

항공기 충돌하중을 받는 원전 격납구조물의 저항능력 평가

Resistance Ability Evaluation of the CANDU-6 Containment subjected to Aircraft Impact Forces

정철현

단국대학교 토목환경공학과
서울 용산구 한남동 산8번지

이윤석, 김영진

대우건설기술연구소
경기도 수원시 장안구 송죽동 60

정연석

한국원자력안전기술원
대전광역시 유성구 구성동 19

요 약

본 연구에서는 ADINA를 이용하여 항공기 충돌하중하에서의 CANDU형 원전 격납구조물의 동적-비선형해석을 수행하여 저항능력을 평가하였다. 유한요소모델 구성시 격납구조물의 원통형 벽체에서는 높이에 따라 배근된 강재량이 일정하다. 그러나, 상부돔의 자오선 방향으로 배근된 강재량은 일정치 않고 변화하게 된다. 기존 연구에서는 이러한 강재량의 변화를 반경방향(자오선)으로 일정한 것으로 가정하여 구조해석을 수행하였다. 이와 같은 모델상의 제약으로 철근 및 텐던의 조기항복, 돔 정상부 부근에서의 부정확한 변형특성을 보이고 있다. 본 연구에서는 실제 배근된 강재량을 모델할 수 있는 기법을 유도하여 항공기 충돌하중에 대해 격납구조물의 저항능력을 평가하였다. 해석결과, B707-320 항공기 충돌하중이 벽체중앙부와 벽체상단부에 작용하는 경우에는 넓은 면적에서 균열은 발생하지만 콘크리트의 압축파쇄 및 강재의 항복은 없었으며, 구조적인 파괴는 발생하지 않았다. 발생확률은 극히 낮지만, 상부돔 상단부에 작용하는 경우에는 균열확산과 함께 상부돔 근처 콘크리트의 압축파쇄 및 강재의 항복이 발생되는 것으로 나타났다.

Abstract

In this study, the dynamic non-linear analysis for CANDU-type containment is conducted to examine the ultimate capacity under aircraft impact force by using program ADINA. For the case of the perimeter wall of a cylindrical containment, the effective reinforcement ratio can be easily specified by the constant cross-sectional area of the truss element. However, the constant cross-sectional area of the truss element cannot reflect the effect of reinforcement variation along the meridional direction at the dome of the structure. Due to the limitation of the model, the premature yielding of the reinforcement or tendon and irregular deformation at the dome have been reported. In this paper, the modeling method handling the reinforcement variation along the meridional direction at the dome of the structure is developed. The dynamic analysis gives the result that the structural damage due to concrete crushing and steel yielding is shown when an aircraft impacts against the apex place of upper dome of containment, but no structural failure in other impact places of containment.

1. 서론

원자력발전소의 설계 수명동안 잠재적으로 발생할 가능성이 있는 인위적 또는 자연 재해적 사고 가운데, 특히 2001년 9월 테러에 의해 민항기가 세계무역센터에 충돌한 사고는 비슷한 사고가 일어났을 때 원자력 발전소 같은 중요 사회기반시설의 안전성에 대한 사회적 경각심을 불러 일으켰고 또한 공학적인 타당성 검토의 필요성을 제기하였다. 원자력발전소 운영중 안전에 치명적인 영향을 줄 수 있는 최대 가상사고는 항공기의 충돌, 폭발물에 의한 사고, 터빈사고, 지진등으로서 외력에 의한 것으로는 항공기 충돌이 가장 큰 사고이며, 내부사고로는 터빈사고가 가장 중요하다. 충격체에 의해 충격을 받는 구조물 해석시 고려해야 할 항목에는 국부효과 외에 전반응답(Overall Response)이 있다. 전반응답의 평가란 충격에 의해 방어벽이 전체적으로 휨을 받을 때, 과도한 변형으로 휨과괴가 발생하는지의 여부를 결정하는 것을 의미하며, 평가방법으로서는 충격하중-시간 함수를 이용하여 동적-비선형 해석을 수행해 변위, 응력 및 변형을 검토하여 평가한다.

사고 발생 확률이 가장 큰 터빈 사고는 격납구조물의 전반거동보다는 국부적인 거동에 영향을 미친다. 발생 확률은 극히 낮지만 사고가 나면 심각한 손상을 초래할 수 있는 항공기 충돌에 대해서는 격납구조물의 동적해석을 수행함으로써 격납구조물의 구조안전성을 평가한다. 지금까지 국내에 건설된 원자력 발전소의 격납구조물 설계에서는 항공기 충돌로 인한 전반거동에 대한 안전성 여부에는 미흡한 면이 있다. 이는 우리나라 영공을 운항하는 항공기의 운행빈도나 사고 발생 확률이 낮은 것에 기인하지만, 현재 우리나라 영공을 운항하는 항공기의 운행빈도나 규모가 과거에 비해 급속도로 증가하는 추세를 보이고 있기 때문에 이에 대한 안전성 평가의 필요성은 증가하고 있는 실정이다. 기존에 국외에서 수행된 연구에서는 격납구조물내 강재를 분포된 판으로 이상화시키거나, 트러스요소로 모델할 때 상부돔에 배근된 강재량의 변화를 고려하지 못하고 반경방향으로 일정한 것으로 가정하여 구조해석을 수행하여 왔다^(5,6). 본 연구에서는 상부돔에 실제 배근된 강재량을 유한요소모델에 반영할 수 있는 기법에 대해서 연구하였다. 이를 바탕으로 CANDU형 원전 격납구조물을 대상으로 항공기 충돌하중에 의한 비선형-동적해석을 수행하여, 항공기 충돌부위에 따른 전반거동 및 파괴형상, 저항능력 등을 평가하였다.

2. 항공기 충돌로 인한 충격하중의 정식화

항공기가 원자력발전소에 추락 및 충돌할 확률은 발전소의 위치, 비행장 및 비행로의 위치, 항공기 운행 빈도수, 항공기 사고 발생률등에 의해서 결정되며, 현행 미국 기준에서는 10^{-7} /년 보다 큰 확률을 갖는 항공기 충돌사고에 대해서 설계시 고려하도록 규정하고 있으며⁽⁴⁾, 국내를 비롯한 여러 나라에서 이 규정을 이용하고 있다. 현재 국내항공사는 2개 사로서 보유하고 있는 항공기 중 보잉사 기종이 약 55%를 차지하고 있으며, 보잉사 기종이 중량 및 크기도 다른 기종에 비해서 크다. 따라서, 본 연구에서 항공기 충돌하중으로 보잉사 기종 중 B703-320을 선정하였다. 항공기가 원전 격납구조물에 직접 충돌하는 경우는 모든 위치가 가능하나 가장 큰 손상을 초래할 것으로 판단되는 부위는 그림 1에서 보여주는 벽체 높이의 1/2지점, 벽체와 링빔의 접합부, 상부돔의 정

점부 등이다^(3,6).

항공기 추락시 추락각도는 이론상 모든 각도가 가능하나, 기존 연구자의 조사자료에 의하면 가장 빈번한 추락각도는 지상과 이루는 각이 0°에서 15°사이와 90°부근인 것으로 나타났으며^(5,7), 이론상 원전 격납구조물에 항공기가 직접 충돌하여 구조물에 가장 큰 손상을 초래하는 각도도 그림 1에서와 같이 표면에 직각으로 충돌하는 경우로서 이 범위에 포함된다. 항공기가 지상 근처에서 날 수 있는 최고 속도는 410m/sec이며, 이 속도로 비행하는 경우에는 굉장한 소음과 함께 건물의 유리창이 깨지는 등 피해가 극심하므로 지상근처에서는 최고 속도로 비행하지 못하도록 제한하고 있다.

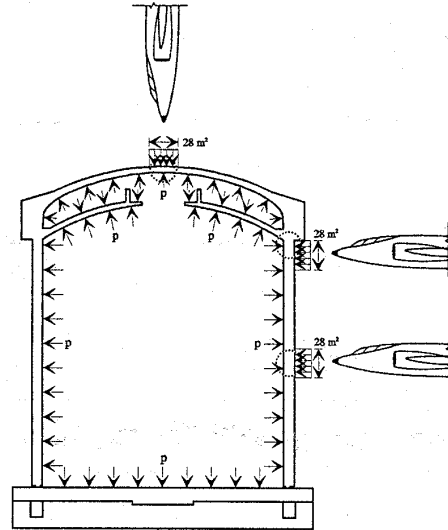
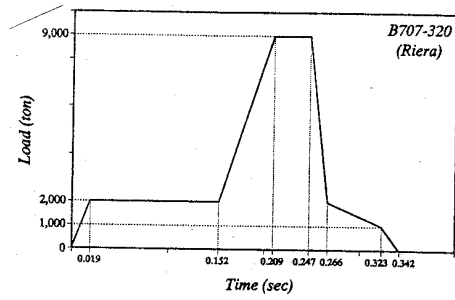
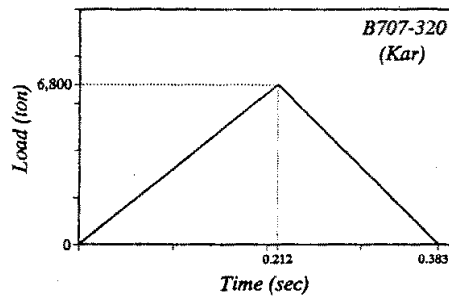


그림 1. 항공기의 충돌지점 및 충격시 각도

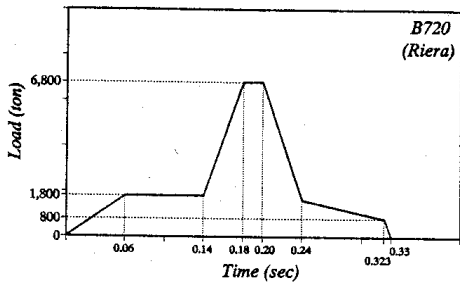
Riera의 조사자료에 의하면 민간 항공기가 공항 주변에서 338fps(103m/sec)의 속도를 초과하는 경우가 거의 없으며, 또한 미국내 추락 민항기의 사고기록 조사에서도 같은 결과를 보여주고 있다⁽⁵⁾. 따라서 본 연구에서 민간 항공기의 추락속도가 103m/sec일때 유도된 충격하중-시간함수식을 이용하여 동적해석을 수행하였다. 항공기가 구조물에 충돌하여 벽체를 완전히 뚫고 들어가지 않는 경우에는 기체가 파괴되면서 단면적이 확대된다. 민간 항공기인 B707-320을 대상으로 한 Riera의 연구결과에 의하면 민간 항공기 충돌시에는 단면적 확대를 고려해 접촉면적을 28m²으로 하는 것이 보다 합리적임을 보여주고 있다⁽⁴⁾. 현재 국내 항공사들이 보유하고 있는 민항기의 대부분은 보잉사 기종으로서 보다 정확한 접촉면적은 실험을 통해서 산출하여야 하나, 현실적으로 어려운 실정이다. 항공기 충돌시 발생하는 충격하중-시간함수는 그림 2에서와 같이 여러 연구자에 의해서 제안되었다. 본 연구에서는 비행기의 규모나 여러가지 제원면에서 유사한 Riera의 연구결과를 이용하여 충돌시 접촉면적 및 충격하중-시간함수를 결정하였으며, 시간이력은 그림 2.(a)와 같다



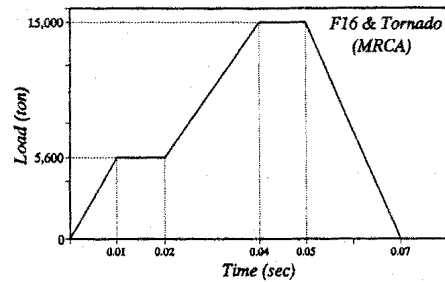
(a) B707-320



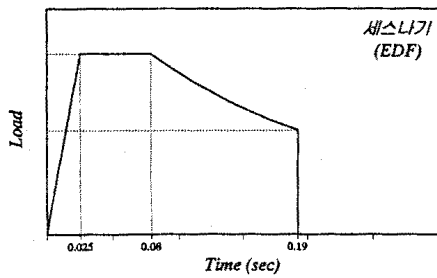
(b) B707-320



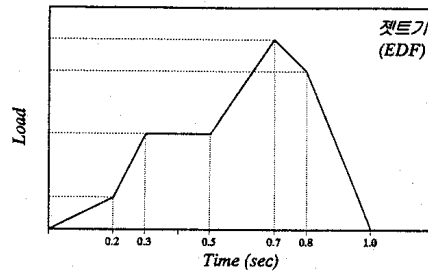
(c) B720



(d) Phantom RF-4E



(e) 세스나기



(f) 켓트기

그림 2. 항공기 충돌시 충격하중-시간함수

3. CANDU-6 격납구조물의 유한요소모델

3.1 3차원 해석모델

항공기 충돌하중이 작용하는 격납구조물은 1/2 모델을 중심으로 대칭으로 작용하기 때문에 격납구조물의 동적특성을 갖는 충격하중하에서의 전반거동, 균열 진전상황 및 구조물의 안전성을 평가하기 위해 1/2 크기의 격납구조물을 3차원 유한요소로 모델하였다. 여러 종류의 관통부와 부벽은 전체 구조물에 비해 미소하므로 전체 구조물의 거동에 미치는 영향이 작을 것으로 판단하여 무시하였으며, 단면치수는 벽체의 최소 두께를 사용하였다. 그림 3에서 보여주는 3차원 유한요

소모델에서 콘크리트는 8절점을 갖는 3-D SOLID요소로 모델하였으며, 원환철근, 원환텐던, 수직철근(Meridional Rebar), 수직텐던(Meridional Tendon) 및 수평텐던(Horizontal Tendon)은 2절점 트리스요소로 모델하였다. 유한요소모델의 원주방향으로 충격하중이 작용하는 타격부위 부근에서 20°까지는 균열 거동을 확인하기 위해서 5°씩 4등분으로 분할하였으며, 나머지 부분에 대해서는 20°씩 8등분으로 분할하여 총 180°까지 12등분으로 모델하였다. 항공기 충돌하중이 작용하는 타격부위(벽체 높이의 1/2, 벽체 상단부, 돔 정상부) 부근은 보다 정확한 구조거동을 평가하기 위해서 상대적으로 다른 부위보다 작은 요소로 모델하였다. 총 절점수가 3,805개로 구성된 그림 3에서 보여주는 모델에서 균열후 두께 방향으로의 균열진전을 확인하기 위해서 벽체는 5개, 상부돔은 2개의 층으로 모델하였다.

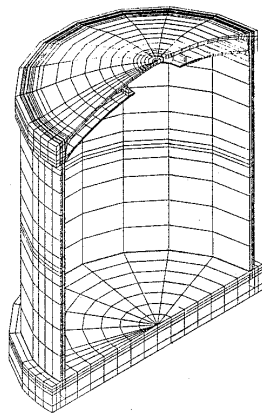


그림 3. 3차원 유한요소모델

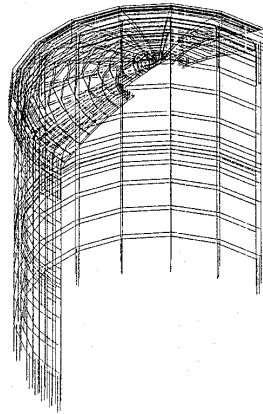


그림 4. 철근의 모델형상

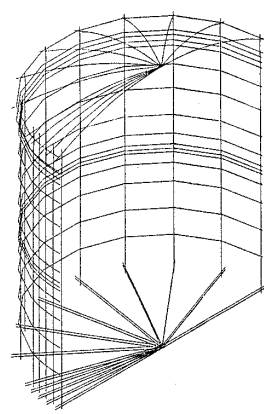


그림 5. 텐던의 모델형상

트리스로 모델된 철근의 전체적인 형상은 그림 4와 같으며, 원주방향의 각 블록내에 배근된 수직철근(Meridional Rebar)은 집중시켜 단면적을 환산하였으며, 같은 방법으로 기초슬래브와 벽체 하단부의 접합부인 헌지부와 벽체상단부와 링빔부에 배근된 다웰바를 모델하였다. 원환철근(Hoop Rebar)은 높이방향으로 분할된 블록내에 배근된 철근을 집중시켰다. 트리스로 모델된 텐던의 전체적인 형상은 그림 5와 같으며, 원주방향의 각 블록내에 배근된 수직(Meridional) 및 수평(Horizontal)텐던은 집중시켜 단면적을 환산하였다. 원환텐던(Hoop Tendon)은 높이방향으로 분할된 블록내에 배근된 텐던을 집중시켰다.

3.2 프리스트레스 텐던 배치의 이상화

기초슬래브 및 상부돔은 프리스트레스 텐던 배치시 제한된 단면 두께로 인하여 방사형을 이루지 못하고 3~4 방향의 격자형상을 이루고 있다. 따라서 기초슬래브나 돔에 배근된 텐던은 중심부에서 반경방향으로 강재량이 변화하게 된다. 그림 6에서 (a)는 실제의 기초슬래브 텐던 배치 형상이며, (b)는 이상화된 텐던 배치도이다. 그림 6의 (b)에서 텐던의 단면적은 반경 방향으로 일정하나, (a)의 실제 배치상태에서는 반경 방향으로 변화를 보이는 것을 알 수 있다. 그러나, 기존 연구에서는 텐던 모델시 이와 같은 단면적의 변화를 고려하지 않고^(5,6,7), 반경 방향으로 일정한 것으로 가정하여 단면적을 산정하였다. 이로 인해 중심부 부근에서는 실제보다 많은 양의 단면적을 고려하

게 되고, 외측부에서는 작은 양의 단면적을 반영하게 됨으로서 각 구조재료의 탄성한계를 초과하는 하중하에서 실제 거동과 다른 결과를 보일수 있을 것으로 판단된다. 따라서, 본 연구에서는 3방향으로 직선 배치된 텐던을 방사선 형태의 텐던으로 이상화시키면서 발생하는 단면적 변화식을 유도하였으며, 이 결과를 충돌해석시 반영하였다.

1방향 텐던의 개수를 n개(3방향 총 텐던수 : 3n), 기초슬래브의 반경을 R이라 하면 텐던간의 간격은 $2R/(n+1)$ 이다. 따라서, (n-1)/2번째 텐던까지의 거리는 $(n-1)R/(n+1)$ 과 같다. 3방향으로 직선 배치된 텐던은 기초슬래브 단면내에서 일정한 밀도를 갖고 있으므로, 이를 일정한 두께를 갖는 분포된 판(smearred plate)으로 이상화시키는 것이 가능하다. 그림 7에서, 각 텐던의 단면적을 A_p 로 동일하므로 각 텐던의 길이를 합하여 체적을 구하면 다음과 같다.

$$\overline{aa'} = \sqrt{(oa')^2 - (oa)^2} = \frac{2R}{n+1} \sqrt{\left(\frac{n+1}{2}\right)^2 - 1^2} \quad (1)$$

$$\overline{bb'} = \sqrt{(ob')^2 - (ob)^2} = \frac{2R}{n+1} \sqrt{\left(\frac{n+1}{2}\right)^2 - 2^2} \quad (2)$$

$$\overline{zz'} = \sqrt{(oz')^2 - (oz)^2} = \frac{2R}{n+1} \sqrt{\left(\frac{n+1}{2}\right)^2 - \left(\frac{n-1}{2}\right)^2} \quad (3)$$

$$V_1 = \sum_{m=1}^n A_p \times (\text{length of each tendon})$$

$$= A_p \left\{ 2R + 4 \sum_{m=1}^{\frac{n-1}{2}} \frac{2R}{n+1} \sqrt{\left(\frac{n+1}{2}\right)^2 - m^2} \right\} \quad (n \geq 3) \quad (4)$$

$$V_3 = 3V_1 \quad (5)$$

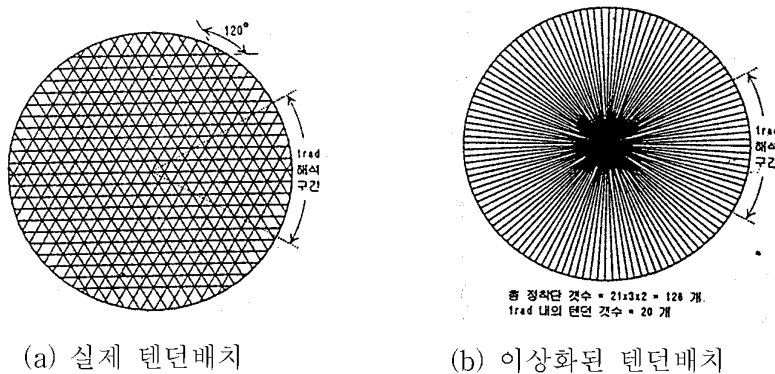


그림 6. 기초슬래브에 배치된 텐던의 이상화

여기서, V_1 은 1방향으로 배치된 텐던의 총 체적, V_3 는 3방향으로 배치된 텐던의 총 체적, R은 기초슬래브의 반경, n은 1방향만을 고려한 텐던의 개수이다. 식(5)에 의해서 계산된 텐던의 체적을 일정한 두께 t를 갖는 등가의 분포된 판으로 이상화시킨후, t를 산정하면 식(6)과 같다.

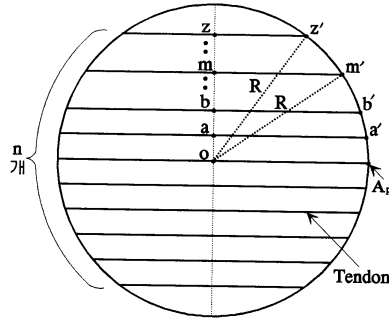


그림 7. 3방향 텐던중 1방향 텐던의 배치형상

$$t = \frac{6A_p}{\pi R} \left\{ 1 + \frac{4}{n+1} \sum_{m=1}^{\frac{n-1}{2}} \sqrt{\left(\frac{n+1}{2}\right)^2 - m^2} \right\} \quad (6)$$

한 예로, 기초슬래브 중 1 라디안에 해당하는 부분을 식(6)에서 계산된 두께 t 를 갖는 등가의 판으로 나타내면 그림 8.(a)와 같고, 이를 집중(lumped)된 수직(meridional) 텐던으로 환산하면 그림 8.(b)와 같다. 이를 두께 t 의 분포된 판을 집중된 텐던으로 변화시키면 x 에 따른 텐던의 단면적 (A_p') 및 반경(r_e)은 식(7)과 식(8)과 같다.

$$A_p' = xt \quad (7)$$

$$r_e = \sqrt{\frac{xt}{\pi}} \quad (8)$$

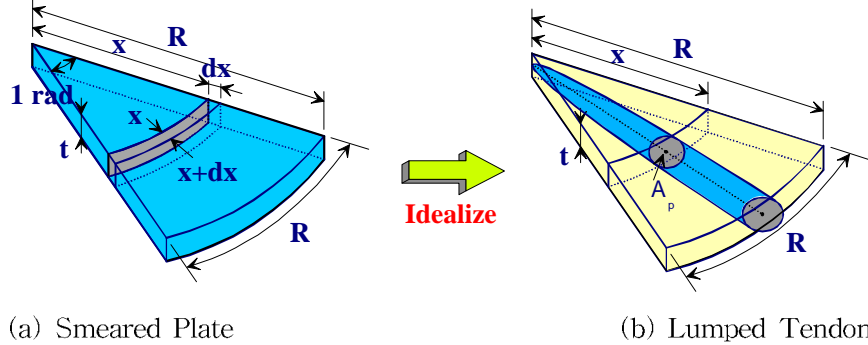


그림 8. 기초슬래브 텐던 단면의 이상화

강재에 대한 기존 모델 방법과 실제 배근량을 고려할 수 있는 본 연구에서 제시된 식(7)에 의해서 산정되는 트러스요소의 단면적은 기존 방법에 의한 텐던의 단면적이 중심부 부근에서는 과다하고, 바깥면에서는 과소하게 평가되며, 두 방법에 의해 계산되는 1 라디안 범위에서 텐던의 총체적을 비교하면 기존 방법이 약 22.5% 과다하게 산정되는 것으로 나타났다.

상부돔에서의 텐던배치는 상부돔 곡면의 곡률원점을 중심으로 일정한 각도로 배치되어 있으며,

앞에서 유도된 기초슬래브의 경우와 유사하나 텐던이 외측부로 갈수록 곡선형태를 갖기 때문에 이에 대한 고려가 필요하며, 자세한 유도과정은 참고문헌 2에 수록되어 있다. 텐던의 총체적을 곡면 형상의 일정한 두께 t 를 갖는 등가의 분포된 쉘로 이상화시킨후, t 를 산정하면 식(9)와 같다.

$$t = \frac{3A_p}{\pi h} \left\{ \sin^{-1} \left(\frac{R}{R'} \right) + 2 \sum_{m=1}^{\frac{n-1}{2}} \sin^{-1} \left(\frac{2R}{(n+1)R'} \sqrt{\left(\frac{n+1}{2} \right)^2 - m^2} \right) \right\} \quad (9)$$

상부돔 1 라디안에 해당하는 부분을 식(9)에서 계산된 두께 t 를 갖는 곡면 형상의 등가의 쉘로 나타내고 다시 이를 집중된 수직텐던으로 환산하면 단면적과 반경은 다음식과 같다⁽²⁾.

$$A_p' = xt = R't \sin \left(\frac{x'}{R'} \right) \quad (10)$$

$$r_e = \sqrt{\frac{xt}{\pi}} = \sqrt{\frac{R't}{\pi} \sin \left(\frac{x'}{R'} \right)} \quad (11)$$

기존 방법과 본 연구에서 유도된 단면적 변화식에 의해 텐던의 단면적을 산정하면 기존 방법에 의한 텐던의 단면적이 돔 정점부에서는 과다하고, 바깥면에서는 과소하게 평가되는 것으로 나타났다. 두 방법에 의해서 계산되는 1 라디안 범위에서 텐던의 총체적을 비교하면 기존 방법이 약 27.2% 과다하게 산정되는 것으로 나타났다.

4. 재료-비선형 모델

본 연구의 대상 구조물인 CANDU형 원전 격납구조물의 각 재료특성은 표 1과 같다. 항공기 충돌하중 작용시 격납구조물 내외면 콘크리트 표면에서의 균열 진전상황을 평가하기 위해서 균열(Cracking) 및 파쇄(Crushing)후 거동을 추적할 수 있는 콘크리트 모델을 사용하였다⁽⁸⁾.

표 1. 각 재료의 강도특성

항 목		위 치	
		격납구조물	
		하부 기초슬래브	기초슬래브, 상부구조물
콘크리트	탄성계수(kg/cm ²)	2.0x10 ⁵	3.89x10 ⁵
	포아송비	0.15	0.15
	인장강도(kg/cm ²)	20.0	35.0
	압축강도(kg/cm ²)	200.0	350.0
	극한강도(kg/cm ²)	146.0	256.0
	극한변형율	0.002	0.002
철 근	극한변형율	0.004	0.0035
	설계강도(kg/cm ²)	4,218 (σ_y)	
프리스트레스 텐던	탄성계수(kg/cm ²)	2.04x10 ⁶	
	설계강도(kg/cm ²)	1.89x10 ⁴ (σ_{pu})	
	탄성계수(kg/cm ²)	1.97x10 ⁶	

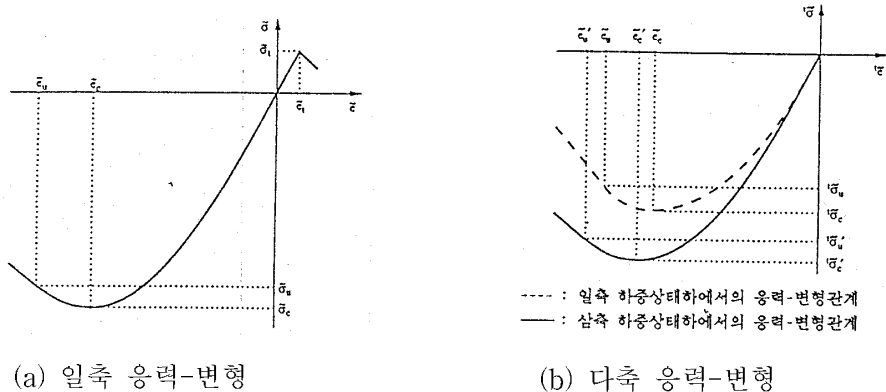


그림 9. 콘크리트의 응력-변형 관계

그림 9와 같은 일축 응력-변형관계로부터 3축 압축 파괴포락선(triaxial compressive failure envelope)을 이용한 다축 응력상태하에서의 일축 응력-변형관계를 도출할 수 있는 콘크리트모델(ADINA의 CONCRETE MODEL)을 적용하였다. 철근 및 텐던은 항복후 소성상태 거동의 평가가 가능한 그림 10과 같은 탄-소성모델(Bilinear 응력-변형관계)에 의해서 재료거동을 모델하였다

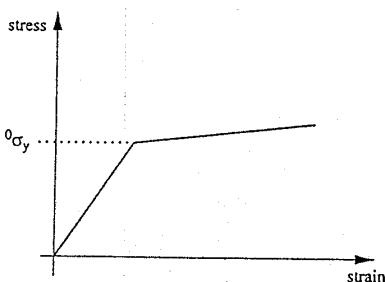


그림 10. 철근 및 텐던의 응력-변형 관계

5. 충돌위치에 따른 격납구조물의 동적해석

본 연구에서 대상으로 하는 항공기 충돌하중은 재료의 탄성범위를 초과하는 큰 하중이기 때문에 보다 정확한 구조물의 동적응답을 결정하기 위해서는 각 구성재료에 대한 재료-비선형모델이 요구된다. 특히 철근 콘크리트 구조물의 재료-비선형 해석을 위해서는 철근 콘크리트 부재의 강성저하, 강도저하, 전단의 영향등을 감안한 합리적인 이력거동(Hysteretic Behavior)을 나타낼 수 있는 모델을 사용하는 것이 바람직하다. 따라서, 동적해석에서는 위와같은 기본 요구조건을 충족시키고, 특히 콘크리트의 균열 및 파쇄후 거동의 추적이 가능한 콘크리트의 재료특성 및 강재의 항복후 거동의 추적이 가능한 탄소성 특성을 모델하였으며, 상용프로그램 ADINA를 이용해서 동적해석을 수행하였다. 동적해석시 총 하중작용 시간은 그림 2.(a)에서와 같이 0.342 sec 이며, 해석시간의 간격은 20등분($\Delta T=0.0171$ sec)으로 하였으며, 하중작용 이후의 동적거동을 평가하기 위해

서 총 30등분(0.513sec)에 대해서 해석을 수행하였다. 항공기 충돌하중 이외에도 원전의 정상 가동 시 격납구조물에 작용하는 사용하중인 프리스트레스 텐던하중, 사용중에 격납구조물의 내벽에 작용하는 내압하중(설계압)등을 일정한 크기의 정적하중으로 동적해석시 동시에 고려하였다.

6. 해석결과

구조해석은 그림 1에서 설명된 주요 구조부위인 3지점에 항공기가 충돌하는 경우에 대해서 수행하였으며, 이들중 항공기가 상부돔 정점부에 충돌하는 경우 콘크리트의 압축파쇄 및 강재의 항복으로 인해 구조적 기능을 상실하는 압축파괴가 발생하는 것으로 나타났다. 3 경우에 대한 해석 결과, 최대변위가 발생하는 시점에서의 변형형상은 그림 11과 같으며, 이때의 균열발생 상황은 그림 12와 같다. 충돌하중이 벽체에 작용하는 경우는 콘크리트에서 많은 균열이 발생하나 관통균열이나 압축파괴는 발생하지 않으며, 강재의 응력은 균열발생 이후 급속히 증가하나 항복응력보다 훨씬 작은 탄성상태에 머무르는 것으로 나타났다. 따라서, 격납구조물이 구조적으로 파괴상태에는 도달하지 않는 것으로 판단된다.

구조적 파괴가 발생하는 충돌하중이 상부돔 정점부에 작용하는 경우, 구조적 거동으로 인한 최초의 균열은 하중단계 10 STEP(T=0.1710sec)일때 상부돔 정점부 작은 면적에서 발생하여, 11 STEP(T=0.1881sec)에서 균열이 급속도로 확산되었으며, 상부돔 이외의 구조부위에서는 균열이 발생되지 않았다. 최대 하중이 작용되는 13 STEP 일때 격납구조물의 변형 및 균열형상은 그림 11.(c), 그림12.(c)와 같으며, 이때 상부돔 정점의 표면부에서는 콘크리트의 압축파쇄(Crushing)가 시작되어, 16 STEP에서 상부돔 정점부 구조물의 압축파괴가 발생하였다. 이로 인해서 이후의 하중단계에 대해서는 해석을 수행하지 못했다. 상부돔 정점부에 작용하는 항공기 충돌하중으로 인한 상부돔 정점부에서 발생하는 수직변위의 시간이력은 그림 13으로서 최대하중이 작용하는 구간에서 8cm를 초과하는 큰 변위가 발생하였다. 이때, 벽체부에서 발생하는 콘크리트의 응력은 아주 낮은 수준으로서 그림 14와 같으며, 상부돔 정점부에 충돌하중이 직접 접하는 압축부에 인접한 구간(인장균열 발생구간)에서 발생하는 콘크리트 응력의 시간이력은 그림15와 같다. 그림 16은 항공기 충돌하중과 직접 접하는 상부돔 정점부(표면부) 콘크리트 응력의 시간이력으로서, 13 STEP일때 압축파쇄(Crushing)가 발생하여 16 STEP에서 압축파괴로 이어졌다. 그림 16에서 보여주는 콘크리트의 응력은 한 요소에서 나타나는 3방향의 주응력으로서, 2번과 3번 방향의 과다한 압축응력으로 인해서 1번 방향으로 압축파쇄가 발생하였다. 그림 17은 압축파쇄가 발생한 위치에 배근된 원환 및 수직(Meridional)철근의 응력으로서 압축파괴가 발생하는 시점에서 급격한 응력증가로 항복이 발생하였다. 콘크리트의 압축파쇄가 발생하는 지점에서의 텐던 응력의 시간이력은 그림 18과 같으며, 그림에서 보면 압축파쇄가 발생하는 순간에 항복에는 도달하지 않았지만 큰 압축하중이 텐던으로 전달됨을 알 수 있다. 이상의 결과에서 보면, 상부돔 정점부에 항공기 충돌하중이 작용하는 경우에는 벽체부에 하중이 작용할때 와는 달리 상부돔에 하중이 직접 접하는 부분의 콘크리트에서 압축파쇄 및 철근의 항복이 발생하여 결국에는 구조적 기능을 상실하는 압축파괴로 이어지는 것으로 나타났다.

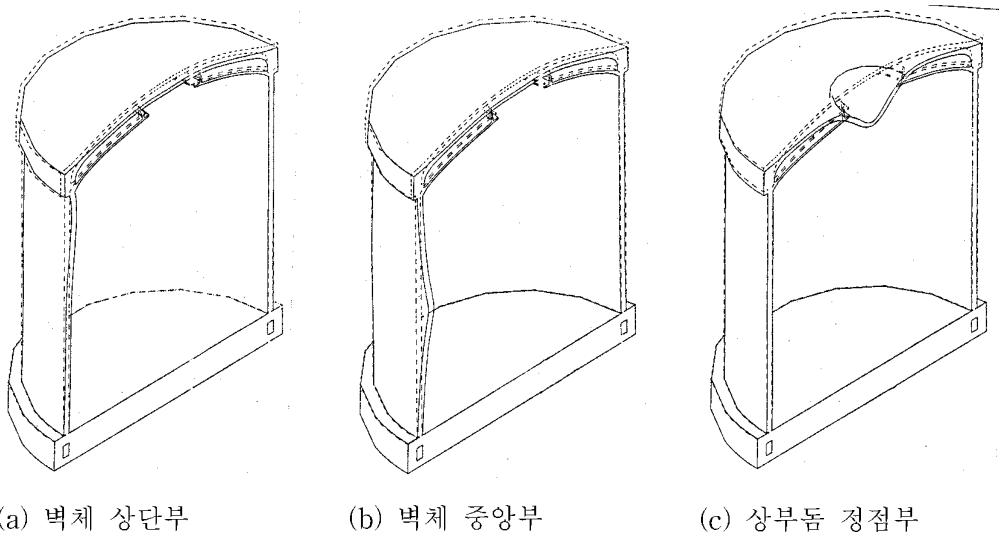


그림 11. 충돌부위에 따른 최대변형시

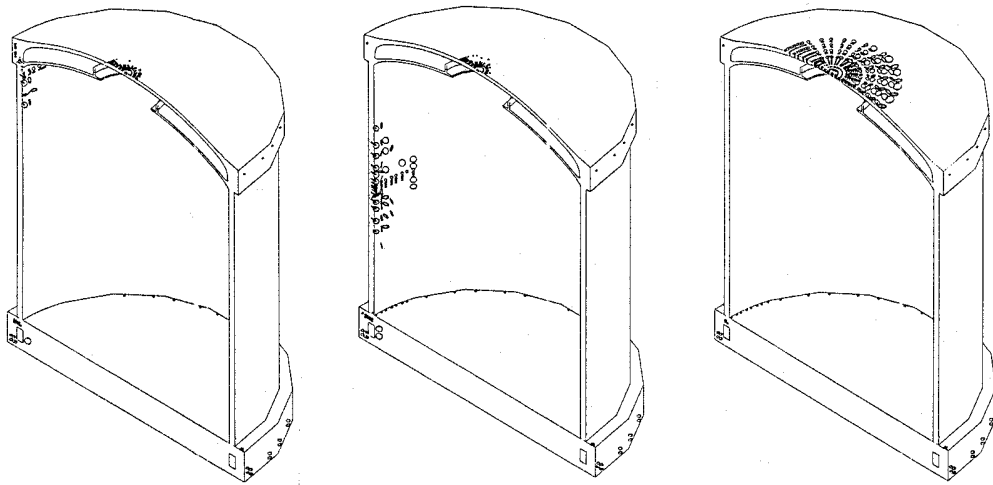


그림 12. 충돌부위에 따른 최대변형시

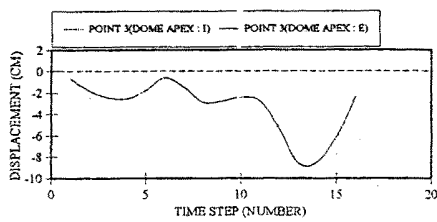


그림 13. 상부돔 정점부 변위의 시간이력

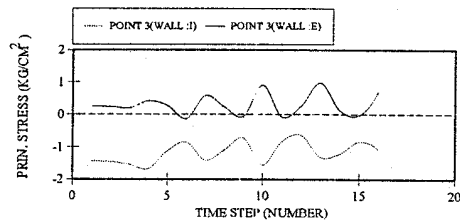


그림 14. 벽체 콘크리트 응력의 시간이력

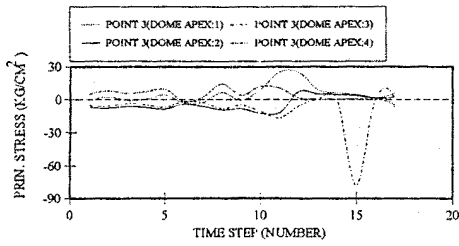


그림 15. 상부돔 인장응력의 시간이력

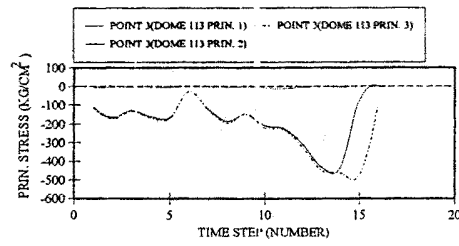


그림 16. 상부돔 압축응력의 시간이력

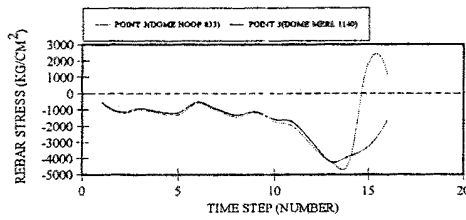


그림 17. 상부돔 철근응력의 시간이력

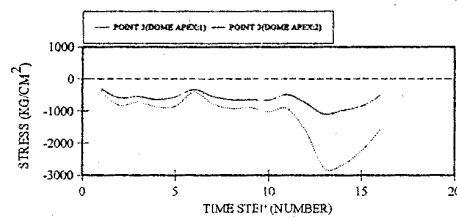


그림 18. 상부돔 텐던응력의 시간이력

7. 결론

본 연구에서는 B707-320 항공기 충돌하중을 받는 CANDU형 원전 격납구조물에 대한 동적 비선형 해석을 통한 안전성 평가를 수행하였다. 격납구조물의 주요 구조 부위에 항공기가 충돌하는 경우에 대해서 동적해석을 수행한 결과, 벽체상단부와 벽체 중앙부(1/2 높이)에 항공기가 충돌하는 경우 콘크리트의 넓은 면적에서 균열은 발생하지만 격납구조물의 파괴는 발생하지 않으며, 상부돔 정점부에 항공기가 충돌하는 경우에는 급속한 균열진전과 함께 상부돔 부근에 배근된 철근의 항복응력 초과 및 콘크리트의 압축파쇄(Crushing)로 격납구조물이 파괴상태에 도달하는 것으로 나타났다. 3가지 항공기의 충돌위치에 따른 해석결과 하중작용 위치와 상관없이 상부돔에서 최초의 균열이 발생한 것은 기존에 국외에서 경수로형 격납구조물에 대해서 수행된 연구결과와는 큰 차이를 보이는 것으로서 이는 본 연구의 대상 구조물인 CANDU형 원전 격납구조물이 경수로형과는 달리 벽체 상단부에 강성이 큰 링빔부가 존재하여 변형을 억제하며, 낮은 설계압으로 상부돔이 상대적으로 얇은 구조적 차이 때문이며, 이와같은 원인으로 상부돔 정점부에 항공기 충돌하중이 작용하는 경우에는 상부돔에 하중이 직접 접하는 부분에서 콘크리트의 압축파쇄 및 철근의 항복으로 인해 구조적 기능이 일부 상실하는 압축파괴가 발생하는 것으로 판단된다. 끝으로, 본 연구에서는 원형 기초슬래브나 부분 구형인 돔과 같은 구조에 배근된 강재를 유한요소모델에 포함하는 경우, 강재량을 보다 정확히 산정할 수 있는 방법을 제안함으로 보다 정확한 구조거동을 평가할 수 있었던 것으로 판단된다.

참고문헌

1. 오병환, “철근콘크리트 벽체의 충격거동 및 충격해석연구”, 한국콘크리트학회지 논문집, Vol.4, No.2, 1992. 6.
2. 정철현, 장성욱, 조경태, 정한중, “원전 격납구조물의 돔 및 기초슬래브에서의 프리스트레스 텐던 모델 기법”, 대한토목학회논문집, 제16권 제I-3호, pp.317-325, 1996. 5.
3. M. Y. H. Bangash., “Concrete and concrete structures : Numerical modelling and applications”, ELSEVIER APPLIED SCIENCE LONDON and NEW YORK, 1989.
4. S. F. Hall, Ma., D.W. Phillips., and R.S. Peckover., “An overview of external hazard assessment”, Nucl. Energy, pp.211-227, 1985, 24, Aug.
5. J. D. Riera., “On the stress analysis of structures subjected to aircraft impact forces”, Nuclear Engineering and Design 8, pp.415-426, 1968.
6. B. Rebora., Th. Zimmermann., and J. P. Wolf., “Dynamic rupture analysis of reinforced concrete shells”, Nuclear Engineering and Design 37, pp.269-297, 1976.
7. H. T. Y. Yang., and P. A. Godfrey., “Structural analysis of aircraft impact on a nuclear containment vessel and associated structures”, Nuclear Engineering and Design 11, pp.295, 1970.
8. ADINA R & D, Inc.. “Theory and Modeling Guide”, Report ARD 95-8, February, 1995.
9. 서울대학교 기초전력공학 공동연구소., “사용후 핵연료 저장구조물의 충격하중-시간함수 결정”, 한국원자력연구소 부설 원자력 환경관리센터, 1991.