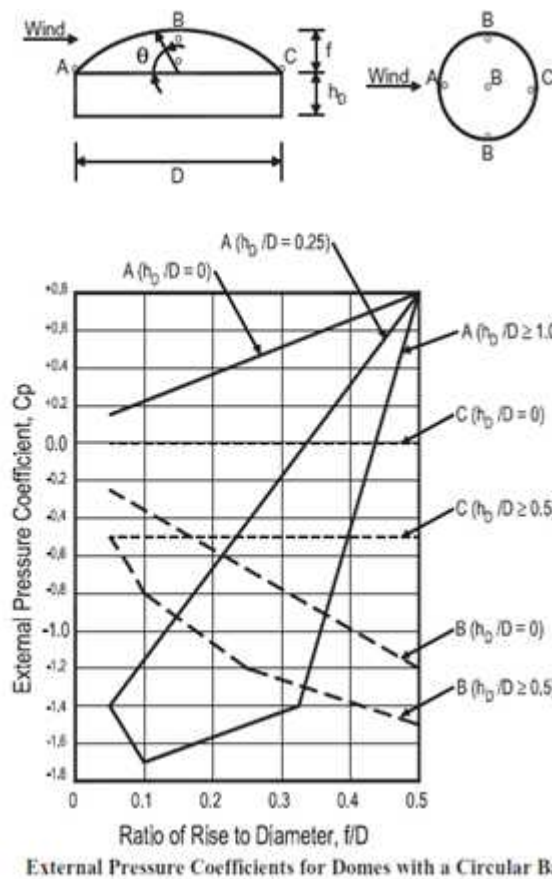


그림 15. ASCE 7-10 에 따른 지붕풍압 계산 방법

돔 지붕의 외부압력계수 (domed Roof external pressure coefficient), C_p 는 그림 15에 따라 산정한다. 그림 15에 따라 지붕의 A, B, C 지점 사이의 구간은 선형보간을 하여 C_p 값을 결정하였다. EN1991-1-4에서도 지붕에 받는 풍하중을 구하는 방법과 동일하다.

(5) EN 1991-1-4

기본풍속 (basic wind velocity) , v_b

$$v_b = c_{dit} \cdot c_{season} \cdot v_{b,0} \quad (13)$$

여기서,

v_b : 기본풍속 (the basic wind velocity)

$v_{b,0}$: 기본풍속의 초기값 (the fundamental value of the basic wind velocity)

c_{dit} : 방향계수 (the directional factor=1.0)

c_{season} : 계절계수 (the season factor=1.0)

평균 풍속 (mean wind), $V_m(z)$ 는

$$v_m(z) = c_{r(z)} \cdot c_{0(z)} \cdot v_b \quad (14)$$

$c_{r(z)}$:조도계수 (roughness factor)

$c_{0(z)}$:산악계수 (orography factor)

$c_{r(z)}$ 는 식(15)와 식(16)을 이용하였다.

조도계수 (roughness factor), $c_{r(z)}$

$$c_{r(z)} = k_r \cdot \ln(z/z_0) \quad (z_{\min} \leq z \leq z_{\max}) \quad (15)$$

$$c_{r(z)} = c_r(z_{\min}) \quad (z < z_{\min}) v_b \quad (16)$$

지형계수 (Terrain factor), K_r

$$K_r = 0.19(z_0/z_{0,II})^{0.07} \quad (17)$$

$z_{0,II} = 0.05m$ (terraincategoryII,)

$z_{(\min)}$ 는 정의된 최소높이다.

$z_{(\max)}$ 는 200m 로 한다.

Terrain category	Z_0 (m)	$Z_{\min}$ (m)
0 Sea or coastal area exposed to the open sea	0.003	1
I Lakes or flat and horizontal area with negligible vegetation and without obstacle	0.01	1
II Area with low vegetation such as grass and isolated obstacles (trees, buildings) with separations of at least 20 obstacle heights	0.05	2
III Area with regular cover of vegetation or buildings or with isolated obstacle with separations of maximum 20 obstacle heights (such as village, suburban terrain, permanent forest)	0.3	5
IV Area in which at least 15% of the surface is covered with buildings and their average height exceeds 15m	1.0	10
NOTE : The terrain category are illustrated in A.1.		

표 11. Terrain categories and terrain parameters

$I_v(z)$ 값은 탱크의 높이에 따라 값이 달라지므로 계산식에서 중요하다.

$$I_v(z) = \sigma_v/v_m(z) = k_1/[c_0(z)\ln(z/z_0)] \quad (z_{\min} \leq z \leq z_{\max}) \quad (18)$$

$$I_v(z) = I_v(z_{\min}) \quad (z < z_{\min}) \quad (19)$$

k_1 : 격변계수 (turbulence factor = 1.0)

c_0 : 산악지계수 (orography factor)

z_0 : 거칠기 길이 (roughness length)

σ_v : 표준편차 (standard deviation)

ρ : 공기 밀도

표면에 작용하는 풍압 (wind pressure on surfaces),

$$w_e = q_p(Z_e) c_{pe} \quad (20)$$

$q_p(Z_e)$: 최고 속도압 (peak velocity pressure)

c_{pe} : 외부압의 압력계수 (pressure coefficient for the external pressure)

원통형 기둥 (Circular Cylinders)에 대해서는 위에서 구한 최고풍속을 통해 탱크의 지름과 공기의 점성계수를 사용하여 레이놀즈의 수를 구한다.

$$Re = b \cdot v(z_e) / \nu \quad (21)$$

b : 탱크 지름 (diameter)

ν : 공기의 점성도 (kinematic viscosity of the air) $\nu = 15 \cdot 10^{-6} \text{m}^2/\text{s}$

$v(z_e)$: 최고 풍속 (peak wind velocity)

외부압력계수 (External pressure coefficient),

$$c_{pe} = c_{p,0} \cdot \psi \lambda \alpha \quad (22)$$

$c_{p,0}$: 자유단흐름을 고려하지 않은 외부압력계수

$\psi \lambda \alpha$: 단부효과

$$\psi \lambda \alpha = 1 \quad (\text{for } 0 \leq \alpha \leq \alpha_{\min})$$

$$\psi \lambda \alpha = \psi \lambda + (1 - \psi \lambda) \cos[\pi/2 \{(\alpha - \alpha_{\min}) / (\alpha_A - \alpha_{\min})\}] \quad (\text{for } \alpha_{\min} < \alpha < \alpha_A)$$

$$\psi \lambda \alpha = \psi \lambda \quad (\text{for } \alpha_A \leq \alpha \leq 180)$$

α_A : the position of the flow separation (105 in case $Re \geq 107$)

$\alpha_{\min}$: the position of the minimum pressure (75 in case $Re \geq 107$)

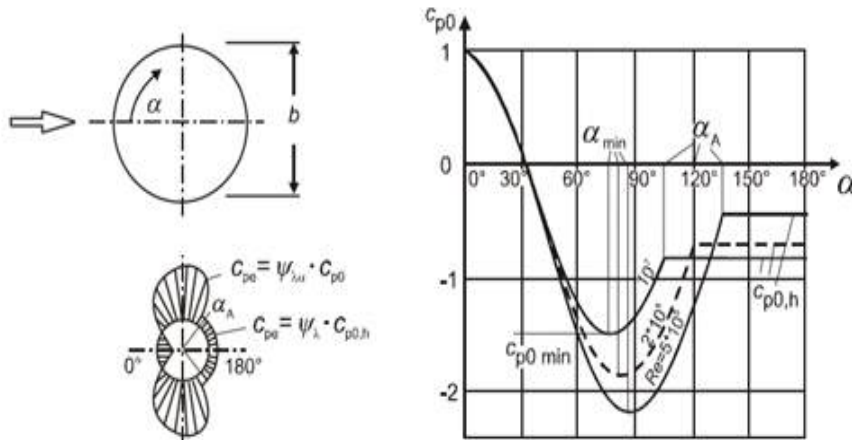


그림 16. 각도에 따른 원형 탱크에서의 외부 압력분포

Re	$\alpha_{\min}$	$C_{p0,\min}$	αA	$C_{p0,h}$
$5 \cdot 10^5$	85	-2.2	135	-0.4
$2 \cdot 10^5$	80	-1.9	120	-0.7
10^7	75	-1.5	105	-0.8

$\alpha_{\min}$ is the position of the minimum pressure in[°]
 $C_{p0,\min}$ is the value of the minimum pressure coefficient
 αA is the position of the flow separation in[°]
 $C_{p0,h}$ is the base pressure coefficient

표 12. 레이놀즈 수에 따른 α 값과 원통형 벽체에 작용하는 C_p 값

아치형 지붕과 돔 지붕 (vaulted roofs and domes)의 경우에는

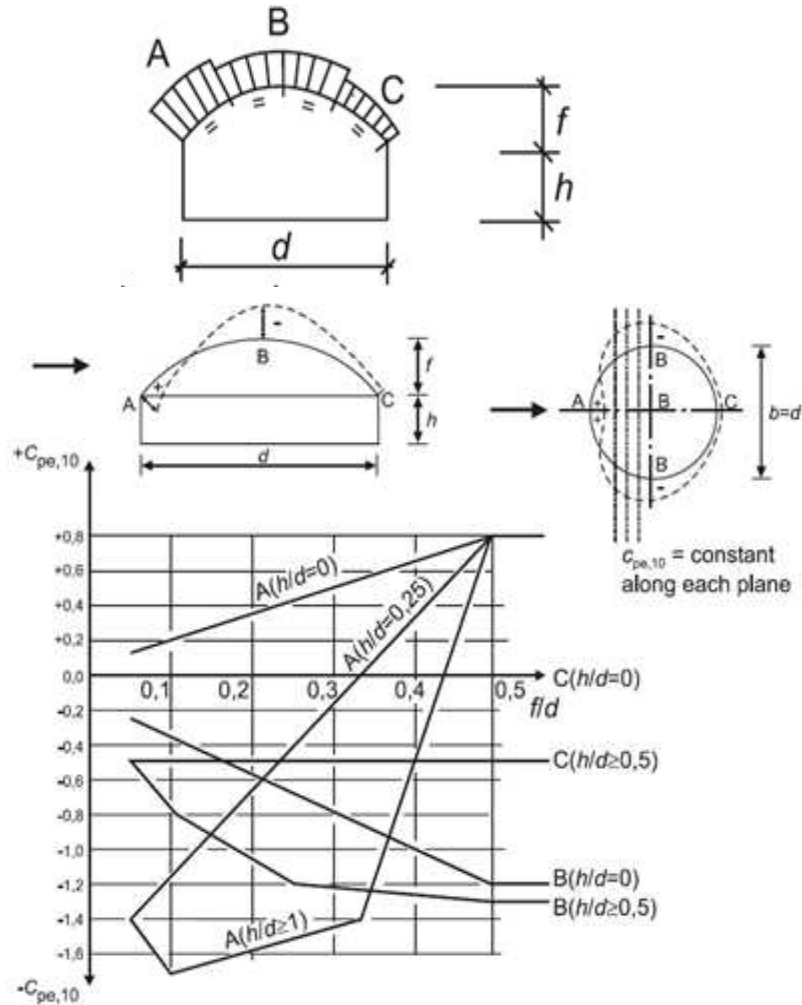


그림 17. 돔형 지붕에 작용하는 풍압분포와 C_p 값

지붕의 A, B, C 지점 사이의 구간은 선형보간을 하여 C_p 값을 결정한다. ASCE 7-10에서 지붕에 받는 풍하중을 구하는 방법과 동일함을 알 수 있다.

3. 지진에 의한 좌굴 거동

가. 지진에 의해 발생하는 두 가지 좌굴현상

과거에 발생한 실제 지진에 의한 탱크의 피해 형태는 대부분 좌굴로 보고되고 있다^[9]. 좌굴은 다이아몬드 형태의 좌굴(diamond buckling)과 코끼리발형 좌굴(elephant foot buckling)로 나뉘어진다.

다이아몬드 형태의 좌굴은 분기형 좌굴(bifurcation buckling)로 탱크의 벽체에 다이아몬드 형상과 유사한 찌그러짐이 발생하는데, 주로 높이 대 직경비가 큰 높은 탱크에서 발생하였다. 코끼리발형 좌굴은 비선형 좌굴로 탱크의 바닥 부분의 벽체가 코끼리 발과 유사하게 불룩하게 부풀어 오르며 원주 방향으로 띠가 발생되어 파괴에 이르는 현상으로, 높이 대 직경비가 작은 넓은 탱크에서 주로 발생하였다.

두 가지 좌굴 중 코끼리발형 좌굴이 더 심각한 피해를 초래하는 것으로 알려져 있다^[9]. 실제 발생한 지진에 의해 이러한 파괴가 발생하는 것은 현재 원통형 액체저장탱크 설계에 사용되는 설계기준이 지진에 의한 벽체의 좌굴 거동을 정확하게 반영하지 못하고 있다는 반증이 된다.

나. 지진 하중에 의한 탱크의 동적 거동 연구

지진 하중에 의한 원통형 액체저장탱크의 동적거동에 대한 연구는 1960년대 초부터 시작되었다. Housner는 원통형 액체저장탱크를 강체(rigid body)로 가정하고, 유체 동수압을 유체 자체의 진동성분인 대류성분(convective component)과 구조물 변형과 연계된 충격성분(impulsive component)으로 나누어 고려하였다^[10]. 그 이후 Veletsos, Yang, Haroun, Housner, Malhotra, Natchigall, Maekawa 등에 의해 액체저장탱크의 동적거동에 대한 연구가 이뤄졌고, 실제 액체저장탱크에서 발생하는 유체동수압은 구조물 벽체의 유연성에 크게 의존한다는 것을 발견하였다^{[11],[12],[13],[14],[15],[16],[17],[18]}.

실제 플랜트 탱크 구조물은 직경 또는 높이에 비해 무척 얇은 판 또는 셸로 설계/시공되기 때문에, 지진 등의 동적 하중에 대해 교량, 빌딩과 같은 일반적인 구조물과는 다른 거동 양상을 보인다. 뿐만 아니라, 지진에 의한 동적 해석시 내부 유체의 거동으로 인해 구조물-유체의 상호작용을 고려한 연성해석을 수행해야 하고, 이로 인해 발생하는 유체 동수압을 함께 고려해야 한다.

이러한 원통형 유체저장탱크에 대한 비선형 좌굴해석을 수행하기 위해서는 3차원 유한요소 모델을 이용해야 한다. 뿐만 아니라, 구조물-유체의 상호작용을 고려하기 위해 응답스펙트럼해석을 통해 얻은 유체 동수압을 탱크 구조물에 자중과 정수압과 함께 가해야 한다.

다. 설계기준에 규정된 탱크벽체의 축방향 좌굴 응력식

국내의 경우 탱크 구조물의 내진 설계를 위한 설계 기준으로 소방방재청에서 제정한 ‘위험물 안전관리에 관한 세부기준’^[19]과 한국표준협회에서 제정한 ‘KS B 6283 액체저장탱크의 내풍압 및 내진에 대한 설계 요건’^[20]등의 규정이 있으나, 일관성의 부족, 불명확한 근거 등으로 그 내용이 미비하여 실제 설계시 외국의 기준을 차용하고 있는 실정이다. 국외 기준으로는 미국의 API 650(2007), 유럽의 BS EN 1998-4:2006와 뉴질랜드의 NZSEE(2009) 등을 주로 사용한다^{[21],[22],[23]}.

(1) API 650(2007)

허용응력설계법에 의한 API 650(2007)^[21]에서는 탱크 셸에 발생하는 압축응력에 관한 식을 Appendix E. Seismic design of storage tanks에 제시하고 있다. API 650(2007)에는 두께가 $t(\text{mm})$ 인 벽체에서의 최대 축방향 셸 압축응력값은 식(23)에 의해 계산되어 지는 허용응력값 $F_c(\text{MPa})$ 보다 작아야 한다고 규정하고 있다.

$$F_C = \begin{cases} \frac{83t_s}{D} & (GHD^2/t^2 \geq 44) \\ \frac{83t_s}{2.5D} + 7.5\sqrt{GH} < 0.5F_{ty} & (GHD^2/t^2 < 44) \end{cases} \quad (23)$$

여기서, G 는 내부유체의 비중, H 는 탱크의 최대설계 높이(m), D 는 탱크의 공칭 직경 (m), t_s 는 부식허용치를 제외한 탱크벽체 최하단부의 두께(mm)를 의미한다. 벽체의 두께가 탱크 높이에 따라 변하지 않고 동일한 경우에는 $t = t_s$ 로 계산한다.

(2) BS EN 1998-4:2006(2006), NZSEE(2004)

극한한계설계법에 의한 BS EN 1998-4:2006과 NZSEE(2009)에 제시된 식의 형태는 거의 동일하다. BS EN 1998-4:2006의 경우 Annex A.10 탱크의 내진해석 부분에 원통형 탱크 벽체에 발생하는 좌굴응력 σ_m (MPa)을 식(24)에 의해 계산된 값으로 규정하고 있다.

$$\sigma_m \leq \sigma_{cl} \left[1 - \left(\frac{pR}{tf_y} \right)^2 \right] \left(1 - \frac{1}{1.12 + s^{1.15}} \right) \times \left[\frac{s + \frac{f_y}{250}}{s + 1} \right] \quad (24)$$

여기서, σ_m 는 좌굴응력(MPa), $\sigma_{cl} = 0.6E \frac{t}{R}$ 은 축 방향 압축력이 작용했을 때 두께가 t 인 원통형 실린더에 발생하는 임계 좌굴응력값을 의미한다. p 는 탄-소성 좌굴 응력 값을 구할 때 지진 거동에 의한 내부 유체 압력의 최대값(MPa), R 는 탱크의 반경(m), s 는 탱크 벽체 하단의 두께(m), f_y 는 탱크 벽체에 사용된 재료의 항복응력(MPa), $s = \frac{R/t}{400}$ 로 반경과 두께의 함수이다. 특별히, p 값을 구할 때에는 아래의 식(25)을 이용한다.

$$p = p_{static} + \sqrt{p_i^2 + p_c^2 + p_v^2} \quad (25)$$

여기서 p_{static} 은 정수압(MPa), p_i 는 충격성분에 의한 수압(MPa), p_c 는 대류성분에 의한 수압(MPa), p_v 는 수직성분의 수압(MPa)을 의미한다.

NZSEE(2009)에서는 5.5절에 강재탱크의 좌굴응력 계산식이 식(26)과 같이 제시되어있다. 식(24)의 BS EN 1998-4:2006과 비교하면, 우변의 두 번째 항 분모의 승수만 차이가 있고 동일한 형태의 식으로 규정되어 있으며, 탄-소성 좌굴에 관련한 응력 σ_m (MPa) 계산은 다음과 같다.

$$\sigma_m \leq \sigma_{cl} \left[1 - \left(\frac{pR}{tf_y} \right)^2 \right] \left(1 - \frac{1}{1.12 + s^{1.5}} \right) \times \left[\frac{s + \frac{f_y}{250}}{s + 1} \right] \quad (26)$$

BS EN 1998-4:2006과 NZSEE(2009)에 규정된 좌굴응력식은 각각 식(24)과 식(26)처럼 유사해 보이지만, 식(25)의 p 값을 구하는 방법은 서로 상이하다. 예를 들어, BS EN 1998-4:2006을 적용하는 경우에는 Bessel함수를 사용하는 등 그 과정이 무척 복잡하고, NZSEE(2009)기준을 사용하는 경우에는 좌굴응력값을 계산하기 위해서는 부가적으로

NZS(2004)^[24]를 참고하여 내부 수압을 계산해야 한다. 상기한 두 종류의 설계기준 간 비교의 편의를 위해 제시된 식의 기호를 식(24)와 식(26)과 같이 동일하게 변경해 주었다.

API 650(2007)의 식(23)을 이용하여 산정한 값은 허용응력값이므로, BS EN 1998-4:2006과 NZSEE(2009)을 이용하여 구한 각각의 좌굴응력값을 안전율 1.5로 나누어 주어야 동등 비교할 수 있음에 유의해야 한다.

4. 국내외 내진설계기준 비교

가. 검토대상 설계기준

검토 대상 설계기준은 Eurocode 8 및 NZSEE, ACI 350, AWWA D-100, 그리고 API 650이다.

code/standard	Type of tanks	Seismic force level	Provisions on convective mode
ASCE 7	ground-supported steel tanks Ground-supported RC/PSC elevated tanks on shaft-type tower	strength design level	O
Eurocode 8	ground-supported steel tanks Ground-supported RC/PSC elevated tanks on shaft-type tower	strength design level	O
NZSEE	ground-supported steel tanks Ground-supported RC/PSC elevated tanks on shaft-type tower	strength design level	O
ACI 350.3	Ground-supported RC/PSC elevated tanks on shaft-type tower	allowable stress design level	O (for ground-supported tanks only)
AWWA D-100	ground-supported steel tanks elevated tanks on shaft-type tower	allowable stress design level	O
API 650	ground-supported steel tanks	allowable stress design level	O

API 650 및 AWWA D-100은 ASCE 7 매개 변수를 채택하고 있으며, NZSEE은 뉴질랜드 지진공학회(New Zealand Society for Earthquake Engineering)의 안으로 Priestley 등에 의해 개발되었고, Whittaker and Jury에 의해 수정되었다.

설계기준들에 반영된 구조물의 형태는, ground-supported RC/PSC tanks, ground-supported steel tanks, elevated tanks on shaft-type tower, elevated tanks on frame-type tower이다.

ASCE 7, Eurocode 8 및 NZSEE는 네 가지 타입의 탱크를 다루고 있으며, 일부 기준들은 해당 산업에서의 사용되는 타입의 탱크를 다루고 있다. strength design을 사용하는 기준들에서의 stress level은 ultimate stress level이다. 모든 설계기준에서는 대류성분을 고려하고 있다.

나. 설계지진하중에 대한 규정

액체저장탱크에서의 수평방향 설계 지진하중은 충격성분(V_i)과 대류성분(V_c)으로 이루어져 있다. 충격성분은 벽체와 같이 움직이는 유체의 성분을 의미하며, 대류성분은 유체 표면의 움직임에 의해 발생하는 유체의 성분의 의미한다.

충격성분은 다음과 같이 계산된다.

$$V_i = (C_s)_i W_i$$

여기서 $(C_s)_i$: impulsive base shear coefficient

W_i : seismic weight of the impulsive component

대류성분은 다음과 같이 계산된다.

$$V_c = (C_s)_c W_c$$

여기서 $(C_s)_c$: convective base shear coefficient

W_c : seismic weight of the convective component

충격성분(V_i)과 대류성분(V_c)에서의 계수 $(C_s)_i$ 과 $(C_s)_c$ 은 각각의 설계기준에 다르고, base shear coefficient는 일반적으로 설계 가속도 스펙트럼, 지진 구역 계수, 지반 계수, 중요도 계수, 응답 수정 계수 및 감쇠비에 의해 규정된다.

code	base shear coefficient
ASCE 7	impulsive mode $(C_s)_i = \frac{S_{DS}I}{R} \text{ for } T_i \leq T_s$ $= \frac{S_{D1}I}{RT_i} \text{ for } T_s < T_i \leq T_L$ $= \frac{S_{D1}IT_L}{RT_i^2} \text{ for } T_i > T_L$ $\geq 0.5S_1$ convective mode $(C_s)_c = \frac{S_{D1}I}{T_c} \text{ for } T_c \leq T_L$ $\leq S_{DS}I$ $= \frac{S_{D1}IT_L}{T_c^2} \text{ for } T_c > T_L$ I : importance factor; R : response modification factor; T_i : natural period of impulsive mode; T_c : natural period of convective mode; S_{DS} and S_{D1} : design spectra response coefficients; $T_s = S_{D1}/S_{DS}$; T_L : transition period for long-period range;

	S_1 : mapped maximum considered earthquake spectral response acceleration at a period of 1 s.
NZSEE	impulsive mode $(C_s)_i = C_h(T,1) S_p R Z L_u C_f(\mu, \xi)$ $C_h(T,1)$: basic seismic hazard coefficient; T : natural period; S_p : performance factor; R : risk factor; Z : zone factor; L_u : limit state factor; $C_f(\mu, \xi)$: correction factor that depends on ductility factor, μ, and damping factor, ξ.
Eurocode 8	impulsive mode $(C_s)_i = \gamma_I S_e \text{ or } \gamma_I S_d$ $S_e = \alpha S \left[1 + \frac{T}{T_B(2.5\eta - 1)} \right] 0 \leq T < T_B$ $= 2.5\alpha S \eta \quad T_B \leq T < T_c$ $= 2.5\alpha S \eta \left(\frac{T_c}{T} \right) T_c \leq T < 3$ $= 7.5\alpha S \eta \left(\frac{T_c}{T^2} \right) 3 \leq T$ $\eta = \left(\frac{7}{2 + \xi} \right)^{0.5}$ convective mode $(C_s)_i = \gamma_I S_e$ $S_d = \alpha S \left[1 + \frac{T}{T_B} \left(\frac{2.5}{q} - 1 \right) \right] 0 \leq T < T_B$ $= 2.5\alpha \frac{S}{q} \quad T_B \leq T < T_c$ $= 2.5\alpha \frac{S}{q} \left(\frac{T_c}{T} \right)^{2/3} \geq 0.2\alpha T_c \leq T < 3$ $= 39\alpha \frac{S}{q} \left(\frac{T_c^{2/3}}{T^{5/3}} \right) \geq 0.2\alpha 3 \leq T$ S_e : elastic spectrum; S_d : design spectrum; γ_I : importance factor; α : peak ground acceleration factor; S : soil factor; η : damping factor; ξ : viscous damping ratio; q : behavior factor;

	T : natural period; T_B and T_C : periods at which constant-acceleration and constant-velocity range begin, respectively.
--	--

다. 고유주기에 따른 base shear coefficient의 variation

고유주기에 따른 base shear coefficient의 variation은 세 범위로 나누어진다. 세 범위는 각각 가속에 민감한 (짧은 고유 주기) 범위, 속도에 민감한 범위, 변위에 민감한 (긴 고유 주기) 범위이다. 대부분의 설계기준에서는 충격 모드 및 대류 모드 base shear coefficient이 다른 형태로 기술되어 있다.

Standard	Original expression from standard	Modified expression from ASCE 7
ACI 350	$(C_s)_i = \frac{2.75ZI}{R_{wi}} \text{ for } T_i \leq 0.31 \text{ s}$ $= \frac{1.25ZIS}{R_w T_i^{2/3}} \text{ for } T_i > 0.31 \text{ s}$ $< \frac{2.75ZI}{R_{wi}}$	$(C_s)_i = \frac{\left(0.6 \frac{S_{DS}}{T_0} T_i + 0.4 S_{DS}\right) I}{1.4R} \text{ for } 0 < T_i < T_s$ $= \frac{S_{DS} I}{1.4R} \text{ for } T_0 \leq T_i < T_s$ $= \frac{S_{D1} I}{1.4R T_i} \text{ for } T_s \leq T_i \leq T_L$ $= \frac{S_{D1} I T_L}{R T_i^2} \text{ for } T_i > T_L$
D-100	$(C_s)_i = \frac{S_{DS} I}{1.4R_i} \text{ for } 0 \leq T_i \leq T_s$ $= \frac{S_{D1} I}{1.4R_i T_i} \text{ for } T_s < T_i \leq T_L$ $= \frac{S_{D1} I T_L}{1.4R_i T_i^2} \text{ for } T_i > T_L$ $\geq 0.36 S_1 I / R_i$	No modification
API 650	$(C_s)_i = \frac{S_{DS} I}{R_{wi}}$ $\geq 0.007 \text{ or } 0.5 S_1 (I / R_{wi})$	No modification

㉔ 13. Impulsive mode base shear coefficient (American industry standards)

Z : zone factor; S : soil factor; I : importance factor;

R , R_i , R_w , R_{wi} : response modification factors;

S_{DS} and S_{D1} : design spectra response coefficients;

S_1 : mapped max. considered earthquake spectral response acceleration at a period of 1 s.

C_a and C_V : seismic acceleration coefficients;

T_i : natural period of impulsive mode.

Standard	Original expression from standard	Modified expression from ASCE 7
ACI 350	$(C_s)_c = \frac{1.875ZIS}{T_c^{2/3}} < 2.75ZI \text{ for } T_c < 2.4 \text{ s}$ $= \frac{6ZI}{T_c^2} \text{ for } T_c \geq 2.4 \text{ s}$	$(C_s)_c = \frac{1.5S_{D1}IT_L}{T_c^2} \text{ for all values of } T_c$
D-100	$(C_s)_c = \frac{1.5S_{D1}I}{1.4T_cR_c} \text{ for } T_c \leq T_L$ $\leq S_{DS}I/(1.4R_c)$ $= \frac{1.5S_{D1}IT_L}{1.4T_c^2R_c} \text{ for } T_c > T_L$	No modification
API 650	$(C_s)_c = \frac{1.5S_{D1}I}{T_cR_{wc}} \text{ for } T_c \leq T_L$ $= \frac{1.5S_{D1}IT_L}{T_c^2R_{wc}} \text{ for } T_c > T_L$ $\leq (C_s)_i$	No modification

표 14. Convective mode base shear coefficient (American industry standards)

Z : zone factor; Z : soil factor; I : importance factor;

R , R_c , R_w : response modification factors;

S_{DS} and S_{D1} : design spectra response coefficients;

T_c : natural period of impulsive mode.

(1) Impulsive mode

Ground-supported RC/PSC 탱크(유연한 기초를 가진 경우)에서의 충격 모드의 고유주기는 가속도에 민감하거나 속도에 민감한 범위에 있을 것으로 예상되며, 따라서 ACI 350 등에서는 Impulsive mode base shear coefficient를 가속도에 민감하거나 속도에 민감한 범위에서만 규정하였다. 이 경우, base shear coefficient는 가속도에 민감한 범위에서는 일정한 값을 가지며, 이 범위 밖에서는 $1/T_i^{2/3}$ 의 variation을 가지거나(Original expression), 주기에 따라 $1/T_i$ 또는 $1/T_i^2$ 의 variation을 가진다.

Ground-supported steel 탱크에서의 충격 모드의 고유주기는 가속도에 민감한 범위에 있을 것으로 예상되며, 따라서 API 650에서는 Impulsive mode base shear coefficient를 고유주기와 무관하게 일정한 값으로 하였다. base shear coefficient의 값은 단단한 지반 위의 탱크에서는 0.007보다 작지 않고, 연약한 지반 위의 탱크에 대해서는 $0.5S_1I/R_{wi}$ 보다 작지 않다.

Elevated tank에 대해서는 ASCE 7, AWWA D-100, 및 Eurocode 8에 주어진 Impulsive mode base shear coefficient를 적용할 수 있다. Elevated tank에서는 상당히 큰 고유주기를 갖는 Impulsive mode가 발생하므로 ASCE 7, AWWA D-100, 및 Eurocode 8에서 변위에 민감한 범위에서의 Impulsive mode base shear coefficient를 적용할 수 있다. ASCE 7에서는 Impulsive mode base shear coefficient가 가속도에 민감한 범위에서는 일정한 값을, 속도에 민감한 범위에서는 $1/T_i$ 의 variation을, 그리고 변위에 민감한 범위에서는 $1/T_i^2$ 의 variation을 가진다.

Eurocode 8에서는 두 종류의 스펙트럼, 즉 탄성 스펙트럼과 설계 스펙트럼을 언급하고 있

다. 가속도에 민감한 범위에서는 두 스펙트럼 모두 일정한 값을 가진다. 속도에 민감한 범위에서는 탄성 스펙트럼은 $1/T_i$ 의 variation을, 그리고 설계 스펙트럼에서는 $1/T_i^{2/3}$ 의 variation을 가진다. 변위에 민감한 범위에서는 탄성 스펙트럼은 $1/T_i^2$ 의 variation을, 그리고 설계 스펙트럼에서는 $1/T_i^{5/3}$ 의 variation을 가진다. 탄성 스펙트럼은 lower limit를 갖지 않으나, 설계 스펙트럼은 lower limit를 가지며 이로 인하여 장주기의 범위에서는 일정한 base shear coefficient를 가지고, 이때 lower limit는 ASCE 7에서의 값과 유사하다.

NZSEE에서 고유주기에 따른 base shear coefficient의 variation은 기본 지진 위험 계수(basic seismic hazard coefficient) $C_h(T,1)$ 에 의해 지배된다. 유연한 지반에서의 기본 지진 위험 계수(basic seismic hazard coefficient) $C_h(T,1)$ 는 표와 같다.

Period, 4.00 T in s	0.0 to 0.60	0.70	0.80	0.90	1.0	1.5	2.0	2.5	3.00
$C_h(T,1)$ 0.19	1.0	0.94	0.88	0.81	0.75	0.52	0.38	0.30	0.25

(2) Convective mode

대류 모드의 고유주기는 일반적으로 2 초 이상이며, 10초까지도 될 수 있다. 따라서 대류 모드에서의 base shear coefficient의 variation은 속도에 민감한 범위 및 변위에 민감한 범위와 관련이 있다.

ASCE 7, AWWA D-100, 및 API 650에서는 Convective mode base shear coefficient에 upper limit를 둔 반면에 ACI 350에서는 upper limit를 두지 않는다. API 650에서의 upper limit는 ASCE 7, AWWA D-100에서의 upper limit에 비하여 상당한 차이를 보이며 작게 규정되어 있다.

ASCE 7, ACI 350, AWWA D-100, 및 API 650에서는 변위에 민감한 범위와 속도에 민감한 범위의 경계가 잘 규정되어 있다. 변위에 민감한 범위는 ACI 350에서 2.4초부터 시작되고, ASCE 7과 API 650에서는 T_L 에서 시작된다. 변위에 민감한 범위에서의 base shear coefficient는 $1/T_c^2$ 의 variation을 가지며, 속도에 민감한 범위에서는 ASCE 7, ACI 350, AWWA D-100, 및 API 650에서 $1/T_c$ 의 variation을, 그리고 ACI 350에서 $1/T_c^{2/3}$ 의 variation을 가진다.

Eurocode 8와 NZSEE에서 고유주기에 따른 base shear coefficient는 대류 모드와 충격 모드에서 동일하다.

라. 응답 수정 계수

설계기준에서 설계 지진하중은 연성, over-strength 및 redundancy of structure에 의하거나 에너지 흡수 능력에 의해 감소될 수 있다. ASCE 7에서는 이러한 감소를 응답 수정 계수 R로, Eurocode 8에서는 behavior factor q로, NZSEE에서는 correction factor C_f 로 사용하는 데, 설계기준에 따라서 상당한 차이가 있다.

첫 번째 차이는 에너지 흡수 용량에 관련된 탱크의 분류에 따른 것이다. 일부 기준은 탱크를 세부적으로 분류하고 각각의 탱크 종류에 따라 응답 수정 계수를 정의하고 있다.

Type of base	ASCE 7		ACI 350	
	Impl.	Conv.	Impl.	Conv.
-Anchored flexible	3.0	1.5	4.5	1.0
-Reinforced nonsliding	2.0	1.5	2.75	1.0
-Unanchored and contained flexible	—	—	2.0	1.0
-Unanchored and uncontained flexible	1.5	1.5	2.0	1.0

**⌘ 15. Type of tanks and response modification factors
(Ground-supported RC/PSC tanks)**

Type of base	ASCE 7		AWWA D-100		API 650	
	Impl.	Conv.	Impl.	Conv.	Impl.	Conv.
-Mechanically anchored	3.0	1.5	3.0	1.5	4.0	2.0
-Self anchored	2.5	1.5	2.5	1.5	3.5	2.0

**⌘ 16. Type of tanks and response modification factors
(Ground-supported steel tanks)**

Type of base	ASCE 7		AWWA D-100	
	Impl.	Conv.	Impl.	Conv.
-RC pedestal	2.0	1.5	3.0	1.5
-Braced/ unbraced legs	3.0	1.5	3.0	1.5

**⌘ 17. Type of tanks and response modification factors
(Elevated tanks)**

Type of tank	μ	ξ (%)		$C_f(\mu, \xi)$
		Impl.	Conv.	Impl. Conv.
Steel Tanks on Grade				
Elastically supported	1.25	2	0.5	0.83
Unanchored tank designed for uplift (elephant foot shell buckling)	0.92			
Unanchored tank designed for uplift (elastic diamond shaped buckling)	2.0	2	0.5	0.54
Anchored with nonductile hold-down bolts	0.58			
Anchored with ductile tension yielding hold-down bolts	1.25	2	0.5	0.83
Ductile skirt pedestal	0.92			
On concrete base pad designed for rocking	1.25	2	0.5	0.83
Concrete Tanks on Grade				
Reinforced concrete	3.0	2	0.5	0.41
Prestressed concrete	0.43			
Elevated Tanks				
	3.0	2	0.5	0.41

	0.43			
	2.0	2	0.5	0.54
	0.58			
	1.25	5	0.5	0.72
	0.92			
	1.0	5	0.5	1.0
	1.75			
			0.5	

표 18. Types of tanks, ductility factor μ , damping ratio γ , and correction factor C_f , (NZSEE)

Eurocode 8에서는 Ground-supported tank에 대한 분류가 없는데, 이는 에너지 흡수 용량을 고려한 적절한 해석방법이 아닌 경우 탄성 설계 하중을 사용하도록 하고 있기 때문이다. ACI 350 및 API 650에서의 응답 수정 계수의 값은 ASCE 7 값보다 약 1.4 배 더 크다. 이러한 차이는 ASCE 7가 강도 설계 수준에서 지진 설계 하중을 지정한 반면 ACI 350 및 API 650은 허용 응력 설계 수준에서 지진 설계 하중을 지정하기 때문이다. AWWA D-100은 지진 설계 하중을 허용 응력 설계 수준에서 지정하지만, 강도 설계 수준에서 허용 응력 설계 수준으로 변환하기 위해 factor 1.4를 사용함으로써 ASCE 7와 동일한 값이 된다.

Elevated tank의 경우 응답 수정 계수는 지지 타워의 구조 형태에 따라 결정된다. ASCE 7에서는 pedestal tower와 framed-typed tower에 대하여 서로 다른 응답 수정 계수를 제시하고 있다. NZSEE는 지지 타워의 구조 형태에 따른 응답 수정 계수를 제공하지 않는 대신 지지 타워의 연성을 활용하도록 하고 있다.

Eurocode 8에서는 위험도가 낮거나 단순한 형태의 탱크를 제외한 대부분의 탱크에서 탄성 설계 하중($q=1$)을 제시하고 있으며, 위험도가 낮거나 단순한 형태의 탱크에는 $q=2$ 를 사용할 수 있다. AWWA D-100은 pedestal tower와 framed-typed tower에 대하여 응답 수정 계수 3.0을 제시하고 있다. 단, AWWA D-100에서 pedestal tower는 steel plate이고, ASCE 7 및 ACI 350에서 pedestal tower는 RC 구조물이다.

설계기준들 간의 또 다른 중요한 차이점은 대류 성분 하중에 대한 응답 수정 계수 사용에 관한 것으로, ACI 350 및 Eurocode 8에서는 대류 성분에 대한 응답 수정 계수는 사용하지 않는다고 언급되어 있어, 에너지 발산 용량에 의한 저감 효과를 사용할 수 없다는 것을 의미한다. 반면에 ASCE 7, AWWA D-100과 API 650에서는 대류 모드에 대하여 작은 응답 수정 계수를 지정함으로써 대류 모드의 하중에 대하여 제한된 저감을 허용한다.

ASCE 7 및 AWWA D-100은 대류 모드에 대한 응답 수정 계수로 1.5를 지정하고 API 650은 응답 수정 계수로 2.0을 지정하고 있다. 또한 설계기준들은 구조물의 형태에 관계없이 대류 모드에 대한 응답 수정 계수로 동일한 값을 제시하고 있다. NZSEE에서는 구조물의 형태에 따라 서로 다른 응답 수정 계수를 지정하고 있다.

마. 충격 모드 및 대류 모드에 대한 감쇠

모든 설계기준들은 대류 모드에 대하여 0.5% 감쇠비를 지정하고 있다. 반면 충격 모드에 대한 감쇠는 탱크 구조의 유형, 재료 등에 따라서 다른 값을 가진다.

ASCE 7에서는 모든 종류의 탱크에 대하여 충격 모드에 대한 감쇠비로 5%를 사용한다

(설계스펙트럼에서 0.5% 감쇠비와 5.0% 감쇠비의 차이는 1.5배이다). Eurocode 8에서는 RC 및 PSC 구조의 탱크에 대하여 충격 모드에 대한 감쇠비로 5%를 사용하고, 강재 탱크에 대하여 충격 모드에 대한 감쇠비로 2%를 사용한다 (설계스펙트럼에서 0.5% 감쇠비와 5.0% 감쇠비의 차이는 1.7배임). NZSEE에서 Ground-supported tank의 충격 모드에 대한 감쇠비는 탱크 재료, 탱크 형상, 기초 지반의 전단파 속도에 따라 다르다. Elevated tank에 대해서는 충격 모드에 대한 감쇠비를 제시하고 있지 않고 지지구조물의 감쇠비를 사용하도록 언급되어 있다.

RC 및 PSC 구조의 탱크를 다루는 ACI 350에서는 충격 모드에 대한 감쇠비로 5%를 제시하고 있다. 강재 탱크를 다루는 API 650 및 AWWA D-100에서는 충격 모드에 대한 감쇠비로 5%를 제시하고 있다.

바. 중요도 계수

중요도 계수는 탱크의 활용과 피해 결과에 따라 달라진다. ASCE 7는 탱크를 세 가지 범주로 분류하는데($I = 1.5, 1.25$ 및 1.0), 이는 기능 요구 사항과 그 내용물의 누출로 인한 위험에 따라 달라진다. Eurocode 8은 액체 저장 탱크는 액체의 종류에 따라 세 보호 레벨이 할당된다. 각 보호 레벨은 인명 및 환경적, 경제적, 사회적 결과에 대한 위험에 따라 할당된다. 0.8-1.6 범위의 아홉 가지 중요도 계수 값이 있다.

NZSEE는 0.5-1.6 범위의 위험도 계수를 사용함. 파괴의 결과가 무시 될 수 있는지, 경미한지, 보통인지, 극심한지에 따라 결정된다. ACI 350, AWWA D-100 및 API 650은 중요도 계수를 세 가지 범주($I = 1.5, 1.25$ 및 1.0)로 분류한다. ACI 350은 유해 물질을 함유하는 탱크의 경우 엔지니어의 판단에 따라 1.5보다 큰 값을 사용할 수 있도록 하고 있다.

제3장. 연구 수행 내용 및 성과

플랜트 탱크구조물에 대한 설계기준은 앞 장에서도 기술한 바와 같이 국내에는 부재하고, 국외의 기준은 미흡하다. 이 장에서는 안전한 플랜트 탱크구조물의 설계를 위해 플랜트 탱크 구조물의 주요 파괴 요인이 되는 3가지 항목, 즉, 구조취약부 파괴, 풍하중, 지진에 의한 좌굴거동에 대한 연구 수행 내용 및 성과를 기술한다.

1. 구조취약부 파괴

가. 볼트 위치와 곡률반경에 따른 접합부 연구

(1) 비선형 유한요소해석 모델링 기법

고장력볼트의 마찰이음으로서의 가장 중요한 성능확보 핵심인자가 곡률반경과 판의 두께라는 점은 명확히 확인되었다. 고장력볼트 마찰이음에 있어서 설계에서 의도된 바와 같은 정상적인 내하력을 기대하기 위해서는 곡률반경을 제어하는 것이 매우 중요하며, 설계부터 최종 완성까지에 이르는 각각의 단계에서 곡률반경에 의한 영향을 최소화하고자 하는 배려가 필요하다. 이 절에서는 이러한 관점에서 곡률반경 영향을 고려하여 설계 기준에서 제공되어야 할 조건을 도출하는데 필요한 매개변수 해석이 가능한 유한요소해석 모델링을 제시하고 유한요소해석결과를 비교 분석함으로써 그 타당성을 검증하였다.

(가) 접촉문제의 지배방정식

경계조건이 아래 식과 같고 변형 가능한 물체 ($N=3$, 3차원 문제)를 고려한다.

$$\Gamma = \Gamma_d \cup \Gamma_f \cup \Gamma_e \quad (27)$$

여기서, Γ_d 는 미리 정의된 변위 경계조건(prescribed displacement boundary condition)에 의한 경계를, Γ_t 는 트랙션 경계조건에 의한 경계이고, Γ_f 는 변형 가능한 물체 사이의 접촉 경계를 나타내고, Γ_d , Γ_t 및 Γ_f 는 서로 분리되어 있다.

영역 Ω 에서 변위, 속도 및 가속도 장을 각각 u, u' 및 $u'' \in R^n$ 이라고 하면 쿨롱 마찰법칙의 쿨롱 마찰을 포함하는 동탄성 접촉문제의 지배방정식들은 다음과 같다. 먼저 동적 평형방정식은 다음과 같다.

$$\sigma_{ij,j} + b_i = \rho u_i'' + c u_i' \in \Omega \times [0, T] \quad (28)$$

여기서, $b \in R^n$ 은 체적력, $\rho \in R$ 는 질량밀도, $c \in R$ 는 점성감쇠변수이다.

다음은 경계조건이다.

$$u_i = \bar{u}_i \text{ on } \Gamma_d \times [0, T] \quad (29)$$

$$\sigma_{ij} n_j = p_i \text{ on } \Gamma_f \times [0, T] \quad (30)$$

여기서 $n \in R^n$ 은 경계 Γ 에 대한 바깥방향 단위 법선벡터이다.

초기조건은 다음과 같다.

$$u_i(x, 0) = u_i^0, x \in \Omega \quad (31)$$

$$u_i'(x, 0) = u_i^0, x \in \Omega \quad (32)$$

접촉조건은 다음과 같다.

$$g_n(x, u) \geq 0 \text{ on } \Gamma_c \times [0, T] \quad (33)$$

$$\sigma_n(x, u) \leq 0 \text{ on } \Gamma_c \times [0, T] \quad (34)$$

$$\sigma_n g_n(x, u) = 0 \text{ on } \Gamma_c \times [0, T] \quad (35)$$

g_n 은 접촉경계 Γ_c 에서 두 물체 사이의 “gap” 함수이고, σ_n 은 Γ_c 에서의 법선 접촉 응력이다. 위 식은 불가입성 조건을 의미하고, 식은 Γ_c 에서 인장 접촉응력이 일어날 수 없음을 의미하며, 식은 보완 조건(complementary condition)이다.

쿨롱 마찰법칙은 다음과 같다.

$$\Phi(\sigma_n, \sigma_t, \mu) = \mu |\sigma_n| - \|\sigma_t\| \geq 0 \text{ on } \Gamma_c \times [0, T] \quad (36)$$

$$\lambda \geq 0 \text{ on } \Gamma_c \times [0, T] \quad (37)$$

$$\lambda \Phi(\sigma_n, \sigma_t, \mu) = 0 \text{ on } \Gamma_c \times [0, T] \quad (38)$$

$$u_{t_1}' = \lambda \frac{\partial \Phi}{\partial \sigma_{t_1}} = - \frac{\sigma_{t_1}}{\|\sigma_t\|} \text{ on } \Gamma_c \times [0, T] \quad (39)$$

여기서, μ 는 마찰계수, u_t' 는 접선방향 상대속도, σ_t 는 접촉 경계에서의 접선응력이다.

이러한 지배방정식의 기술에 대해 마찰법칙이 적용되는 일반적인 동탄성 접촉문제는 다음과 같이 말할 수 있다. 즉, 동적 평형 방정식과 물체 재료의 구성방정식을 만족하면서 경계조건, 초기조건, 접촉조건 및 마찰법칙을 만족하는 모든 시간 $t \in [0, T]$ 에서의 변위장 u 를 구하는 문제라고 할 수 있다. 이 연구의 고장력볼트 마찰이음에서는 동적 효과를 고려하고 있지 않으므로 지배방정식에서 시간에 관계되는 항을 제외하면 된다.

볼트 마찰이음의 극한 상태까지의 인장 거동은 복잡한 접촉문제와 재료의 소성거동, 그리고 강제운동을 보이는 특성을 가지고 있다. 이러한 마찰이음의 극한거동의 유한요소 해석의 문제는 경계 비선형, 재료 비선형 및 기하 비선형의 3가지 비선형성을 모두 가지는 문제에 대한 수치해석적 해를 구하는 과정이라고 할 수 있다.

나. 유한요소해석 모델링

모델링에서 사용한 소프트웨어는 ABAQUS이다. 이 소프트웨어에서 접촉 모델링 방법으로서 접촉문제가 유발될 가능성이 있는 접촉면을 서로 규정하고 짝 지우는 방법과 접촉요소를 사용하는 두 가지 방법을 가지고 있지만, 이 연구에서는 상호작용의 가능성이 있는 접촉면을 정의하여 해석하는 방법을 사용하고 있다.

이 상호작용의 가능성이 있는 물체를 모델링하기 위해서는 두 가지 정식화 기법이 있는데, 접촉문제의 종류에 따라 달라지겠지만, 마찰이음의 거동은 접촉표면들이 유한한 진폭의 미끄러짐, 분리 및 임의의 회전이 일어나는 문제이므로 finite-sliding interaction을 사용하였다.

마찰 거동에 대해서는 동방성 쿨롱 마찰모델을 적용하였다. 이 쿨롱 마찰모델은 서로 부착되어 있을 때는 접촉면간의 상대적인 운동이 일어나지 않는다. 이는 실제 미끄럼(slip)과 부착(stick)은 서로 불연속적이어서 계산과정에서 해의 수렴에 문제 발생이 가능하다. 그래서 ABAQUS에서는 “탄성 미끄럼”을 가진 벌칙 마찰 정식화 기법을 사용하고 있어서 접촉면들이 서로 고착되어야 할 때 약간의 상대운동을 허용하는 것으로서, 표면이 고착되어 있는 동

안에 미끄러지는 양은 이 탄성 미끄럼으로 제한하는 것이다. 이러한 조건을 만족시키도록 끊임없이 벌칙 제약 조건의 크기를 조절해야 한다. ABAQUS는 하나의 반복계산 내에서 접촉 조건의 변화가 없을 때까지 반복적으로 이 절차를 수행한다.

탱크 구조의 미끄럼계수 평가를 위한 모델링은 판 두께와 곡률반경 및 볼트 중심간 간격에 따라 비교 분석하였다. 우선 판 두께는 탱크 기준별 최소두께인 5mm(API650-5mm, 위험물 안전관리에 관한 세부기준-4.5mm, EN 14015-5mm)이상을 기준으로 하여 30mm와 40mm를 비교로 하였다. 강종은 고성능 강재인 HSB 500강재(항복강도 380Mpa, 인장강도 500Mpa이상)를 사용하였다. 볼트는 F10T M30을 사용했고, 볼트는 이 실험에서 중요한 역할을 하지 않기 때문에 원통형으로 간략화해서 모델링하였다.

경계조건은 고정단으로 하였고, 하중은 변위제어시스템을 통해 실시하였다. 접촉조건은 surface-to-surface contact 조건을 이용하여 사용하였다. 곡률반경은 무한대 즉, 직선부와 10000mm, 5000mm, 3000mm, 1000mm를 산정하여 비교 분석하였다. 직선부는 기준값으로 선정하기 위해 추가하였다. 볼트 중심 간격은 100mm와 150mm로 선정하여 비교하였고, 위치는 2행2열과 2행3열 두 가지 경우로 선정하여 비교분석하였다. 곡률반경은 판 두께와 볼트 중심간 간격에 모두 사용되었고, 판 두께에 대한 모델링은 중심 간격을 150mm로 가정하였다.

	Plate(HSB 500)	F10T M30
Modulus(N/mm ²)	205,000	205,000
Yield Strength (N/mm ²)	380	1,000
The tensile strength(N/mm ²)	500	1,082

표 19. 강재의 재원

Bolt nominal	Minimal Distance (mm)	Maximum Distance (mm)
M30	105	210
M27	95	190
M24	85	170
M22	75	150
M20	65	130

표 20. 볼트 최소 중심간격과 최대 중심간격

(1) 판 두께에 따른 모델링

(가) 볼트 2행 3열

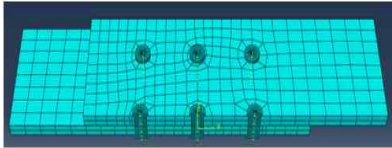
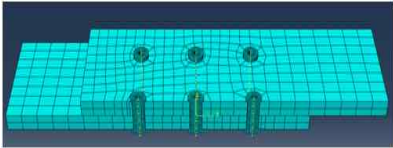
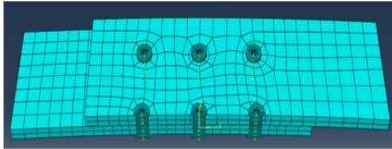
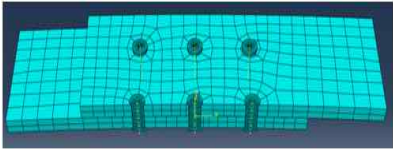
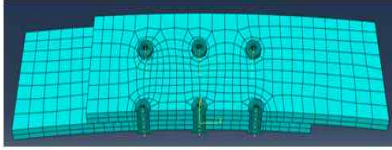
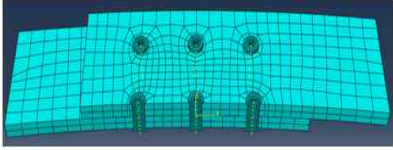
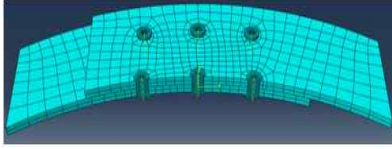
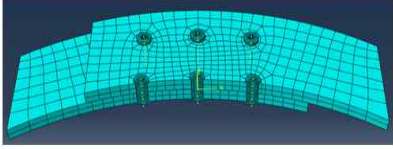
	두께 30mm	두께 40mm
곡률반경 무한		
곡률반경 10000		
곡률반경 5000		
곡률반경 1000		

표 21. 볼트 2행 3열 곡률반경에 따른 모델링

(나) 볼트 2행 2열

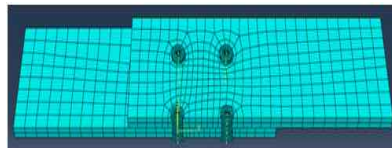
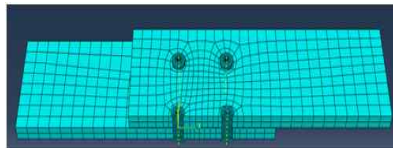
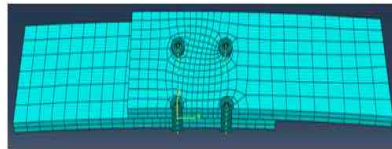
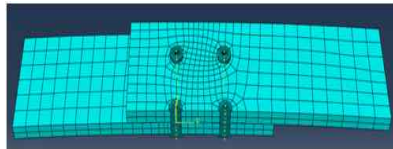
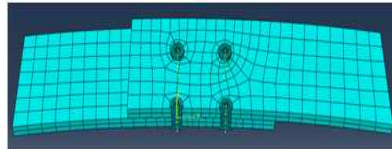
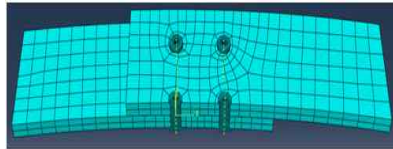
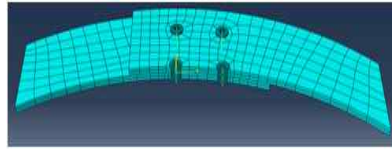
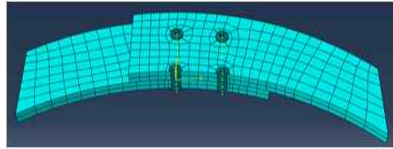
	두께 30mm	두께 40mm
곡률반경 무한		
곡률반경 10000		
곡률반경 5000		
곡률반경 1000		

표 22. 볼트 2행 2열 곡률반경에 따른 모델링

(2) 볼트 중심간 간격에 따른 모델링

(가) 볼트 2행 3열

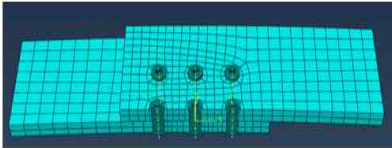
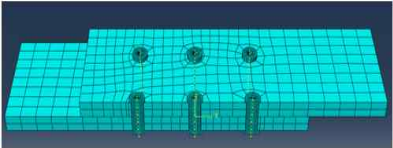
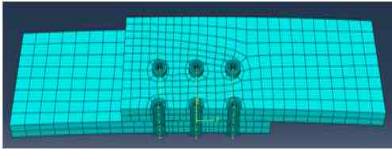
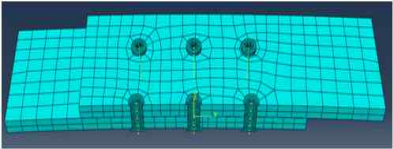
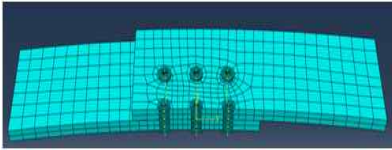
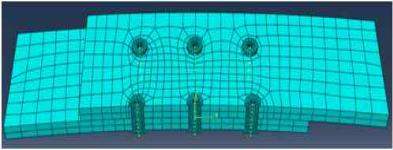
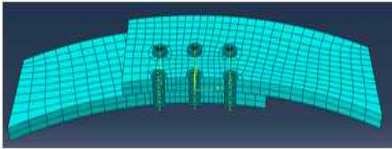
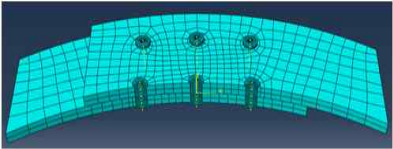
	중심 간격 100mm	중심 간격 150mm
곡률반경 무한		
곡률반경 10000		
곡률반경 5000		
곡률반경 1000		

표 23. 볼트 2행 3열 중심 간격과 곡률반경에 따른 모델링

(나) 볼트 2행 2열

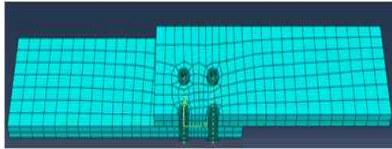
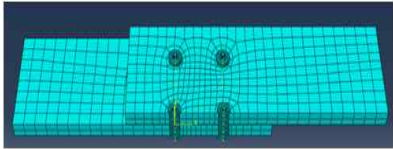
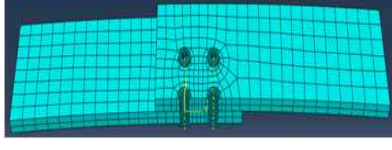
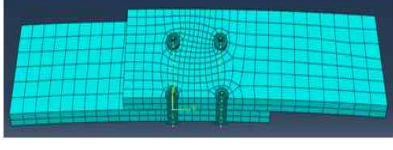
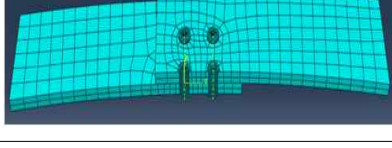
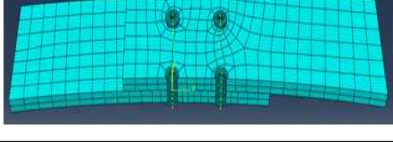
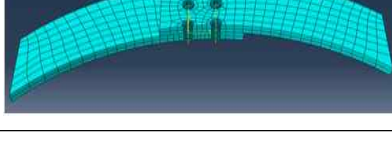
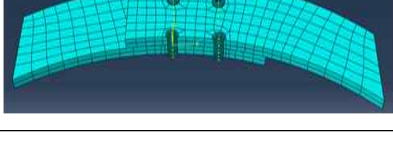
	두께 30mm	두께 40mm
곡률반경 무한		
곡률반경 10000		
곡률반경 5000		
곡률반경 1000		

표 24. 볼트 2행 2열 중심 간격과 곡률반경에 따른 모델링

(3) butt-joint

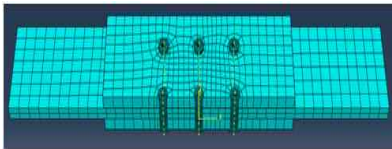
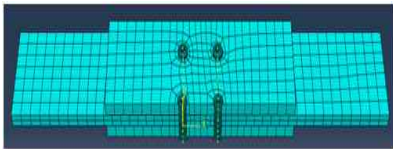
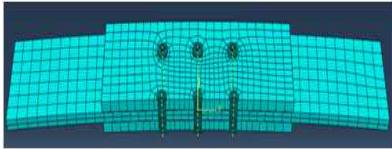
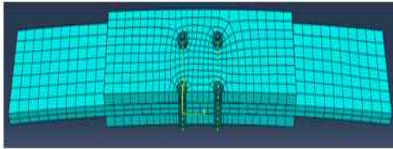
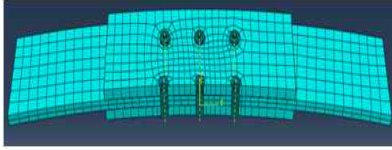
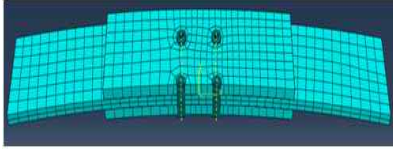
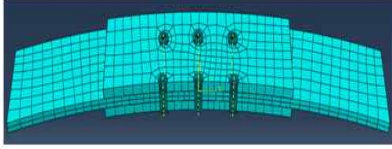
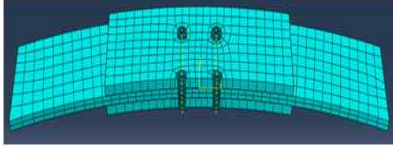
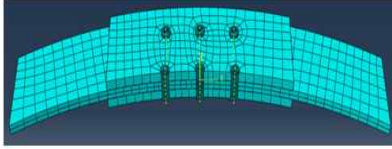
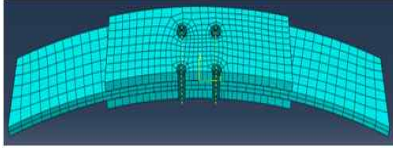
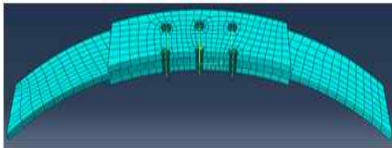
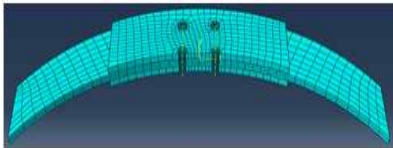
	볼트 2행 3열	볼트 2행 2열
곡률반경 무한		
곡률반경 10000		
곡률반경 5000		
곡률반경 3000		
곡률반경 2000		
곡률반경 1000		

표 25. 곡률반경에 따른 butt-joint 모델링

다. 유한요소해석 결과

(1) 판 두께에 따른 결과

(가) 볼트 2행 3열 판 두께에 따른 미끄럼계수

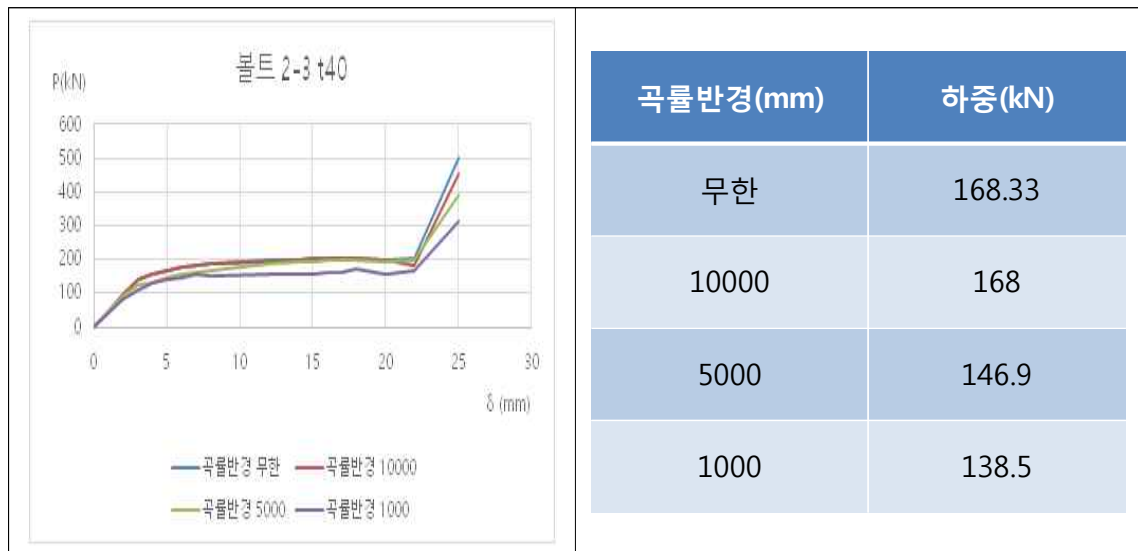


표 26. 40t에서의 하중-신장량 곡선 및 미끄럼이 발생했을 때의 하중

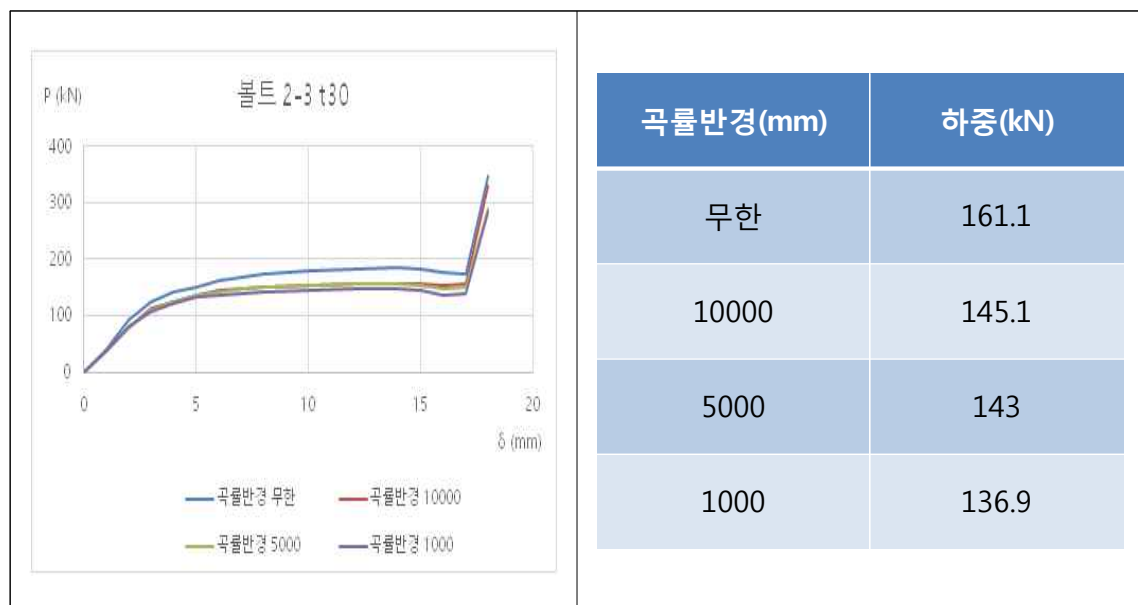


표 27. 30t에서의 하중-신장량 곡선 및 미끄럼이 발생했을 때의 하중

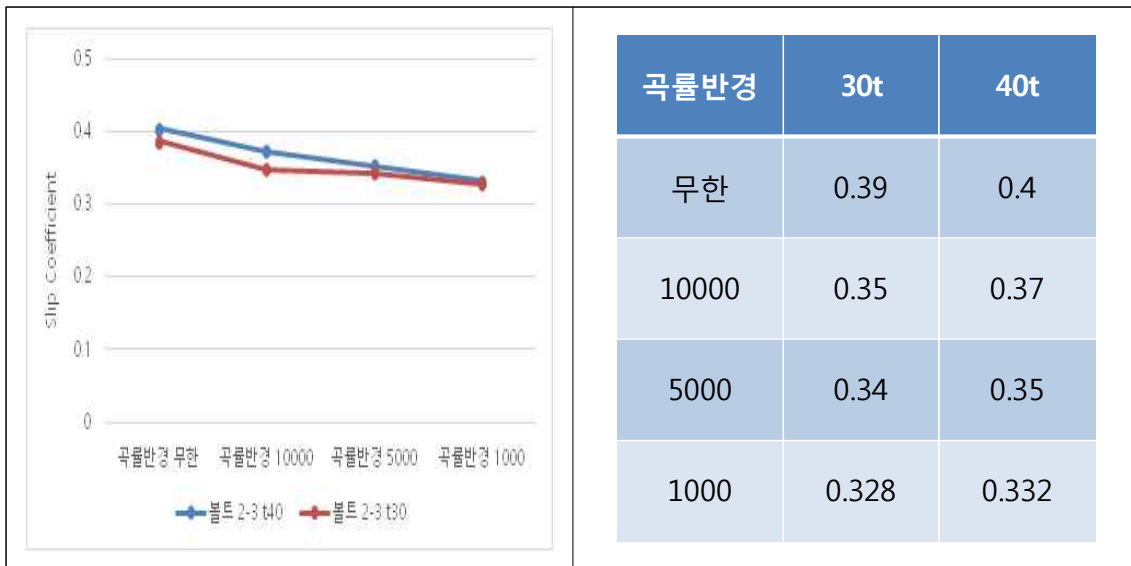


표 28. 판 두께에 따른 미끄럼계수와 미끄럼계수 그래프

(나) 볼트 2행 2열 판 두께에 따른 미끄럼계수

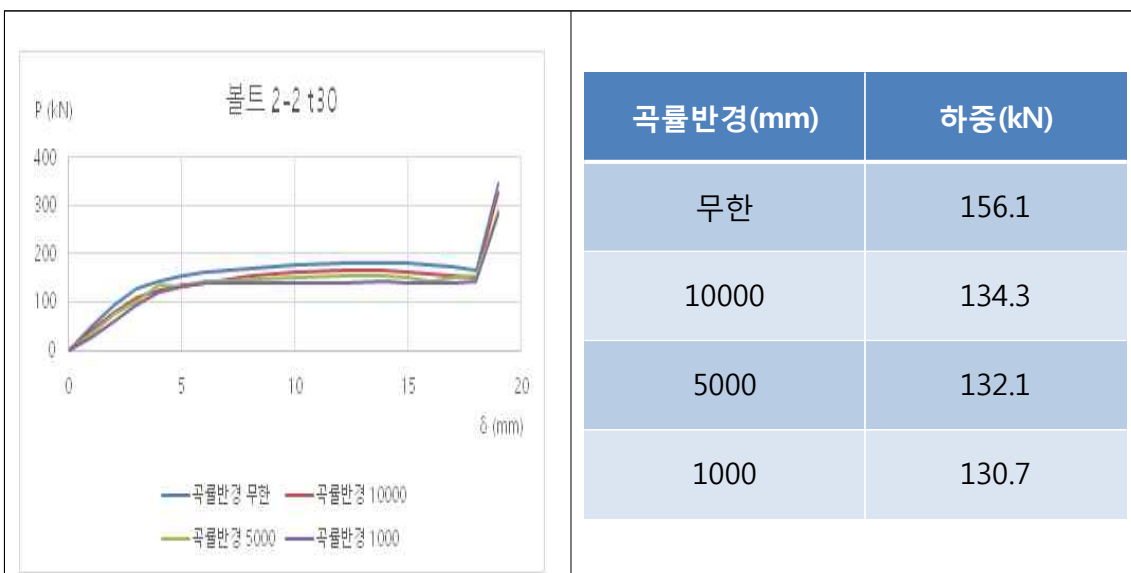


표 29. 30t에서의 하중-신장량 곡선 및 미끄럼이 발생했을 때의 하중

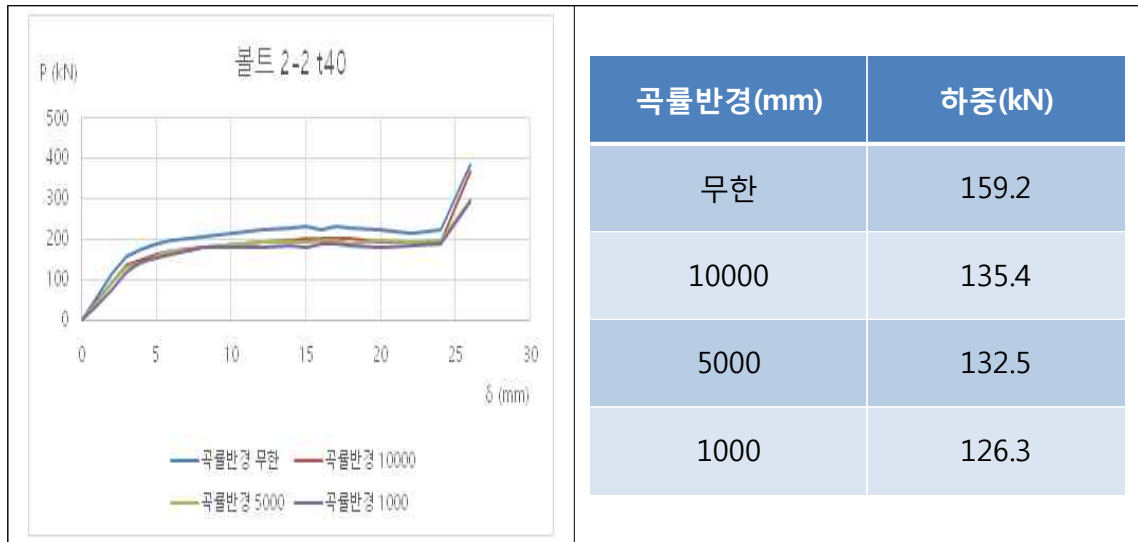


표 30. 40t에서의 하중-신장량 곡선 및 미끄럼이 발생했을 때의 하중

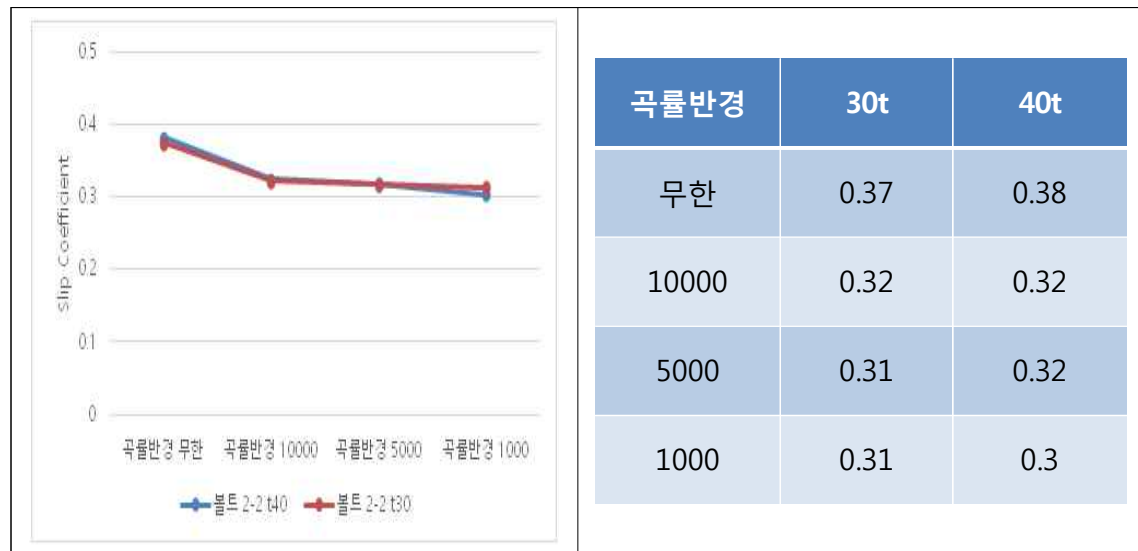


표 31. 판 두께에 따른 미끄럼계수와 미끄럼계수 그래프

(2) 볼트 중심 간격에 따른 결과

(가) 중심 간격 100mm

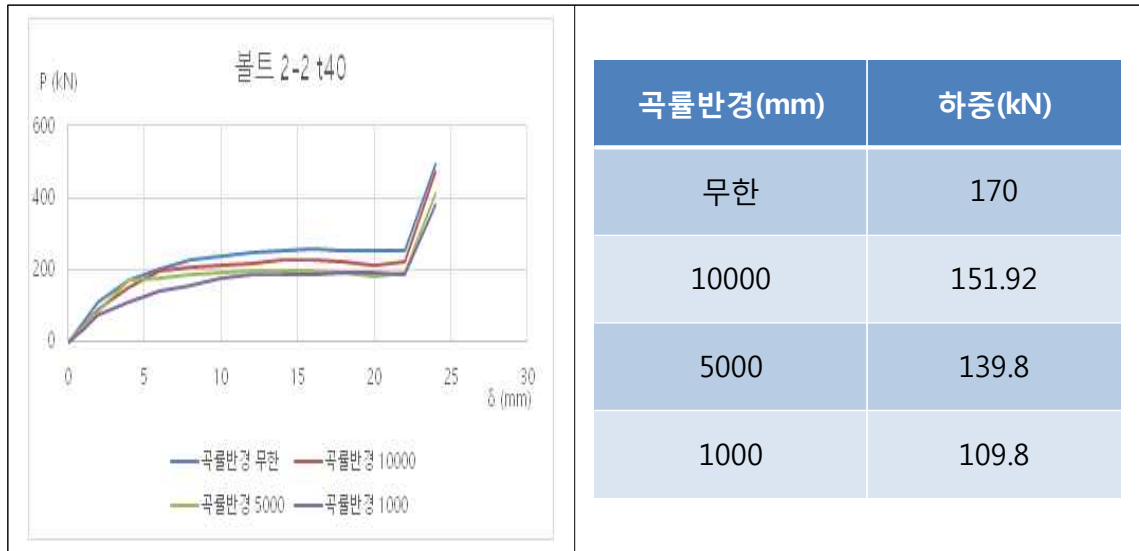


표 32. 중심 간격 100mm에서의 하중-신장량 곡선 및 미끄럼이 발생했을 때의 하중

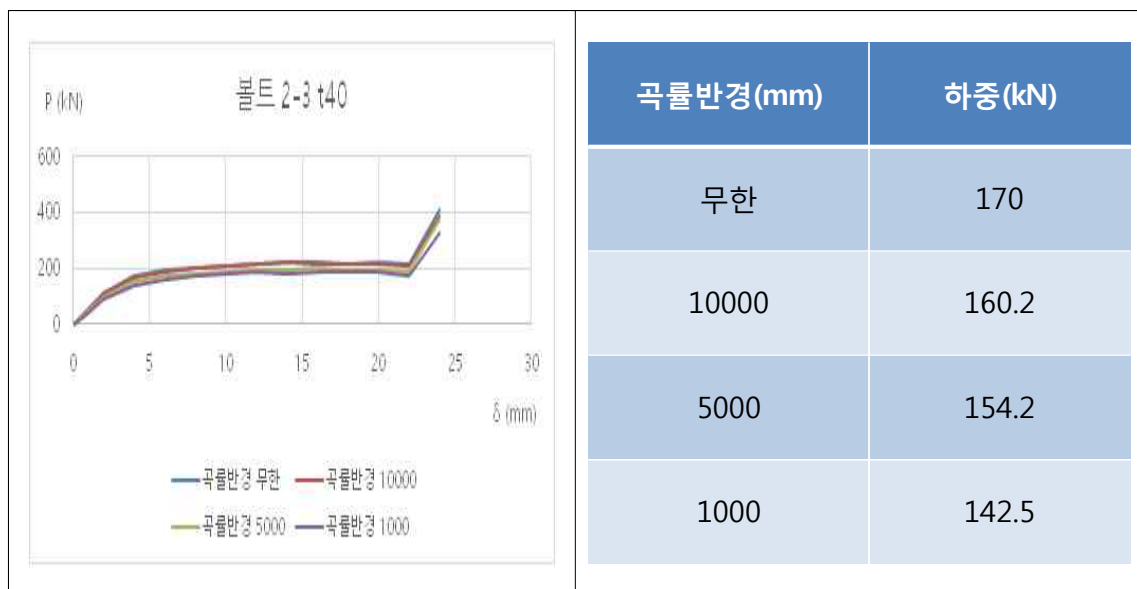


표 33. 중심 간격 100mm에서의 하중-신장량 곡선 및 미끄럼이 발생했을 때의 하중

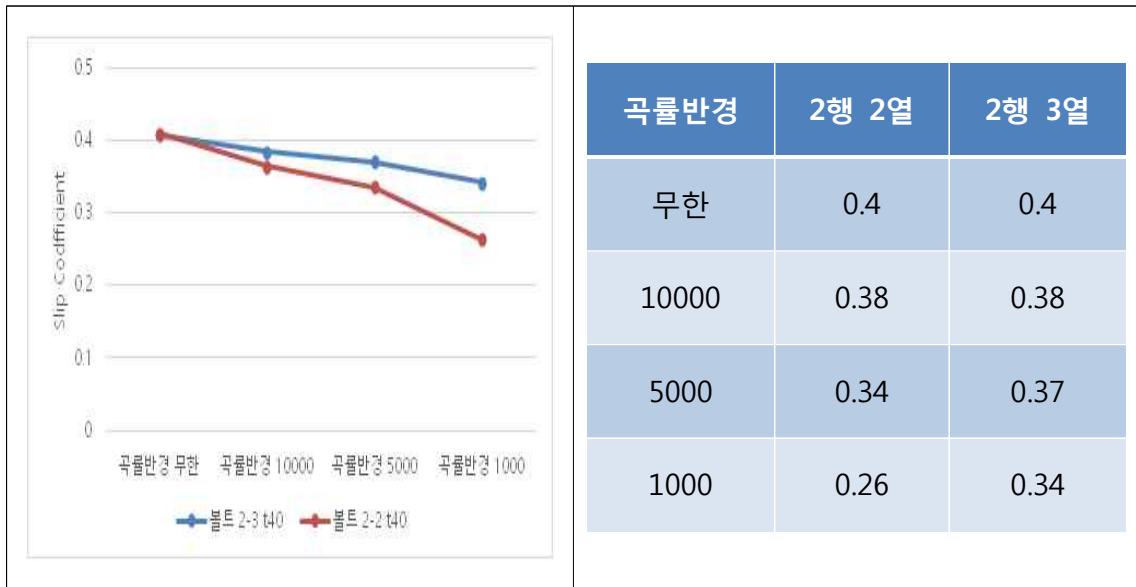


표 34. 중심 간격 100mm에서의 미끄럼계수와 미끄럼계수 그래프

(나)중심 간격 150mm

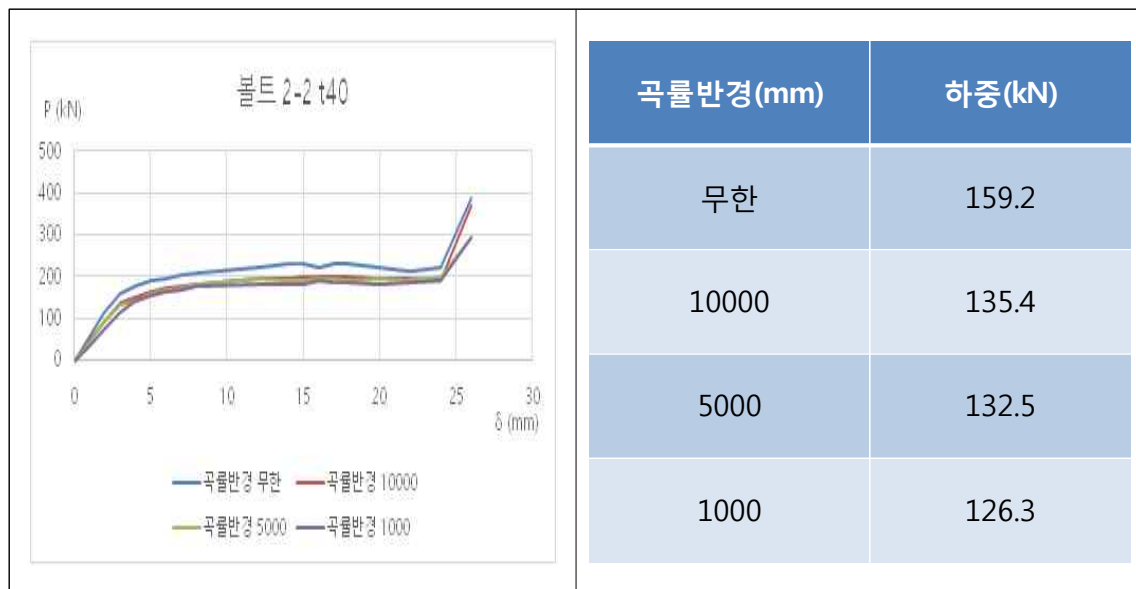


표 35. 중심 간격 150mm에서의 하중-신장량 곡선 및 미끄럼이 발생했을 때의 하중

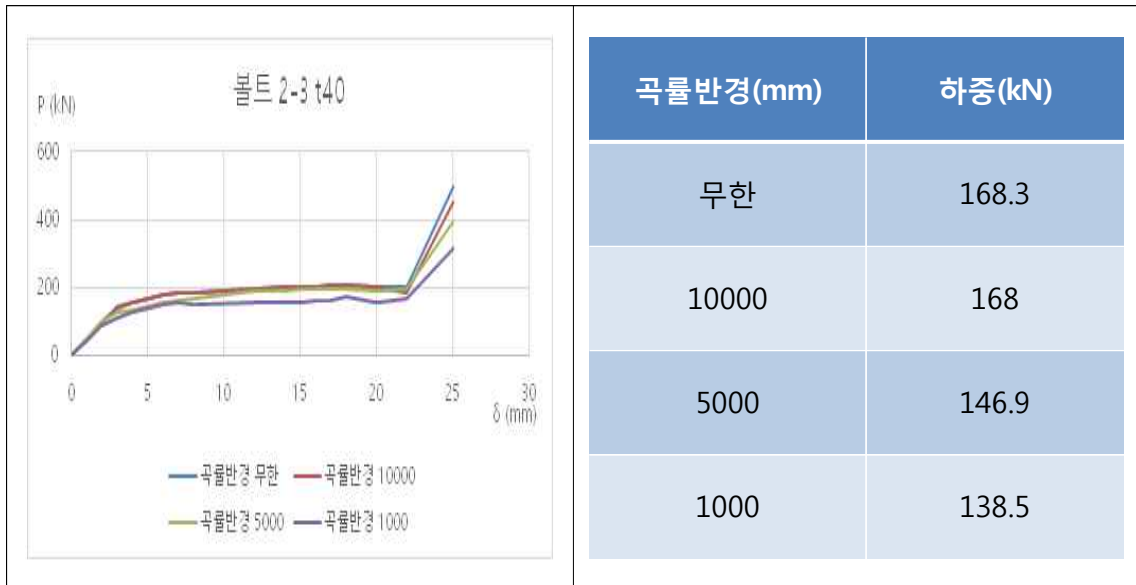


표 36. 중심 간격 150mm에서의 하중-신장량 곡선 및 미끄럼이 발생했을 때의 하중

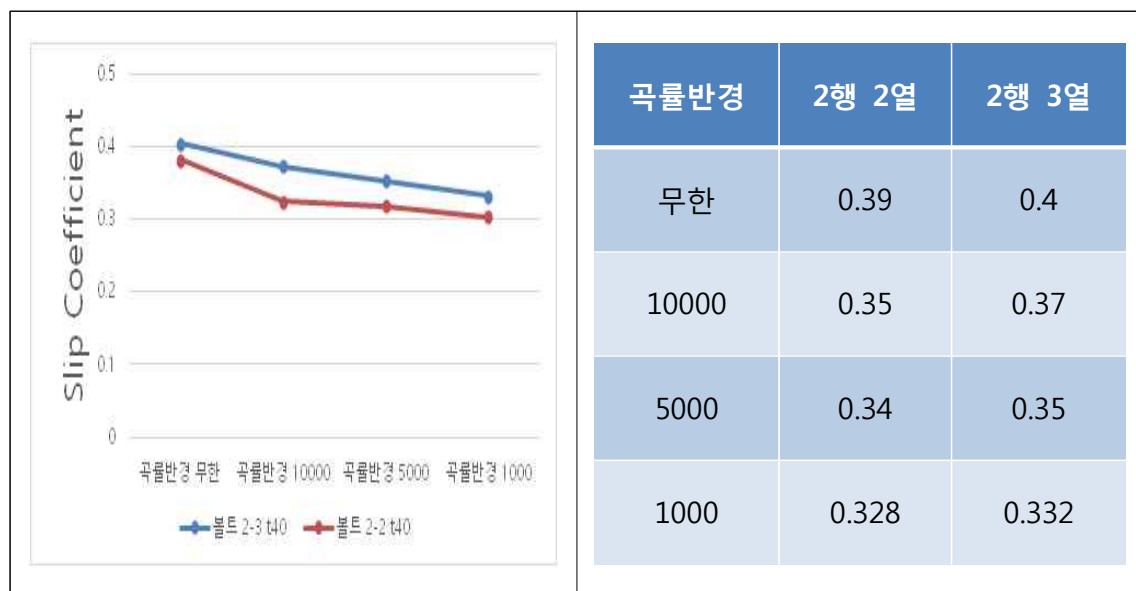


표 37. 중심 간격 150mm에서의 미끄럼계수와 미끄럼계수 그래프

볼트 열 수와 중심 간격에 따라서 미끄럼계수가 달라질 수 있다. 열 수가 증가할수록 미끄럼계수는 상승하게 된다.

(3) butt-joint

(가) 중심 간격 100mm

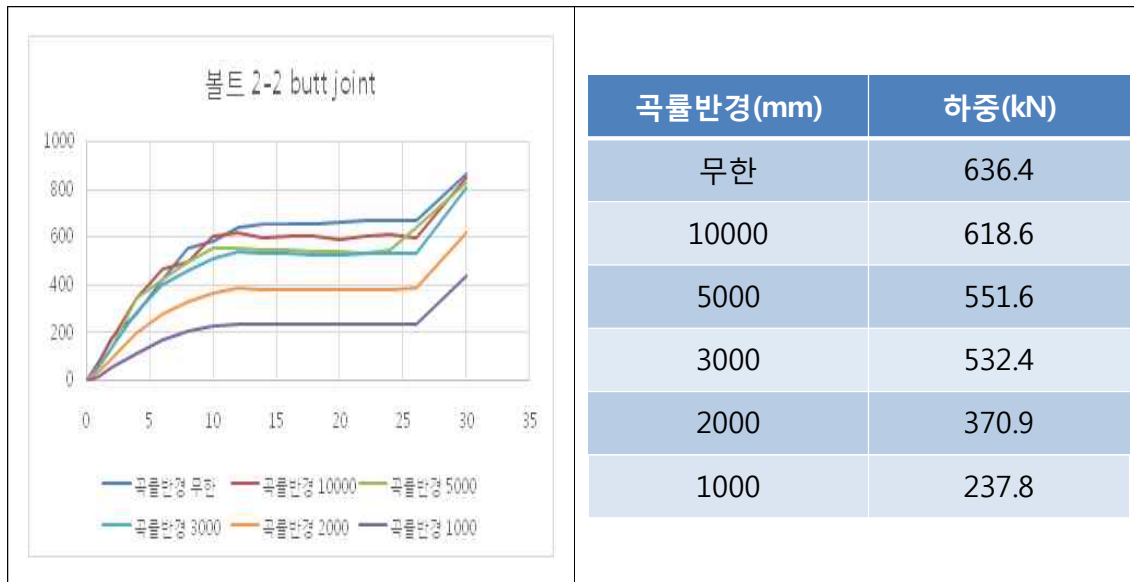


표 38. 볼트 2행 2열에서의 하중-신장량 곡선 및 미끄럼이 발생했을 때의 하중

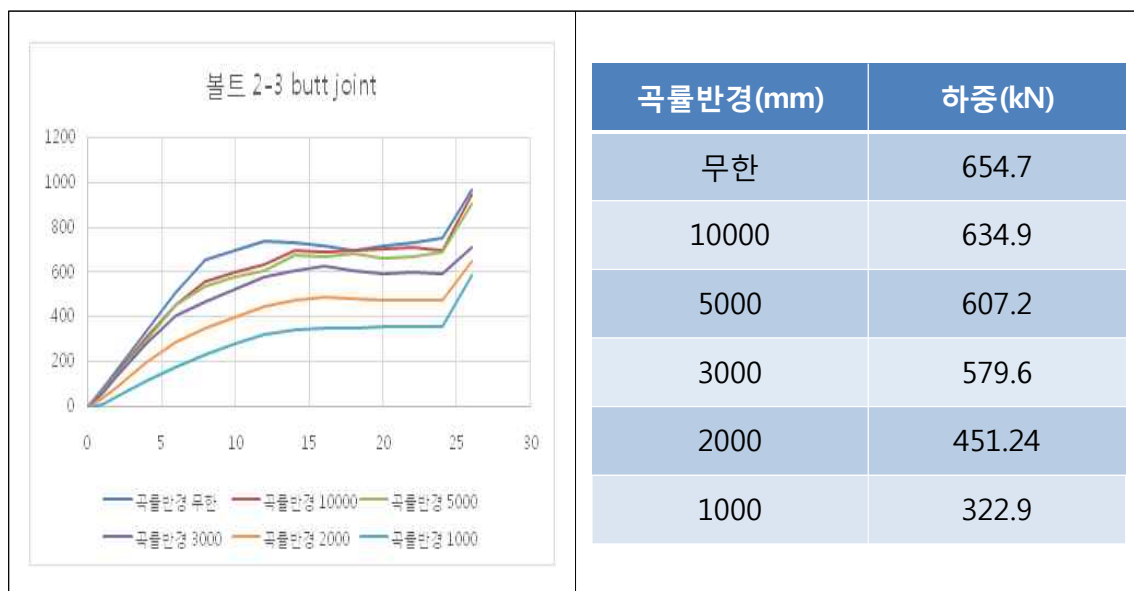


표 39. 볼트 2행 3열에서의 하중-신장량 곡선 및 미끄럼이 발생했을 때의 하중

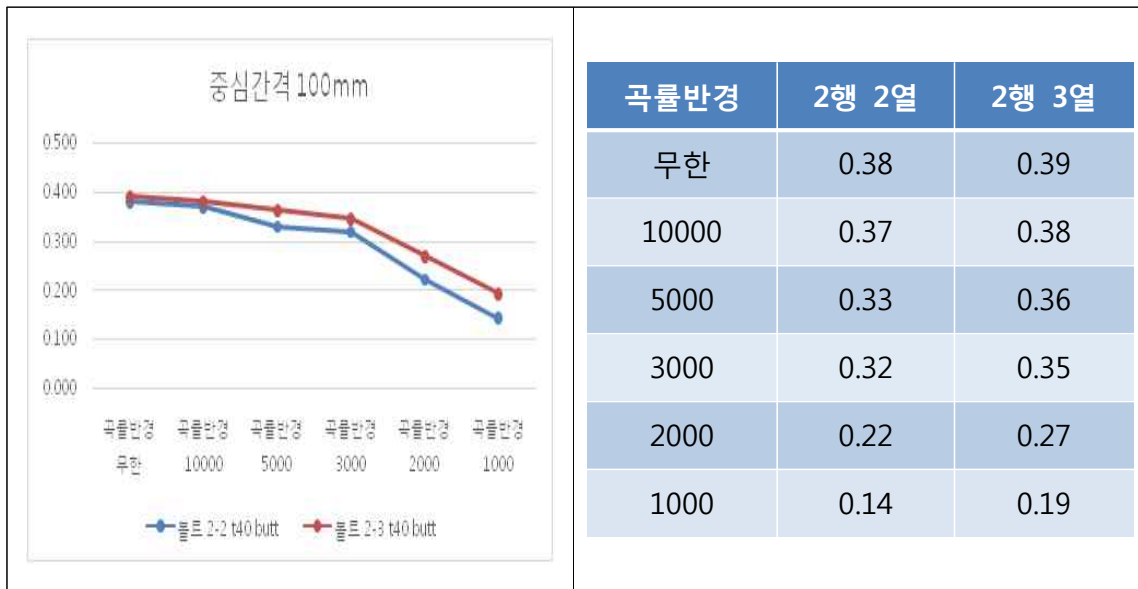


표 40. 중심 간격 100mm에 따른 미끄럼계수 및 미끄럼계수 그래프

(나) 중심 간격 150mm

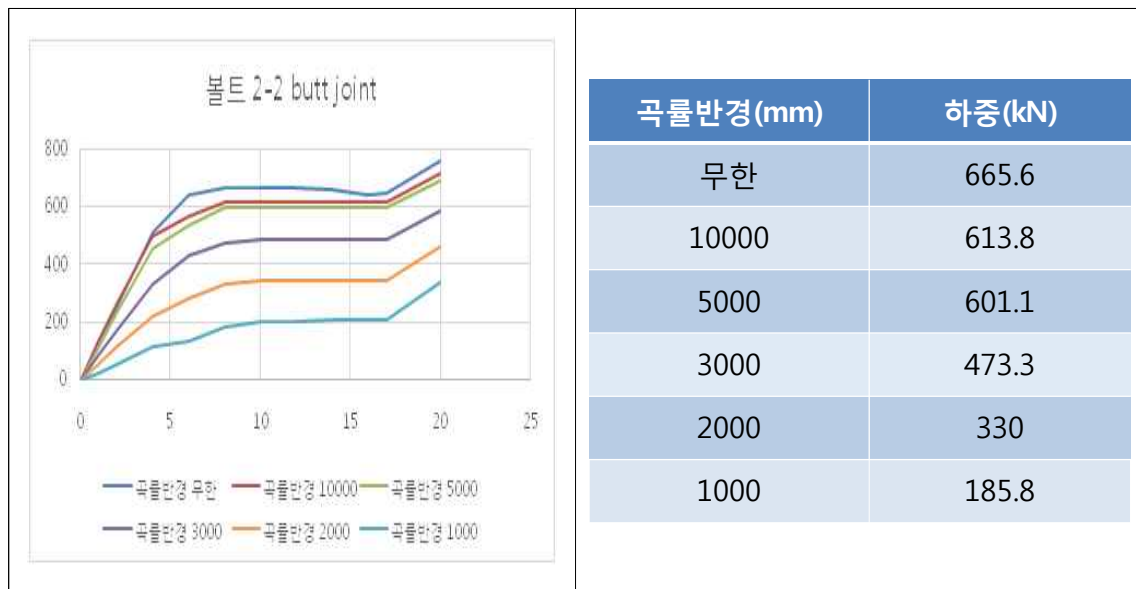


표 41. 중심 간격 150mm에 따른 하중-신장량 곡선 및 미끄럼이 발생했을 때의 하중

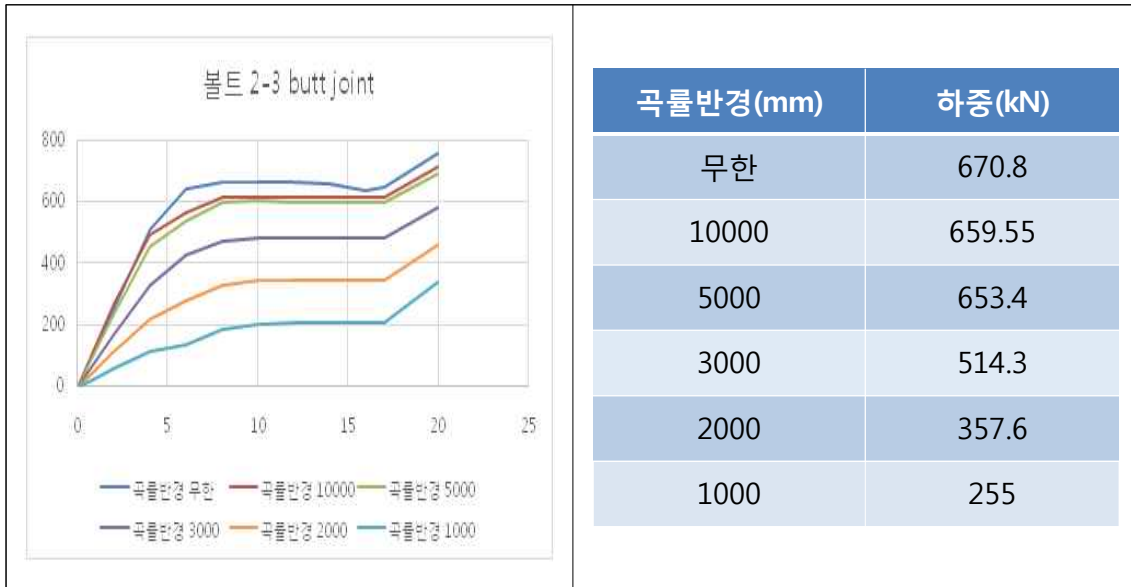


표 42. 중심 간격 150mm에 따른 하중-신장량 곡선 및 미끄럼이 발생했을 때의 하중

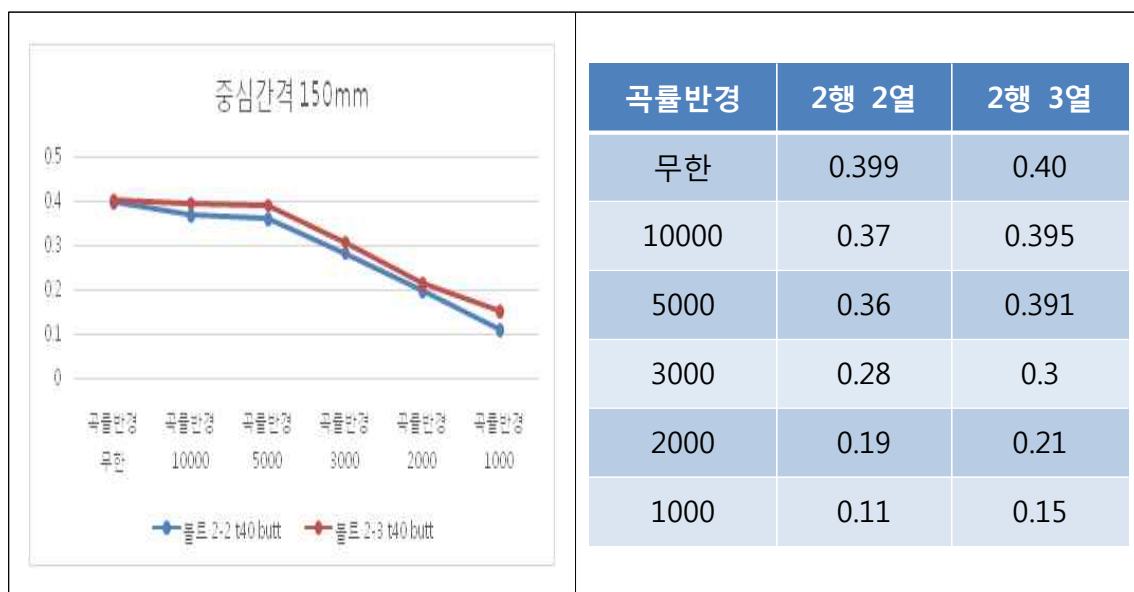


표 43. 중심 간격 150mm에 따른 미끄럼계수 및 미끄럼계수 그래프

접촉면적의 차이로 인해 곡률반경이 작아질수록 미끄럼계수 또한 급격하게 내려가는 것을 확인할 수 있다.

지금까지의 변수해석결과를 통해 다음과 같은 결론을 도출하였다.

- (1) 곡률반경이 클수록 일반적인 직선부의 마찰이음과 유사하게 나타남을 알 수 있다.
- (2) 볼트와 너트의 압축력에 의해 곡면이 부분적인 소성 변형을 일으키면서 접촉면적이 넓어져 마찰이음거동을 재현할 수 있음을 알 수 있다.

2. 플랜트 탱크에 작용하는 풍하중

가. 동일 풍속에 대한 기준별 풍하중 산정

(1) 탱크 설계 변수 설정

(가) 기준별 탱크 설계 변수 설정

위험요소들을 다음과 같은 각 기준에 따라 기준별 탱크 설계 지역을 선정하였다. 지형요소는 탱크설계에 있어 영향을 많이 미치므로 지역의 풍속과 주변 장애물을 잘 고려하여야 한다. 조건을 같게 하기 위하여 플랜트 산업단지 내에 탱크가 건설되므로 약간의 장애물이 있는 지역으로 설정하고, 언덕이나 해안지역은 아닌 것으로 설정하였다.

KS B 6283	높이 1.5~10m 정도의 수목이나 저층 건축물이 산재해 있는 지역, 평균 높이 1.5m 정도의 장애물이 널리 분포되어 있는 지역
ASCE 7-10	Surface Roughness C Open terrain with scattered obstructions having heights generally less than 30 ft (9.1 m), This category includes flat open country, grasslandses.
EN 1991-1-4	Terrain category II Area with low vegetation such as grass and isolated obsacles (tree, building) with separation of at least 20 obstacle height.

표 44. 기준별 지형설정

(나) 설계탱크 제원

탱크 모델의 제원은 표 45와 같이 가정하였다.

경계조건 (Boundary Condition)	$U_x=U_y=U_z=R_x=R_y=R_z=0$
지름(d)	30.48m
높이(h)	15.75m
지붕높이(f)	2.86m
지붕두께(t ; 최소 두께의 3배)	0.0189m
풍속(V)	17m/s
재료 (Material)	ASTM A-36
E (탄성계수)	211GPa
ν (포아송 비)	0.3

표 45. 탱크모델의 제원

탱크 원통벽체의 높이에 따른 shell의 두께는 해외 논문에 기술되어 있는 값을 사용하였다. 해외 논문은 API 650의 기준에 따라서 탱크단면 두께를 결정하였다. 탱크의 자중은 고려하였고, 탱크 내부에 작용하는 유체압은 없는 것으로 가정하였다.

Thickness of the cylindrical shell			
Course	Elevation(m)	Thickness(m)	Thickness(in)
1	1.50	0.0191	3/4
2	3.00	0.0159	5/8
3	4.50	0.0143	9/16
4	6.00	0.0127	1/2

5	7.50	0.0127	1/2
6	9.00	0.0095	3/8
7	10.50	0.0079	5/16
8	12.00	0.0063	1/4
9	13.50	0.0063	1/4
10	15.00	0.0063	1/4
11	15.75	0.0063	1/4

표 46. 탱크 높이에 따른 벽체 두께

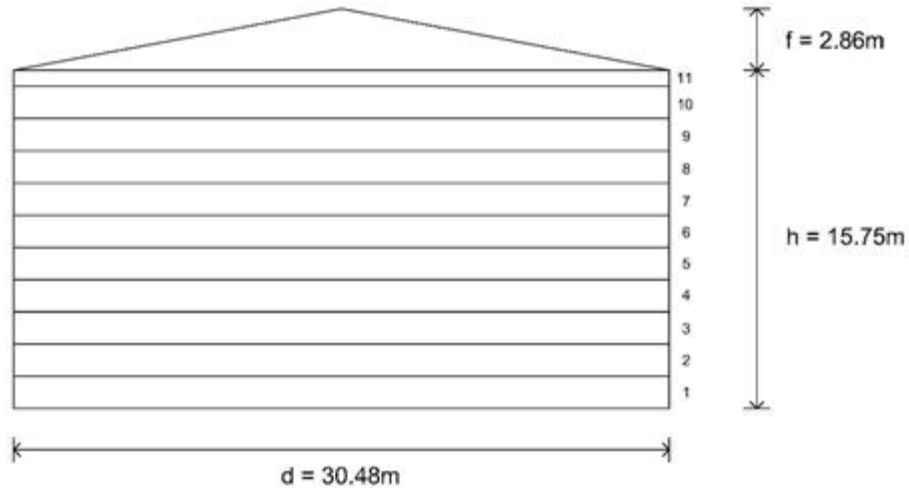


그림 18. 탱크설계도면

나. 기준별 풍하중 계산

(1) 위험물안전관리에 관한 세부기준에 의한 풍하중 계산식

$$\text{풍하중}(Q) = 1.78\text{kN/m}^2$$

해안, 하안, 산지 등 강풍을 받는 우려가 있는 장소에 설치하는 탱크의 풍하중은 1m^2 당 2.05kN 로 한다. 탱크의 건설 위치를 해안지역이 아닌 평지로 가정하였으므로 풍하중은 1.78kN/m^2 를 사용하였다.

그림 19는 위험물안전관리에 관한 세부기준에 대해 탱크에 미치는 풍하중을 직접 유한요소해석 프로그램에 나타낸 그림이다.

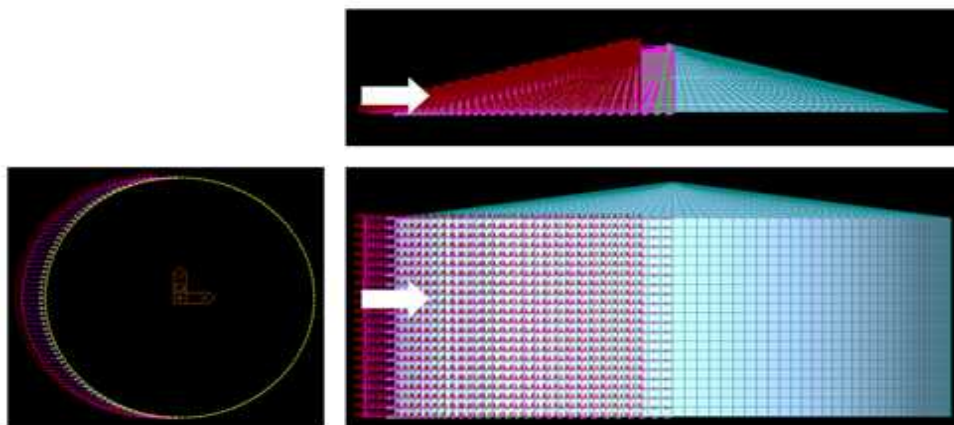


그림 19. 풍하중이 적용되는 형태 (위험물안전관리에 관한 세부기준)

(2) KS B6283에 의한 풍하중 계산식

KS B6283에 의한 풍하중은 형상계수 C에 의해 원통에 풍압이 작용할 때와 지붕에 풍압이 작용할 때의 값이 다르다. 원통형에 대해서는 C값이 0.7, 원뿔형 지붕에 대해서는 0.6을 사용하였다.

원뿔형 탱크에 미치는 풍하중 계산과정 및 결과는 다음과 같다.

$$\begin{aligned}\text{설계풍속}(V_z) &= 17 \times 1.074 \times 1 \times 1.1 = 20.08 \text{ m/s} \\ \text{설계속도압}(q_z) &= 0.5 \times 1.226 \times 10^{-3} \times 20.08^2 = 247.08 \text{ N/m}^2 \\ \text{설계풍력}(p_t) &= 247.08 \times 1.9 = 496.46 \text{ N/m}^2 \\ \text{설계풍압하중}(Q) &= 0.7 \times 496.46 = 328.622 \text{ N/m}^2\end{aligned}$$

원뿔형 지붕에 미치는 풍하중 계산식은 다음과 같다.

$$\begin{aligned}\text{설계풍속}(V_z) &= 17 \times 1.1 \times 1 \times 1.1 = 20.59 \text{ m/s} \\ \text{설계속도압}(q_z) &= 0.5 \times 1.226 \times 10^{-3} \times 20.59^2 = 259.76 \text{ N/m}^2 \\ \text{설계풍력}(p_t) &= 259.76 \times 1.9 = 493.56 \text{ N/m}^2 \\ \text{설계풍압하중}(Q) &= 0.6 \times 493.56 = 296.136 \text{ N/m}^2\end{aligned}$$

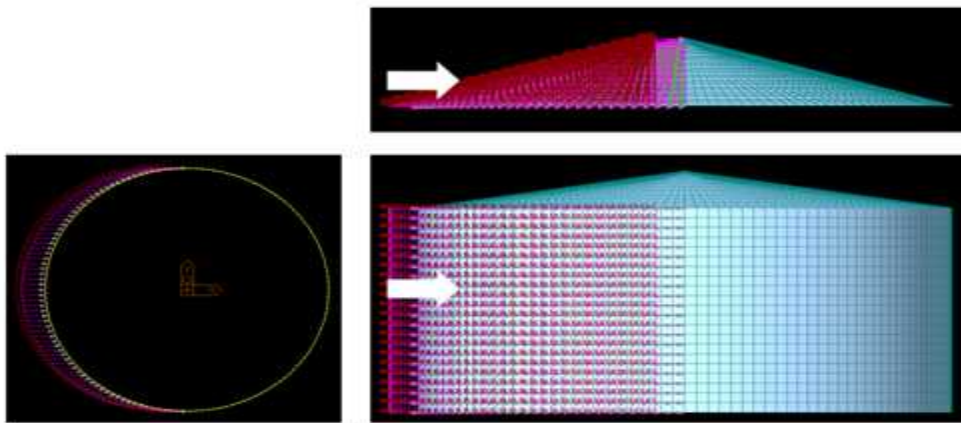


그림 20. 풍하중이 적용되는 형태 (KS B 6283)

그림 20은 KS B6283 기준에 대해 탱크에 미치는 풍하중을 직접 유한요소프로그램에 나타낸 그림이다. 위험물안전관리에 관한 세부기준과 같은 방식으로 풍압이 작용하는 것을 알 수 있다.

(3) API 650에 의한 풍하중 계산식

API 650은 지형과 탱크가 설계되는 지역에 상관없이 일정한 값을 사용한다. 원통에 받는 풍압과 지붕이 받는 풍압은 다음과 같다.

$$\begin{aligned}\text{탱크 원통이 받는 풍압}(q) &= 0.86 \times (17/52.78)^2 = 0.089 \text{ kN/m}^2 \\ \text{탱크 지붕이 받는 풍압}(q) &= 1.44 \times (17/52.78)^2 = 0.149 \text{ kN/m}^2\end{aligned}$$

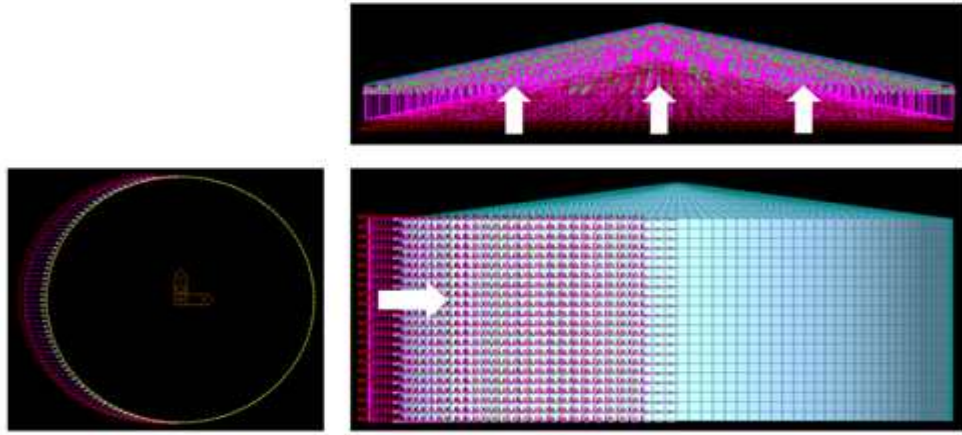


그림 21. 풍하중이 적용되는 형태 (API 650)

그림 21은 API 650 기준에 대해 탱크에 미치는 풍하중을 직접 유한요소프로그램에 나타낸 그림이다.

(4) ASCE 7-10에 의한 풍하중 계산식

ASCE 7-10은 탱크가 설치된 지면으로부터 높이가 상승할 때마다 풍압의 값이 증가한다. 지붕에 작용하는 풍하중은 탱크의 원통이 받는 풍하중 방식과 같지만, 풍압에 C_p 를 곱하는 계산방식으로 이는 EN1991-1-4 의 지붕 계산방식과 같다. 원통에 미치는 풍하중은 다음과 같다.

(가) 탱크 원통이 받는 풍압(q_z)

ASCE 7-10를 적용한 탱크의 구간별 풍압은 다음의 표3.4와 같다.

구간	풍압 q_z 계산식	풍하중 (kN/m_2)
0m~4.6m	$0.613 \times 0.85 \times 1 \times 0.95 \times 17^2$	0.143
4.6~6.1m	$0.613 \times 0.90 \times 1 \times 0.95 \times 17^2$	0.151
6.1~7.6m	$0.613 \times 0.94 \times 1 \times 0.95 \times 17^2$	0.158
7.6~9.1m	$0.613 \times 0.98 \times 1 \times 0.95 \times 17^2$	0.165
9.1~12.2m	$0.613 \times 1.04 \times 1 \times 0.95 \times 17^2$	0.175
12.2~15.2m	$0.613 \times 1.09 \times 1 \times 0.95 \times 17^2$	0.183
15.2~15.75m	$0.613 \times 1.13 \times 1 \times 0.95 \times 17^2$	0.190

표 47. 탱크 높이에 따른 풍압력

$$K_z = (\text{속도압 노출계수}) = 0.85 \sim 1.13$$

$$K_{zt} (\text{지형계수}) = 1$$

$$K_d (\text{풍향계수}) = 0.95$$

속도압 노출계수의 값은 탱크의 높이가 바닥면에서부터 지붕쪽 위로 올라갈수록 커지므로, 하중 값도 탱크의 높이가 올라갈수록 풍압 값이 커진다.

(나) 탱크 지붕이 받는 풍압(q_z)

지붕에 풍압이 작용할 때 지름과 원통높이, 지붕높이에 따라서 C_p 값을 결정하는 방식으로 이는 EN1991-1-4 의 지붕 계산방식과 같다. h/d 와 f/d 의 값을 구하여 그림22 그래프에

서 제시되어 있는 방식에 따라 C_p 값을 결정한다.

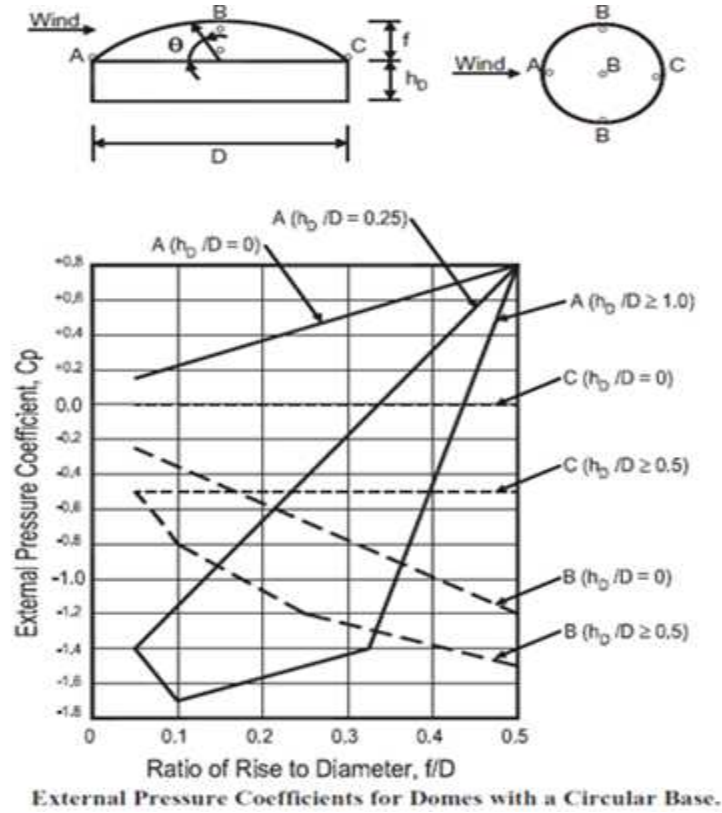


그림 22. ASCE 7-10 지붕 풍하중 계산 방법

탱크원통에 작용하는 풍압으로부터 구한 q_z 에 C_p 값을 구할 수 있다.

$$q_z = 0.613 \times 1.13 \times 1 \times 0.95 \times 172 = 190.18 \text{ N/m}^2$$

위 그래프를 보면 알 수 있듯이 C_p 의 값을 결정함에 있어, f/D 의 값이 0.5까지만 제시되어 있다. 따라서 해석은 f/d 의 최대값을 0.5로 설정하여 기준값과 변수를 두고 비교하여 해석하였다.

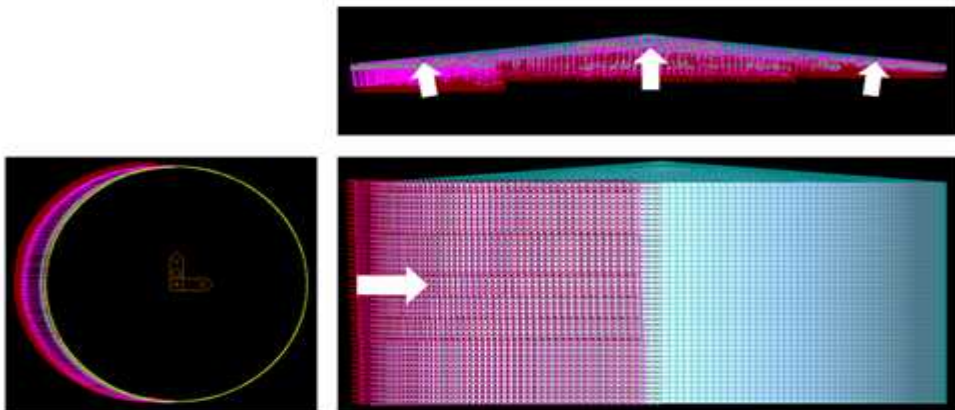


그림 23. 풍하중이 적용되는 형태 (ASCE 7-10)

(5) EN 1991-1-4 Wind actions에 의한 풍하중 계산식

(가) 원통에 미치는 풍압

유로코드에 의한 계산식은 다음과 같다.

$$\text{기본 풍속 (Basic wind velocity)} v_b = 1 \times 1 \times 17 = 17 \text{ m/s}$$

평균 풍속 (Mean wind)

$$K_r = 0.19(0.05/0.05)0.07 = 0.19$$

$$c_{r(z)} = 0.19 \times \ln(15.75/0.05) = 1.093$$

$$v_m(z) = c_{r(z)} \times c_0(z) \times v_b = 1.093 \times 17 = 18.58 \text{ m/s}$$

최고 속도압 (Peak velocity pressure)

$$I_v(z) = 1 / \ln\{(15.75+2.86)/0.05\} = 0.169$$

$$q_p(z) = [1 + 70.169] \times 1/2 \times 1.25 \times 18.58 = 470.95 \text{ N/m}^2$$

레이놀즈의 수는 다음과 같다.

$$Re = (30.48 \times 18.58) / 15 \times 10^{-6} = 37756205.15$$

레이놀즈의 수를 구하여 $\psi \lambda \alpha$ 의 값을 산정하고, $\alpha_{\min}$ 과 α_A 값을 구하여, c_{pe} 의 범위를 정한다. 아래의 표는 $q_p(z)$ 와 C_{pe} 를 곱하여 W_e 값을 나타내었다.

C_p	$q_p(z)$	$W_e(\text{kN/m}^2)$
1	0.471	0.471
0.91	0.471	0.429
0.85	0.471	0.400
0.7	0.471	0.330
0.53	0.471	0.250
0.34	0.471	0.160
0.11	0.471	0.052
-0.21	0.471	-0.099
-0.45	0.471	-0.212
-0.66	0.471	-0.311
-0.87	0.471	-0.410
-1.06	0.471	-0.499
-1.21	0.471	-0.570
-1.34	0.471	-0.631
-1.43	0.471	-0.673
-1.49	0.471	-0.702
-1.47	0.471	-0.692
-1.35	0.471	-0.637
-1.18	0.471	-0.557
-0.97	0.471	-0.456
-0.70	0.471	-0.331
-0.498	0.471	-0.235
-0.498	0.471	-0.235
-0.498	0.471	-0.235
-0.498	0.471	-0.235
-0.498	0.471	-0.235
-0.498	0.471	-0.331

-0.498	0.471	-0.235
-0.498	0.471	-0.235
-0.498	0.471	-0.235
-0.498	0.471	-0.331
-0.498	0.471	-0.235
-0.498	0.471	-0.235
-0.498	0.471	-0.235
-0.498	0.471	-0.235
-0.498	0.471	-0.235
-0.498	0.471	-0.235

표 48. C_{pe} 값에 따른 W_e

(나) 지붕에 미치는 풍압

아래의 그림 24는 돔형 지붕에 작용하는 풍하중 계산방식이다. A, B, C구간에 해당되는 C_p 값을 결정하여 앞서 구한 W_e 에 곱하여 지붕에 작용하는 풍하중을 결정하였다. h/d 와 f/d 값을 선형 보간하여 계산하였다. 아래의 그림에 나온 기호 C_{pe} 는 ASCE 7-10에 나온 C_p 와 같다.

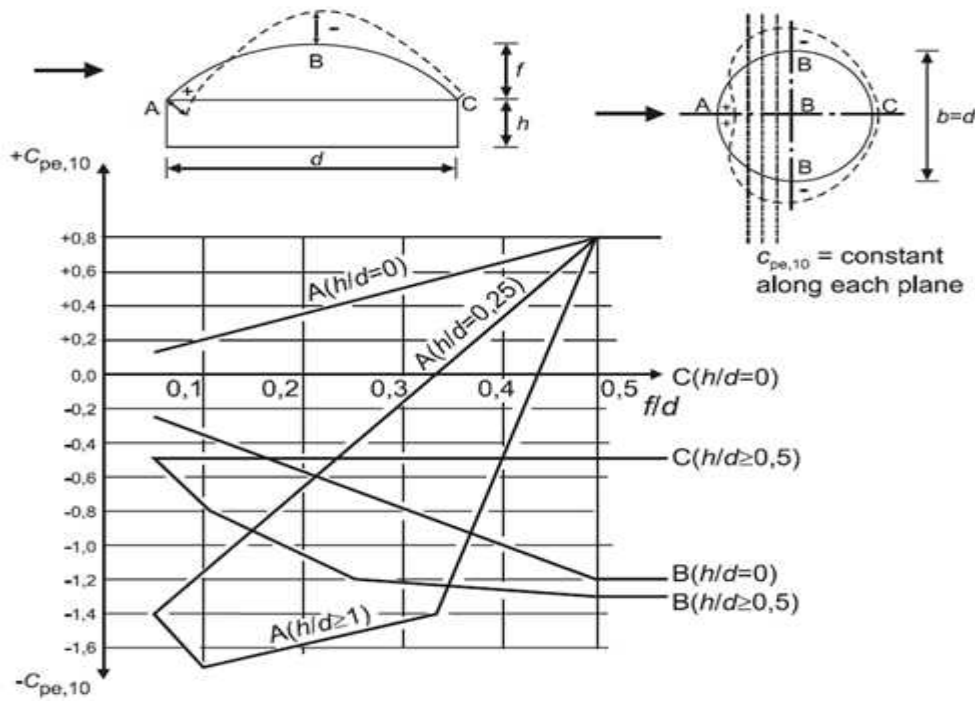


그림 24. 유로코드를 이용하여 지붕에 작용한 풍압산정 방법

아래의 표 49는 A, B, C구간에 미치는 풍압하중을 계산한 결과 값이다. 국내기준과 API 650의 기준과 달리 지붕에 부압이 생겨서 탱크의 지붕은 바람에 의한 압축력이 아닌 인장력을 받는다.

	C_p	$W_e(kN/m^2)$
A	-1.41	-0.664
B	-0.74	-0.349
C	-0.48	-0.226

표 49. EN1991-1-4에 따른 지붕에 작용하는 풍압

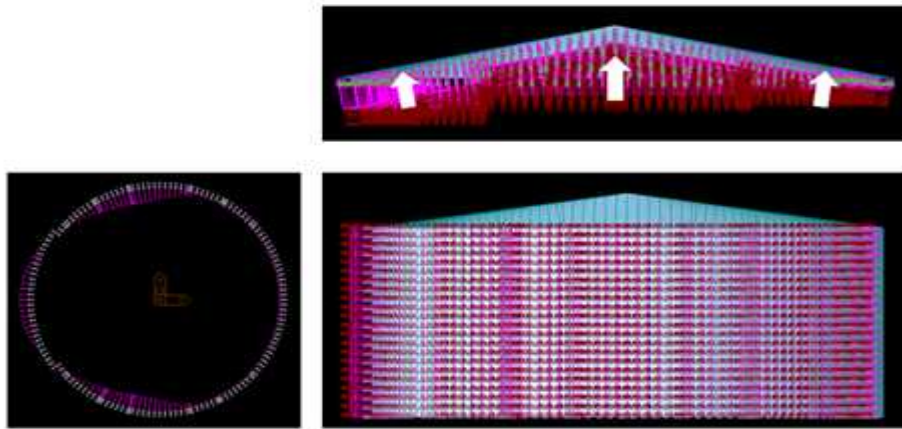


그림 25. 풍하중이 적용되는 형태 (EN1991-1-4)

그림 25를 보면 알 수 있듯이 ASCE 7-10에서 지붕하중에 고려되는 C_p 의 값을 구하는 방식과 같음을 알 수 있다. 따라서 앞서 구한방식과 동일하게 해석은 f/d 의 최댓값을 0.5로 설정하여 기준값과 변수를 두고 비교하여 해석하였다.

다. 해석모델의 구성 및 하중입력

(1) 해석 모델 제원 및 하중입력 방법

탱크에 작용하는 풍압에 대한 좌굴해석을 수행하기 위하여, 유한요소해석 프로그램인 'Abaqus/CAE 6.12-1'를 사용하였다. 우선적으로 eigenvalue값의 정확성을 위하여 mesh의 크기를 매우 작게 결정하는 것이 중요하였다. mesh의 크기를 3400mm일 때의 경우 eigenvalue의 값이 8.8의 값이 나왔으며, 1700mm일 때의 경우에는 2.3의 값으로 크게 감소하였다. 따라서 mesh 크기에 따른 eigenvalue값을 수렴시키기 위하여 mesh의 크기를 225mm로 결정하였고, 그 때의 eigenvalue 값이 1에 근사하게 수렴하였다. 다음 그래프는 mesh크기에 따른 eigenvalue의 수렴값이다.

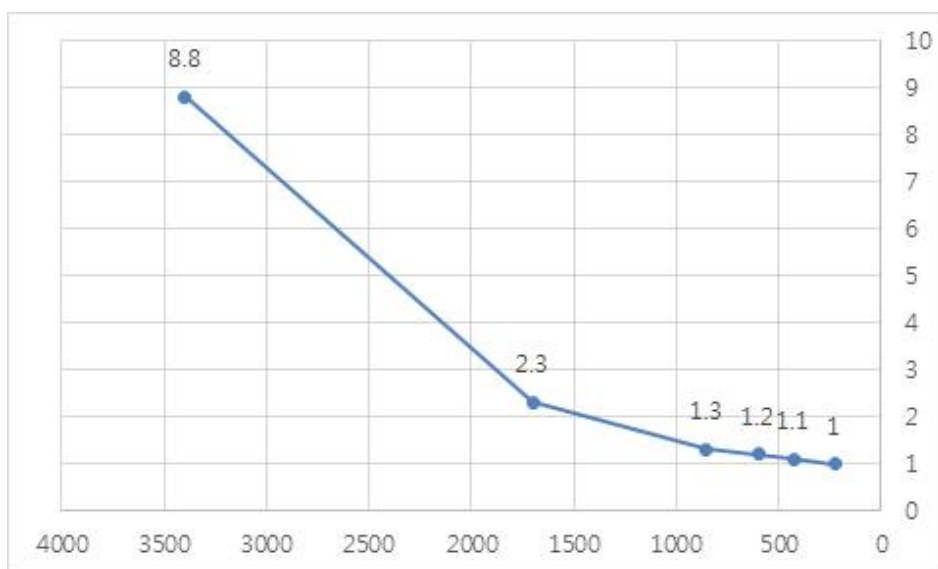
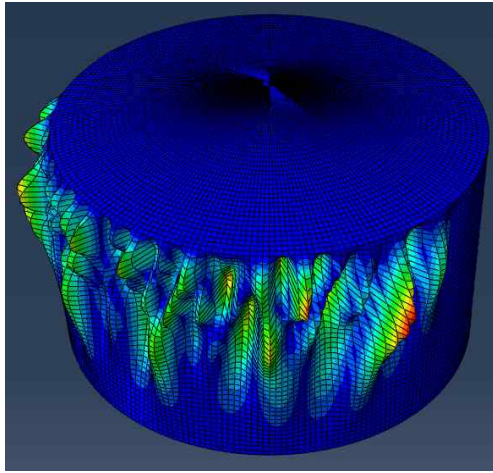
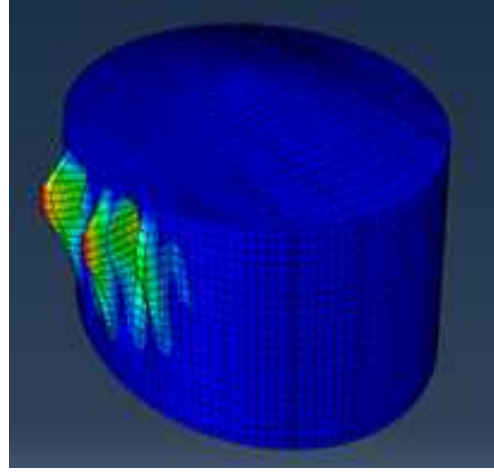


그림 26. 격자크기에 따른 eigenvalue 수렴도

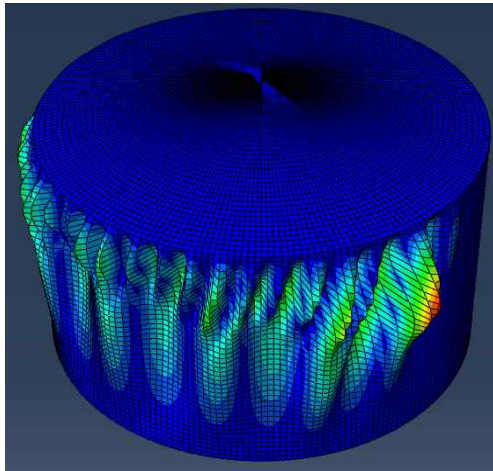
해석단계인 step에서 좌굴해석을 수행하기 위해 'buckle'을 사용하였고, mode의 수를 45개로 하였다. 그 이유는 API 650, ASCE 7-10과 EN1991-1-4의 해석결과에서 eigenvalue의 값이 음수값이 나오기 때문이다. 풍압으로 인해 탱크의 원통과 지붕은 압축력을 받으며 좌굴을 발생시켜야 하지만 음수값의 경우에는 부압에 의한 인장좌굴 형태이다. 따라서 좌굴모드의 개수를 45개로 늘려 탱크 옆면에서 좌굴이 일어나 eigenvalue의 값을 양수로 하기 위함이다.



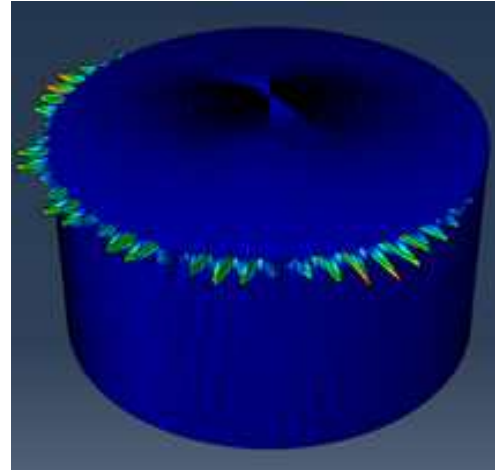
(a) 위험물안전관리에 관한 세부기준



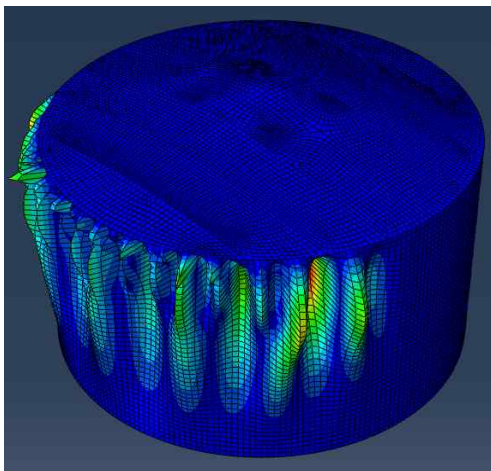
(b) EN1991-1-4



(c) KS B 6283



(d) API 650



(e) ASCE 7-10

그림 27. 각 기준별 mo45 좌굴형상(a)~(e)

(2) h/d 의 값을 고정할 때, f/d 의 값 변화에 따른 탱크형상 분석

$h/d=0.5$ 일 때 위험물안전관리에 관한 세부기준에 대한 f/d 의 변화를 좌굴이 최초에 발생하는 mode에서의 좌굴형상은 다음과 같다.

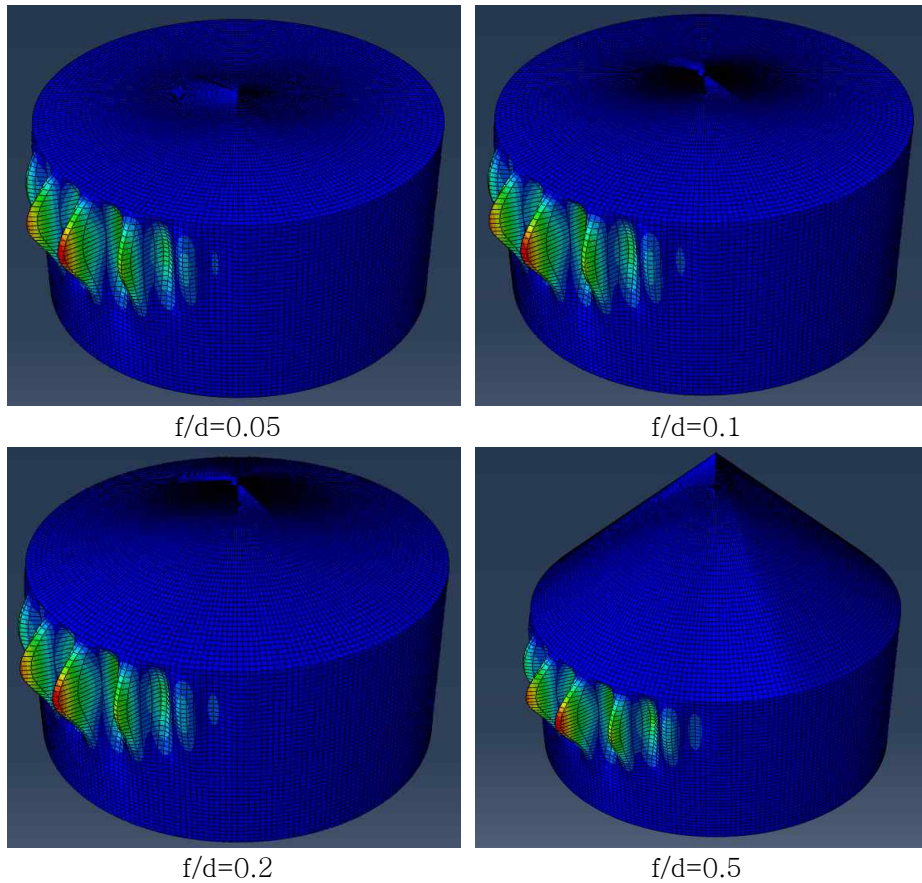
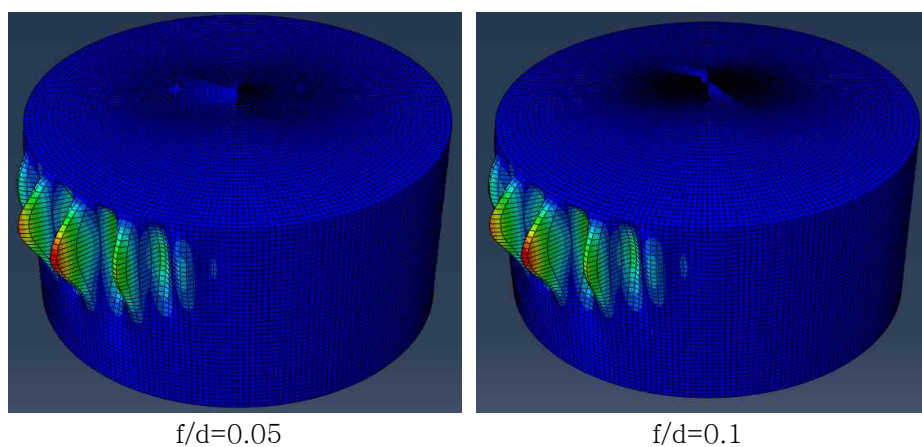


그림 28. f/d 변화에 따른 모델링 해석결과 (위험물안전관리에 관한 세부기준)

$h/d=0.5$ 일 때 KS B 6283에 대한 f/d 의 변화를 좌굴이 최초에 발생하는 mode에서의 좌굴형상은 다음과 같다.



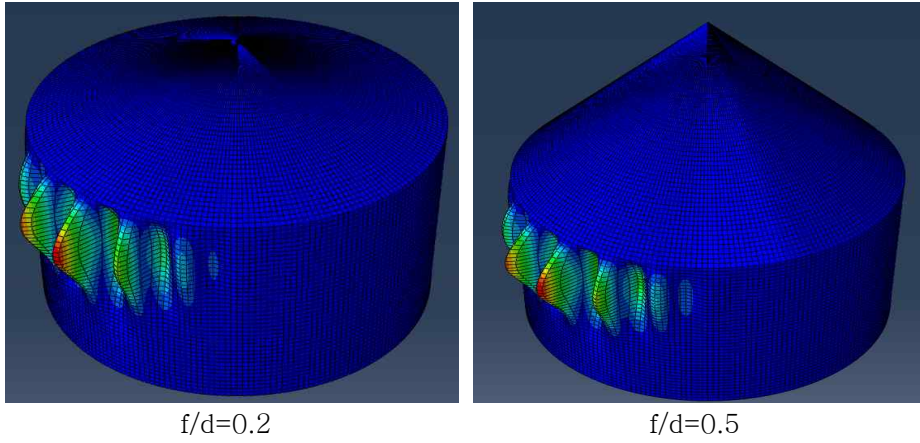


그림 29. f/d 변화에 따른 모델링 해석결과 (KS B 6283)

$h/d=0.5$ 일 때 API 650에 대한 f/d 의 변화에 대하여 좌굴이 최초로 발생하는 mode에서의 좌굴형상은 다음과 같다.

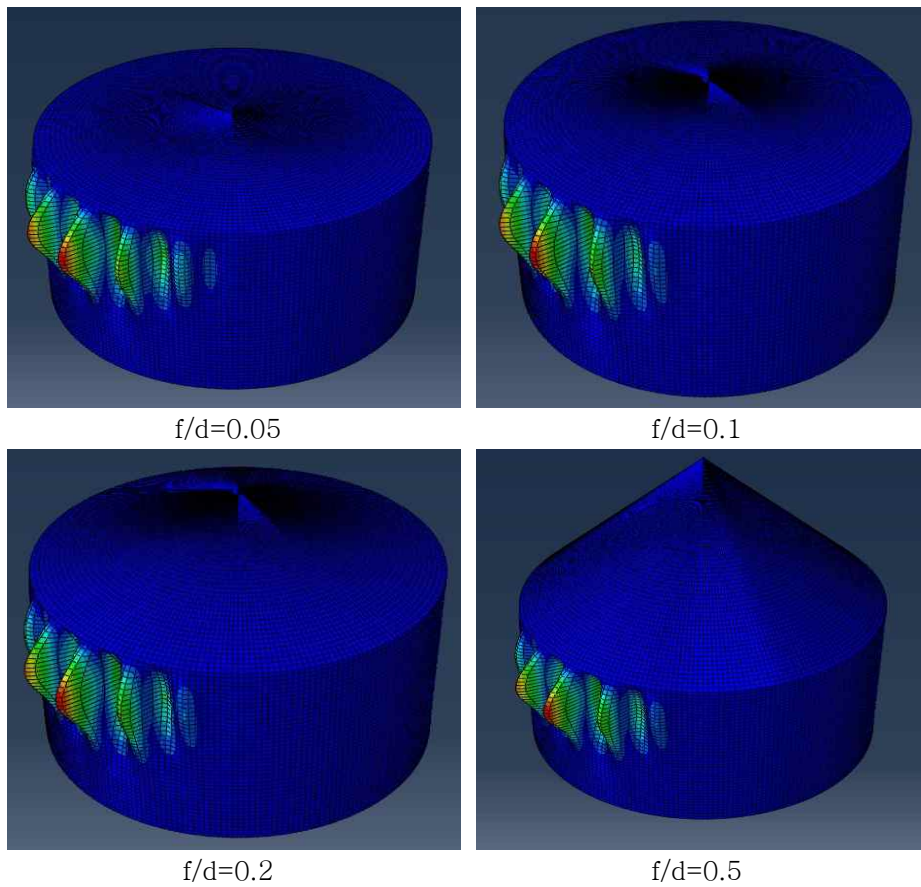


그림 30. f/d 변화에 따른 모델링 해석결과 (API 650)

$h/d=0.5$ 일 때 ASCE 7-10에 대한 f/d 의 변화를 좌굴이 최초에 발생하는 mode에서의 좌굴형상은 다음과 같다.

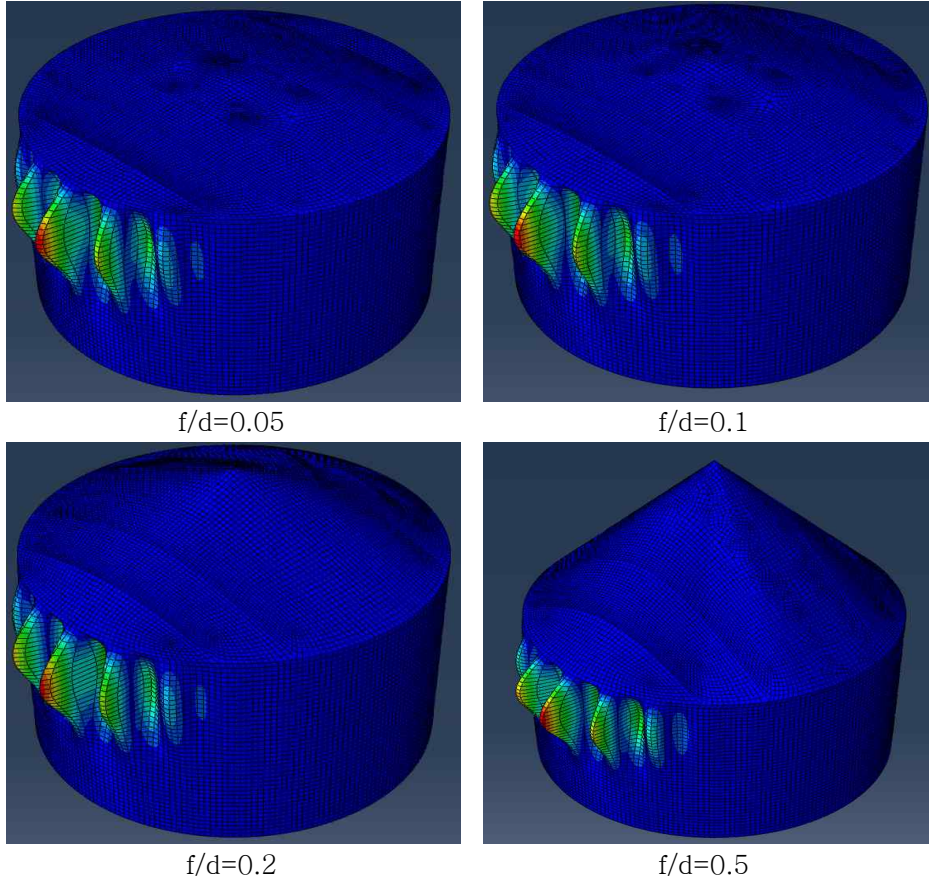
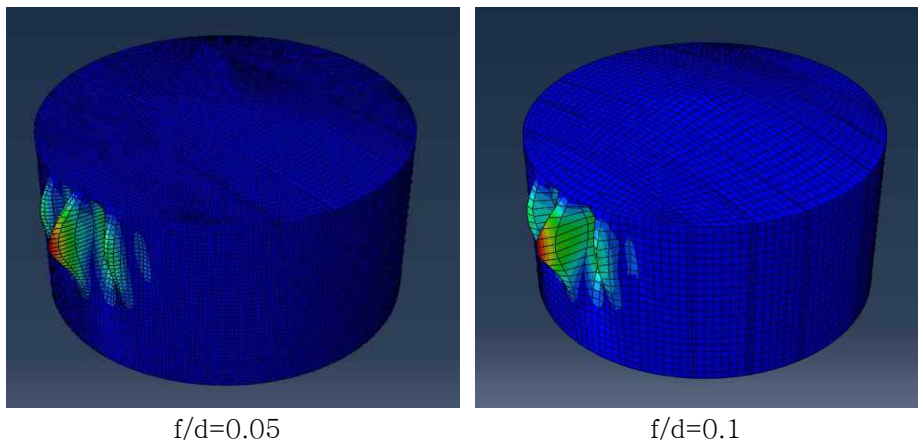


그림 31. f/d 변화에 따른 모델링 해석결과 (ASCE 7-10)

$h/d=0.5$ 일 때 EN 1991-1-4에 대한 f/d 의 변화를 좌굴이 최초에 발생하는 mode에서의 좌굴형상은 다음과 같다.



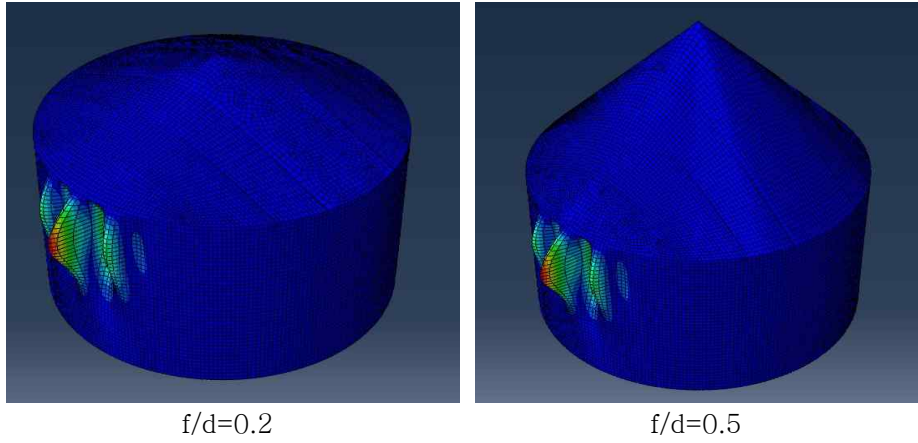


그림 32. f/d 변화에 따른 모델링 해석결과 (EN1991-1-4)

(3) f/d 의 값을 고정할 때, h/d 의 값 변화에 따른 탱크형상 분석

$f/d=0.1$ 일 때 위험물안전관리 세부기준에 대한 h/d 의 변화를 좌굴이 최초에 발생하는 mode에서의 좌굴형상은 다음과 같다.

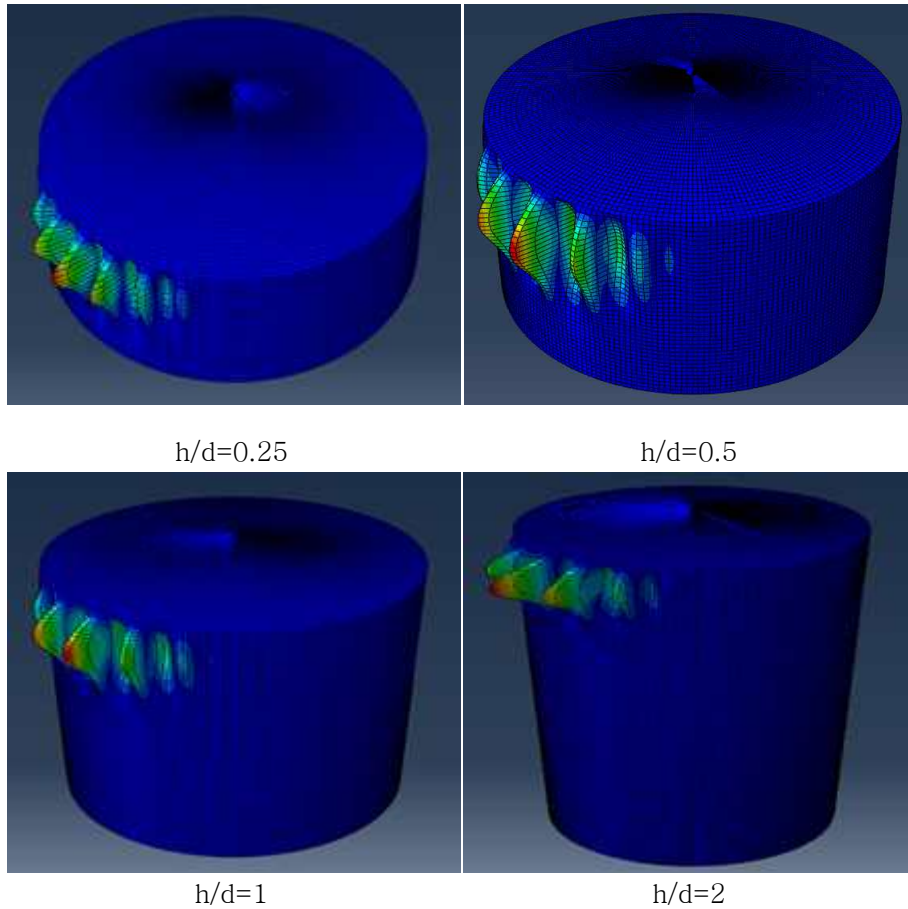
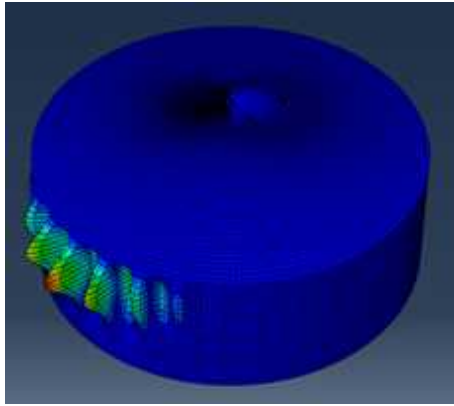
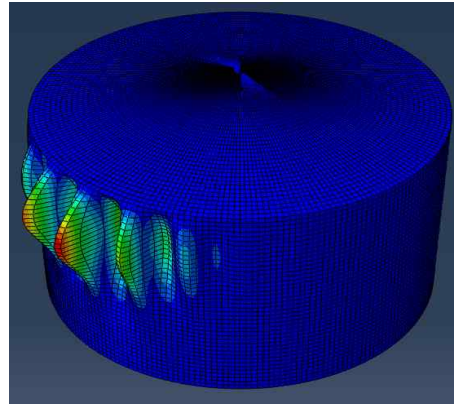


그림 33. $f/d=0.1$ 일 때, h/d 변화에 따른 모델링 해석결과
(위험물안전관리에 관한 세부기준)

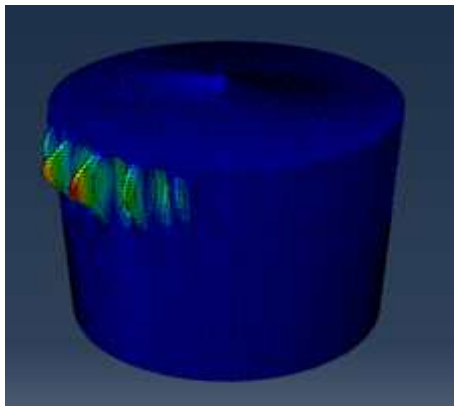
$f/d=0.1$ 일 때 KS B 6283 기준에 대한 h/d 의 변화를 좌굴이 최초에 발생하는 mode에서의 좌굴형상은 다음과 같다.



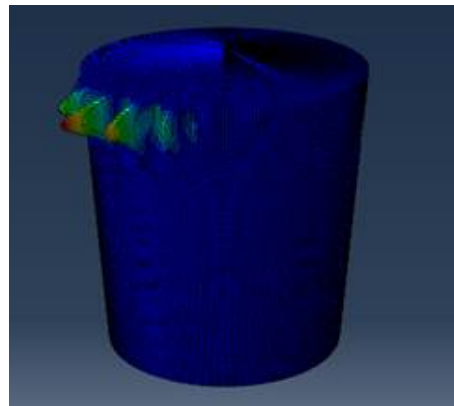
$h/d=0.25$



$h/d=0.5$



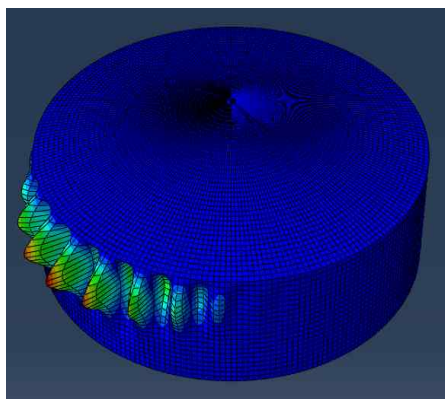
$h/d=1$



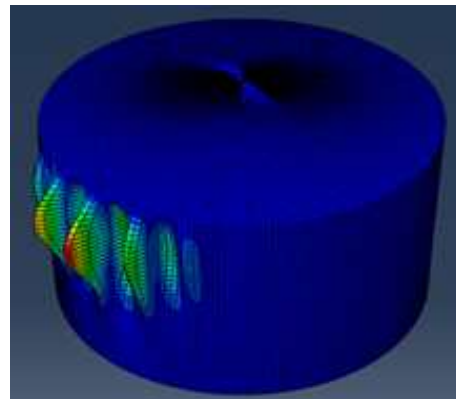
$h/d=2$

그림 34. $f/d=0.1$ 일 때, h/d 변화에 따른 모델링 해석결과 (KS B 6283)

$f/d=0.1$ 일 때 API 650 기준에 대한 h/d 의 변화를 좌굴이 최초에 발생하는 mode에서의 좌굴형상은 다음과 같다.



$h/d=0.25$



$h/d=0.5$

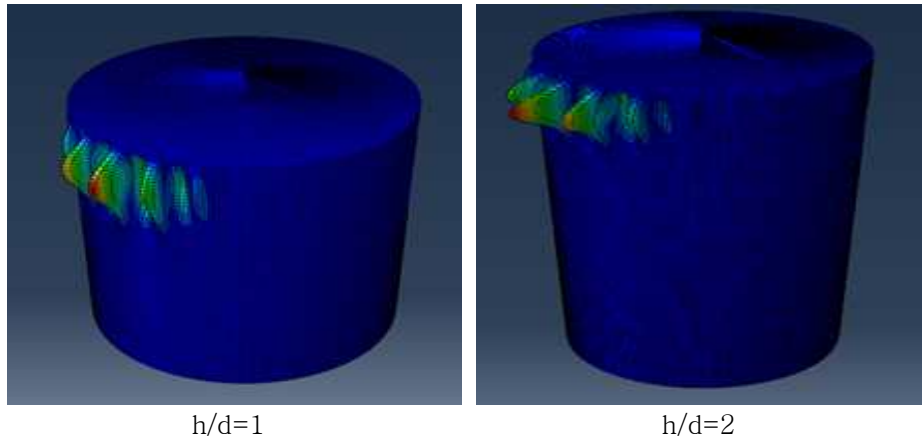


그림 35. $f/d=0.1$ 일 때, h/d 변화에 따른 모델링 해석결과 (API 650)

$f/d=0.1$ 일 때 ASCE 7-10 기준에 대한 h/d 의 변화를 좌굴이 최초에 발생하는 mode에서의 좌굴형상은 다음과 같다.

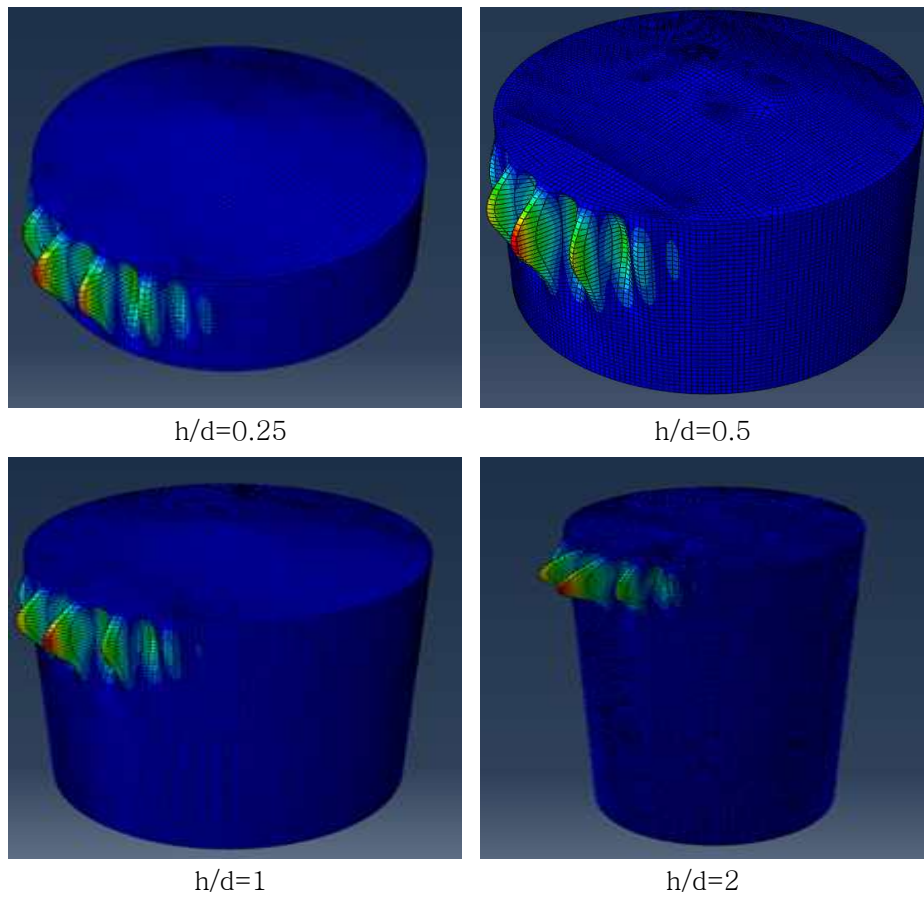


그림 36. $f/d=0.1$ 일 때, h/d 변화에 따른 모델링 해석결과 (ASCE 7-10)

$f/d=0.1$ 일 때 EN 1991-1-4 기준에 대한 h/d 의 변화를 좌굴이 최초로 발생하는 mode에서의 좌굴형상은 다음과 같다.

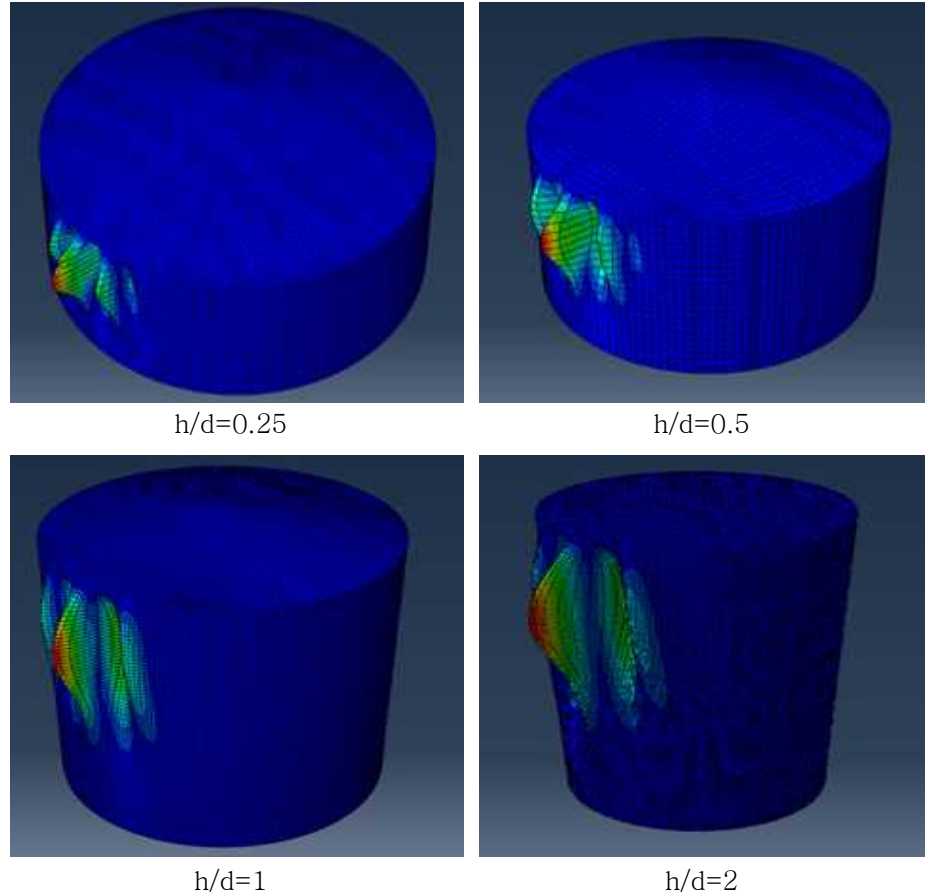


그림 37. $f/d=0.1$ 일 때, h/d 변화에 따른 모델링 해석결과 (EN1991-1-4)

라. 탱크형상을 변수로 한 좌굴하중 분석

각 기준별로 풍압을 구하여 공식에 대입해 각각의 C_p 값을 구한 뒤 유한요소해석 프로그램을 사용하여 eigenvalue값을 구하였다. eigenvalue 값과 좌굴하중을 구하여 각 기준별로 좌굴이 발생할 때의 풍속을 구한다.

(1) 해외논문과 유로코드에 의한 이론 C_p 값 비교

다음은 EN 1993-4-1 Annex C 에 C_p 값을 계산하는 공식이다.

Wind pressure coefficient value : C_p

$$C_p = -0.54 + 0.16(D_c/H) + \{0.28 + 0.04(D_c/H)\}\cos\Theta + \{1.04 - 0.20(D_c/H)\}\cos 2\Theta + \{0.36 - 0.05(D_c/H)\}\cos 3\Theta - \{0.14 - 0.05(D_c/H)\}\cos 4\Theta \quad (40)$$

H : 탱크의 전체 높이

D_c : 탱크의 지름

그림 38과 39는 해외 논문 풍동시험에 따른 결과값이다. 결과값을 C_p 로 계산하여 그림으로 나타내었다. C_p 의 값은 다음과 같다.

$$C_p = \frac{P}{0.5\rho V^2} \quad (41)$$

P = pressure

ρ = fluid density

V = flow velocity

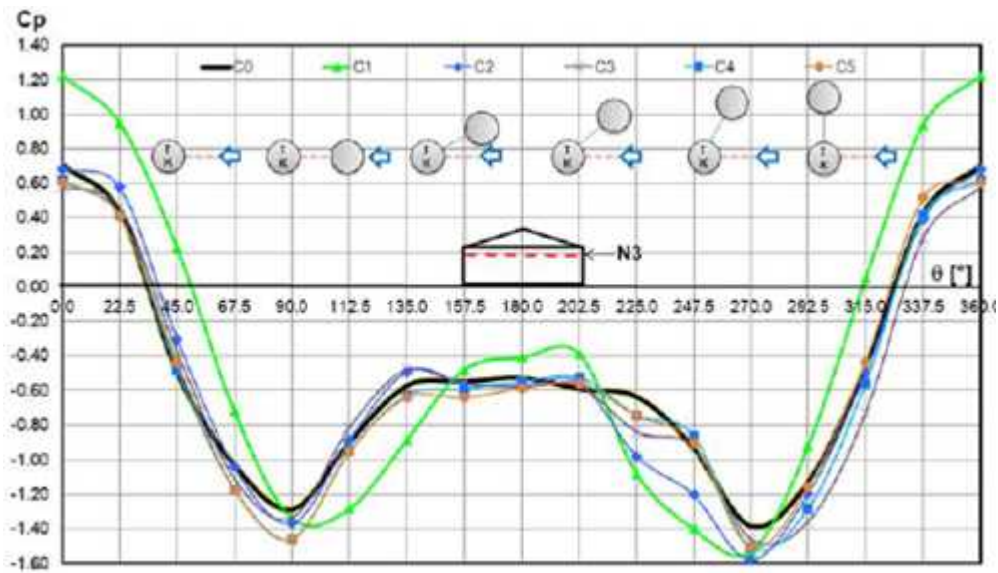


그림 38. 해외논문의 풍속계를 이용하여 구한 C_p 값 (0.9H)

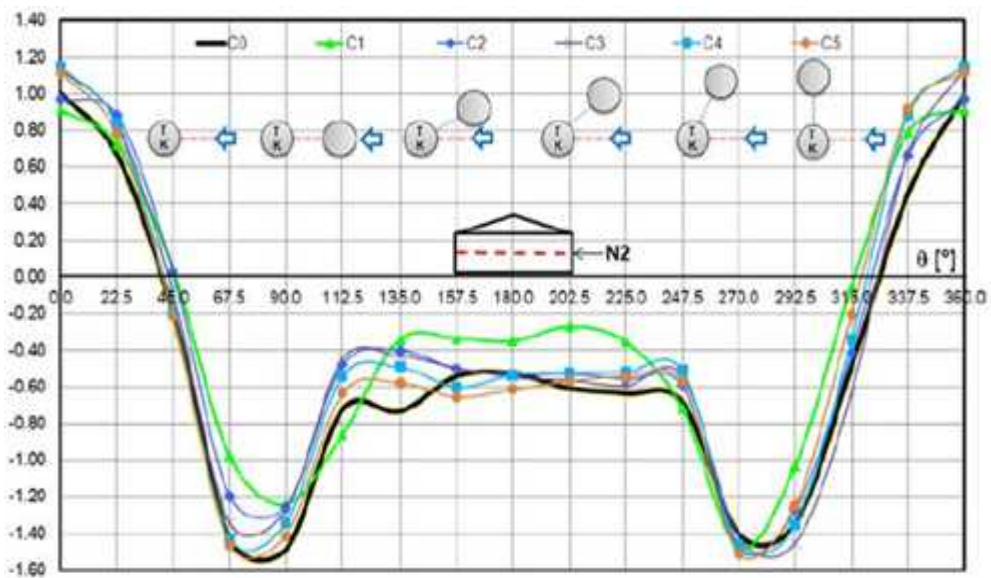


그림 38. 해외논문의 풍속계를 이용하여 구한 C_p 값 (0.5H)

다음의 그림은 유로코드의 계산으로부터 도출된 C_p 값과 해외 논문의 풍동 시험을 통한 C_p 값을 비교하여 나타내었다.

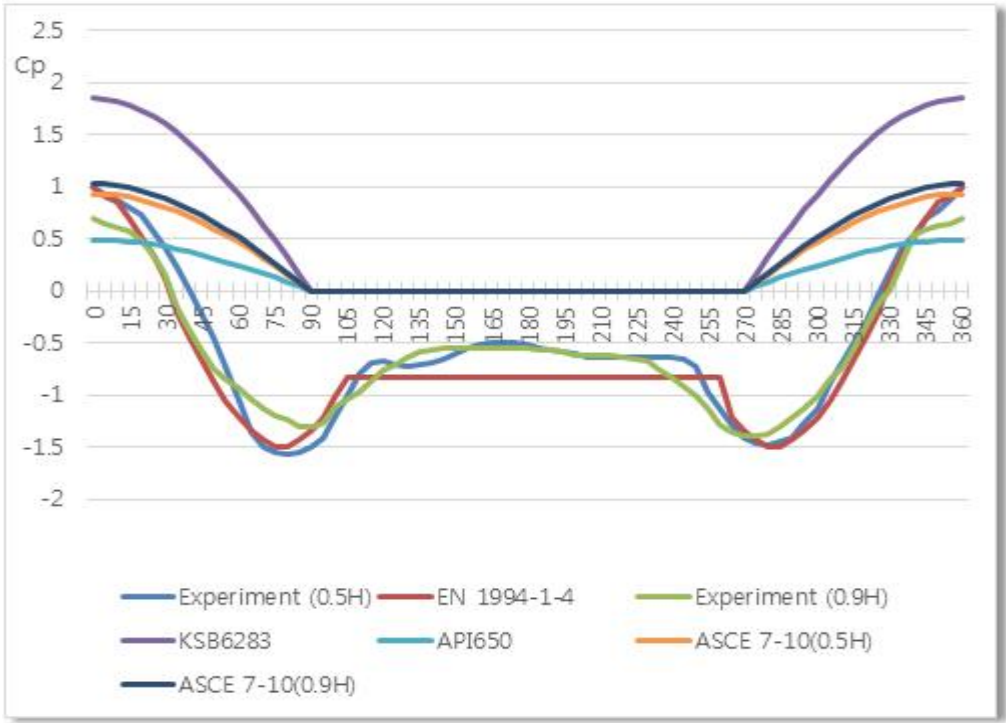


그림 39. 해외논문과 각 기준들의 C_p 값 비교

탱크 원통의 0.5H 지점의 C_p 값은 0.9H지점 일 때보다 유로코드의 실제이론값과 유사함을 알 수 있다.

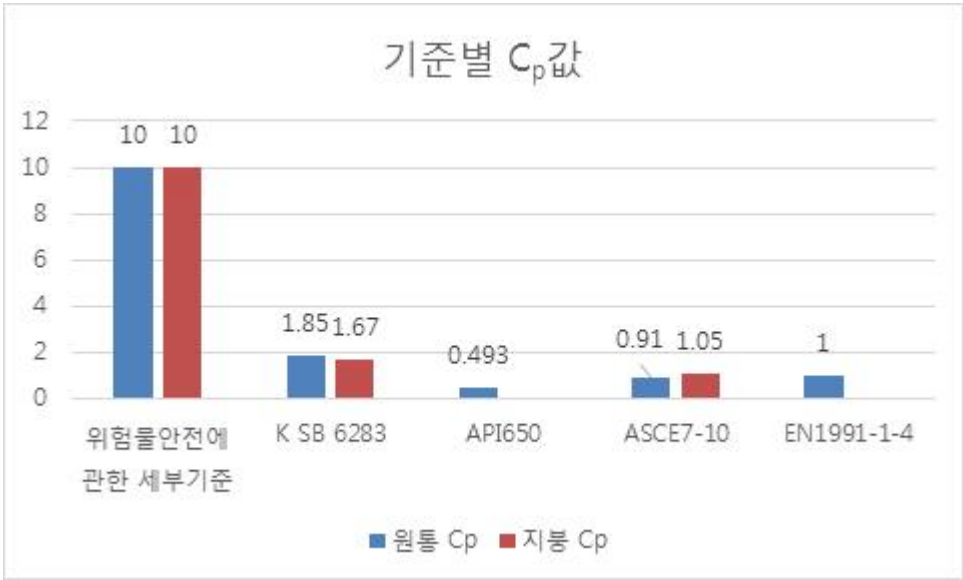


그림 40. 기준별 C_p 값 비교

기준별로 공식을 사용하여 앞서구한 풍압값으로 표현하였을 때 나온 C_p 값이다. API 650, ASCE 7-10과 EN 1991-1-4의 경우, 바람이 불어오는 방향에 대해 지붕에서 압축이 아닌 인장력이 발생하여 eigenvalue 값이 음수값이 나오게 되며 그때의 C_p 값은 무의미하여 사용하지 않았다.

(2) h/d 의 값을 고정할 때, f/d 의 값 변화에 따른 좌굴하중 및 형상 비교분석

위험물안전관리에 관한 세부기준은 $f/d=0.05$ 일 때 17.95m/s, $f/d=0.1$ 일 때 17.64m/s, $f/d=0.2$ 일 때 16.92m/s, $f/d=0.5$ 일 때 15.62m/s 값을 갖는다. f/d 의 값이 커질수록 좌굴풍속의 값은 작아지는 것을 알 수 있었다.

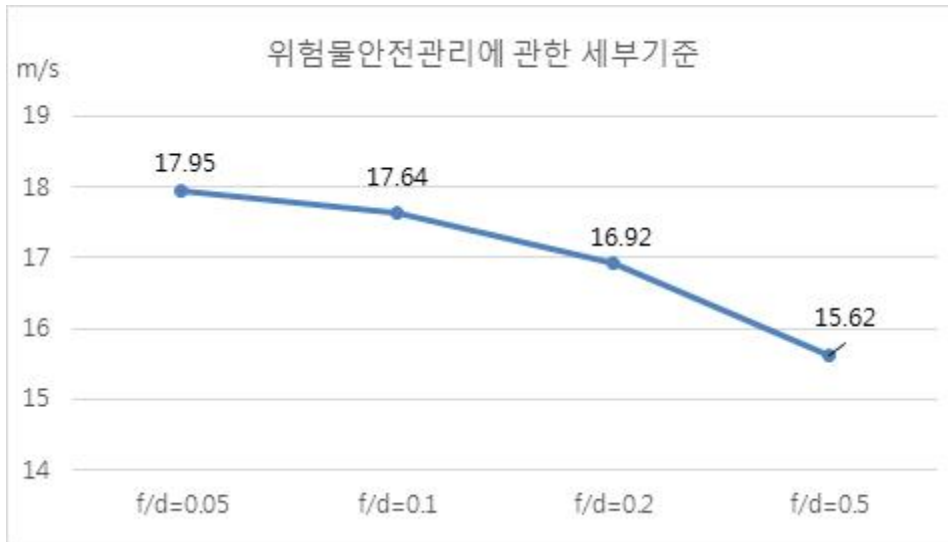


그림 41. f/d 변화에 따른 좌굴이 발생하는 풍속변화(위험물안전관리에 관한 세부기준)

KS B 6283은 $f/d=0.05$ 일 때 40.95m/s, $f/d=0.1$ 일 때 40.98m/s, $f/d=0.2$ 일 때 41.04m/s, $f/d=0.5$ 일 때 41.24m/s 값을 갖는다. 위험물안전관리에 관한 세부기준과 다르게 f/d 의 값이 커질수록 좌굴 풍속 값이 커지는 것을 알 수 있었다.

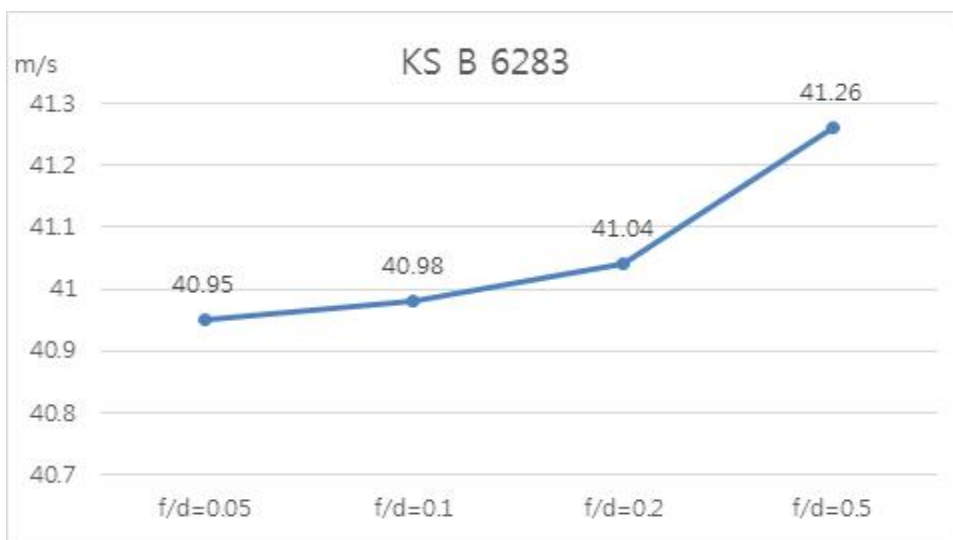


그림 42. f/d 변화에 따른 좌굴이 발생하는 풍속변화(KS B 6283)

API 650은 $f/d=0.05$ 일 때 82.26m/s, $f/d=0.1$ 일 때 82.34m/s, $f/d=0.2$ 일 때 82.48m/s, $f/d=0.5$ 일 때 82.83m/s 값을 갖는다. f/d 의 값이 1인 경우를 제외하고는 f/d 의 값이 커질수록 좌굴풍속의 값도 커지는 것을 알 수 있었다.

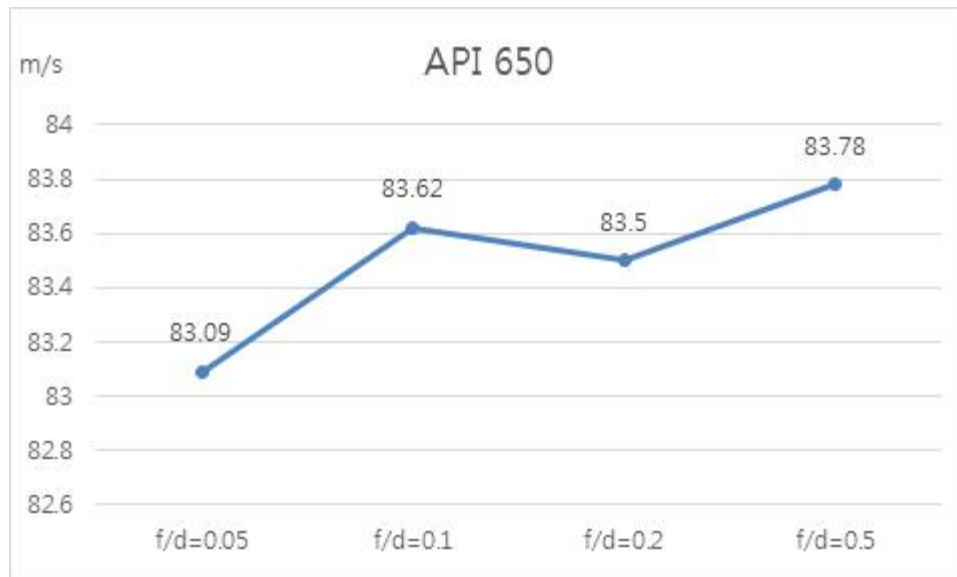


그림 43. f/d 변화에 따른 좌굴이 발생하는 풍속변화(API 650)

ASCE 7-10은 $f/d=0.05$ 일 때 55.66m/s, $f/d=0.1$ 일 때 56.12m/s, $f/d=0.2$ 일 때 56.59m/s, $f/d=0.5$ 일 때 57.73m/s 값을 갖는다. f/d 의 값이 커질수록 좌굴풍속의 값도 커지는 것을 알 수 있었다.

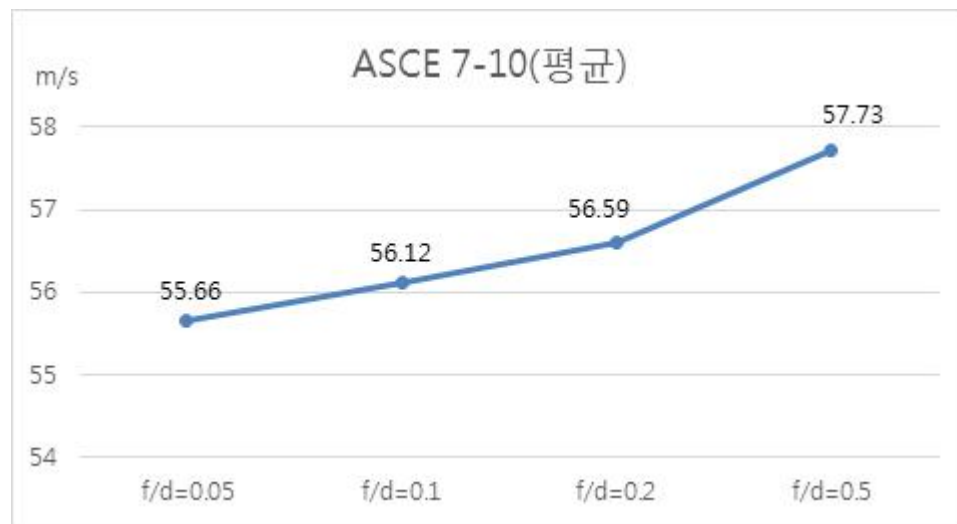


그림 44. f/d 변화에 따른 좌굴이 발생하는 풍속변화(ASCE 7-10)

EN 1991-1-4는 $f/d=0.05$ 일 때 63.35m/s, $f/d=0.1$ 일 때 63.74m/s, $f/d=0.2$ 일 때 59.55m/s, $f/d=0.5$ 일 때 58.85m/s 값을 갖는다. 국내기준인 위험물안전관리에 관한 세부기준과 비슷하게 f/d 의 값이 커질수록 좌굴풍속이 작아지는 추세를 보이나, 국외 다른 기준과 달리 f/d 의 값이 0.1일 때 좌굴 하중 값이 가장 크게 나타났다.

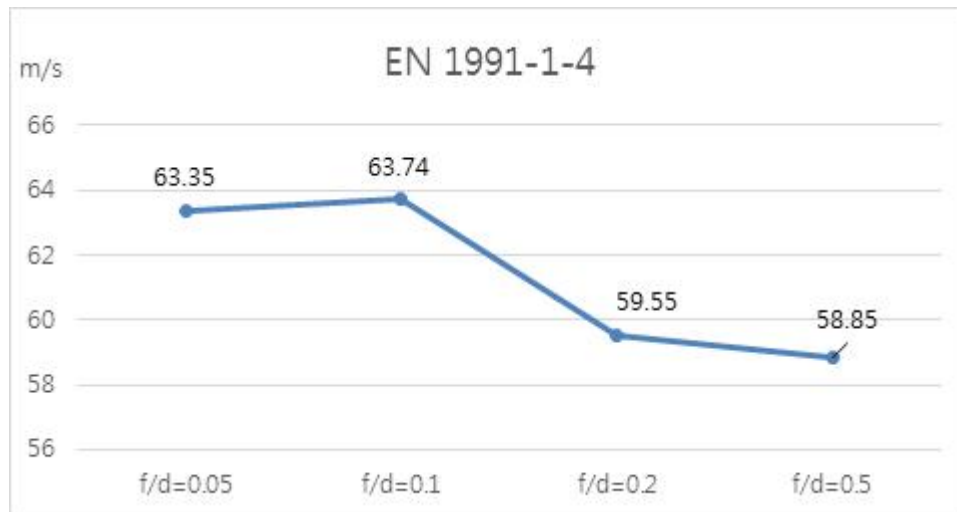


그림 45. f/d 변화에 따른 좌굴이 발생하는 풍속변화(EN1991-1-4)

(3) f/d 의 값을 고정할 때, h/d 의 값 변화에 따른 좌굴하중 및 형상 비교분석

해의 논문의 탱크형상 제원인 $f/d=0.1$, $f/d=0$ 를 기준값으로 설정하여 $f/d=0.1$ 일 때 h/d 의 값이 각각 0.25, 0.5, 1, 2 일 때 좌굴이 발생하는 풍속을 구한다. h/d 의 값을 고정시켰을 때는 원통의 높이에 따른 두께의 변화가 없으므로 해외논문의 두께를 사용하였으나, f/d 의 경우는 원통 높이에 따른 두께를 설정하여야 한다. 따라서 API 650의 기준을 만족시키면서 지붕두께는 원통 최소두께의 3배 값을 사용하였다.

위험물안전관리에 관한 세부기준은 $h/d=0.25$ 일 때 40.39m/s, $h/d=0.5$ 일 때 17.63m/s, $h/d=1$ 일 때 16.68m/s, $h/d=2$ 일 때 12.67m/s 값을 갖는다. $h/d=0.25$ 일 때의 경우 $h/d=0.5$ 일 때 보다 약 42.5%로 크게 감소하였다. h/d 의 값이 커질수록 좌굴풍속이 작아짐을 알 수 있었다.

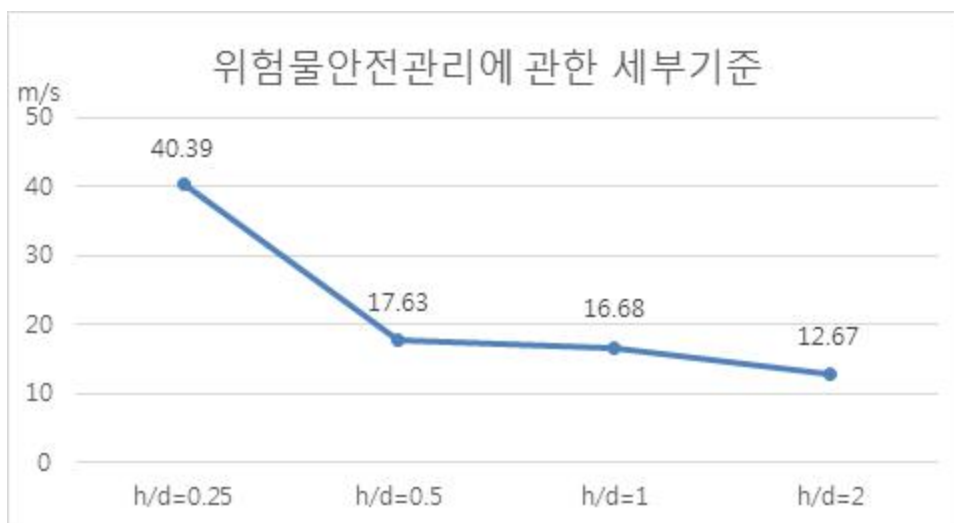


그림 46. h/d 변화에 따른 좌굴이 발생하는 풍속변화(위험물안전관리에 관한 세부기준)

KS B 6283은 $h/d=0.25$ 일 때 90.66m/s, $h/d=0.5$ 일 때 40.98m/s, $h/d=1$ 일 때 40.58m/s, $h/d=2$ 일 때 33.08m/s 값을 갖는다. $h/d=0.25$ 일 때의 경우 $h/d=0.5$ 일 때 보다 약 40.5%로 크게 감소하였다. $h/d=0.5$ 일 때와 1일 때의 좌굴풍속 오차율은 0.9%로 좌굴풍속이 비슷하게

나왔다. 또한, h/d 의 값이 커질수록 좌굴풍속이 작아짐을 알 수 있었다.

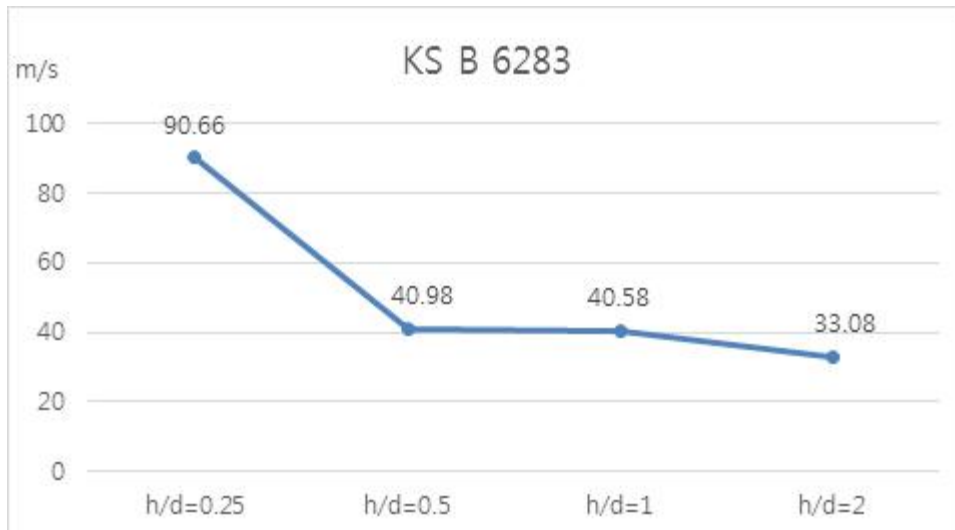


그림 47. h/d 변화에 따른 좌굴이 발생하는 풍속변화(KS B 6283)

API 650은 $h/d=0.25$ 일 때 94.32m/s, $h/d=0.5$ 일 때 83.55m/s, $h/d=1$ 일 때 83.33m/s, $h/d=2$ 일 때 82.45m/s 값을 갖는다. $h/d=0.25$ 일 때의 경우 $h/d=0.5$ 일 때 보다 약 11.4%로 크게 감소하였다. 또한 $h/d=0.5$ 일 때부터 h/d 의 값이 증가하면서 좌굴 풍속값이 점점 작아지는 것을 알 수 있었다.

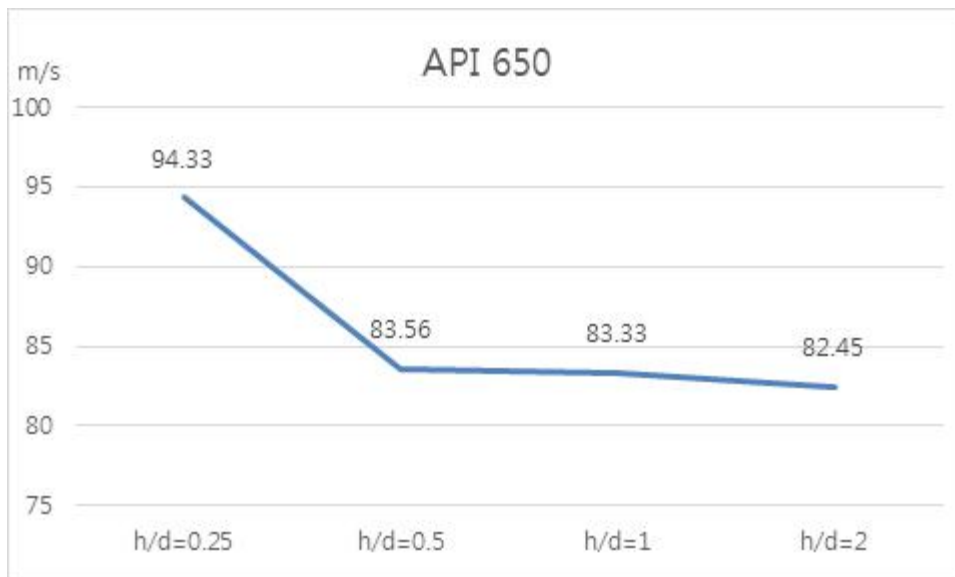


그림 48. h/d 변화에 따른 좌굴이 발생하는 풍속변화(API 650)

ASCE 7-10은 $h/d=0.25$ 일 때 86.80m/s, $h/d=0.5$ 일 때 56.12m/s, $h/d=1$ 일 때 56.67m/s, $h/d=2$ 일 때 46.48m/s 값을 갖는다. $h/d=0.25$ 일 때의 경우 $h/d=0.5$ 일 때 보다 약 53.5%로 다른 기준에 비하여 가장 크게 감소하였다. API 650과 마찬가지로 $h/d=1$ 일 때는 $h/d=0.5$ 일 때의 좌굴풍속보다 결과값이 크게 나왔다.

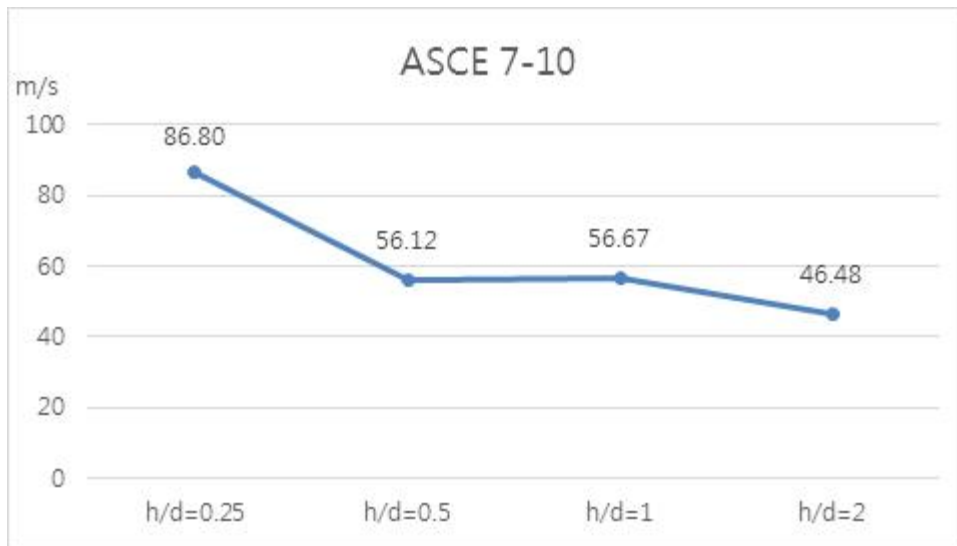


그림 49. h/d 변화에 따른 좌굴이 발생하는 풍속변화(ASCE 7-10)

EN 1991-1-4는 $h/d=0.25$ 일 때 88.15m/s, $h/d=0.5$ 일 때 63.74m/s, $h/d=1$ 일 때 41.77m/s, $h/d=2$ 일 때 30.77m/s 값을 갖는다. EN 1991-1-4에 의한 경우, h/d 의 값이 커질수록 거의 일정한 감소함수의 형태로 좌굴풍속이 작아짐을 알 수 있었다. $h/d=0.25$ 일 때의 경우 $h/d=0.5$ 일 때 보다 약 27.7%로 다른 기준에 비하여 감소율이 가장 작게 감소하였다.

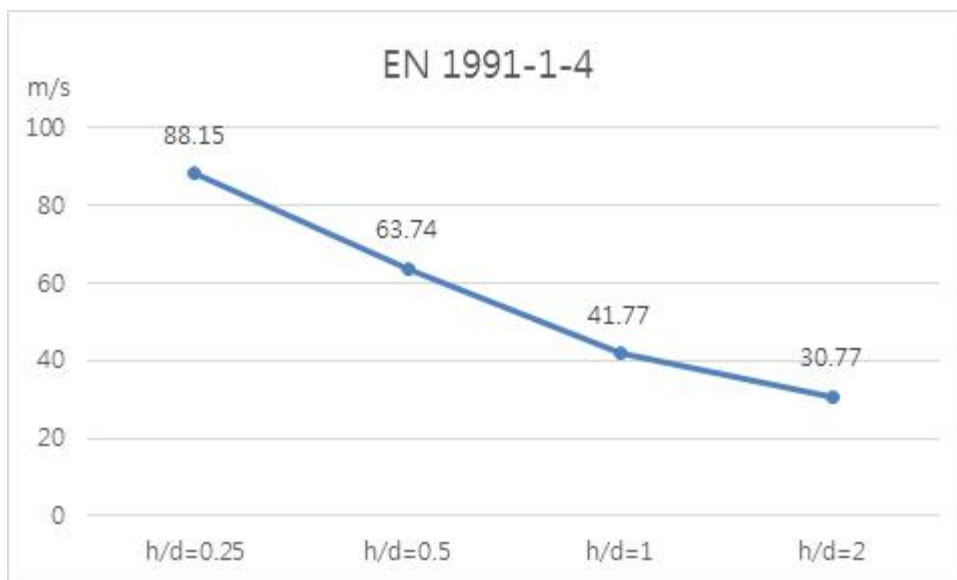


그림 50. h/d 변화에 따른 좌굴이 발생하는 풍속변화(EN1991-1-4)

(4) h/d 값 및 f/d 값의 변화에 따른 좌굴풍속 비교분석

앞의 그래프를 분석해 보면, 국내 기준에 따른 좌굴풍속은 국외기준의 좌굴풍속보다 현저히 작음을 알 수 있었다. 위험물안전관리에 관한 세부기준은 API 650과 설계방식이 비슷하지만 좌굴풍속은 제일 낮아 가장 적합하지 않은 것으로 판단된다. KS B 6283의 설계방식은 ASCE 7-10과 비슷하지만 국외 기준에 비해서 좌굴풍속이 작은 것을 알 수 있었다. API 650은 다른 기준에 비하여 좌굴풍속이 가장 크므로 제일 안전하다고 볼 수 있지만, 탱크가 설치되는 지형과 탱크의 형상에 관계없이 일정한 풍속을 대입하는 방식이다. ASCE 7-10은 API 650보다 좌굴풍속이 작으므로 덜 안전하다고 볼 수 있으며, 지붕에 작용하는 풍압계산

방식은 유로코드와 같다. 또한, 유로코드의 설계기준에 비해 간단하며 국내 설계자들이 실제 탱크 풍압을 산정하고 적용하기에 가장 적합한 설계 방식으로 판단된다. 유로코드에 의한 풍하중 설계식은 다른 기준에 비하여 복잡하고 설계자가 실제 설계함에 있어 가장 어렵게 설명되어 있다. ASCE 7-10과 원통에 미치는 풍압 방식을 비교했을 때 ASCE 7-10의 경우 높이에 구간에 따라 풍하중이 증가하는 형태이지만, 유로코드의 경우 원통 둘레에 따라서 각도별로 풍속에 대입하는 값들이 세분화 되어있고 설계가 매우 복잡하여 모델링에 있어 시간이 오래 걸리는 단점이 있다.

3. 지진에 의한 좌굴거동

가. 유한요소해석

(1) 유한요소해석 모델

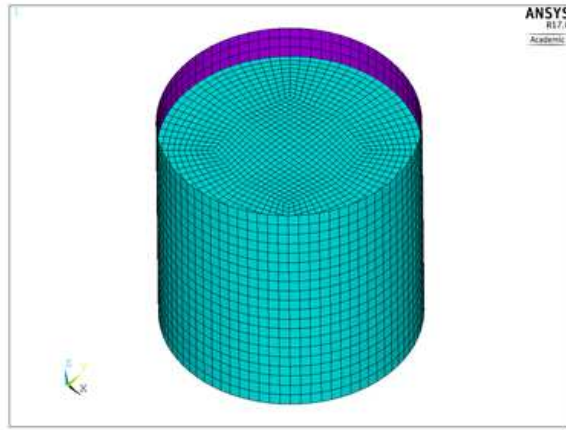


그림 51. 플랜트 탱크구조물 3차원 해석 모델

지진 하중이 가해졌을 때 유체 거동에 의한 탱크 벽체의 좌굴응력을 구하기 위해 범용구조해석 프로그램인 ANSYS를 사용하여 유한요소해석을 수행하였다. 탱크 모델링에는 그림 51과 같이 재료 비선형을 고려할 수 있는 4절점 SHELL181요소를 탱크 벽체, 지붕 및 바닥에 사용하였고, 구조물과 유체의 상호작용을 고려하기 위해서 내부 유체 부분은 FLUID80요소를 사용하였다^[25]. Fluid80요소는 8개의 절점을 가진 요소로 3차원의 구조 입체 요소(3-D Structural Solid Element)를 변형하여 유체의 정수압 및 동수압, 슬로싱(sloshing) 효과 등 지진에 의한 유체의 거동 효과를 고려할 수 있다^[25].

	Items	Values
Tank	Height, H(m)	10.0
	Diameter, D(m)	10.0
	Thickness t(m)	0.004
	E(GPa)	200
	ν	0.3
	f_y (MPa)	400
Internal fluid	Fluid height, h(m)	8.5
	Density, ρ (kg/m^3)	1000

표 49. 탱크 모델 제원

원통형 탱크는 비선형 재료 특성을 고려하기 위해서 완전 탄소성(perfectly elasto-plastic)으로 정의하였고, 탄성계수 $E=200\text{GPa}$, 항복응력 $\sigma_y=400\text{MPa}$, 포아송비 $\nu=0.3$ 을 사용하였

다. 탱크 내부의 유체는 벽체 높이의 85%까지 채우는 것으로 가정하였다. 탱크의 물성치와 재원 등은 표 49에 정리하였다.

탱크의 좌굴응력에 영향을 미치는 변수로 알려진 높이 대 직경비(H/D)와 직경 대 두께비(D/t)를 고려한 변수해석을 수행하기 위하여 표 49의 기본 탱크(T1)를 포함한 6가지 해석 모델(T2와 T6는 동일함)의 재원을 표 50과 표 51에 열거하였다.

No.	H/D	D/t	H(m)	D(m)	t(m)
T1	1	2500	10	10	0.004
T2	0.5	2500	10	20	0.008
T3	0.25	2500	10	40	0.016

표 50. 서로 다른 H/D 비를 갖는 탱크 모델 재원

No.	H/D	D/t	H(m)	D(m)	t(m)
T4	0.5	2000	10	20	0.0100
T5	0.5	2200	10	20	0.0091
T6	0.5	2500	10	20	0.0080
T7	0.5	2700	10	20	0.0074

표 51. 서로 다른 D/t 비를 갖는 탱크 모델 재원

먼저, H/D 의 영향을 알아보기 위해 동일한 D/t 값을 갖는 3가지 형상의 탱크 T1, T2, T3에 대한 해석을 수행하고, D/t 에 대한 변수해석을 위해 동일한 H/D 를 갖는 4가지 형상의 탱크 T4, T5, T6, T7에 대해서도 별도의 해석을 수행하였다.

탱크 벽체와 유체가 접촉하는 부분은 그림 52의 (a)와 같이 동일한 좌표를 갖는 탱크 벽체 노드와 유체 노드의 자유도를 실린더좌표계에서 방사방향(radial direction)으로 연결(couple)시켜주어, 유체-구조물 상호작용에 의한 각 요소의 움직임이 동일하도록 모델링 하였다. 탱크 바닥부분과 유체가 접촉하는 부분의 노드도 그림 52의 (b)와 같이 실린더좌표계에서 수직방향(vertical direction)으로 구속시켜주었으며 이외의 방향에 대한 움직임은 구속하지 않았다. 또한, 탱크 바닥과 기초간의 경계조건은 완전 고정(fixed)으로 가정하였다. 이를 위하여, 탱크의 바닥 노드만을 선택하여 바닥에 완전 고정되어 있는 형태로 경계조건을 입력해 주었다.

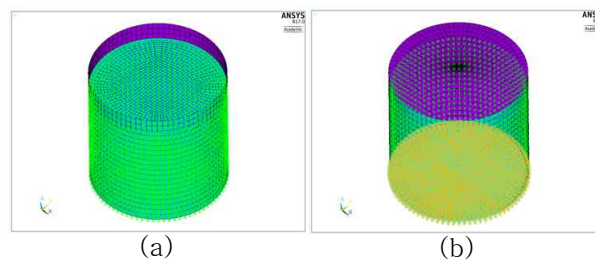


그림 52. 탱크 벽체와 내부 유체(a), 탱크 바닥과 내부 유체(b)간의 상호작용을 고려한 자유도의 구속

(2) 응답스펙트럼해석

지진에 의해 발생하는 탱크-유체간의 상호작용을 고려한 동적거동 해석을 수행하기 위해 응답스펙트럼해석을 수행하고 그로 인한 유체 동압력의 분포를 산정하였다. 수평방향의 설계 응답스펙트럼으로는 국내 구조물의 내진설계에서 일반적으로 사용되는 미국 원자력규제회의

(U.S. Nuclear Regulatory Commission)에서 제공하는 응답스펙트럼을 최대 가속도 0.3g, 감쇠비 5%로 설정하여 사용하였다^[26].

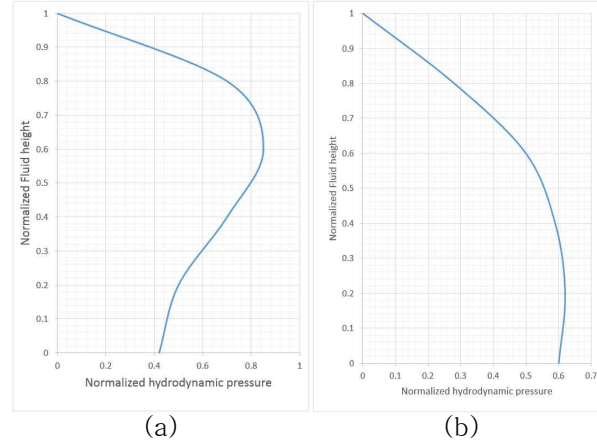


그림 53. (a) 수평방향 유체동수압과 (b) 수직방향 유체동수압

수평방향의 동수압성분과 수직방향의 동수압성분은 개별적인 응답스펙트럼해석을 각 방향으로 수행하여 산정하였다. 수직방향 동수압을 구하기 위해서 수평방향 설계응답스펙트럼의 2/3에 해당하는 값을 입력해 주었다. 이러한 과정을 통해 산정한 T1 탱크에 대한 수평방향 동수압력분포와 수직방향 동수압력분포를 그림 53의 (a)와 (b)에 각각 도시하였다.

(3) 비선형 좌굴해석

선형좌굴해석은 이상적으로 거동하는 탄성 구조물에 대한 고유치 문제를 풀어서 이론적 좌굴강도를 구하는 해석 방법이다. 하지만, 실제 구조물은 제작 오차, 판 두께의 불균일한 오차, 경계조건의 불완전성, 하중의 편심, 용접에 의한 잔류응력 발생, 설치 오차 등 직·간접적인 요인에 의해 불가피한 초기 결함(initial imperfection)이 존재하고, 이러한 결함은 선형좌굴해석에서 구한 구조물의 임계좌굴값에 도달하기 전에 좌굴을 유발하는 중요한 요인이 된다.

본 연구에서는 이러한 결함을 보완하기 위해 재료 비선형과 기하 비선형을 고려한 비선형좌굴해석을 수행하였다. 제작 오차 등의 초기 결함은 자중과 정수압이 가해진 실구조물의 변형에 비해 상대적으로 그 크기가 작기 때문에, 지진 하중이 가해지기 전 자중과 정수압만 작용하는 구조물의 변위 형상을 초기 결함 형상으로 사용하였다.

구조물에 가해지는 하중은 식(42)와 같이 자중과 정수압에 응답스펙트럼해석으로 구한 수평, 수직 방향의 동수압을 추가하였다. 이 때, λ 를 증가시킴으로써 탱크 모델에 작용하는 지진에 의한 유체 동수압의 크기를 점진적으로 증가시켰다. 수평방향의 동수압의 경우 그림 54에 보이는 것처럼 높이별 변화와 더불어 탱크의 원주방향별 변화도 고려하여 식(42)와 같이 입력하였다.

$$p = p_{static} + \lambda(p_{H\ dynamic} \cdot \cos\theta + p_{V\ dynamic}) \quad (42)$$

여기서, p_{static} , $p_{H\ dynamic}$, $p_{V\ dynamic}$ 은 각각 정수압과 수평, 수직방향 유체 동수압을 나타내고, λ 는 동수압의 영향을 점진적으로 증가시키기 위한 계수이다. 특별히 수평방향의 동수압은 가진방향과 해석에 사용된 벽체요소가 이루는 각 θ 의 영향을 고려하여 압력이 요소에 법선방향으로 작용하도록 하였다. 반면 수직방향 동수압의 경우 θ 의 영향이 없이 방사방향으로

동일한 값을 갖기 때문에, 높이 변화만을 고려한 값을 사용하였다.

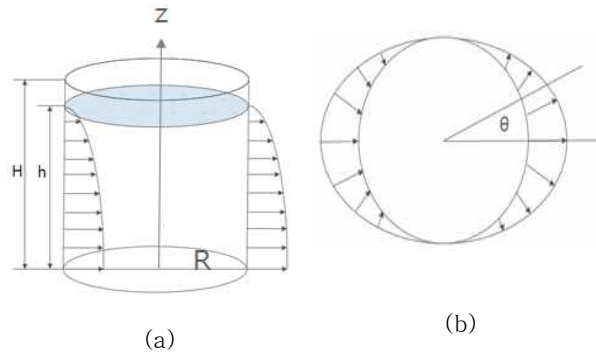


그림 54. (a) 수직방향 가해진 유체압과 (b) 수평방향의 유체압

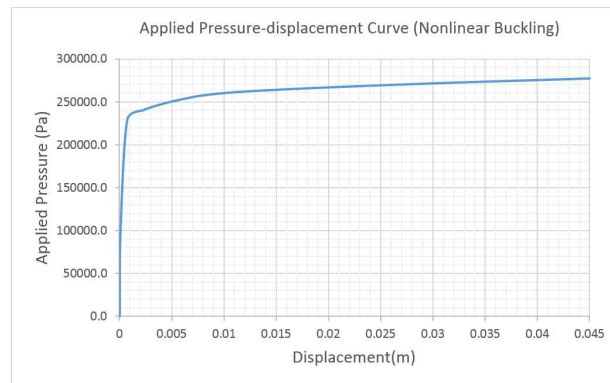


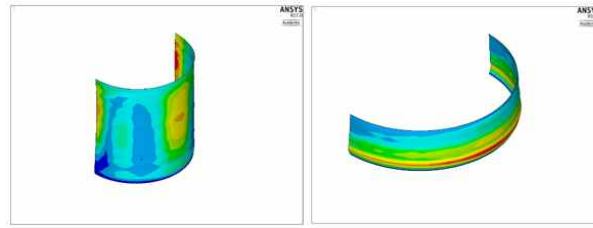
그림 55. 비선형 좌굴해석을 위한 유체압-변위 곡선

자중과 정수압에 점진적으로 증가하는 동수압을 가해준 후, 축방향 응력이 가장 크게 발생하는 위치(즉, 탱크 벽체의 하단부)에서 가한 힘과 수평방향 변위와의 관계를 그림 55와 같이 도시하였다. 비선형좌굴해석에서 좌굴하중(본 연구에서는 좌굴을 유발하는 유체 동수압)은 그림 55에서 하중-변위 곡선의 수평한(또는 거의 수평한) 하중값에 해당한다^[27].

(4) 해석결과분석

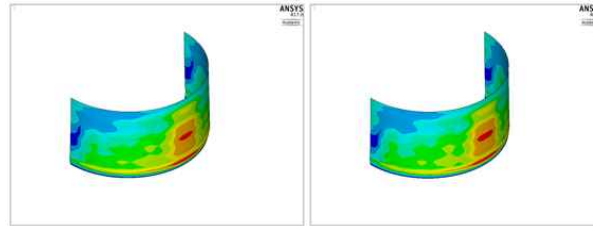
그림 56과 그림 57에는 좌굴 하중에 도달했을 때 탱크에 발생한 최대변형을 나타냈다. 그림 56의 결과는 D/t 의 값은 2500으로 동일하고 H/D 의 값이 1.0인 T1 모델(a)과 0.25인 T3 모델(b)에서 발생하는 최대 변형을 나타낸 것이다. T2의 결과는 그림 57의 T6의 결과와 동일하다. 결과를 통해 볼 수 있는 바와 같이 H/D 값이 작아지면, 즉, 더 넓은 탱크의 경우, 탱크 벽체 하단에 최대 변형이 생기고, 이로 인한 코끼리발형 좌굴이 발생하게 되는 것을 확인할 수 있다.

그림 57의 결과는 H/D 의 값은 0.5로 동일하고, D/t 의 값이 각각 2000, 2200, 2500, 2700인 T4(a), T5(b), T6(c), T7(d) 모델에 대한 해석 결과이다. D/t 값의 변화와 관계없이 모든 탱크에서 코끼리발형 좌굴로 인한 변형을 확인할 수 있다. 그림 58에 T6 모델에서 발생하는 코끼리발형 좌굴 형상을 추가하였다. 그림 56과 그림 57의 결과를 종합해 볼 때 코끼리발형 좌굴을 유발하는 액체저장탱크의 주된 설계 변수는 H/D 값을 알 수 있다.

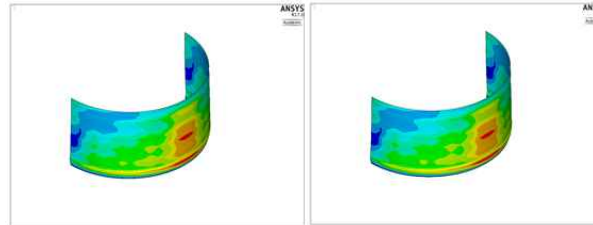


(a) T1 ($H/D=1.0$) (b) T3 ($H/D=0.25$)

그림 56. 방사방향 변형: 서로 다른 H/D 비를 갖는 탱크에 대한 변수해석



(a) T4 ($D/t=2000$) (b) T5 ($D/t=2200$)



(c) T6 ($D/t=2500$) (d) T7 ($D/t=2700$)

그림 57. 방사방향 변형: 서로 다른 D/t 비를 갖는 탱크에 대한 변수해석

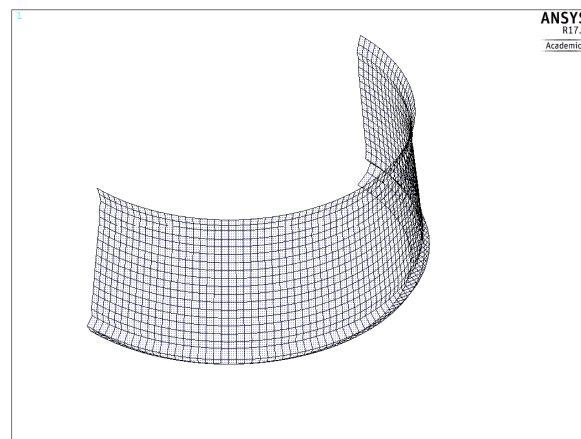


그림 58. T6 모델에서 발생하는 코끼리발형 좌굴형상

그림 59와 그림 60에 비선형좌굴해석을 통해 좌굴하중이 가해졌을 때 탱크 요소에서 발생하는 축방향 응력의 최대값을 각각의 탱크에 대해 계산한 후 그 값을 API 650(2007), BS EN 1998-4:2006과 NZSEE(2004)에 규정된 값과 비교하였다. 유체저장탱크의 좌굴에 의한 파괴를 방지하기 위해서는 비선형좌굴해석에 의한 결과값이 설계기준에서 규정한 허용응력 값보다 커야 하므로, 그림 59에 의하면 H/D 가 0.25와 0.5인 경우에는 API 650(2007)만 안전 측의 결과를 제시하고 있다고 판단할 수 있다. 하지만, H/D 가 1인 경우에는 API 650(2007)

의 경우에도 다른 기준과 마찬가지로 비안전측의 결과가 도출된다. 이러한 현상은 API 650(2007)이 코끼리발형 좌굴과 밀접한 관련이 있는 형상 변수인 H/D 에 대한 영향을 고려하지 못하기 때문으로 판단되며, 새롭게 제안할 설계기준식에서는 H/D 를 변수로 하는 허용응력값 산정식이 필요하다는 사실을 뒷받침한다. 실제 지진 발생시 코끼리발형 좌굴이 넓은 탱크에서 주로 발생하고 있음에도 불구하고, API 650(2007)을 포함한 국외 설계기준 모두 H/D 에 따라 허용응력값이 거의 변하지 않는 식을 제안하고 있는 점은 개선해야 할 사항이라고 판단된다.

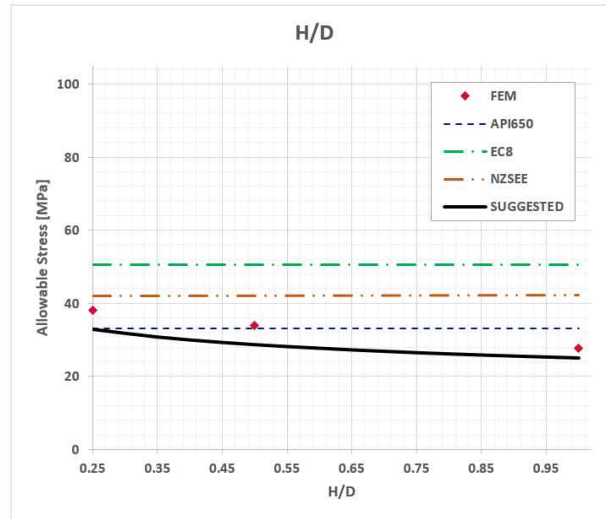


그림 59. 서로 다른 H/D 비를 갖는 탱크에 대한 허용축방향응력과 설계기준 비교

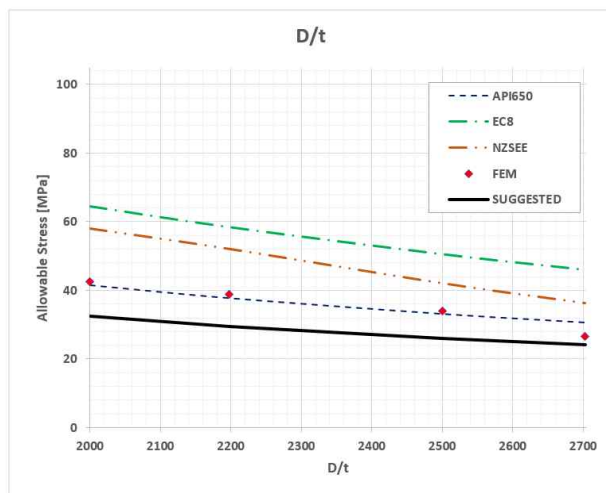


그림 60. 서로 다른 D/t 비를 갖는 탱크에 대한 허용축방향응력과 설계기준 비교

그림 60에는 D/t 의 변화에 대한 허용좌굴응력값을 해석에 의해 산정한 값과 국외 설계기준에서 제시하고 있는 값들과 함께 도시하였다. 그림 59의 결과와 마찬가지로 BS EN 1998-4:2006과 NZSEE(2004)은 비안전측의 결과를 도출하고 있으며, API 650(2007)의 경우에도 D/t 가 2700인 경우에는 비안전측의 결과가 확인되기 때문에 API 650(2007)의 설계식에 기반하여 모든 경우의 해석 결과가 안전측에 속할 수 있도록 식 (43), 식(44), 식(45)와 같이 축방향 허용좌굴응력식을 제안하였다.

제안한 식은 API 650(2007)에 규정된 식과 유사한 형태로 표현해서 일관성을 유지하도록 하였고, 코끼리발형 좌굴에 대한 주된 변수로 판단되는 H/D 에 대한 식을 추가하였다.

$$F_a = \min(F_a^1, F_a^2) \quad (43)$$

$$F_a^1 = 25 \left(\frac{D}{H} \right)^{0.2} \quad (44)$$

$$F_a^2 = \begin{cases} \frac{65 t_s}{D} & (GHD^2/t^2 \geq 44) \\ \frac{65 t_s}{2.5 D} + 6.0 \sqrt{(GH)} < 0.5 F_{ty} & (GHD^2/t^2 < 44) \end{cases} \quad (45)$$

그림 9와 그림 10에 새롭게 제안한 식을 해석결과 및 기존 설계기준식과 함께 도시하여 비교하였다. 제안한 식을 사용하는 경우에는 본 연구에서 사용된 H/D, D/t가 다른 모든 탱크에 대해 적절한 좌굴안정성이 확보되는 것을 확인할 수 있다.

4. 국내외 내진설계기준 비교 분석

가. 강제 액체저장탱크의 동적 거동 특성

액체저장탱크에 지진 등으로 인하여 동하중이 작용하게 되면 구조물 내부의 유체는 유동을 하게 되고 이로 인하여 구조물에는 유체동압력이 발생하고 유체의 자유수면 또한 요동을 하게 된다. 강제 액체저장탱크와 같이 유연성이 있는 벽체로 구성된 탱크 구조물에서는 유체와 유연한 구조물의 상호작용으로 인하여 내부의 유체와 구조물의 응답은 더 큰 영향을 받게 된다^[28].

(1) 액체저장탱크에 대한 기술현황

초기의 액체저장탱크의 설계에는 구조물이 강체로 거동한다고 가정하여 유체동압력 및 유체 자유수면의 변화인 슬러싱(sloshing)을 산출하는 근사해법이 사용되었다. 이러한 근사해법 중에서 대표적인 방법으로 Housner 방법을 들 수 있다^[29]. 이 방법에서 Housner는 유체동압력을 벽체와 함께 움직이는 유체에 의한 압력성분, 즉, 충격성분(impulsive component)과 유체 자유수면의 슬라싱에 관련된 압력성분, 즉, 대류성분(convective component)으로 분리하여 응답을 산출하였다(그림 61)). 이 근사해법은 1963년 US Atomic Energy Commission의 TID-7024 규정집의 일부가 되어 액체저장탱크의 지진에 대한 구조적 안정성 해석에 사용되었다^{[28],[30]}.

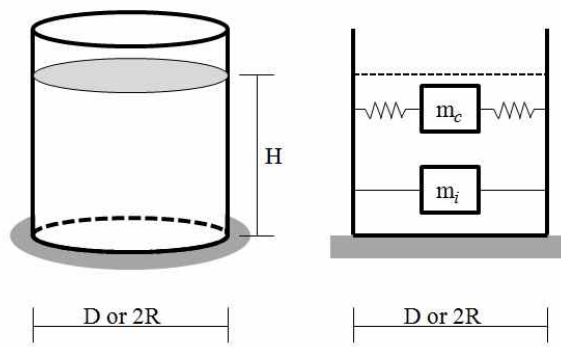
1964년 Niigata지진, 1964년 Alaska대지진, 1966년 Park field지진에서 액체저장탱크들에 심한 피해가 발생하였고, 이러한 피해의 원인규명과정에서 유체와 유연한 구조물의 상호작용으로 유체동압력이 강체 구조물 모델에서보다 수배 이상 증폭될 수 있음이 밝혀져 액체저장탱크를 강체로 가정하는 것은 안전하지 못함이 밝혀졌다. 또한 지반에 고정되지 않은 액체저장탱크에 더 많은 피해가 발생하여 지반에 고정되지 않은 액체저장탱크의 들림(Uplifting)이 액체저장탱크의 안전성에 큰 영향을 준다는 사실이 확인되었다. 그 이후 액체저장탱크에서의 유체-구조물 상호작용에 대한 많은 연구가 집중적으로 시작되었으며, 이후 설계기준 등에서 큰 변화가 발생하였다. 또한 1983 Coalinga 지진, 1994년 Northridge 지진 등을 통하여 설계기준 등의 문제점 및 결함이 확인되고 개선이 진행되어 오고 있다^{[28],[31],[32],[33]}.

(2) 설계기준에 따른 액체저장탱크의 모델링 방법

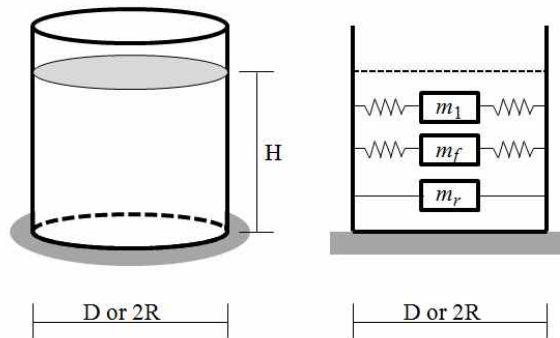
Eurocode 8, API 650, NZSEE 등의 모든 설계기준에서는 그림 61과 같이 액체저장탱크 내부 유체의 모델링에 유체를 벽체와 함께 움직이는 충격성분(impulsive component)과 자유

수면의 슬라싱에 관련된 대류성분(convective component)으로 분리한 전통적인 방식의 스프링-질량 시스템 형태의 역학적 모델을 사용하고 있다.

그림 1의 역학적 모델은 Housner에 의해 제시된 모델로서 아래쪽 부분의 유체는 주로 충격성분에 기여하고, 위쪽 부분의 유체는 대류성분인 슬러싱에 기여한다. Eurocode 8, API 650 등의 설계기준에서는 모든 탱크 구조물에 대하여 강체 모델을 사용하고 있다. 반면에 NZSEE에서는 RC 탱크구조물에 대해서는 강체 모델을, 강재 탱크구조물에 대해서는 유연 모델을 사용하도록 하고 있다. 이는 Veletsos에 의해 제시된 세개의 질량을 가지는 역학적 모델로서 Fig. 1(b)에서 볼수 있는 것과 같이 슬라싱에 관련된 대류성분, 탱크의 강체 모드 충격성분, 탱크 유연 모드 충격성분을 가지며 탱크 벽체의 유연성에 의한 효과를 고려한 모델이다.



(a) Housner model



(b) Veletsos model

그림 61. 액체 저장탱크의 역학적 모델

액체저장탱크에 지진 등의 동하중이 작용하면 대류 성분과 충격 성분의 유체동압력에 의해서 탱크 구조물에 작용하는 하중은 일반 구조물에 작용하는 하중에 비하여 커지게 되며, 세장비가 큰 액체저장탱크나 두께가 얇은 액체저장탱크에서는 탱크 구조물에 작용하는 하중이 훨씬 커지게 된다. 따라서 Eurocode 8, API 650 등의 설계기준에서는 액체저장탱크의 역학적 모델에서 충격성분의 질량을 산출할 때에는 벽체의 유연성을 고려하지 않는 강체 모델을 사용하지만, 충격성분의 고유주기를 산출할 때에는 강재 탱크 벽체의 유연성을 반영하고 있다.

나. 설계기준 분석

강재 액체저장탱크의 내진설계를 위하여 국제적으로 사용되고 있는 설계기준인 Eurocode 8, API 650, NZSEE 등의 설계기준을 비교, 분석하였다. Eurocode 8, NZSEE은 강도설계법을 사용하고 있으며, API 650은 허용응력설계법을 사용하고 있어 하중 등에 대한 직접적인 비교는 적절하지 않아 해석을 위한 주요 인자들 위주로 비교 검토하였다.

(1) 대류성분의 고유주기

Eurocode 8, API 650, NZSEE 각각의 설계기준에 제시된 원통형 액체저장탱크에서의 대류성분 1차 모드 고유주기는 다음과 같다.

- Eurocode 8

$$T_{con} = C_c \sqrt{R} \quad (46)$$

여기서 R 은 탱크의 반경이고, H 는 유체의 자유수면의 높이이며, 계수 C_c 는 표 52와 같다.

H/R	0.3	0.5	0.7	1.0	1.5	2.0	2.5	3.0
C_c	2.09	1.74	1.60	1.52	1.48	1.48	1.48	1.48

표 52. Coefficient of C_c in Eurocode 8

- API 650

$$T_c = 1.8K_s \sqrt{D} \quad (47)$$

$$K_s = \frac{0.578}{\sqrt{\tanh\left(\frac{3.68H}{D}\right)}} \quad (48)$$

여기서 D 는 탱크의 직경이고, H 는 유체의 자유수면의 높이이다.

- NZSEE

$$T_i = \frac{2\pi \sqrt{R/g}}{\sqrt{1.841 \tanh\left(1.841 \frac{H}{R}\right)}} \quad (49)$$

여기서, R 은 탱크의 반경이고, H 는 유체의 자유수면의 높이이다. NZSEE에 제시된 대류성분 1차 모드의 고유주기에 대한 식은 원통형 구조물 내부에 저장된 유체 자유수면에 대한 이론해와 동일하다.

각 설계기준에 제시된 식에 의하여 계산된 대류성분의 고유주기와 관련된 값을 H/R 의 비에 따라 정리하여 표 53에 나타내었다. 계산된 고유주기 관련된 값은 이론해와 동일한 NZSEE의 결과와 비교하여 모두 0.5%이내의 아주 작은 차이를 보이고 있다.

H/R	$T_{con}/\sqrt{R}$ (Eurocode 8)	$T_c/\sqrt{R}$ (API 650)	$T_i/\sqrt{R}$ (NZSEE)
0.5	1.740	1.727	1.735
1.0	1.520	1.509	1.516
1.5	1.480	1.477	1.484

2.0	1.480	1.472	1.479
2.5	1.480	1.471	1.478
3.0	1.480	1.471	1.478

표 53. Comparison of natural periods for convective component

전체 액체 질량에 대한 대류성분 질량의 비(m_c/m_t)는 각 설계기준에 따라 그림 62와 같이 구하여진다. 그림 62에서 볼 수 있는 것과 같이 H/R 의 비가 커짐에 따라서 전체 액체 질량에 대한 대류성분의 질량은 감소한다. 대류성분 질량의 설계기준에 따른 차이는 H/R 의 비가 0.3인 경우 최대값과 최소값의 차이가 13.3%로 나타났으나, 다른 구간에서는 최대값과 최소값의 차이가 5% 내외로 상대적으로 작게 나타나고 있다.

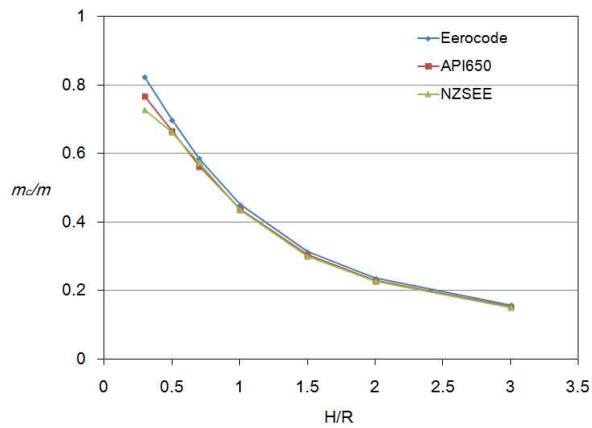


그림 62. Comparison of convective mass ratio

그림 63은 각 설계기준에 따른 대류성분의 질량이 작용하는 높이(h_c/H)를 나타낸 것이다. 대류성분 질량의 비와는 달리 H/R 의 비가 커짐에 따라서 대류성분의 질량이 작용하는 높이가 올라간다. H/R 의 비에 따른 각 설계기준에 의한 최대값과 최소값의 차이는 2.5%로 작게 나타났으며, 전체적으로 유사한 값을 보이고 있다.

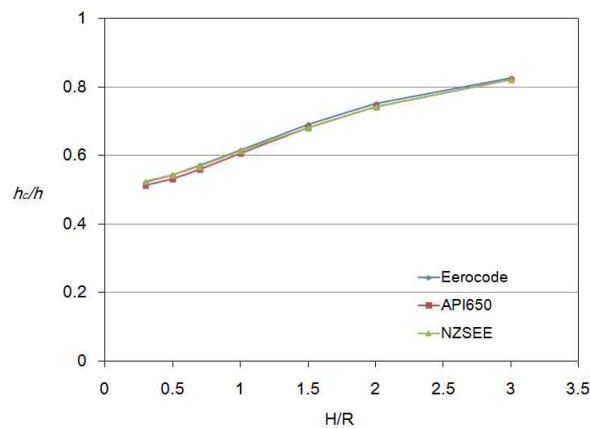


그림 63. Comparison of equivalent heights of convective mass

(2) 충격성분의 고유주기

Eurocode 8, API 650, NZSEE 각각의 설계기준에 제시된 원통형 액체저장탱크에서의 충격성분 고유주기는 다음과 같다.

- Eurocode 8

$$T_{imp} = C_i \frac{\sqrt{\rho} H}{\sqrt{s/R} \sqrt{E}} \quad (50)$$

여기서, ρ 는 액체의 질량 밀도이고, s 는 탱크 벽체의 등가 균일 두께이고, E 는 탱크 재료의 탄성계수이며, 계수 C_i 는 표 54와 같다.

H/R	0.3	0.5	0.7	1.0	1.5	2.0	2.5	3.0
C_i	9.28	7.74	6.97	6.36	6.06	6.21	6.56	7.03

표 54. Coefficient of C_i in Eurocode 8

- API 650

$$T_i = \left(\frac{C_i H}{\sqrt{t_u/D}} \right) \left(\frac{\sqrt{\rho}}{\sqrt{E}} \right) \quad (51)$$

여기서, ρ 는 액체의 질량 밀도이고, t_u 는 탱크 쉘의 등가 균일 두께이고, E 는 탱크 재료의 탄성계수이며, 계수 C_i 는 그림 64와 같다.

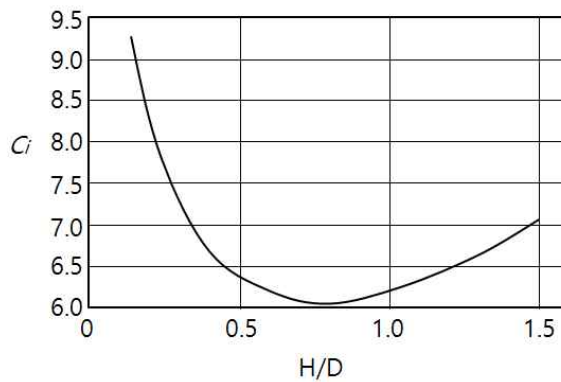


그림 64. Coefficient of C_i in API 650

- NZSEE

$$T_f = \frac{5.61\pi H}{k_h} \left(\sqrt{\frac{\gamma_l}{Eg}} \right) \quad (52)$$

여기서, γ_l 는 액체의 단위 중량이고, t_w 는 탱크 벽체의 두께이고, E 는 탱크 재료의 탄성계수이며, 계수 k_h 는 그림 65와 같다.

각 설계기준에 제시된 식에 의하여 계산된 충격성분의 고유주기와 관련된 값을 H/R 과 t/R 에 따라 정리하여 그림 66에 나타내었다. Eurocode 8와 API 650에 의한 값은 동일하였으며, NZSEE에 의한 값은 Eurocode 8 및 API 650에 의한 값과 비교하면 다소 크게 나타나고 있다. 설계기준에 따른 차이는 최대 5.9%로 나타났으나, 전반적으로 유사하게 나타나고 있다.

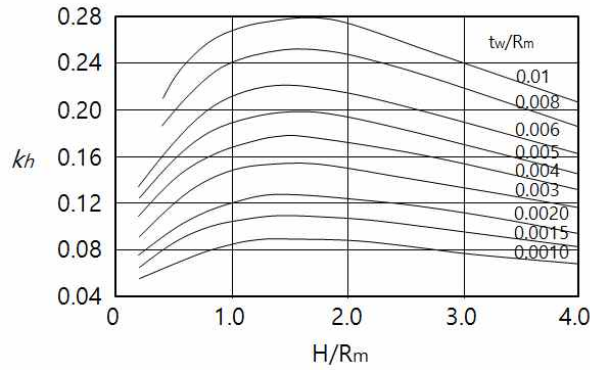


그림 65. Coefficient of k_h in NZSEE

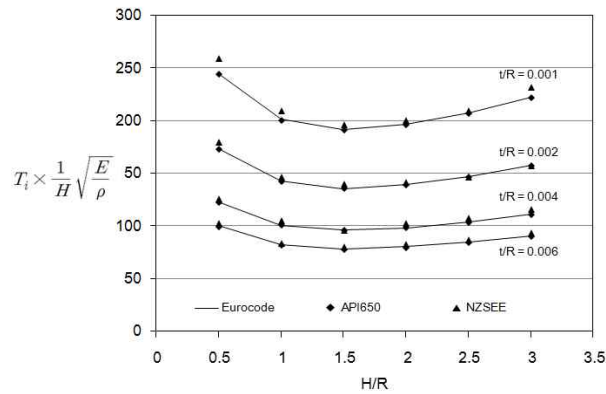


그림 66. Comparison of natural periods for impulsive component

전체 액체 질량에 대한 충격성분 질량의 비(m_i/m_l)는 각 설계기준에 따라 그림 67과 같이 구하여진다. 그림 67에서 볼 수 있는 것과 같이 H/R 의 비가 1.5에서 각 설계기준에 의한 충격성분 질량의 최대값과 최소값의 차이가 6% 정도로 가장 크게 나타났으며, 전체적으로 유사한 경향을 보이고 있다. 전체 액체 질량에 대한 충격성분 질량은 H/R 의 비가 커짐에 따라서 증가하고 있다.

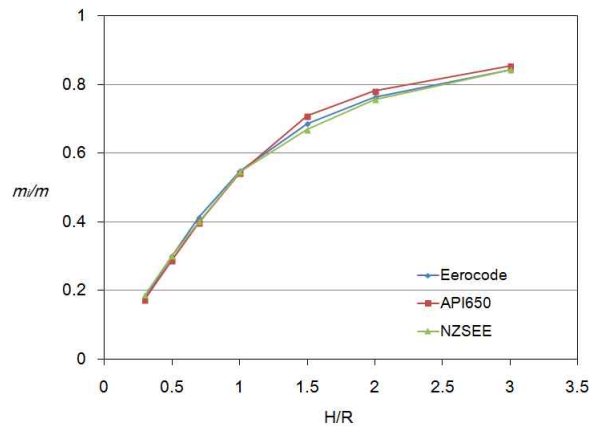


그림 67. Comparison of impulsive mass ratio

그림 68은 각 설계기준에 따른 충격성분의 질량이 작용하는 높이(h_c/H)를 나타낸 것이다. 충격성분의 질량이 작용하는 높이는 H/R 의 비가 증가함에 따라 증가하기는 하지만 변화는 크지 않게 나타나고 있다. H/R 의 비가 1.5에서 각 설계기준에 의한 충격성분 작용위치의 최대값과 최소값의 차이가 17.1%로 가장 크게 나타나고 있다. 전체적으로 충격성분의 질량이 작용하는 높이는 Eurocode 8에서 가장 크게 나타나고 있고, API 650에서 가장 작게 나타나

고 있다.

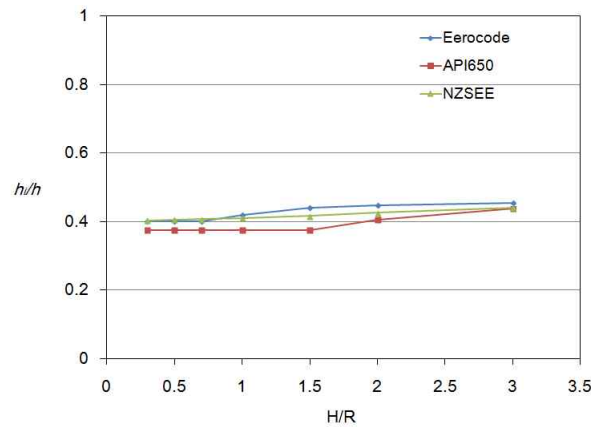


그림 68. Comparison of equivalent heights of impulsive mass

설계기준에 따른 대류성분과 충격성분의 질량 및 각 성분이 작용하는 높이는 벽체의 높이에 따라 벽체에 작용하는 유체 동압력의 분포에 의하여 결정된다. 벽체의 높이에 따른 유체 동압력의 분포는 포물선 형태로 Housner의 연구에 기초하고 있으나, 각 기준에서 유체 동압력 분포에 차이가 있고 이에 따른 영향으로 스프링-질량 형태의 역학적 모델에서의 값에도 차이를 보이고 있다.

(3) 감쇠비

Eurocode 8, API 650, NZSEE 등의 설계기준에서는 모두 대류 모드에 대하여 0.5%의 감쇠비가 지정되어 있다.

반면에 충격 모드에 대해서는 감쇠비가 탱크 구조물의 유형, 탱크 구조물의 재료 등에 따라서 다른 값으로 지정되어 있다. Eurocode 8에서는 RC 구조의 탱크 및 PSC 구조의 탱크에 대해서는 충격 모드에 대한 감쇠비로 5%를 사용하고, 강재 구조의 탱크에 대해서는 감쇠비로 2%를 사용하고 있다. ASCE 7에서는 모든 종류의 탱크에 대해서 충격 모드에 대한 감쇠비로 5%를 사용하도록 하고 있으며, 이에 따라 강재 탱크 구조물을 다루는 API 650도 충격 모드에 대한 감쇠비로 5%를 사용하고 있다. NZSEE에서 지상 탱크의 충격 모드에 대한 감쇠비를 탱크 구조물의 재료, 탱크 형상, 기초 지반의 특성에 따라 결정하여 사용하도록 하고 있고, 강재 구조의 탱크에 대해서는 감쇠비 2%를 사용하고 있다.

(4) 설계하중

Eurocode 8, API 650, NZSEE 등의 설계기준에 제시된 하중의 산출 방법은 다음과 같다.

- Eurocode 8

바닥 전단력 :

$$Q = (m_i + m_w + m_r)S_e(T_{imp}) + m_c S_e(T_{con}) \quad (53)$$

전도 모멘트 :

$$M = (m_i h_i + m_w h_w + m_r h_r)S_e(T_{imp}) + m_c h_c S_e(T_{con}) \quad (54)$$

여기서, m_i , m_c , m_w , m_r 는 각각 충격 모드의 질량, 대류 모드의 질량, 탱크 벽체의 질량, 탱크 지붕의 질량이며, h_i , h_c , h_w , h_r 는 각 질량과 관련된 무게 중심의 높이이고, $S_c(T_{imp})$, $S_c(T_{con})$ 는 충격 모드와 대류 모드에 대한 스펙트럼 가속도를 나타낸다. 위의 식에서 보는 바와 같이 Eurocode 8는 충격성분과 대류성분의 응답을 절대합산(absolute summation)하여 총 응답을 산출한다.

- API 650

바닥 전단력 :

$$V = \sqrt{[A_i(W_s + W_r + W_f + W_i)]^2 + [A_c(W_c)]^2} \quad (55)$$

전도 모멘트 :

$$M = \sqrt{[A_i(W_i X_i + W_s X_s + W_r X_r)]^2 + [A_c(W_c X_c)]^2} \quad (56)$$

여기서, W_c , W_f , W_i , W_r , W_s 는 각각 액체 무게의 유효 대류 부분, 탱크 바닥의 무게, 액체 무게의 유효 충격 부분, 고정 탱크 지붕 총 무게, 탱크 셸 및 부속물의 총 무게이고, X_c , X_f , X_i , X_s 는 각 하중과 관련된 횡방향 지진력의 작용 중심까지의 높이이다. A_i , A_c 는 충격 모드와 대류 모드에 대한 지반 가속도이다.

위의 식에서 보는 바와 같이 API 650은 충격성분과 대류성분의 응답을 SRSS(Square Root of Square sum) 규칙을 사용하여 총 응답을 산출한다. 참고로 ASCE 7은 총 응답은 계산에 절대합산(absolute summation)의 사용을 제시하고 있으나, SRSS(Square Root of Square sum)에 대한 언급도 되어 있다.

- NZSEE

바닥 전단력 : $V = \sqrt{[V_r + V_f]^2 + [V_1]^2} \quad (57)$

전도 모멘트 : $M = \sqrt{[M_r + M_f]^2 + [M_1]^2} \quad (58)$

여기서, V_r , V_f , V_1 는 각각 강체 충격 모드로 인한 전단력, 유연 벽체 충격 모드로 인한 전단력, 1차 대류 모드로 인한 전단력을 의미하고, M_r , M_f , M_1 는 각각 강체 충격 모드로 인한 전도 모멘트, 유연 벽체 충격 모드로 인한 전도 모멘트, 1차 대류 모드로 인한 전도 모멘트를 나타낸다.

위의 식에서 보는 바와 같이 NZSEE는 충격성분과 대류성분의 응답을 SRSS(Square Root of Square sum) 규칙을 사용하여 총 응답을 산출하고 있다.

각각의 설계기준은 강도설계법 및 허용응력설계법처럼 서로 다른 접근 방법을 사용함에 따라서 설계하중이 다르게 나타나고 있어 설계기준에 따른 설계하중의 직접적 비교는 쉽지 않다.

(5) 설계를 위한 계수

지진 발생시 유연한 액체저장탱크에는 일반적인 구조물보다 큰 하중이 작용하게 되고 손상 발생시 피해 규모가 크므로 설계기준 등에서는 높은 중요도 계수를 사용하고 있다.

Eurocode 8에서는 액체 저장 탱크를 액체의 종류에 따라 등급을 할당하고 있으며, 손상 발생시 예상되는 인명 및 경제적, 사회적, 환경적 위험에 따라 할당하여 0.8에서 1.6까지 범위의 아홉 가지 중요도 계수 값이 사용될 수 있다.

ASCE 7에서는 탱크를 기능 요구 사항과 그 내용물의 누출로 인한 위험에 따라 중요도를 세 가지로 분류 ($I = 1.5, 1.25$ 및 1.0)하고 있으며, API 650에서도 이와 동일하게 중요도 계수를 세 가지로 분류하여 제시하고 있다.

NZSEE에서는 0.5부터 1.6까지의 범위를 가지는 위험도 계수를 제시하고 있다. 이때 중요도 계수는 탱크 구조물의 파괴에 따른 결과가 무시될 수 있는가, 경미한가, 보통인가, 극심한가 등에 따라 결정되도록 되어있다.

다. 결론

강제 액체저장탱크의 내진설계에 관한 해외 주요 설계기준들을 분석한 결과 모두 유사한 모델링 방법을 제시하고 있으나, 설계법으로 허용응력설계법 또는 강도설계법이 사용되고 있어 각 설계기준에서의 설계절차 및 계수가 설계법에 따라 서로 다르게 제시되어 있다.

Eurocode 8, API 650, NZSEE 등의 모든 설계기준에서는 액체저장탱크 내부 유체의 모델링에 충격성분과 대류성분으로 분리된 스프링-질량 시스템 형태의 역학적 모델을 사용하고 있다. 설계기준에 따라서 충격성분의 질량의 산출에 강체 탱크 모델 또는 유연 탱크 모델이 사용되고 있으나, 충격 모드의 고유주기를 산출할 때에는 모두 벽체의 유연성을 반영하고 있었다. 이에 따라서 액체저장탱크의 대류 모드 및 충격 모드의 고유 주기에는 큰 차이를 보이지 않는다.

대류성분과 충격성분의 질량 및 각 성분의 질량이 작용하는 위치는 각 설계기준에서 사용하는 유체 동압력 분포의 차이에 따라 일부 형상비에서 차이를 보이지만 전체적으로 유사한 값을 가진다. 그러나 설계법에 따른 영향으로 각 설계기준에서 사용되는 중요도 계수, 응답의 합산 등에서는 차이를 보이고 있다. 이러한 차이에 따라 설계하중 등의 직접적 비교는 어려웠으나, 강도설계법으로 되어 있는 ASCE 7와 허용응력설계법으로 되어 있는 API 650를 일부 비교하여 보면 유사한 수준의 안전율을 가지고 있는 것으로 판단되었다.

4. 플랜트 탱크 내진성능 실험

가. 시험체

(1) 시험체 형상

일반적인 액체저장탱크 중 지상에 설치된 반제품(가솔린, 등유, 경유, 윤활유 등)을 저장하는 저장탱크(다목적 탱크)의 크기는 5,000~10,000kL급의 탱크가 가장 많지만, 사용되고 있는 탱크의 크기는 100~30,000kL로 다양하다. 5,000~10,000kL급 탱크는 직경이 20~30m 정도의 크기이며, 진동대의 규격을 고려하여 상사법칙을 통해 직경 1,200mm, 높이 1750mm, 두께는 0.6mm으로 정하였다. 탱크의 형태는 지붕이 없는 탱크(Open-Roof Tank)와 지붕 고정식 탱크(Fixed-Roof Tank)로 하였다. 표 55는 Proto-type과 시험체 간의 상사비이다.

	Proto-type	시험체	상사 비
높이	21.96m	1.75m	1/12.5
반경	7.31m	0.6m	1/12.2
두께	2.54cm	0.06cm	1/42.3
탱크 밀도	7,840kg/m ³	8,000kg/m ³	1/1.0
유체 밀도	1,000kg/m ³	1,000kg/m ³	1/1.0
Young's modulus	206.7GPa	200GPa	1/1.0
두께/직경 비	0.0017	0.005	1/3.4

표 55. Proto-type과 시험체의 상사비

(2) 시험체의 재료

시험체의 벽체는 0.6mm 스테인레스 강판을 사용하였고, 지붕과 바닥면은 6mm 강판을 사용하였다. 벽체의 고유진동수 변화를 주기 위한 부가질량은 33.3kg의 강제 12조각을 이용하였다. 지붕의 경우 실제로 탱크에서 사용되고 있는 형태의 Plate 타입 지붕과 Cone 타입 지붕을 제작하여 사용하였다. 내부 유체는 물을 사용하였다.

(3) 시험체 제작

시험체의 벽체는 1700mm × 300mm × 0.6mm 강판 4개를 용접하여 제작되었으며, 지붕의 형태는 Plate 타입과 Cone 타입으로 제작되었다. 벽체와 지붕은 볼트체결을 통해 조립이 가능하도록 하였다. 하부 받침 역시 시험체를 쉽게 이동이 가능하도록 볼트체결로 조립이 가능하도록 제작되었다. 벽체의 고유진동수 변화를 위해 부가질량 400kg이 12개의 조각으로 Plate 타입 지붕에 설치가 가능하도록 제작되었다. 시험체 내부에는 유체의 슬로싱을 관찰하기 위해 지붕에 촬영 장비를 설치하였으며, 벽체에 수위계를 설치하였다. 그림 69부터 그림 72는 진동대 실험을 위해 제작된 시험체의 각 부위 및 측정 장비이다.



그림 69. Plate 타입 지붕



그림 70. Cone 타입 지붕



그림 71. 벽체



그림 72. 하부받침

(4) 계측기

본 진동대 실험의 계측기는 가속도계 14개와 압력계 6개를 사용하였다. 계측기의 위치와 구성은 그림 73과 그림 74와 같다.

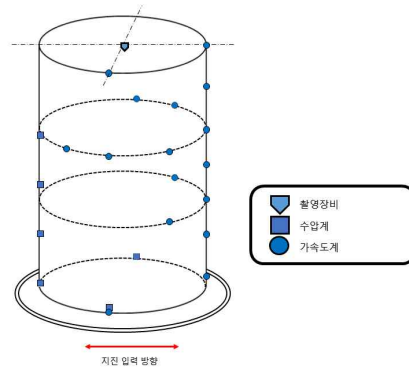


그림 73. 시험체 계측기 설치 모형도

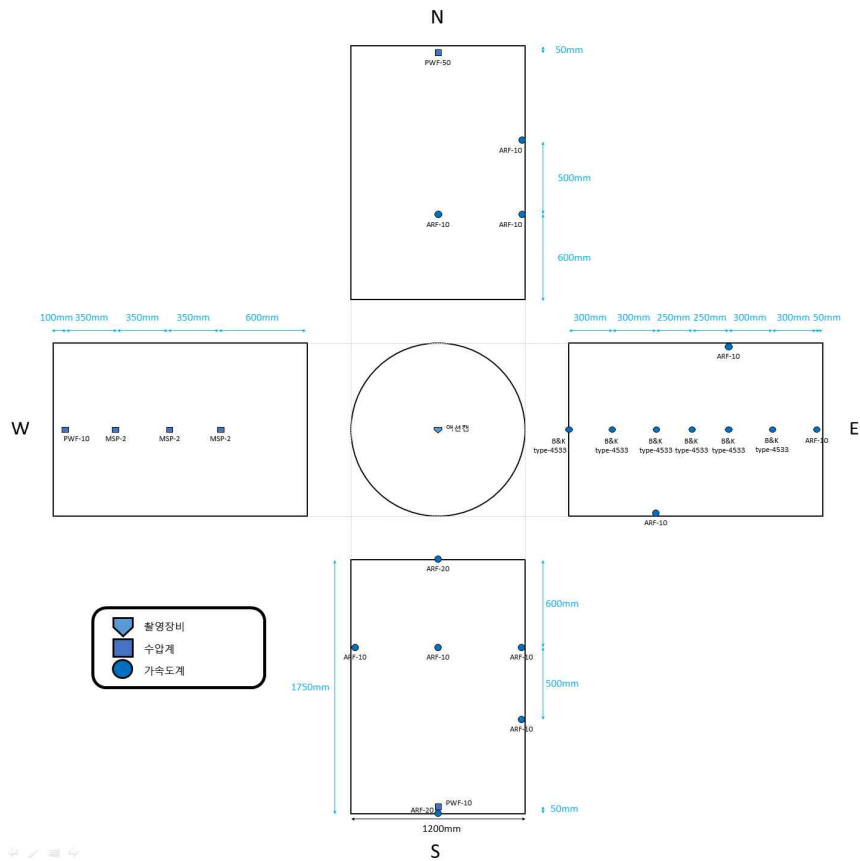


그림 74. 계측기의 위치와 구성

(5) 진동대

강재 유체 저장탱크 축소모델의 진동대 실험에 사용된 진동대는 현대건설 연구개발본부 구조실험동에 설치된 진동대로서 규격 및 성능은 표 5와 같다.

평면크기	2 x 2 m
유효 하중	5 tone
가진 방향	2 방향

x축 최대 변위	±75 mm
y축 최대 변위	±75 mm
x방향 최대 입력 속도	±500 mm/s
y방향 최대 입력 속도	±500 mm/s
x방향 최대 입력 가속도	±10 m/s ²
y방향 최대 입력 가속도	±10 m/s ²
주파 대역 범위	0.6~50 Hz

표 56. 현대건설 연구개발본부 진동대 규격 및 성능

나. 실험 과정

본 진동대 시험은 수심의 변화, 시험체 지붕의 형태, 입력지반운동의 크기를 변수로 하여 실험을 진행하였다.

(1) 수심의 변화

시험체 내부 유체의 수심은 유체 수심과 시험체 반경의 비 (H/R)을 고려해 1150mm, 1550mm, 1700mm으로 하였으며, 유체가 없는 경우도 실험을 진행하였다.

(2) 시험체 지붕 형태

시험체는 지붕이 없는 탱크(Open-Roof Tank)와 Plate 타입 지붕 및 Cone 타입 지붕으로 실험을 진행했다. Plate 타입의 경우 추가로 지붕에 부가질량 400kg 설치해 실험을 진행하였다.

(3) 입력지반운동

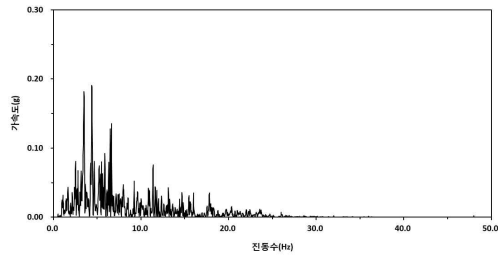
본 진동대 실험에서 사용된 입력지반운동은 El Centro 지진 가속도 시간이력(1940)의 N-S 성분과 인공지진 가속도 시간이력을 사용하였다. El Centro 지진 가속도 시간이력의 경우 최대 가속도를 0.2g와 0.3g로 가진하였으며, 국내 설계응답스펙트럼에 대응하는 인공지진 가속도 시간이력의 경우 최대 가속도를 0.154g, 0.2g 가진하였다. 또한 시간에 대한 상사비 1/3을 적용하여 전체 가진시간을 1/3로 조정하였다.

다. 실험 결과

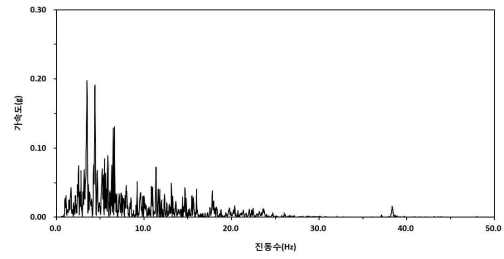
시험체 진동대 실험의 결과는 지진입력 방향으로 벽체의 높이 1750mm, 1150mm, 바닥 지점에서의 가속도 시간이력을 수심, 지붕 형태별로 정리하였다. 시간에 다른 압력의 변화 역시 벽체 높이 450mm에서 수심, 지붕 형태별로 정리하였다. 이어 가속도 시간이력과 압력 시간이력을 각각 Fourier 변환을 하여 응답의 고유 진동수도 정리하였다.

(1) 수심 0m

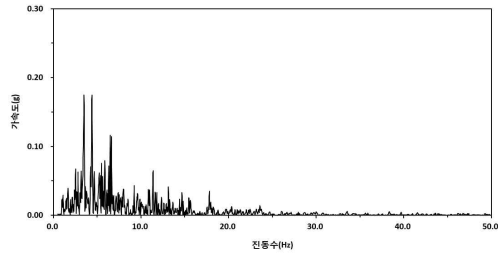
(가) 지붕 없는 탱크(Open-Roof Tank)의 진동수 특성



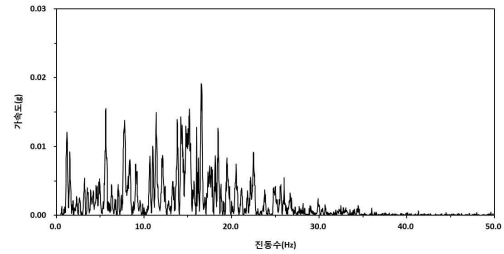
높이 1750mm 지점, El Centro 0.3g



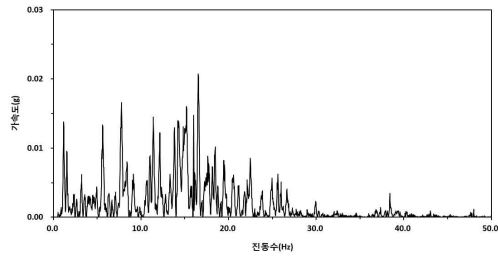
높이 1150mm 지점, El Centro 0.3g



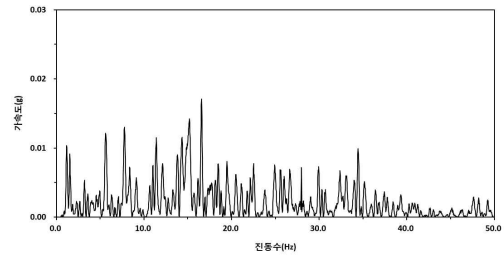
바닥 지점, El Centro 0.3g



높이 1750mm 지점, 인공지진 0.154g



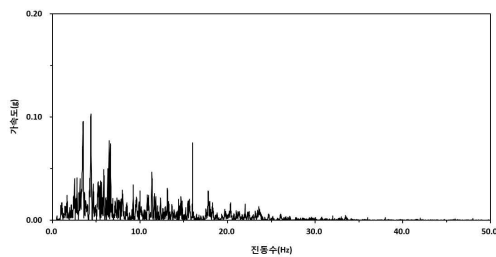
높이 1150mm 지점, 인공지진 0.154g



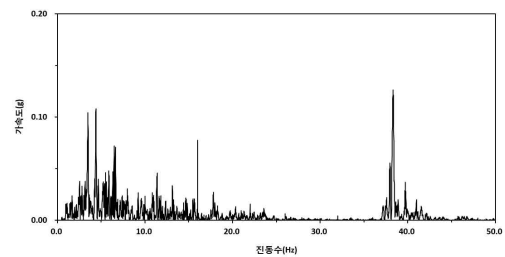
바닥 지점, 인공지진 0.154g

그림 75. 지붕 없는 탱크 벽체의 진동수 특성

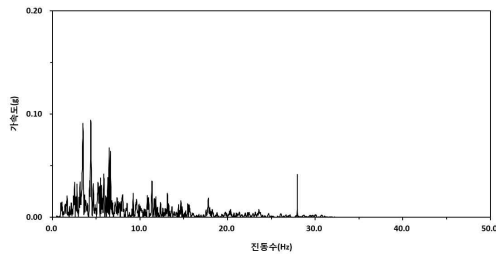
(나) Plate 타입 지붕 탱크의 진동수 특성



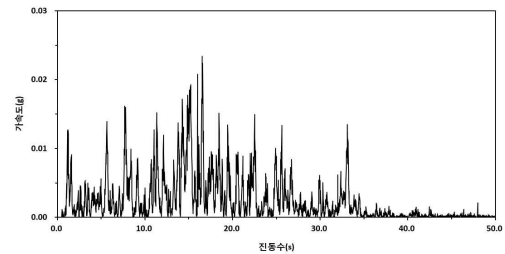
높이 1750mm 지점, El Centro 0.3g



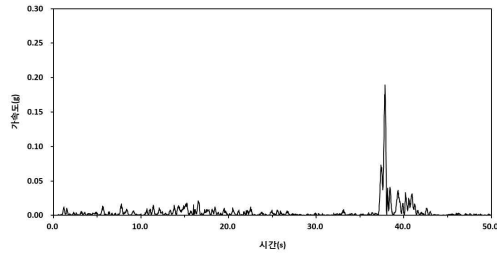
높이 1150mm 지점, El Centro 0.3g



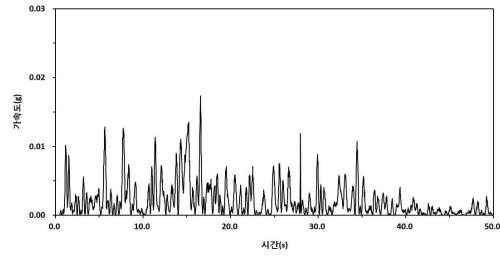
바닥 지점, El Centro 0.3g



높이 1750mm 지점, 인공지진 0.154g



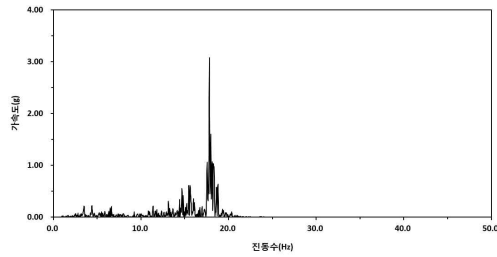
높이 1150mm 지점, 인공지진 0.154g



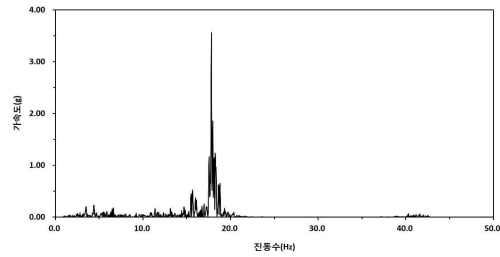
바닥 지점, 인공지진 0.154g

그림 76. Plate 타입 탱크 벽체의 진동수 특성

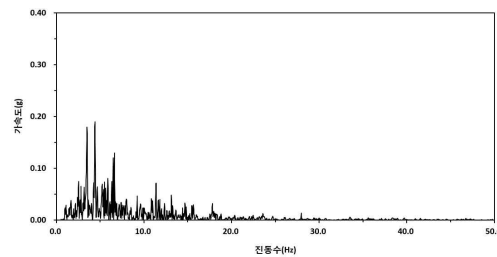
(다) 부가질량 탱크의 진동수 특성



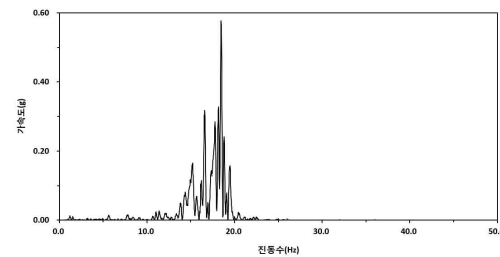
높이 1750mm 지점, El Centro 0.3g



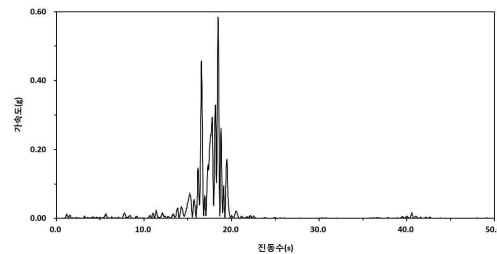
높이 1150mm 지점, El Centro 0.3g



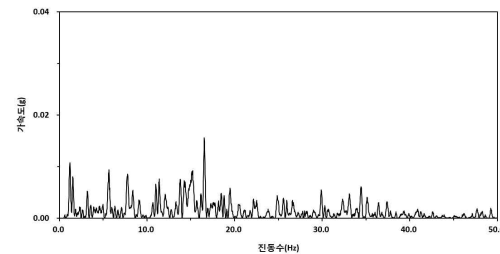
바닥 지점, El Centro 0.3g



높이 1750mm 지점, 인공지진 0.154g



높이 1150mm 지점, 인공지진 0.154g



바닥 지점, 인공지진 0.154g

그림 77. Plate 타입 지붕(부가질량 추가) 탱크 벽체의 진동수 특성

위와 동일한 경우에 대해 수심을 1150m, 1550m, 1700m에 대해 수행하였다 (자세한 결과는 첨부한 기술보고서 참조).

마. 실험체의 동적 거동 특성

(1) 시험체의 진동 특성

입력지진과 구조물의 진동수 특성에 따라서 15Hz 이하의 영역에서는 입력지진의 진동수 특성이, 15Hz이상의 영역에서는 구조물의 진동수 특성이 지배적으로 나타났다. 지붕이 있는 경우 지붕의 두께가 벽체의 두께에 비하여 훨씬 크기 때문에 지붕에서의 변형이 없다고 가정하면 지붕에서 측정된 가속도는 beam-type의 진동모드에 해당하는 진동수를 가지고 있다고 볼 수 있다. 시험체의 상단(높이 1750mm)에 설치된 가속도계로부터 측정된 진동수는 다

음의 표 57과 같다.

최대 지반 가속도	수심 1700mm	수심 1550mm	수심 1150mm
0.2g	22.02Hz	23.58Hz	33.50Hz
0.3g	22.02Hz	23.58Hz	33.55Hz

표 57. Beam-type 모드의 진동수 (El Centro earthquake)

표 58은 시험체의 1150mm 높이에 위치한 가속도계에서 측정된 가속도로부터 구한 진동 모드의 진동수를 정리한 것이다. 표 57과 표 58의 비교하여 보면 동일한 시험체에서 높이에 따라 다른 진동수가 나타나는 것을 확인할 수 있다. 이는 지붕에서는 평면 내에서의 변형이 없으나, 다른 높이의 평면 내에서는 oval-type 변형이 일어남에 따라 진동수가 바뀌고 있음을 의미한다. 따라서 시험체에서도 oval-type 변형이 일어나고 있으며 이에 따라 진동수가 beam-type의 진동수보다 작아지고 있다.

최대 지반 가속도	수심 1700mm	수심 1550mm	수심 1150mm
0.2g	19.78Hz	21.68Hz	17.82Hz (23.73Hz)
0.3g	19.73Hz	21.68Hz	17.82Hz (23.73Hz)

표 58. Oval-type 모드의 진동수 (El Centro earthquake)

또한 이러한 oval-type의 변형이 일어남에 따라서 시험체의 상단보다 시험체의 1150mm 높이에서 훨씬 큰 가속도가 나타나고 있다.

최대 지반 가속도	수심 1700mm	수심 1550mm	수심 1150mm
0.2g	5.51m/s ²	5.12m/s ²	4.82m/s ²
0.3g	7.75m/s ²	7.75m/s ²	6.88m/s ²

표 59. 시험체 상단(높이 1750mm)에서 측정된 최대 가속도 (El Centro earthquake)

최대 지반 가속도	수심 1700mm	수심 1550mm	수심 1150mm
0.2g	23.69m/s ²	19.83m/s ²	21.09m/s ²
0.3g	31.35m/s ²	24.83m/s ²	29.72m/s ²

표 60. 시험체의 1150mm 높이에서 측정된 최대 가속도 (El Centro earthquake)

그림 78, 그림 79, 그림 80은 최대 가속도 0.3g의 El Centro 지진 가속도 시간이력이 가해진 경우에 각각 수심 1700mm, 1550mm, 1150mm를 가지는 탱크 모델의 주요 진동 모드를 나타낸 것이다. 그림에서 볼 수 있는 것과 같이 모든 경우에서 탱크의 중앙부에서의 응답이 최대로 나오고 있으며, 탱크의 최상단에서의 응답은 상대적으로 작게 나타나고 있다.

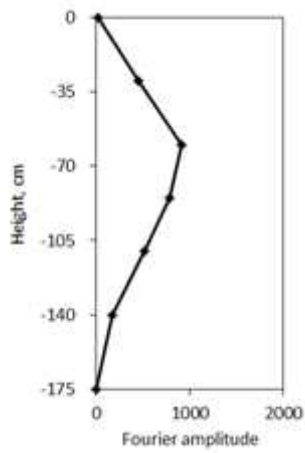


그림 78. 수심 1700mm를
가지는 탱크 모델의 진동
모드

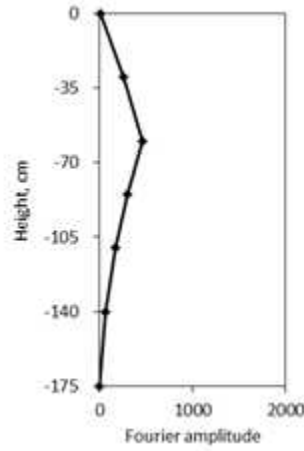


그림 79. 수심 1550mm를
가지는 탱크 모델의 진동
모드

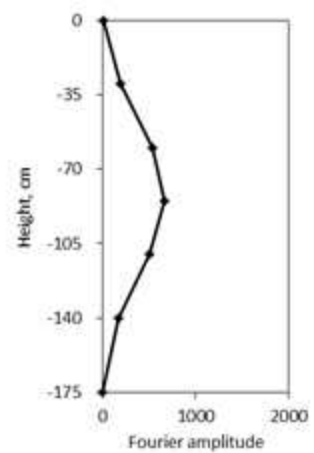


그림 80. 수심 1150mm를
가지는 탱크 모델의 진동
모드

(2) 유체동압력

그림 81, 그림 82, 그림 83은 최대 가속도 0.3g의 El Centro 지진 가속도 시간이력이 가해진 경우에 각각 수심 1700mm, 1550mm, 1150mm까지 물이 채워진 탱크 모델의 우측 면에서 계측된 최대 유체동압력과 동일한 시간에서의 가속도 분포를 나타낸 것으로, 4개의 압력계에서 측정된 유체동압력의 합이 가장 큰 시간에서의 정규화된 유체동압력과 가속도 분포이다.

결과를 보면 일정 수심 아래에서는 유체동압력과 가속도의 방향이 동일하게 나타나고 있으며, 가속도 분포의 변화가 심할 경우 압력 분포의 변화도 심하게 나타나고 있다. 일정 수심 위에서는 가속도의 변화와 유체동압력의 변화에 일관성이 나타나고 있지 않는데 이는 상부에서의 유체동압력은 유체의 대류성분에 의한 것으로 구조물의 거동에는 큰 영향을 받지 않기 때문인 것으로 보인다. 또한 수심 1150mm까지 물이 채워진 탱크 모델의 경우 그림에서 수면 아래의 구조물 가속도의 분포는 shear beam type의 fundamental vibration mode와 유사하며 이에 따라 유체동압력의 분포는 일반적으로 알려진 포물선 형태의 분포를 보이고 있는 반면에, 수심 1700mm 및 1550mm까지 물이 채워진 탱크 모델의 경우 구조물이 고차의 beam type vibration mode에 가까운 형상을 보이고 이에 따라 유체동압력의 분포도 일반적으로 알려진 포물선 형태의 분포와 차이를 보이고 있다.

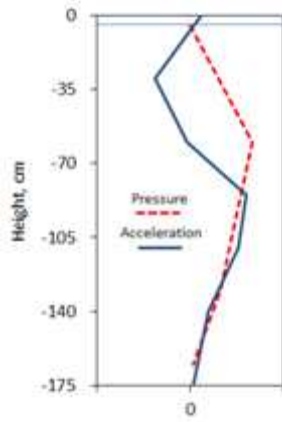


그림 81. 높이에 따른
정규화된 유체동압력의
분포와 가속도 분포
(수심 1700mm를
가지는 탱크 모델)

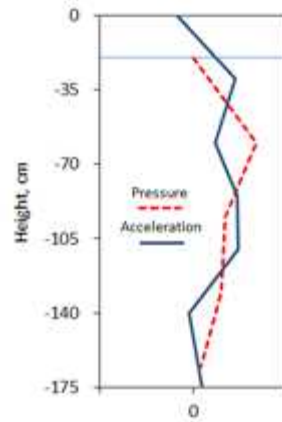


그림 82. 높이에 따른
정규화된 유체동압력의
분포와 가속도 분포
(수심 1550mm를 가지는
탱크 모델)

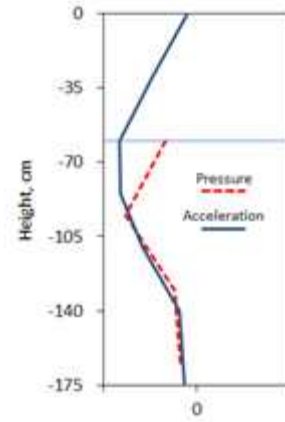


그림 83. 높이에 따른
정규화된 유체동압력의
분포와 가속도 분포
(수심 1150mm를 가지는
탱크 모델)

제4장. 목표 달성도 및 관련 분야 기여도

1. 목표 달성도

본 연구에서는 5만kL급 이하 플랜트 탱크구조물의 설계기준과 내진설계기준을 개발하고, 이를 공인화 하였다. 설계기준 및 내진설계기준을 개발하는데 있어서, 구조취약부에 대한 상세 구조해석을 수행하여 연결재가 사용된 탱크벽체의 강도를 평가하는 해석기법을 개발하였다. 연결재를 사용한 연결부의 형태 및 연결재 사용 개수에 따라, 그리고 벽체 강판의 곡률에 따라 해석을 수행하여 미끄럼계수값을 산정하였으며, 곡률이 있는 경우 마찰강도 산정법에 대한 기존의 계산법을 개선하였다.

탱크구조물에 작용하는 풍하중에 대한 설계기준식을 제안하였다. 이를 위하여 국내외 풍하중 설계기준식들을 비교한 후, 유한요소해석을 수행하여 좌굴이 발생하는 풍속의 변화를 산정하고 적용하기 수월하면서 안전측의 결과를 주는 설계식을 도출하였다.

지진이 발생했을 때 탱크의 벽체에 좌굴이 발생하는데, 이러한 좌굴을 방지하기 위한 허용압축응력에 대한 산정식을 제안하였다. 지진 발생시 탱크구조물 벽체에는 코끼리발형 좌굴과 다이아몬드형 좌굴의 두 가지 형태 좌굴붕괴가 발생하는데 이에 대하여 구조물-유체간 상호작용을 고려한 동적해석을 수행하여 발생하는 좌굴 형태를 확인, 분석하고 변수해석을 통해 좌굴에 가장 큰 영향을 주는 변수를 도출하였다. 뿐만 아니라, 국외 설계기준들과 해석결과를 비교하여 가장 신뢰성이 있는 설계기준식을 제안하였다.

또한, 강제 액체저장탱크에 대한 국내 내진설계기준을 마련하기 위한 국외 설계기준 간 기초적인 주요 사항을 검토하고 차이점을 제시하였다. 강제 액체저장탱크의 내진설계에 관한 해외 주요 설계기준들을 분석한 후 모두 유사한 모델링 방법을 제시하고 있으나, 설계법으로 허용응력설계법 또는 강도설계법이 사용되고 있어 각 설계기준에서의 설계절차 및 계수가 설계법에 따라 서로 다르게 제시되어 있음을 밝혔다.

Eurocode 8, API 650, NZSEE 등의 모든 설계기준에서는 액체저장탱크 내부 유체의 모델링에 충격성분과 대류성분으로 분리된 스프링-질량 시스템 형태의 역학적 모델을 사용하고 있다. 설계기준에 따라서 충격성분의 질량의 산출에 강제 탱크 모델 또는 유연 탱크 모델이 사용되고 있으나, 충격 모드의 고유주기를 산출할 때에는 모두 벽체의 유연성을 반영하고 있다는 사실을 분석하였다. 이에 따라서 액체저장탱크의 대류 모드 및 충격 모드의 고유 주기에는 큰 차이를 보이지 않으며, 대류성분과 충격성분의 질량 및 각 성분의 질량이 작용하는 위치는 각 설계기준에서 사용하는 유체 동압력 분포의 차이에 따라 일부 형상비에서 차이를 보이지만 전체적으로 유사한 값을 가지는 사실을 확인하였다. 그러나 설계법에 따른 영향으로 각 설계기준에서 사용되는 중요도 계수, 응답의 합산 등에서는 차이를 보이고 있는데, 이러한 차이에 따라 설계하중 등의 직접적 비교는 어려웠으나, 강도설계법으로 되어 있는 ACSE 7와 허용응력설계법으로 되어 있는 API 650를 일부 비교하여 보면 유사한 수준의 안전율을 가지고 있는 것으로 결론지었다.

도출된 연구결과물들은 설계기준(최종안), 내진설계기준(최종안), 설계기준 공인화와 더불어 SCI급 논문 1편과 KCI급 논문 4편, 국제학술대회논문발표 2건, 국내학술대회논문발표 9건을 게재하고, 플랜트 탱크구조물의 축소모형을 이용한 동적거동실험을 수행하였을 뿐 아니라 도출된 성과의 활용을 위해 현업엔지니어를 대상으로 기술교육을 실시하는 등 목표한 성과를 100% 달성하였다.

2. 관련 분야 기여도

현재 국내에는 플랜트 탱크구조물에 대한 설계기준 및 내진설계기준이 없고, 해외 기준은 미흡한 실정이어서 개발된 플랜트 탱크구조물 설계기준 및 내진설계기준은 유관 산업 발전에 크게 기여할 것으로 판단된다.

특별히, 해외 플랜트 건설에 대한 수요가 증가함에 따라 많은 엔지니어들이 해외 플랜트 건설 현장에서 근무하고 있고, 플랜트에서 중요한 구조물인 탱크를 설계함에 있어서 표준화된 설계기준이 없어 이에 대한 엔지니어들의 요청과 기준 개발의 필요성이 대두되고 있으며, 특별히 국외의 경우, 기술집약적인 플랜트 분야는 미국, 일본, 독일, 프랑스 등 선진국 업체들이 주로 경쟁하고 있는 실정이며, 이 분야에서는 설계와 관리 능력이 무엇보다 중요하게 작용하는 점을 고려할 때, 개발된 설계기준이 우리 업체들의 국제적 경쟁력 향상에 기여할 수 있을 뿐 아니라 글로벌 설계기준으로써 중요한 초석이 될 것으로 판단된다.

제5장. 연구개발성과의 활용계획

본 과제를 통해 도출된 연구 성과물과 성과물의 적용성을 기준으로 판단하여 볼 때, 플랜트 탱크구조물 설계기준개발, 플랜트 탱크구조물 내진설계기준 개발, 개발된 설계기준의 공인화, 구조취약부 상세구조해석, 플랜트 탱크에 작용하는 풍하중, 지진에 의한 좌굴거동 분석, 탱크구조물의 동적거동실험 등은 제안된 연구계획에 의거 성실하게 수행되었다고 판단된다. 연구 결과 얻어진 결과물들은 다음과 같은 기술적, 경제·산업적, 사회·문화적 활용이 가능할 것으로 기대된다.

○ 기술적 측면

- 안전한 플랜트 탱크구조물 건설을 위한 미래원천기술 확보
 - 개발된 플랜트 탱크 구조물 설계기준은 해당 구조물에 대한 국내 유일한 설계기준이 될 뿐 아니라, 국외 유관 설계기준(Eurocode 등)보다 뛰어난 내진설계기술을 포함하여 국제적 선도 기준으로 활용될 수 있다.
 - 개발된 플랜트 탱크 구조물 설계기준은 탱크 구조물의 설계 및 시공시 표준화된 기준으로 제시되어 국내/해외 플랜트 탱크구조물 설계 및 시공시 적용될 수 있다.
 - 안전사고가 빈번히 발생하는 연결부를 포함한 구조취약부와 벽체의 국부좌굴 및 지진에 대한 해석기술을 상세구조해석을 통해 분석하고 실험 검증하여 제시함으로써 국내 엔지니어링 기술 수준을 향상하는데 기여할 수 있다.

○ 경제·산업적 측면

- 안전한 탱크 건설을 위한 설계기준
 - 국내/국외의 플랜트 탱크 구조물 설계기준의 부재로 인하여 발생할 수 있는 안전사고를 미연에 방지할 수 있다.
- 경제적인 탱크 건설을 위한 설계기준
 - 표준화된 설계지침을 적용하여 과다설계를 지양하고, 불필요한 공종개선을 통해 경제적인 탱크 건설을 가능하게 함으로써 국내 업체의 해외 입찰시 선진국 업체에 대한 비교 우위를 점할 수 있도록 할 수 있다.
- 환경 친화적인 설계기준
 - 경제적인 설계를 수행하면 구조물의 단면 감소로 인해 온실가스 저감을 실행, 환경 친화적인 설계지침이 확립될 수 있다.
- 국제 경쟁력 향상에 기여하는 설계기준
 - 기술집약적인 플랜트 분야에서 선진국 업체들과 경쟁할 때, 우리 업체들의 국제적 경쟁력 향상에 기여할 수 있다.
 - 개발된 플랜트 탱크구조물 설계기준은 추후 국내 기업의 국내/해외 플랜트 탱크 구조물 공사 설계 및 수행시 직접적으로 활용될 수 있고, 해외 진출시 국제적 경쟁력을 갖추는데 활용될 수 있다.
- 공인화된 설계기준
 - 설계기준의 공인화를 통해 산업 전반에서 활용성이 증대될 것이다.
- 산업밀착형 설계기준

-
- 개발된 플랜트 탱크구조물 설계기준을 이용한 기술강습회, 기술교육 등을 수행하여, 국내 기술자들이 국내/해외 건설엔지니어링 및 건설산업 전반에 활용할 수 있도록 하고, 해외 진출시 국제적 경쟁력을 갖추는데 활용될 수 있다.

○ 사회·문화적 측면

■ 신성장 동력 창출

- 선도적인 설계지침을 제시하고, 이에 따라 토목공학자들을 교육함으로써 해외시장에 진출할 수 있는 인력을 배출하는데 기여함으로써 많은 수의 일자리를 창출하는 것이 가능하다.

■ 국가간 교류 확대의 매개체

- 제공된 “기준체계”는 추후 국가 간의 물적, 인적 교류확대를 위한 매개체 역할을 수행할 수 있고, 이로 인해 향후 국가 간 정치, 경제, 문화 교류협력 증진에도 큰 역할을 할 수 있다.

■ 해외 기술한류의 발판 확립

- 최근 국내 건설분야에서 활발하게 진행되고 있는 해외 진출의 기술적 지원으로 해당 국가의 “기준체계”제공이 가장 효과적인 기술시장 진출 방안의 하나로 평가되고 있어, 기준이 미비하거나 불완전한 개발도상국에 개발되는 기준을 지역적 특성만을 변경 반영할 수 있도록 제공하여 장기적인 기술 시장 확대에 기여할 수 있다.
-

제6장. 연구 과정에서 수집한 해외 과학기술 정보

1. 액체저장탱크에 대한 기술현황

초기의 액체저장탱크의 설계에는 구조물이 강체로 거동한다고 가정하여 유체동압력 및 유체 자유수면의 변화인 슬러싱(sloshing)을 산출하는 근사해법이 사용되었다. 이러한 근사해법 중에서 대표적인 방법으로 Housner 방법을 들 수 있다. 이 방법에서 Housner는 유체동압력을 벽체와 함께 움직이는 유체에 의한 압력성분, 즉, 충격성분(impulsive component)과 유체 자유수면의 슬러싱에 관련된 압력성분, 즉, 대류성분(convective component)으로 분리하여 응답을 산출하였다.

1964년 Niigata지진, 1964년 Alaska대지진, 1966년 Park field지진에서 액체저장탱크들에 심한 피해가 발생하였고, 이러한 피해의 원인규명과정에서 유체와 유연한 구조물의 상호작용으로 유체동압력이 강체 구조물 모델에서보다 수배 이상 증폭될 수 있음이 밝혀져 액체저장탱크를 강체로 가정하는 것은 안전하지 못함이 밝혀졌다. 또한 지반에 고정되지 않은 액체저장탱크에 더 많은 피해가 발생하여 지반에 고정되지 않은 액체저장탱크의 들림(Uplifting)이 액체저장탱크의 안전성에 큰 영향을 준다는 사실이 확인되었다. 그 이후 액체저장탱크에서의 유체-구조물 상호작용에 대한 많은 연구가 집중적으로 시작되었으며, 이후 설계기준 등에서 큰 변화가 발생하였다.

2. 설계기준에 따른 액체저장탱크의 모델링 방법

Eurocode 8, API 650, NZSEE 등의 모든 설계기준에서는 그림 61과 같이 액체저장탱크 내부 유체의 모델링에 유체를 벽체와 함께 움직이는 충격성분(impulsive component)과 자유수면의 슬러싱에 관련된 대류성분(convective component)으로 분리한 전통적인 방식의 스프링-질량 시스템 형태의 역학적 모델을 사용하고 있다.

액체저장탱크에 지진 등의 동하중이 작용하면 대류 성분과 충격 성분의 유체동압력에 의해서 탱크 구조물에 작용하는 하중은 일반 구조물에 작용하는 하중에 비하여 커지게 되며, 세장비가 큰 액체저장탱크나 두께가 얇은 액체저장탱크에서는 탱크 구조물에 작용하는 하중이 훨씬 커지게 된다. 따라서 Eurocode 8, API 650 등의 설계기준에서는 액체저장탱크의 역학적 모델에서 충격성분의 질량을 산출할 때에는 벽체의 유연성을 고려하지 않는 강체 모델을 사용하지만, 충격성분의 고유주기를 산출할 때에는 강체 탱크 벽체의 유연성을 반영하고 있다.

3. 설계기준 분석

Eurocode 8, NZSEE은 강도설계법을 사용하고 있으며, API 650은 허용응력설계법을 사용하고 있어 하중 등에 대한 직접적인 비교는 적절하지 않아 해석을 위한 주요 인자들 위주로 비교 검토하였다.

가. 대류성분의 고유주기

- Eurocode 8

$$T_{con} = C_c \sqrt{R}$$

- API 650

$$T_c = 1.8K_s \sqrt{D}$$

$$K_s = \frac{0.578}{\sqrt{\tanh\left(\frac{3.68H}{D}\right)}}$$

- NZSEE

$$T_i = \frac{2\pi \sqrt{R/g}}{\sqrt{1.841 \tanh\left(1.841 \frac{H}{R}\right)}}$$

나. 충격성분의 고유주기

- Eurocode 8

$$T_{imp} = C_i \frac{\sqrt{\rho} H}{\sqrt{s/R} \sqrt{E}}$$

- API 650

$$T_i = \left(\frac{C_i H}{\sqrt{t_u/D}} \right) \left(\frac{\sqrt{\rho}}{\sqrt{E}} \right)$$

- NZSEE

$$T_f = \frac{5.61\pi H}{k_h} \left(\sqrt{\frac{\gamma_l}{Eg}} \right)$$

다. 감쇠비

Eurocode 8, API 650, NZSEE 등의 설계기준에서는 모두 대류 모드에 대하여 0.5%의 감쇠비가 지정되어 있다.

라. 설계하중

- Eurocode 8

바닥 전단력 : $Q = (m_i + m_w + m_r)S_e(T_{imp}) + m_c S_e(T_{con})$

전도 모멘트 : $M = (m_i h_i + m_w h_w + m_r h_r)S_e(T_{imp}) + m_c h_c S_e(T_{con})$

- API 650

바닥 전단력 : $V = \sqrt{[A_i(W_s + W_r + W_f + W_i)]^2 + [A_c(W_c)]^2}$

전도 모멘트 : $M = \sqrt{[A_i(W_i X_i + W_s X_s + W_r X_r)]^2 + [A_c(W_c X_c)]^2}$

- NZSEE

바닥 전단력 : $V = \sqrt{[V_r + V_f]^2 + [V_1]^2}$

전도 모멘트 : $M = \sqrt{[M_r + M_f]^2 + [M_1]^2}$

제7장. 연구개발성과의 보안등급

본 연구는 연구개발계획서에 나타난 것과 같이 보안등급-일반에 해당되는 과제임.

제8장. 국가과학기술종합정보시스템에 등록된 연구시설·장비 현황

구입 기관	연구시설/ 연구장비명	규격 (모델명)	수량	구입 연월일	구입 가격 (천원)	구입처 (전화번호)	비고 (설치 장소)	NTIS장비 등록 번호

해당사항 없음

제9장. 연구개발과제 수행에 따른 연구실 등의 안전 조치 이행 실적

- 플랜트 내 탱크 구조물의 축소 모형을 이용한 구조실험/내진실험을 안전시설 및 안전여건이 구비된 전문 실험실(현대건설연구소 구조실험동)에 의뢰하여 전문 인력을 통한 실험을 수행하였음.
- 참여연구진의 실험 참여시 보험을 가입하였고, 규정된 안전교육을 이수한 후 참여함.
- 국민대학교 안전교육 증빙 자료의 경우 따로 편집이 불가하여 원본파일을 그대로 넣었으며, 그 안에 연구활동 종사자 이혁재, 이소리 등의 참여인원이 포함되어있음.

연구실 자체 안전교육 일지 (2015년 7월)

소속기관 : 공과대학 건설시스템공학과

연번	학과(전공)	연구실명	교육내용	교육시간
1	건설시스템공학과	공법208 토질실험실	연구실 안전법, 전기안전, 소방안전	2 1시간
2	건설시스템공학과	공법211 콘크리트실험실	연구실 안전법, 전기안전, 소방안전	2 1시간
3	건설시스템공학과	공113.114 구조실험실	연구실 안전법, 전기안전, 소방안전	1 1시간
4	건설시스템공학과	공120.121 수리실험실	연구실 안전법, 전기안전, 소방안전	1 1시간
5	건설시스템공학과	공법215 물환경실험실	연구실 안전법, 전기안전, 소방안전	3 1시간
6	건설시스템공학과	공법403 담수환경실험실	연구실 안전법, 전기안전, 소방안전	2 1시간
7	건설시스템공학과	공112 공구조연구실	연구실 안전법, 전기안전, 소방안전	1 1시간
8	건설시스템공학과	공129 교량연구실	연구실 안전법, 전기안전, 소방안전	1 1시간
9	건설시스템공학과	공법8103 구조/콘크리트 역구조사실	연구실 안전법, 전기안전, 소방안전	1 1시간
10	건설시스템공학과	공법8203 기초수리실험실	연구실 안전법, 전기안전, 소방안전	2 1시간
11	건설시스템공학과	공법8204 토질실험실	연구실 안전법, 전기안전, 소방안전	1 1시간
12	건설시스템공학과	산학협력연구실	연구실 안전법, 전기안전, 소방안전	2 1시간

안전관리감독자(학과장) 양정석

<작성요령>
 ① 연번 : 학과 연구실 호실 배치순에 따른 일련번호 기재 (예 : 1, 2, 3 ~)
 ② 학과(전공) : 해당 대학교 학과명 또는 전공명 기재 (예 : 물리학과, 동물자원학부 등)
 ③ 연구실명 : 해당 연구실 호실 배치순에 따른 일련번호 기재 (예 : 토질실험실, 콘크리트연구실 등)
 ④ 교육내용 : 학과 소속의 담당교수 명을 기재하고 (예 : 본과실용연구실, 본과연구실 등) 해당 연구실의 안전법, 전기안전, 소방안전 교육내용을 기재하고 (예 : 안전법, 전기안전, 소방안전 교육내용 등) 해당 연구실의 안전법, 전기안전, 소방안전 교육내용을 기재하고 (예 : 안전법, 전기안전, 소방안전 교육내용 등)
 ⑤ 교육시간 : 연구실의 안전법, 전기안전, 소방안전 교육시간을 기재하고 (예 : 안전법, 전기안전, 소방안전 교육시간 등)
 ⑥ 연구실명 : 연구실의 안전법, 전기안전, 소방안전 교육시간을 기재하고 (예 : 안전법, 전기안전, 소방안전 교육시간 등)
 ⑦ 연구실명 : 연구실의 안전법, 전기안전, 소방안전 교육시간을 기재하고 (예 : 안전법, 전기안전, 소방안전 교육시간 등)
 ⑧ 연구실명 : 연구실의 안전법, 전기안전, 소방안전 교육시간을 기재하고 (예 : 안전법, 전기안전, 소방안전 교육시간 등)
 ⑨ 연구실명 : 연구실의 안전법, 전기안전, 소방안전 교육시간을 기재하고 (예 : 안전법, 전기안전, 소방안전 교육시간 등)
 ⑩ 연구실명 : 연구실의 안전법, 전기안전, 소방안전 교육시간을 기재하고 (예 : 안전법, 전기안전, 소방안전 교육시간 등)

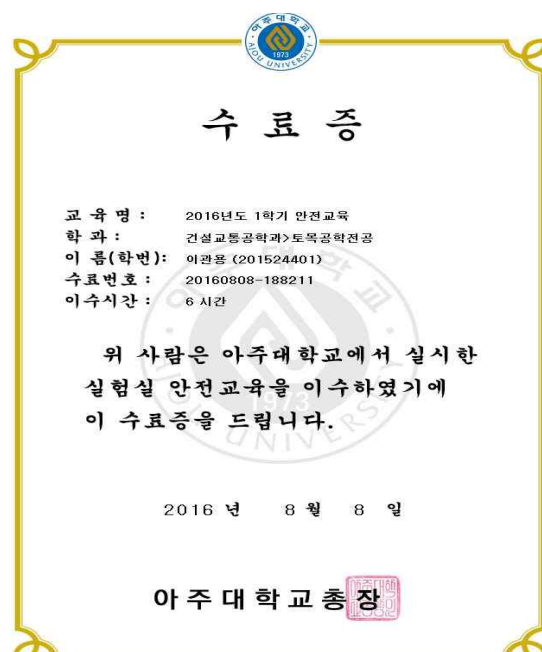
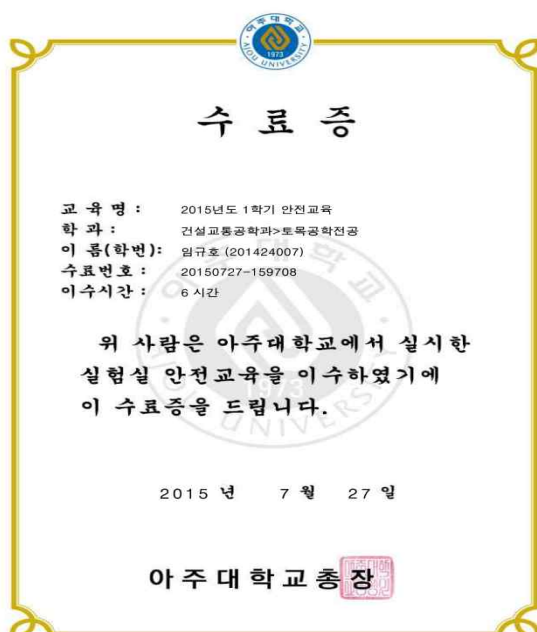
연구실 자체 안전교육 일지 (2014년 7월)

소속기관 : 공과대학 건설시스템공학과

연번	학과(전공)	연구실명	교육내용	교육시간
1	건설시스템공학과	공법208 토질실험실	연구실 안전법, 전기안전, 소방안전	3 1시간
2	건설시스템공학과	공법211 콘크리트실험실	연구실 안전법, 전기안전, 소방안전	2 1시간
3	건설시스템공학과	공113.114 구조실험실	연구실 안전법, 전기안전, 소방안전	3 1시간
4	건설시스템공학과	공117 MTS실험실	연구실 안전법, 전기안전, 소방안전	미 실시 1시간
5	건설시스템공학과	공120.121 수리실험실	연구실 안전법, 전기안전, 소방안전	2 1시간
6	건설시스템공학과	공법215 물환경실험실	연구실 안전법, 전기안전, 소방안전	3 1시간
7	건설시스템공학과	공법403 담수환경실험실	연구실 안전법, 전기안전, 소방안전	3 1시간
8	건설시스템공학과	공112 공구조연구실	연구실 안전법, 전기안전, 소방안전	1 1시간
9	건설시스템공학과	공129 교량연구실	연구실 안전법, 전기안전, 소방안전	미 실시 1시간
10	건설시스템공학과	공법8103 구조/콘크리트 역구조사실	연구실 안전법, 전기안전, 소방안전	미 실시 1시간
11	건설시스템공학과	공법8203 기초수리실험실	연구실 안전법, 전기안전, 소방안전	미 실시 1시간
12	건설시스템공학과	공법8204 토질실험실	연구실 안전법, 전기안전, 소방안전	미 실시 1시간

안전관리감독자(학과장) 양정석

<작성요령>
 ① 연번 : 학과 연구실 호실 배치순에 따른 일련번호 기재 (예 : 1, 2, 3 ~)
 ② 학과(전공) : 해당 대학교 학과명 또는 전공명 기재 (예 : 물리학과, 동물자원학부 등)
 ③ 연구실명 : 해당 연구실 호실 배치순에 따른 일련번호 기재 (예 : 토질실험실, 콘크리트연구실 등)
 ④ 교육내용 : 학과 소속의 담당교수 명을 기재하고 (예 : 본과실용연구실, 본과연구실 등) 해당 연구실의 안전법, 전기안전, 소방안전 교육내용을 기재하고 (예 : 안전법, 전기안전, 소방안전 교육내용 등) 해당 연구실의 안전법, 전기안전, 소방안전 교육내용을 기재하고 (예 : 안전법, 전기안전, 소방안전 교육내용 등)
 ⑤ 교육시간 : 연구실의 안전법, 전기안전, 소방안전 교육시간을 기재하고 (예 : 안전법, 전기안전, 소방안전 교육시간 등)
 ⑥ 연구실명 : 연구실의 안전법, 전기안전, 소방안전 교육시간을 기재하고 (예 : 안전법, 전기안전, 소방안전 교육시간 등)
 ⑦ 연구실명 : 연구실의 안전법, 전기안전, 소방안전 교육시간을 기재하고 (예 : 안전법, 전기안전, 소방안전 교육시간 등)
 ⑧ 연구실명 : 연구실의 안전법, 전기안전, 소방안전 교육시간을 기재하고 (예 : 안전법, 전기안전, 소방안전 교육시간 등)
 ⑨ 연구실명 : 연구실의 안전법, 전기안전, 소방안전 교육시간을 기재하고 (예 : 안전법, 전기안전, 소방안전 교육시간 등)
 ⑩ 연구실명 : 연구실의 안전법, 전기안전, 소방안전 교육시간을 기재하고 (예 : 안전법, 전기안전, 소방안전 교육시간 등)



제10장. 연구개발과제의 대표적 연구 실적

번호	구분 (논문/ 특허/ 기타)	논문명/특허명/ 기타	소속 기관명	역할	논문 게재지/ 특허 등록 국가	영향력 지수	논문 게재일 /특허 등록일	사사 여부 (단독 사사 또는 중복 사사)	특기 사항 (SCI 여부/인용 횟수 등)
1	논문	Experimental study on the dynamic behavior of a cylindrical liquid storage tank subjected to seismic excitation	국민대 아주대	주저자	International Journal of Steel Structures		2016.09.30. (게재예정)	단독사사	SCI
2	논문	강재 액체저장탱크의 내진설계를 위한 설계기준 분석	국민대 아주대	주저자	한국강구조학 회 논문집		2016.06.30	단독사사	KCI (비SCI)
3	논문	플랜트 탱크의 좌굴 거동에 근거한 풍하중 설계기준 비교연구	국민대 아주대	주저자	한국강구조학 회 논문집		2016.06.30	단독사사	KCI (비SCI)
4	논문	항만 및 해양구조물 고강도 내식성 원형강관의 축방향 허용압축응력 산정	국민대 아주대	주저자	한국강구조학 회 논문집		2016.08.30. (게재예정)	단독사사	KCI (비SCI)
5	논문	지진 하중을 받는 원통형 플랜트 탱크 구조물의 축방향 허용압축응력 설계기준 비교연구	국민대 아주대	주저자	한국강구조학 회 논문집		2016.08.30. (게재예정)	단독사사	KCI (비SCI)

제11장. 기타 사항

없음

(7쪽 중 제7쪽)

제12장. 참고 문헌

- [1] European Committee for Standardization (2006) Eurocode 8 - Design of structures for earthquake resistance - Part 4: Silos, Tanks and Pipelines, Eurocode 8, Brussels, Belgium.
- [2] American Petroleum Institute (2007) Welded Storage Tanks for Oil Storage, API 650, American Petroleum Institute Standard, Washington D.C., U.S.A.
- [3] New Zealand Society for Earthquake Engineering (2009) Seismic Design of Storage Tanks, Recommendations of a Study Group of New Zealand Society for Earthquake Engineering, New Zealand.
- [4] Oh, C. K. and Bae, D.(2014) Proposed Revisions to Fatigue Provisions of Orthotropic Steel Deck Systems for Long Span Cable Bridges, International Journal of Steel Structures, Vol 14, pp. 811-819.
- [5] 이철호, 강기용, 김성용, 구철희(2013) 각형 콘크리트충전 강관기둥 부재의 구조설계기준 비교연구, 한국강구조학회 논문집, Vol. 25, pp.389-398.
- [6] Manos, G.C. (1985) Tank damage during the May 1983 Coalinga Earthquake, Earthquake Engineering & Structural Dynamics, 13, pp. 449-466.
- [7] Manos, G.C., Shibata, H. and Shigeta, T. (1989) Correlation of cylindrical tank wall buckling with an earthquake motion recorded at a small distance from the tank, Earthquake Engineering & Structural Dynamics, 18, pp. 169-184.
- [8] Manos, G.C., Shibata, H. and Shigeta, T. (1989) Correlation of cylindrical tank wall buckling with an earthquake motion recorded at a small distance from the tank, Earthquake Engineering & Structural Dynamics, 18, pp. 169-184.
- [9] 김승억, 최동호, 이동원(2000) 지진 하중을 받는 유체저장탱크 거동 연구에 대한 고찰, 대한토목학회논문집, 대한토목학회, 제20권, 제4-A호, pp. 607-619.
Kim, S.E., Choi, D.H. and Lee, D.W.(2000) State of the Art Review on Behavior of Liquid Storage Tanks subjected to Earthquake Load, Journal of Korean Society of Civil Engineers, KSCE, Vol.20, No.4-A, pp.607-619 (in Korean).
- [10] Housner, G.W.(1963) The dynamic behavior of water tanks, Bulletin of the Seismological Society of America, Vol. 53, No. 2, pp. 381 - 389.
- [11] Veletsos, A.S. and Yang, J.Y.(1977) Earthquake response of liquid storage tanks advances in civil engineering through mechanics, Proc. of the 2nd Engineering Mechanics Specialty Conference, Raleigh(NC), U.S.A.
- [12] Haroun, M.A. and Housner, G.W.(1981) Earthquake response of deformable liquid storage tanks, Journal of Applied Mechanics, Vol. 48, No.2, pp. 411 - 418.
- [13] Veletsos, A.S.(1984) Seismic response and design of liquid storage tanks. Guidelines for the seismic design of oil and gas pipeline systems, Technical Council on Lifeline

- [14] Malhotra, P. and Veletsos, A.S.(1994) Uplifting response of unanchored liquid storage tanks, *Journal of Structural Engineering*, Vol.120, No.12, pp.3525 - 3547.
- [15] Natchigall, I., Gebbeken, N. and Urrutia-Galicia, J.L.(2003) On the analysis of vertical circular cylindrical tanks under earthquake excitation at its base, *Engineering Structures*, Vol.25, pp.201-213.
- [16] Housner, G. W. and Haroun, M. A.(1978) Vibration tests of full-scale liquid storage tanks, *Proc. of the 2nd U.S. National Conference on Earthquake Engineering*, pp.137-145.
- [17] Morita, H., Ito, T., Hamada, K. and Shirai, E.(2003) Investigation on buckling behavior of cylindrical liquid storage tanks under seismic excitation, 2nd Report - Investigation on the Nonlinear Ovaling Vibration at the Upper Wall, *ASME-PVP*, Vol.466, pp. 227-234.
- [18] Maekawa, A., Suzuki, M. and Fujita, K.(2006) Nonlinear vibration response of a cylindrical water storage tank caused by coupling effect between beam-type vibration and oval-type vibration: Part 1 - vibration experiment, *ASME-PVP*, PVP2006- ICPVT-11-93261, pp. 1-10.
- [19] 소방방재청(2013), 위험물안전관리에 관한 세부기준, 소방방재청.
NEMA(2013), Code for the Design of Tank with Dangerous Substances, National Emergency Management (in Korean).
- [20] 한국표준협회(2006), KS B 6283:2006 액체저장탱크의 내풍압 및 내진에 대한 설계요건.
KSA(2006), KS B 6283:2006 Design requirements for wind load and seismic load of oil storage tanks, Korean Standards Association (in Korean).
- [21] API 650(2012), Welded Tanks for Oil Storage API 650 12th, American Petroleum Institute, U.S.A.
- [22] BS EN 1998-4:2006(2006), Eurocode 8: Design of structures for earthquake resistance - Part 4: Silos, tanks and pipelines, European Committee for Standardization.
- [23] NZSEE(2009), Seismic design of storage tanks: 2009, New Zealand Society for Earthquake Engineering.
- [24] NZS(2004) New Zealand Standard Structural Design Actions - Part 5: Earthquake actions, Council of Standards New Zealand.
- [25] ANSYS(2013) ANSYS Mechanical APDL Element Reference, ANSYS Inc., P.A., U.S.A.
- [26] US NRC(2014) Regulatory Guide 1.60: Design Response Spectra for Seismic Design of Nuclear Power Plants, U.S. Nuclear Regulatory Commission, U.S.A.
- [27] Galambos, T.V.(1988) Guide to Stability Design Criteria for Metal Structures, John Wiley & Sons, New Jersey, U.S.A.

-
- [28] 박장호(1997) 면진 및 비면진 직사각형 수조구조물의 동적 거동 해석, 박사학위논문, 서울대학교.
- [29] Housner, G. W. (1957) Dynamic pressure on accelerated fluid containers, Bulletin of the Seismological Society of America, Vol. 47, pp.15-35.
- [30] Housner, G. W. (1963) Dynamic analysis of fluids in containers subjected to acceleration, in Nuclear Reactors and Earthquakes, Report No. TID 7024, U. S. Atomic Energy Commission, U.S.A.
- [31] Rammerstorfer, F. G., Sharf, K. and Fisher, F. D. (1990) Storage tanks under earthquake loading, Applied mechanics reviews, ASME, Vol. 43, pp.261-282.
- [32] Malhotra, P. K., Wenk, T., and Weiland, M.(2000) Simple procedure of seismic analysis of liquid storage tanks, Structural Engineering. Vol. 10, pp. 197 - 201.
- [33] Manos, G. C. and Clough, R. W.(1985) Tank damage during May 1983 Coalinga earthquake, Earthquake Engineering and Structural Dynamics, Vol. 1, pp. 449 - 466.
- [34] Veletsos, A. S. (1984) Seismic response and design of liquid storage tanks, Guidelines for the seismic design of oil and gas pipeline systems, Technical council on lifeline earthquake engineering, ASCE, N. Y., U.S.A.
-

