

부재 내력과 접합부 내력을 고려한 송전강관철탑의 극한하중 도출에 관한 연구

A Study on the Ultimate Load of Electric Transmission Tower Considering Member Strength and Joint Strength

김 우 범¹⁾ · 전 범 준²⁾ · 서 용 표³⁾
Kim, Woo Bum · Jeon, Bum Jun · Suh, Yong Pyo

요약 : 현행 송전강관철탑의 경우 허용응력 설계개념을 도입한 철탑설계기준을 적용하여 설계, 제작되고 있다. 이 철탑설계기준의 압축재의 설계 강도 결정은 압축재의 허용좌굴응력에 의하여 결정되고 있으나 이는 접합부의 내력을 고려치 않은 값이다. 부재가 압축좌굴내력에 도달하기 전에 접합부의 변형으로 인하여 국부변형에 의한 접합부 파괴가 발생할 수 있다. 따라서 본 연구에서는 접합부의 보강형태별로 접합부내력을 산출하고 이를 데이터베이스화한 후 지난 연구에서 도출한 등가비선형해석기법의 부재내력과의 상호 비교를 통하여 부재파괴와 접합부파괴의 선행 여부를 판별할 수 있는 실용적인 평가 및 설계 기법을 제시하였다.

ABSTRACT : The current design practice of an electric transmission tower is based on the allowable stress design. Design strengths of the electric transmission tower's compression member are determined by buckling the strength of the member itself without considering joint strength. There is a possibility of a joint failure prior to the buckling of a member. Therefore, in this study, joint strength is calculated for various member forces, and the shape of joint and database of strength were established. These data was compared with the member strength obtained from previous research studies based on an equivalent nonlinear analysis technique. Finally, practical evaluation and design method to distinguish failure mode in an electric transmission tower member is proposed.

핵심용어 : 송전철탑, 등가비선형해석기법

KEYWORDS : electric transmission tower, equivalent nonlinear analysis technique

1. 서론

현재 국내의 철탑설계기준(한국전력공사, 2004)에서는 압축 부재 설계 강도 결정은 압축재의 허용좌굴응력에 의하여 결정되고 있다. 그러나 이러한 설계는 접합부의 내력을 고려치 않은 값이다. 강관 구조의 설계에 있어서 구조적 안전성을 좌우하는 가장 큰 요소는 압축부재의 좌굴 및 강관 접합부의 내력이다. 이러한 안전성을 좌우하는 강관 접합부의 내력을 설계에 도입 시키지 않아 문제가 발생된다. 부재가 압축좌굴 내력에 도달하기도 전에 접합부의 변형으로 인하여 국부변형에 의한 접합부 파괴가 발생할 수 있기 때문이다. 앞으로도 강관 철탑 구조는 대형 장·경간 구조물에 사용이 지속적으로 확대될 것으로 기대되므로 접합부의 내력은 강관 철탑 설계시 고려되어야 하는 요소라고 판단된다. 따라서 본 연구에서는 접합부의

보강 형태별로 접합부내력을 산출하고 이를 데이터베이스화하여 지난 연구에서 도출한 등가비선형해석기법의 부재내력과의 상호 비교를 통하여 부재파괴와 접합부파괴의 선행 여부를 판별할 수 있는 실용적인 평가 및 설계 기법을 제시하였다.

그림 1은 연구 진행 절차를 나타낸 그림이다.

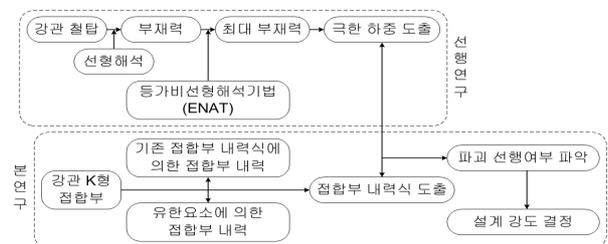


그림 1. 연구 진행 절차

1) 교신저자. 공주대학교 건축공학과 교수, 공학박사
 (Tel: 041-521-9330, Fax: 041-562-0310, E-mail: wbk@kongju.ac.kr)
 2) 공주대학교 건축공학과, 석사과정 (bjun0321@naver.com)
 3) 한국전력공사 전력연구원 원자력 발전연구소(ypsu@kepri.re.kr)

본 논문에 대한 토의를 2011년 4월 30일까지 학회로 보내주시면 토의 회답을 게재하겠습니다.

2. 철탑의 극한 하중 도출

강관철탑의 극한 하중에 영향을 주는 주요 요인으로 초기 변형, 잔류응력, 단부구속도를 들 수 있다. 부재의 초기변형 및 잔류응력은 재료의 비선형성을 유발하여 부재의 압축좌굴 내력에 지대한 영향을 미치게 되고 단부구속도는 부재의 유효제장비를 변화시킴으로써 부재의 좌굴내력에 영향을 미치게 된다. 현행 철탑설계에서는 철탑설계기준에 제시된 압축좌굴강도 곡선을 사용토록 되어있으나 이에 는 부재의 초기변형을 일률적으로 0.2%, 잔류응력은 건축구조물에서 사용하는 H형강의 잔류응력 패턴을 사용하고 있으므로, 최근 대형송전 철탑에서 사용되고 있는 원형강관에 철탑설계기준의 압축좌굴강도 곡선을 적용하여 극한내력을 추정하게 되면 실제 극한내력과는 많은 차이가 발생할 수 있다. 또한 현행 설계에서는 주주재의 유효좌굴길이계수는 0.9로, 사재의 유효좌굴길이계수는 0.8로 일률적으로 적용토록 되어 있는데 단부구속도는 부재에 상대 제장비, 부재에 작용하고 있는 축력, 단부에서의 부재의 개수 등에 영향 받으며 이를 고려하여 부재내력을 산출하는 방법은 현행 설계기법에서는 제시되어 있지 않다.

이러한 영향을 반영하기 위해 등가비선형해석프로그램(ENAT)을 이전 연구에서 제시하였다.

선형해석을 통하여 도출된 가장 취약부분의 부재의 부분을 절취하여 ENAT를 적용하게 되면 부재의 초기변형, 잔류응력 및 단부구속도의 영향이 고려된 부재의 최대내력을 산출할 수 있다. 따라서 ENAT에서는 비선형해석의 복잡함을 없애고 비선형과의 오차가 미미한 극한하중을 도출할 수 있다.

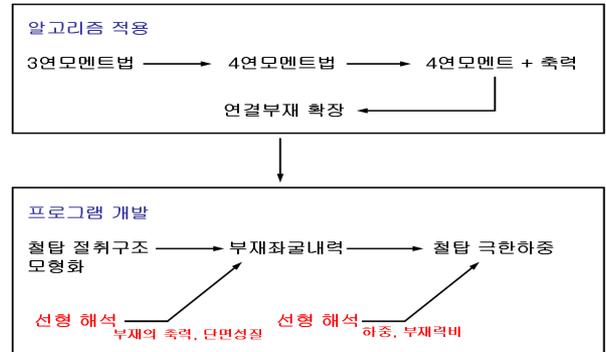
2.1 등가 비선형 해석기법 (ENAT)

(Equivalent Nonlinear Analysis Technic)

본 절에서는 표 1과 같이 좌굴내력을 산출하기위하여 3연 모멘트법을 적용한 알고리즘과 이를 다절점 트러스구조에 적용하기 위하여 3연 모멘트법을 확장한 4연모멘트 알고리즘을 적용하고 이를 프로그램화 하였다. 프로그램의 구성은 대상부재 및 인접부재의 길이, 단면이차모멘트 등의 단면성질계수를 입력자료로 하고 대상부재를 철탑 구조에서 절취하고 대상부재에 연결된 인접부재를 지정하며 여기에 선형해석에서 산출된 부재력을 입력하여 단부구속도를 산출함으로써 부재의 비탄성 좌굴내력 산출하는 방식으로 구성되어있다. 여기에서 전절에서 제시한 초기변형 및 잔류응력에 대한 좌굴강도 곡선은 수학적 데이터베이스화하여 특정 단부구속도가 산출될 때마다 좌굴내력이 구해지도록 프로그램에 반영하였다. 궁극적으로는 산출된 부재의 최대 좌굴내력으로부터 선형해석에서 획득한 하중-부

재력의 선형관계를 비선형해석에서의 극한하중-최대 부재좌굴내력관계에 적용함으로써 비선형 극한하중을 추정하였다.

표 1. 알고리즘 및 프로그램의 구성



2.2 ENAT의 적용

본 절에서는 ENAT를 철탑에 적용하여 부재의 최대내력을 산출하고 이로부터 철탑의 극한하중을 도출한 결과와 철탑의 비선형 유한요소해석을 사용하여 구한 부재의 최대내력 및 극한하중을 비교 검토함으로써 ENAT의 적용성을 확인하였다.

2.2.1 철탑의 극한하중 도출

그림 2는 비선형해석의 결과로 여기서는 부재의 파괴위치 및 파괴모드가 도출될 수 있음을 알 수 있으나 선형해석에서는 이를 확인하기가 곤란하다. 그림 3과 같이 선형해석을 통하여 도출된 가장 취약한 부재의 부분을 절취하여 ENAT를 적용하게 되면 부재의 초기변형, 잔류응력 및 단부구속도의 영향이 고려된 부재의 최대내력을 산출할 수 있다. 그림 3에서 대상 부재의 상부에는 3개의 부재가, 하부에는 3개의 부재가 연결되어 있음을 알 수 있으며, ENAT의 입력자료로 사용되는 대상부재와 연결부재의 물성치 및 축력을 나타내었다. 여기서 1은 부재 길이를, P는 부재의 축력을, I는 부재의 단면이차모멘트를 나타낸다. ENAT의 해석결과는 표 2과 같으며 세장비 50인 주주재인 경우와 세장비 80인 주주재의 경우, ENAT와 비선형 유한요소 해석 결과와의 차이는 각각 0.2%, 0.4% 로 나타나 제안기법의 신뢰성이 높은 것으로 확인되었다.

3. 강관접합부의 내력 평가

3.1 접합부 설계

축력 및 횡력을 받는 가셋트-강관 접합부에는 가셋트 플레이트는 그 면내에 작용하는 응력만을 부담하고, 가셋트 플레이트

를 면외에 휩변형시킨 응력은 부담하지 않는 것으로 설계해야 한다. 또한 가셋트 플레이트의 응력이 관벽의 일부에 집중적으로 가해지므로 응력집중 및 관벽의 국부변형이 유발되기 쉽다. 따라서 이러한 접합부의 설계는 관벽의 국부적인 파괴에 의해 내력이 부족하지 않도록 적절한 형상으로 설계하도록 규준에서는 명시하고 있다.

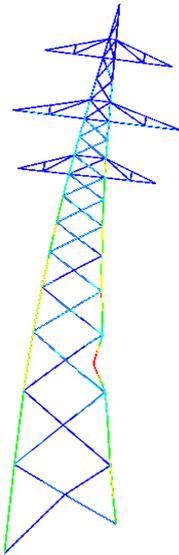


그림 2. 비선형해석의 파괴형상

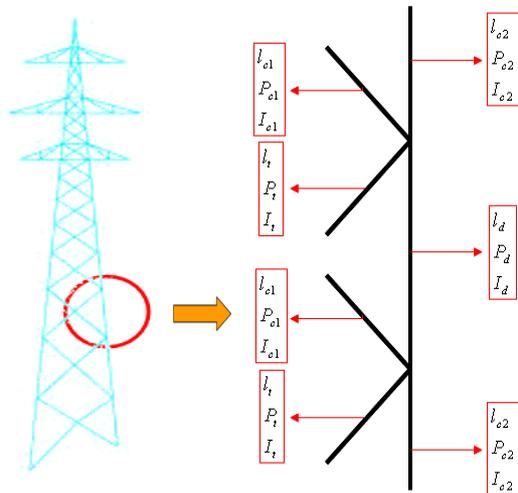


그림 3. 트러스 절취구조의 선정

표 2. ENAT와 해석치의 부재내력(kN) 및 극한하중(kN)의 비교

주주재	λ	K	P/Py	부재내력 (Proposed)	부재내력 (Analysis)	극한하중 (Proposed)	극한하중 (Analysis)
238×12	50	0.73	0.975	2486	2498	624	620
153×12	80	0.76	0.93	1480	1540	367	382

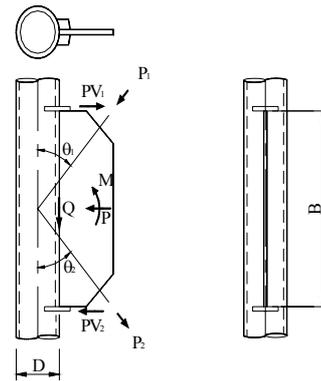


그림 4. 접합부 형상

이러한 접합부의 절점에 있어서 강관에는 가셋트 플레이트로부터 휨모멘트(M), 인장력 또는 압축력(P), 전단력(Q)이 작용하며 부재력 산출은 다음 식에 의한다.

접합부의 부재력 산출

$$\text{휨 모멘트} : (P_1 \cos \theta_1 + P_2 \cos \theta_2) D / 2$$

$$\text{인장(압축)력} : P = (P_1 \sin \theta_1 + P_2 \sin \theta_2)$$

$$\text{전단력} : Q = (P_1 \cos \theta_1 + P_2 \cos \theta_2)$$

보강 플레이트 작용력(M과 P가 작용) :

$$PV_1 = M/B + P/2, \quad PV_2 = -M/B + P/2$$

이러한 복합하중이 작용하는 접합부의 국부변형에 대한 항복 내력은 세부적인 해석을 통한 정확한 극한내력 추정이 현실적으로 불가하므로 몇몇 규준에서는 다음과 같이 단순화된 접합부 내력식을 채택하고 있다.

3.1.1 국내 강관구조 설계규준(AIK) 및 일본 건축학회 설계규준(AIJ)

1997년 12월에 고시된 국내 강관구조 설계규준에서는 일본 건축학회의 강관구조 설계규준을 받아들여 강관-가셋트 플레이트 이음에 대하여 X 및 T자형 강관 분기이음의 리브 플레이트 및 가셋트 플레이트의 유무 및 형상에 따라 TP1~TP5, XP1~XP5로 분류하고, 접합부를 단순화된 역학모델로 치환하여 이 모델을 가지고 유도한 실험식을 내력 산정식으로 채택하였으며, 그 중 본 연구에서 채택된 모델인 TP2, TP4형에 대한 최대 내력식을 소개하면 다음과 같다. 하지만 이 식은 접합부의 국부변형에 대한 최대내력을 산정하기 위해서 접합부에 가해지는 축력을 고려하고 있지 못한 모멘트 내력식이기 때문에, 주재료부터의 축력과 사재료부터의 횡력이 동시에 가해지는 경우에는 적용할 수 없게 된다.

【TP2 - 리브 보강 플레이트가 없는 경우】

$$M_u = 1.198B(\gamma^{0.2} + 1.5 \frac{B}{2D}\gamma^{-0.1}) T^2 \sigma_y \quad (1)$$

【TP4 - 리브 보강 플레이트가 있는 경우】

$$M_u = 1.605B(1 + 4.9\beta_1^2)\gamma^{0.2} T^2 \sigma_y \quad (2)$$

($\beta_1 = C/D, \gamma = D/(2T)$), B:가셋트 플레이트 길이, C:보강 길이, T:강관두께, D:강관직경, σ_y :강관의 항복응력도)

3.1.2 일본 강구조학회(JSSC)

다음 식은 일본 강구조학회(JSSC)의 실험보고서에 보고된 후 일본과 국내의 가공송전철탑 설계기준에서 채택하고 있는 원형 가셋트-강관 접합부의 국부변형에 대한 항복모멘트 내력 식으로, JSSC-1식은 AIK식과 마찬가지로 축력을 고려하고 있지 못할 뿐만 아니라, 리브 플레이트의 보강효과도 고려하지 못한 문제점이 있다. 또한 JSSC-2식은 축력의 효과는 고려하고 있으나, 리브 플레이트의 보강효과를 고려하고 있지 못하며, 두 식은 모두 B/D가 작은 범위에 한해서만 적용 가능하다는 문제점이 있다. JSSC-3식은 반원 스티프너의 인장(압축), 휨, 전단에 관한 식으로 축력의 영향은 고려하고 있지 못하나 리브 보강 효과를 고려하여 원형 강관-가셋트 접합부의 국부변형에 대한 항복모멘트를 구할 수 있는 식이다.

【JSSC-1】

$$M_u = 7BT^2 \sigma_y \quad (3)$$

($15 \leq D/T \leq 100$) ($0.6 \leq B/D \leq 2.5$)

【JSSC-2】

$$M_u = \frac{B^2 T \sigma_y (1.3/a + 0.07) \sqrt{1 - (N/N_y)^2}}{\sqrt{3} (1.3/a + 0.07) + \sqrt{1 - (N/N_y)^2}} \quad (4)$$

(N_y :강관의 항복축력, N :작용축력, $a = (D-T)/2T$)

【JSSC-3】

$$M_u = P_y B \quad (5)$$

(여기서 P_y 는 다음 P_{y1}, P_{y2}, P_{y3} 의 최소값이다.)

$$1) P_{y1} = 21 \frac{C}{D} T^2 \sigma_y$$

$$2) f \leq 1.0 \text{일 때, } P_{y2} = \frac{2R^2 t_r \sigma_{yr}}{C} (1 + 2f - f^2)$$

$$f > 1.0 \text{일 때, } P_{y2} = \frac{4R^2 t_r \sigma_{yr}}{C}$$

$$3) P_{y3} = \frac{2R t_r \sigma_{yr}}{\sqrt{3}}$$

σ_y, σ_{yr} : 강관, 반원 스티프너의 항복응력

$$f = \frac{B_e T}{R t_r}, B_e = 1.52 \sqrt{Tr + t_r},$$

$$r = (D - T)/2, C = (1/\sqrt{2})D$$

(R:보강플레이트 높이, C:보강플레이트 폭, t_r :보강 플레이트 두께)

3.2 접합부의 유한요소해석

강관 트러스 구조물의 내력은 접합부 거동에 의해 큰 영향을 받게 되므로 강관접합부의 국부적 거동 및 강도에 대한 연구가 필요하다. 그러나 축력 및 횡력이 작용하는 강관접합부의 거동 및 응력분포는 상당히 복잡한 양상을 나타내며, 또한 보강을 했을 경우에는 보강 방법 및 리브 형상에 따라 보강하지 않은 경우와도 매우 다르므로 접합부의 강도를 이론적으로 평가하는 것은 불가능하다. 따라서 본 연구에서는 각 변수에 따라 접합부의 내력에 미치는 영향을 파악하고 각 하중성분간의 상관관계를 파악함으로써 실용 설계식을 제안하기 위하여 유한요소 해석을 탄성 및 비탄성 범위까지 수행하였다. 접합부의 해석모형은 강관 철탑 접합부의 형상을 기본으로 하였다.

유한요소 해석은 ABAQUS 6.5를 사용하여 수행하였으며, 강관의 국부좌굴변형과 소성흐름을 정확히 모델링하기 위하여 S4R5 셸(shell)요소를 사용하였다. 이 요소는 thin-element 이고 각 절점마다 5개의 자유도를 갖는 4노드 4변형 셸요소이다. 요소의 분할은 응력집중현상 및 정확한 최대내력 추정이 가능하도록 강관에 대해서는 길이방향으로 40개 요소, 강관의 원주 방향으로 24개의 요소로 분할하여 총 960개의 요소를 사용하였고, 가셋트 플레이트는 200개의 요소를 사용하였고, 리브는 상하 30개씩 60개의 요소를 분할하였다.

항복조건으로는 von-mises의 항복조건을 사용하였으며 재료의 탄성계수는 206,000N/mm², 프아송비는 0.3, 항복응력은 325N/mm²으로 동일하게 적용하였다. 그림 5는 해석시험체의 유한요소해석 모형을 나타낸 것이다.

3.2.1 접합부 시험체의 제원

접합부의 M_{wu} 와 P_{vu} 의 극한내력식을 유도하기 위하여 가셋트 길이(B), 보강비(Cr), 강관직경(D), 강관두께(t) 등을 변수로 하여 시험체를 계획하였다. 시험체는 크게 각 변수에 따른 내력의 변화를 파악하기 위한 축소규모 실험체와 제안식 검증에 위한 실규모 실험체로 분류하였다. 시험체는 강관구조 설계기준의 폭두께비 제한에 따라 $10 \leq D/t \leq 70$ 로 제한하였고, 실용성을 고려하여 강관직경에 대한 가셋트 길이의 비는 $1.0 \leq B/D \leq 3.0$ 으로 제한하여 계획하였다. 가셋트 플레

트는 강관에 비해 강성을 매우 높게 설정하여 최대내력에 이르기 전에 가셋트 플레이트의 항복이 발생하지 않도록 하였다. 표 3은 시험체 제원을 나타낸 것이다.

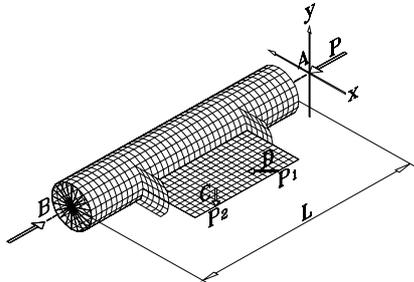


그림 5. 시험체의 유한요소 해석 모형

표 3. 시험체의 제원 및 분류

시험체 이름	B	D	t	L	D/t	B/D
	(mm)	(mm)	(mm)	(mm)	-	-
120g76.6/1.5	120	76.6	1.5	400	51.07	1.57
140g76.6/1.5	140	76.6	1.5	400	51.07	1.83
160g76.6/1.5	160	76.6	1.5	400	51.07	2.09
180g76.6/1.5	180	76.6	1.5	400	51.07	2.35
200g76.6/1.5	200	76.6	1.5	400	51.07	2.61
200g71.5/1.5	200	71.5	1.5	380	47.67	2.80
200g81.5/1.5	200	81.5	1.5	420	54.33	2.45
200g91.5/1.5	200	91.5	1.5	480	61.00	2.19
200g101.5/1.5	200	101.5	1.5	540	67.67	1.97
200g76.6/1.2	200	76.6	1.2	400	63.83	2.61
200g76.6/1.6	200	76.6	1.6	400	47.88	2.61
200g76.6/2	200	76.6	2	400	38.30	2.61
200g76.6/3	200	76.6	3	400	25.53	2.61
200g76.6/4	200	76.6	4	400	19.15	2.61
200g76.6/5	200	76.6	5	380	15.32	2.61
200g76.6/6	200	76.6	6	380	12.77	2.61
400g250/10	400	250	10	1200	25.00	1.60
400g252/12	400	252	12	1200	21.00	1.59
400g254/14	400	254	14	1200	18.14	1.57
840g600/10	840	600	10	2400	60.00	1.40
840g602/12	840	602	12	2400	50.17	1.39
840g605/15	840	605	15	2400	40.33	1.38

* 120g76.6/1.5 — 강관두께
 | — 강관직경
 | — 가셋트 길이

* 각 시험체에 대하여 보강비를 1/6, 1/4, 1/3, 1/2로 적용.

3.3 리브로 보강된 강관 접합부의 실용설계식 제안

3.3.1 극한 관벽모멘트 내력식

본 연구에서는 B, Cr, D, T 등을 변수로 유한요소해석을 통하여 각 변수에 따른 영향을 분석하여 모멘트 내력식을 도출하였다. 본 연구에서 도출한 강관접합부의 모멘트 내력식은 다음과 같다.

$$M_{wu} = 2.82 \left\{ 0.7 \left(\frac{D}{t} \right)^{3.5} - 10 \left(\frac{B}{D} \right)^5 \right\}^{0.313 \sqrt{Cr}} B t^2 \sigma_y \quad (6)$$

(B: 가셋트 길이, D: 강관직경, t: 강관두께,
 Cr: 보강비, σ_y : 항복응력, $1.0 \leq B/D \leq 3.0$,
 $10 \leq D/t \leq 70$)

3.3.2 극한 수직분력 내력식

극한 수직분력 내력식을 제안하기 위하여 본 연구에서는 B, Cr, D, T 등을 변수로 유한요소해석을 수행하여 각 변수의 변화에 따라 수직분력에 미치는 영향을 파악하였다. 본 연구에서 도출한 강관접합부의 수직분력 내력식은 다음과 같다.

$$P_{vu} = (2.1D + 0.222B + 3Cr)t\sigma_y \quad (7)$$

(B: 가셋트 길이, D: 강관직경, t: 강관두께,
 Cr: 보강비, σ_y : 항복응력, $1.0 \leq B/D \leq 3.0$,
 $10 \leq D/t \leq 70$)

3.3.3 조합하중 작용시 각 하중의 상관관계

축력 및 횡력을 받는 강관접합부의 축력-관벽모멘트($P-M_w$), 축력-수직분력($P-P_v$), 수직분력-관벽모멘트(P_v-M_w)의 상관관계식은 다음과 같다.

1) 축력-관벽모멘트의 상관관계식 제안

각 변수의 변화에 따른 $P-M_w$ 의 상관관계에 미치는 영향을 분석하여 다음과 같이 $P-M_w$ 의 상관관계를 도출하였으며, 시험체의 각 변수에 따른 $P-M_w$ 의 상관관계와 $P-M_w$ 의 상관관계 제안식을 비교한 것을 그림 6에 나타내었다.

$$\left(\frac{P}{P_y} \right)^3 + \frac{M_w}{M_{wu}} = 1 \quad (8)$$

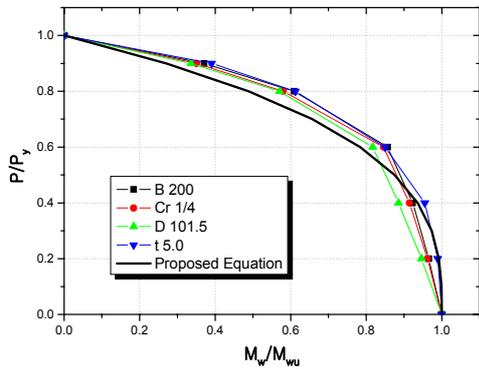


그림 6. 축력-관벽모멘트($P-M_w$)의 상관관계 추정곡선

2) 축력-수직분력의 상관관계식 제안

각 변수의 변화에 대하여 $P-P_v$ 의 상관관계에 미치는 영향을 분석하여 다음과 같이 $P-P_v$ 의 상관관계를 도출하였으며, 시험체의 각 변수에 따른 $P-P_v$ 의 상관관계와 $P-P_v$ 의 상관관계 제안식을 비교한 것을 그림 7에 나타내었다.

$$\frac{P}{P_y} + \frac{P_v}{P_{vu}} = 1 \tag{9}$$

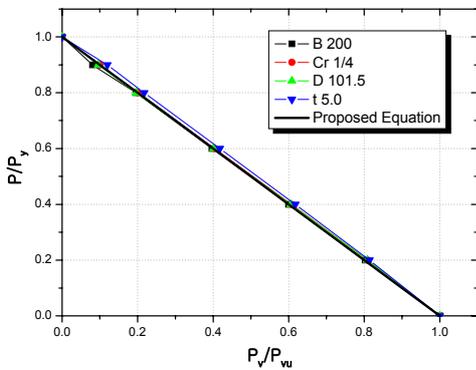


그림 7. 축력-수직분력($P-P_v$)의 상관관계 추정곡선

3) 수직분력-관벽모멘트의 상관관계식 제안

각 변수에 대하여 P_v-M_w 의 상관관계에 미치는 영향을 분석하여 다음과 같이 P_v-M_w 의 상관관계를 도출하였으며, 시험체의 각 변수에 따른 P_v-M_w 의 상관관계와 P_v-M_w 의 상관관계 제안식을 비교한 것을 그림 8에 나타내었다. 그림에서 보는 바와 같이 관벽모멘트와 수직분력이 동시에 작용하면 서로 보완 관계가 있어 내력이 증가하는 것을 알 수 있다. 따라서 수직분력만 작용하는 내편심 강관보다는 수직분력과 관

벽모멘트가 동시에 작용하는 무편심 강관 또는 외편심 강관이 내력적인 측면에서 유리하다.

$$\left(\frac{P_v}{P_{vu}}\right)^2 - 0.85\left(\frac{P_v}{P_{vu}}\right)\left(\frac{M_w}{M_{wu}}\right) + 0.95\left(\frac{M_w}{M_{wu}}\right)^2 = 1 \tag{10}$$

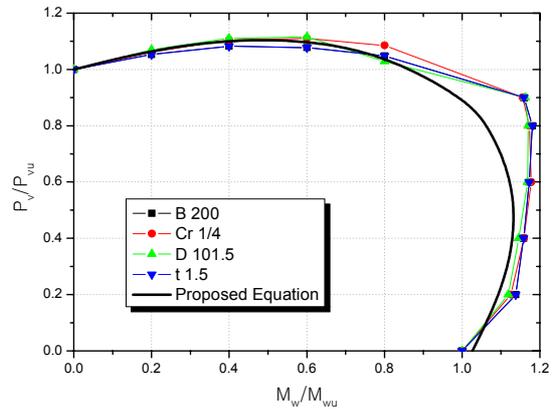


그림 8. 수직분력-관벽모멘트(P_v-M_w)의 상관관계 추정곡선

3.3.4 조합하중을 받는 보강된 접합부의 내력식

가셋트-강관접합부에 축력과 횡력이 작용하는 경우 횡력을 관벽에 작용하는 관벽모멘트와 수직분력으로 대치한 후, 모든 하중이 작용하는 경우의 상관관계를 다음과 같이 도출하였다.

$$p_v = 0.425m_w - 0.043p^3 - 0.94p \pm \sqrt{1 - 0.77(m_w + 0.1p^3 + 0.45p)^2}$$

$$\left(p = \frac{P}{P_y}, p_v = \frac{P_v}{P_{vu}}, m_w = \frac{M_w}{M_{wu}}\right) \tag{11}$$

축력 및 횡력을 받는 가셋트-강관접합부의 축력-관벽모멘트-수직분력의 상관관계곡선은 그림 9와 같다.

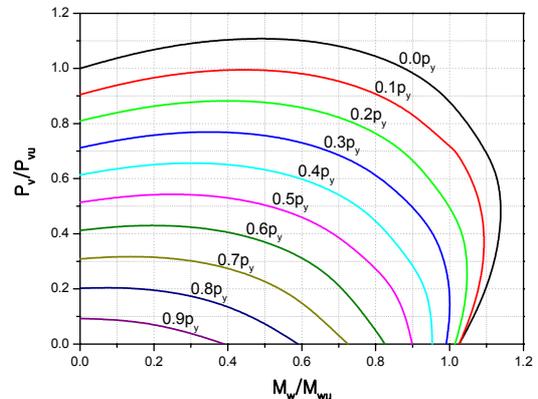


그림 9. $p-p_v-m_w$ 의 상관관계

4. 강관접합부 ENAT 반영

철탑의 극한하중은 앞 절에서 기술한 바와 같이 부재 내력 또는 접합부 내력으로 결정된다. 따라서 철탑설계 시에는 부재 파괴 발생과 접합부 파괴 발생의 선행 여부를 파악하여야만 극한하중을 도출할 수 있으므로 이를 가능토록 하기 위하여 표 4와 같이 접합부 내력 판단 도구를 ENAT에 접목하였다. 이 과정은 선형해석으로부터 산출된 축력비와 부재력을 ENAT를 이용하여 극한하중을 도출하고, 도출된 극한하중으로부터 축력비 P/P_y 및 사재의 수직분력과 관벽모멘트로부터 축력-수직분력-관벽모멘트($p-p_v-m_w$)의 상관관계에 적용하면 접합부 파괴의 선행 여부를 파악할 수 있다. 부재파괴로 판별될 경우에는 부재 단면의 크기를 변경하고 접합부 파괴로 판별될 경우에는 접합부의 보강각도, 가셋트판의 길이를 변경하여 프로그램을 다시 수행하는 철탑의 재해석 과정을 거치게 된다. 그림 4와 같이 사재의 수직분력과 관벽모멘트가 기준 P/P_y 를 중심으로 안쪽에 있으면 부재파괴가 선행되고 밖에 있으면 접합부 파괴가 선행됨을 뜻한다.

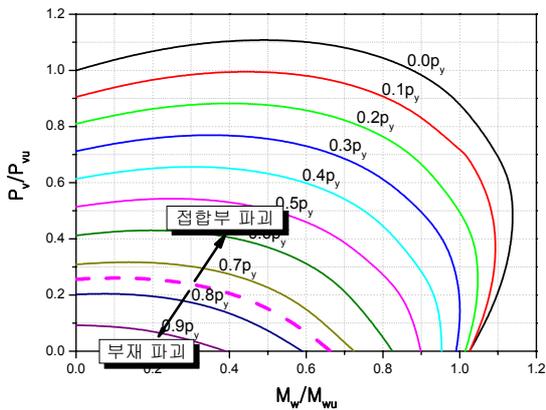


그림 10. p-pv-mw의 상관관계를 이용한 파괴 형상 파악

표 4. ENAT 프로그램 구성

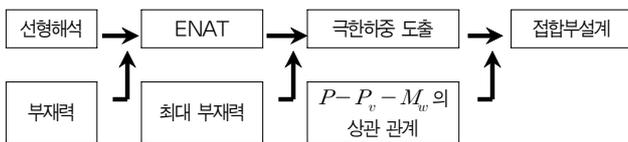
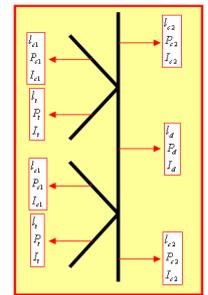


그림 11은 ENAT의 사용자 편리성을 제공하기 위해 ENAT의 결과를 데이터베이스화한 후 이를 엑셀 프로그램에 반영한 간편 설계방법이다. 선형해석을 통하여 도출된 가장 취약부분의 부재를 절취해 그 부재의 부재력 및 선형해석에 의한 축력을 입력 데이터로 하였다. 또한 비선형 해석 영향인자인

세장비, 초기변형 값과 ENAT에서 산출된, 유효좌굴길이계수를 입력하면 극한하중(P_u)이 도출되고 이 때의 사재 축력, 관벽모멘트를 엑셀 차트상에서 입력하면 최대내력점이 그림 5와 같이 상관관계 곡선상에 나타난다. 이때 축력비 P/P_y 를 기준으로 한 곡선에서 최대내력점이 하부에 위치하면 부재파괴로 내력이 결정됨을 뜻하며 최대내력점이 상부에 위치하면 접합부 파괴로 내력이 결정됨을 뜻한다. 파괴 상태에 따라 부재 및 접합부의 크기를 조정하면 최대내력점이 이동하며 이를 하중에 의하여 유발된 부재력과 비교하여 부재 및 접합부의 안전성을 검토하고 크기를 결정한다.

장류중력 R-st		초기변형 δ=0.2	
I_x	4000.00	D	238.00
F_x	153710.00	T	12.00
I_y	54521641.2	F_y	325
		I	54521641.2
I_{x1}	2828.43	A	8515.68
F_{x1}	9147.89	L	4000.00
I_{x2}	6872686.00	r	80.02
		L/r	49.99
I_{y1}	4000.00	Ke	1.00
F_{y1}	153710.00	KL/r	49.99
I_{y2}	54521641.2	P_y	2767596.0
		λ	49.99
I_z	2828.43	K	0.92
F_z	9147.89	NEWA	45.99
I_{z1}	6872686.00	Pu/Pv	0.97
k	0.92	Cc	111.86
		P_u	3687336.7



α1	0.50
α2	1.00
β1	5.60
β2	1.00
γ	3.70

pv	0.10	P1	2461154.92
mw	-1.63	P2	159933.98
	0.10	P3	159933.98
	0.10	e	45.00
p	0.89	f	238.00
	0.89	B	350.00
		D	238.00
Mwu	260779009.1	t	12.00
D	238.00	Cr	0.30
T	12.00	σy	325.00
B	350.00	Py	2767596.0
Cr	0.30		
σy	325.00	Pv	226180.80
		Mw	26915515
Pvu	2255760.00		
D	238.00	P/Py	0.89
B	350.00	Pv/Pvu	0.10
Cr	0.30	Mw/Mwu	0.10
T	12.00		
σy	325.00		

pv	0.10
mw	0.10
	0.10
p	0.89
	0.89
선행파괴	부재

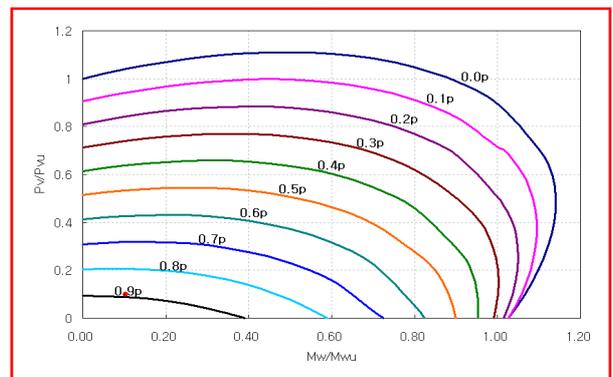
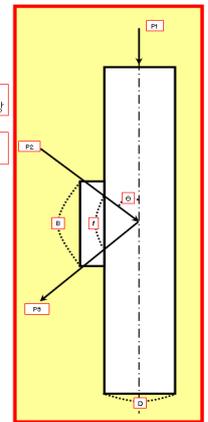


그림 11. ENAT를 이용한 강관접합부 간편 설계 엑셀 프로그램

4.1 가셋트 길이에 따른 영향

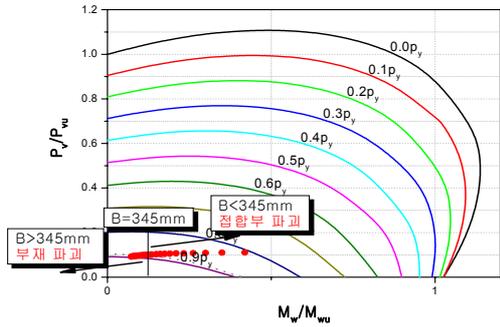


그림 12. 가셋트 플레이트 길이에 따른 파괴형상 파악

그림 12는 강관 직경(D)이 238mm 이고, 강관 두께(T)가 12mm이고, 항복강도(F_y)는 325N/mm^2 이고, 리브 보강비(Cr)는 1/4인 부재로 가셋트 플레이트 길이를 100mm~500mm까지 변화시켜 파괴형상을 파악한 그래프이다. 가셋트 플레이트 길이가 345mm 이하에서는 접합부 파괴가 선행되지만, 그 이상일 때는 부재 파괴가 선행된다. 따라서 가셋트 플레이트 길이가 증가 될수록 극한 관벽모멘트는 크게 증가하고 극한 수직분력도 증가하나 극한 수직분력은 증가비가 미미하다는 것을 알 수 있다. 따라서 관벽모멘트에 의한 파괴가 일어날 경우 가셋트 플레이트를 증가시키면 보강성능이 향상되어 부재파괴로 파괴형상이 바뀌지만 수직분력에 의한 강관 접합부 파괴가 일어날 경우 가셋트 플레이트를 증가 시켜도 보강성능이 향상 되지 않으므로 파괴형상은 바뀌지 않는다. 따라서 수직분력에 의한 접합부 파괴가 일어날 경우에는 강관두께나 강관직경의 크기를 증가시켜 부재 내력과 접합부 내력의 재해석을 통하여 파괴형상을 수직분력에 의한 접합부 파괴가 일어나지 않도록 하여 가셋트 플레이트 길이를 증가시켜 보강을 해야 한다.

4.2 리브 보강 각도에 따른 영향

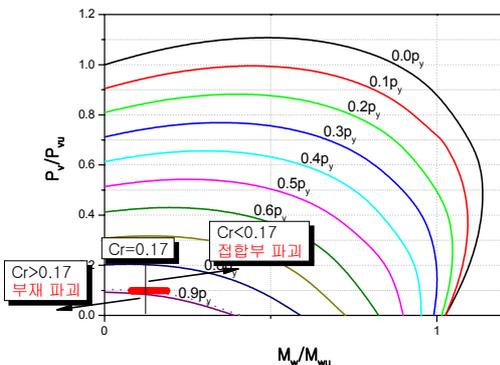


그림 13. 보강비에 따른 파괴형상 파악

그림 13은 강관 직경(D)이 238mm 이고, 강관 두께(T)가 12mm이고, 항복강도(F_y)는 325N/mm^2 이고, 가셋트 플레이트 길이가 400mm인 부재로 리브 보강비(Cr)를 0.1~0.3 까지 변화시켜 파괴형상을 파악한 그래프이다. 리브 보강비가 0.17 이하에서는 접합부 파괴가 선행되지만, 그 이상일 때는 부재 파괴가 선행된다. 그림 14에서 보는 바와 같이 리브 보강비가 증가 될수록 극한 관벽모멘트는 증가하나 극한 수직분력은 증가하지 않음을 알 수 있다. 따라서 관벽모멘트에 의한 파괴가 일어날 경우 리브 보강비를 증가시키면 보강성능이 향상 되어 부재 파괴로 파괴형상이 바뀌지만 수직분력에 의한 강관 접합부 파괴가 일어날 경우 리브 보강비를 증가 시켜도 보강성능이 향상 되지 않으므로 파괴형상은 바뀌지 않는다. 따라서 수직분력에 의한 접합부 파괴가 일어날 경우에는 강관두께나 강관직경의 크기를 증가시켜 부재 내력과 접합부 내력의 재해석을 통하여 파괴형상을 수직분력에 의한 접합부 파괴가 일어나지 않도록 하여 리브 보강비를 증가시켜 보강을 해야 한다.

5. 결론

본 논문에서는 강관철탑의 내력 도출시 접합부의 내력의 필요성을 확인하고 등가비선형해석기법의 부재내력과 상호 비교를 통하여 부재파괴와 접합부파괴의 선행 여부를 판별할 수 있는 실용적인 평가 및 설계 기법을 제시하였다. 이러한 내용은 철탑 설계 기준 제정의 기초자료로 활용될 수 있을 것으로 생각한다.

- (1) 축력 및 횡력이 작용하는 가셋트-강관접합부에서 횡력에 관벽에 작용하는 관벽모멘트와 수직분력으로 대치하고 나서 각 하중에 대하여 극한 관벽모멘트 내력식과 극한 수직분력 내력식을 도출하였다.
- (2) 기존의 내력식에서 고려하지 못하는 축력-관벽모멘트 관계를 포함한 최대 내력을 산출코자 유한요소모형의 해석 결과로부터 축력-수직분력-관벽모멘트($p - p_v - m_w$)의 상관관계식을 도출하고 이를 데이터베이스화하여 프로 그래ם ENAT에 반영하였다.
- (3) 강관 접합부의 보강형태별로 내력을 산출하고 축력-수직분력-관벽모멘트($p - p_v - m_w$)의 상관관계식을 통하여 파괴 거동을 파악하여 송전강관철탑의 극한 하중을 도출할 수 있다.
- (4) 철탑의 비선형거동 특성을 고려하여 부재내력과 접합부 내력을 동시에 산출할 수 있는 철탑 내력 평가 프로그램을 개발하였다.

(5) 강관 접합부에서 가셋트 길이 변화에 따른 파괴 형상과 리브 보강 각도에 따른 파괴 형상과 내력을 파악하여 접합부설계의 효율을 도모할 수 있다.

감사의 글

본 연구는 한국에너지기술평가원의 전력산업원천기술개발사업(과제번호 : 2010T100100463, 신뢰도를 고려한 송전철탑 K형 강관 접합부의 최적화 설계기술 개발)의 연구비 지원으로 수행되었고, 이에 감사드립니다.

참 고 문 헌

김우범(2001) 리브로 보강된 강관접합부의 실용설계법에 관한 해석적 연구, 2001년도 학술발표 논문집, 대한건축학회.
 김우범(2005) 송전철탑 가접선의 대변형을 고려한 비선형 광역모델링 개발, 전력선행기술 논문집, 2005년도 학술발표 논문집, 대한건축학회, pp.395-398.
 김우범, 신의균, 서용표(1996) 가셋트판을 부착한 원형강관 접합부에 관한 연구, 1996년도 학술발표 논문집, 한국강구조학회.

대한건축학회(1998) 강관구조 설계기준 및 해설.
 박순정, 신의균, 김우범, 정수영(1997) 축력과 횡력을 받는 가셋트판을 부착한 K형 강관 접합부의 강도추정에 관한 연구, 1997년도 학술발표 논문집, 대한건축학회.
 임헌범, 강태경, 이규, 신의균, 김우범, 윤석천(1998) 가셋트판을 부착한 강관접합부의 실용설계법에 관한 연구, 1998년도 학술발표 논문집, 한국강구조학회.
 한국전력공사(1997) 가공송전용 철탑설계기준, 송전편, 설계기준-1111.
 日本建築學會 (1990) 鋼管構造設計施工指針 同解説.
 秋山成興 外 (1974) 鋼管構造格点の耐力に關する實驗報告.
 黒羽啓明, 三井宜之 (1977) 鋼管水の局部變形耐力の推定, 日本建築學會論文報告集.
 福島曉男 (1992) 鋼管構造の偏心接合に關する實驗的研究, 日本建築學會構造系論文集.
 福島曉男 (1995) 鋼管構造の偏心接合における主管の終局耐力, 日本建築學會構造系論文集..
 福島曉男 (1997) 鋼管構造の偏心接合における主管の彈塑性舉動, 日本建築學會構造系論文集.
 ABAQUS Standard User's Manual Version 6.5, Hibbit Kar-Isson, and Sorensen, Inc., Pawtucke, R.I.
 (접수일자 : 2010. 8. 12/ 심사일 2010. 8. 21/
 게재확정일 2010. 10. 11)