

냉간성형 각형강관 T형 접합부의 항복선해석 적용한계

Application limit of Yield Line Analysis on Welded T-joints in Cold-Formed SHS Sections

강 창 훈¹⁾ · 배 규 웅²⁾

Kang, Chang Hoon · Bae, Kyu Woong

요 약 : 본 논문은 지관에 압축력을 받는 냉간성형 각형강관 T형 용접접합부의 항복선 해석에 관한 연구이다. 기존 연구 중 냉간성형 정방형 각형강관 T형 용접 접합부만을 포함하는 실험결과와 Kato, Packer, Zhao, CIDECT 및 본 연구진들의 제안식을 비교하였다. 제안된 항복선 모델의 적용한계치를 제안하기 위하여, 항복선 해석에 기초하여 이전 논문에서 제안된 항복선모델을 재검토했다. 제안된 항복선 모델은 냉간성형 각형강관 곡률부와 용접크기를 고려한다. 마지막으로, 실험상의 실제 파괴모드와 해석상의 비교결과를 참조하여, 항복선 해석의 적용범위를 $\beta' \leq 0.8$ 로 제안하였다. 여기서, $\beta' = 0.8$, $\beta' = b_1'/b_0'$, $b_1' = b_1 + t_0$, $b_0' = b_0 - t_0$.

ABSTRACT : This study performs a yield line analysis of welded T-joints in cold-formed Square Hollow Sections (SHS) with the branch in axial compression. The existing yield line models proposed by Kato, Packer, Zhao, and CIDECT and the proposed yield line model of the previous study are compared, using the existing test results of welded T-joints in cold-formed SHS. The yield line model suggested in the previous paper, which is based on the simplified yield line analysis, is reviewed to evaluate its application limit on cold-formed SHS T-joints. In the proposed model, the round corner of the cold-formed SHS section and weld size are taken into account. Finally, the validity range of yield line analysis is determined by observing the actual failure modes and comparing the test value with the analysis value, set as $\beta' = 0.8$, where $\beta' = b_1'/b_0'$, $b_1' = b_1 + t_0$ and $b_0' = b_0 - t_0$.

핵심용어 : 냉간성형, T형 접합부, 항복선 해석, 적용한계

KEYWORDS : Cold-formed, T-joint, Yield-line Analysis, Application Limit

1. 서 론

압축력이나 비틀림이 지배하는 구조부재로서 강관(hollow section)의 구조적 장점은 널리 인정되어 왔다. 원형강관은 탁월한 형상미와 구조성능의 우수함을 보유하고 있다. 원형강관 사이의 접합부는 가공 및 사공비가 증가하는 단점이 있다. 이에 비하여 각형강관은 접합면이 평탄하여 상대적으로 접합부의 구성이 용이하다. 각형강관 접합부 중 지관에 압축력이 작용하는 T형 접합부의 거동은 주로 주관쪽에 대한 지관쪽의 비인 $\beta (=b_1/b_0)$ 에 의해 지배된다. 폭비 β 가 작은 경우, T형 접합부는 상대적으로 변형이 쉽고 주관 접합면에서의 변형이 접합부의 내력을 결정한다. 또한 접합부의 하중-변형 관계에

서 뚜렷한 최대하중을 나타내지 않고, 하중은 변형과 함께 계속 증가하는 양상을 나타낸다. 따라서 접합부의 최대하중을 정의하는 기준이 요구되고, 최대하중의 정의를 위한 변형의 제한치가 필요하게 된다. 이러한 최대하중의 정의를 위하여, 많은 연구자들이 변형의 제한치를 제안하였다. Yura 등(1980)은 원형강관 접합부, Korol 등(1982)은 각형강관 T형 접합부, Lu 등(1994)은 모든 형태의 강관 접합부 그리고 Zhao(2000)는 각형강관 T형 접합부에 대하여 제안하였다. 또한 본 연구의 연구진들은 실험적·해석적 연구(배규웅 등, 2002)를 수행하였다. 최근, Packer 등(2003)은 분명한 최대하중을 나타내지 않는 각형강관 접합부의 항복하중 결정에 관한 연구를 진행하였다. 연구결과, 다양한 항복하중 정의에

1) 정회원, (재)한국건설품질연구원 선임연구원, 공학박사
(Tel:031-750-6771, Fax:031-750-6790, E-mail : judeman@kcqr.co.kr)

2) 정회원, 한국건설기술연구원 수석연구원, 공학박사(kwbae@kict.re.kr)

본 논문에 대한 토의를 2004년 12월 31일까지 학회로 보내주시면 토의 회답을 게재하겠습니다.

대한 고찰과 더불어 유한요소해석에 의한 최대하중 결정방법을 제시하고, 변형제한치로서 3% b_0 (주관폭의 3%)의 타당성을 다시 한번 입증하였다.

일반구조용 각형강관의 성형법은 냉간 롤러 성형에 의한 방법과 프레스에 의한 방법이 있다. 또한 4개의 후판을 용접하여 built-up 각형강관을 구성하기도 한다. 일반적으로 각형강관 트러스 접합부의 설계는 일반구조용 각형강관과 built-up 강관을 구분하지 않고 있다. 그러나 일반구조용 각형강관은 성형과정에서 built-up 각형강관과 달리 모서리부에 원호가 존재하게 되고, 이 모서리부의 치수와 반경에 대하여 KS D 3568에서 규정하고 있다. 필자들은 냉간성형 각형강관 T형 접합부에 대한 실험적·해석적인 선행연구를 통하여, 항복선 이론에 근거하고, 용접두께와 강관모서리의 원호부를 고려한 내력식(배규웅 등, 2002)을 제안한 바 있다.

본 연구에서는 주관 플랜지 파괴모드의 냉간성형 각형강관 T형 접합부에 적용되고 있는 항복선 해석의 적용범위를 제안하고자 한다. 항복선 이론에 근거한 기존의 제안내력식과 필자가 선행연구를 통하여 제안한 내력식을 비교하고 최종적으로, 기존의 냉간성형 각형강관을 대상으로 한 국내·외 실험 결과에 대한 관찰과 실험치와의 비교를 통하여 항복선 모델의 적용한계를 제안한다. 본 연구에서, 접합부의 최대내력은 주관 플랜지면에서 3% b_0 변형시의 하중으로 가정한다. 본 연구의 대상인 각형강관 T형 접합부의 형상은 다음 그림 1과 같다.

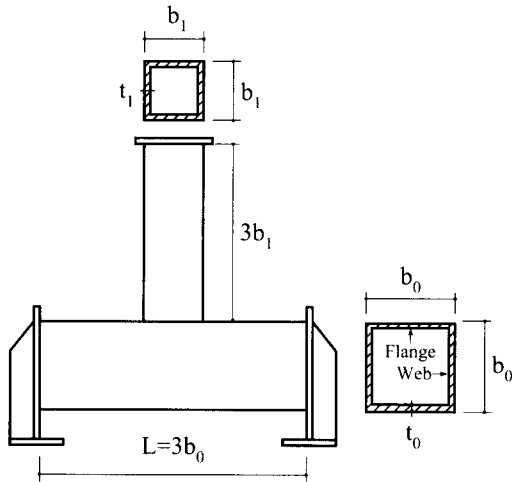


그림 1. T형 접합부 실험체 형상

2. 항복선 해석

지관에 압축력이 작용하는 각형강관 T형 접합부에서, 주관에 대한 지관의 폭비(β)값이 0.8~0.85 이하일 경우, 주관 상부플랜지면의 소성 휨파괴를 고려하여 접합부의 최대내

력을 예측하는 항복선이론을 적용한다. 접합부의 강도를 상계 소성정리에 의한 하한값으로 구하는 항복선 모델의 항복선에 대해서 발생하는 내부 일과 외부 작용력에 의한 외부 일을 같다고 보고 전개하여 접합부의 항복강도를 예측한다.

본 연구에서는 정방향 각형강관 T형 접합부에 대하여 기존 연구자들의 항복선 모델과 필자가 선행연구를 통하여 제안한 항복선 모델과 실험결과를 비교한다.

2.1 기존 항복선 모델의 비교

2.1.1 CIDECT 모델

각형강관 T형 접합부에 대한 대부분의 설계식에서 채용하고 있는 대표적인 항복선 모델로서, 국내 기준 역시 동일한 항복선 모델을 적용하고 있다. CIDECT(1986)의 경우, $\beta < 0.85$ 인 경우, 지관이 접합되어 있는 주관의 상부플랜지면에 지관의 외측면과 주관의 외측면에서 항복선이 형성되고 주관 플랜지의 양단 코너부 외측에서의 소성힌지가 발생하는 것으로 가정하여, 식 (1)에 의해 접합부를 설계한다.

$$P_u = \frac{8M_p}{1-\beta} \{ \beta + 2\sqrt{1-\beta} \} \quad (1)$$

여기서, $\beta = \frac{b_1}{b_0}$, $M_p = \frac{t_0^2 F_y}{4}$

b_0 : 주관 폭, b_1 : 지관 폭

t_0 : 주관 두께, F_y : 주관의 항복강도

2.1.2 Kato 모델

Kato의 항복선 모델(1980)은 CIDECT 모델을 수정한 것으로, 주관의 폭은 전체 폭(b_0)을 이용하지 않고 냉간 롤 성형시 생긴 모서리의 곡률 부분을 고려한 수정 주관폭(b_0')을 이용하며, 지관의 폭은 지관 주위의 모살용접치수를 고려한 수정 지관폭(b_1')을 이용한다. Kato의 모델에 의한 접합부의 내력 예측식은 식(2)와 같다.

$$P_u = \frac{8M_p}{1-\beta'} \{ \beta' + 2\sqrt{1-\beta'} \} \quad (2)$$

여기서, $\beta' = \frac{b_1'}{b_0'}$, $b_0' = b_0 - (4 - 1.5\sqrt{2})t_0$

$b_1' = b_1 + 2s$, s : 모살 치수, t_0 : 주관 두께

2.1.3 Packer 모델

Packer의 항복선 모델(1982)은 Kato 모델과 유사하게 주관의 웨브 두께와 모살용접 길이를 고려하여, 강관의 코너

부의 곡률 부분에 발생한 소성힌지가 강관웹의 중심선을 외측면으로 연장한 곳에 위치하는 것으로 가정하여 구한 수정된 주관폭(b_1')을 적용하고, 수정된 지관폭(b_1')은 Kato와 동일하게 적용한다. Packer의 모델에 의한 접합부의 내력예측식은 식(3)과 같다.

$$P_u = \frac{8M_P}{1-\beta'} \{ \beta' + 2\sqrt{1-\beta'} \} \quad (3)$$

여기서,

$$\beta' = \frac{b_1'}{b_0}, \quad b_0' = b_0 - t_0, \quad b_1' = b_1 + 2w$$

w: 모살용접 치수 (= t_0 : 주관 두께)

2.1.4 Zhao 모델

Zhao의 항복선 모델(1991)은 Kato 모델을 기본으로 하지만, 냉간롤 성형시 생긴 모서리의 곡률 부분에 발생한 소성힌지가 강관웹의 외측으로 이동하는 것으로 가정하여, 수정된 주관폭(b_0') 대신 본래 주관의 폭(b_0)을 적용하고, 수정된 지관폭(b_1')의 계산시 모살치수 대신 주관의 두께를 적용한다. Zhao의 모델에 의한 접합부의 내력예측식은 식(4)와 같다.

$$P_u = \frac{8M_P}{1-\beta'} \{ \beta' + 2\sqrt{1-\beta'} \} \quad (4)$$

여기서, $\beta' = \frac{b_1'}{b_0}$, $b_1' = b_1 + 2t_0$, t_0 : 주관 두께

2.1.5 필자의 제안모델

필자는 선행연구(배규용 등, 2002a)를 통하여 항복선모델을 제안한 바 있고 그 모델은 다음과 같다. CIDECT의 항복선모델을 기본으로 하지만, 냉간롤 성형시 생긴 강관 코너부의 곡률 부분에 발생한 소성힌지가 강관웹의 중심선을 연장한 코너부 외측면으로 이동하는 것으로 가정하여 수정된 주관폭(b_0')을 적용하고, 지관과 주관의 모살용접부를 고려하여 수정된 지관폭(b_1')의 계산시 지관 하부의 소성힌지 위치를 모살용접의 중심에 위치하는 것으로 가정한다. 본 연구진들이 제안한 T형 접합부의 내력예측식은 식(5)와 같다.

$$P_u = \frac{8M_P}{1-\beta'} \{ \beta' + 2\sqrt{1-\beta'} \} \quad (5)$$

여기서, $\beta' = \frac{b_1'}{b_0}$, $b_1' = b_1 + s$, $b_0' = b_0 - t_0$

s = t_0 , t_0 : 주관 두께

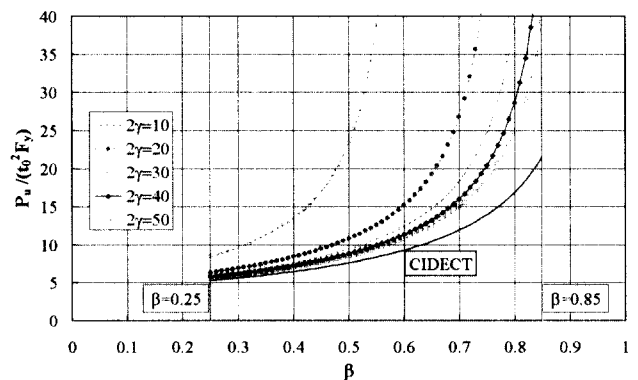
각 연구자들이 제안한 항복선 모델의 차이점을 요약하여 표 1에 나타내었다.

표 1. 항복선 모델의 비교

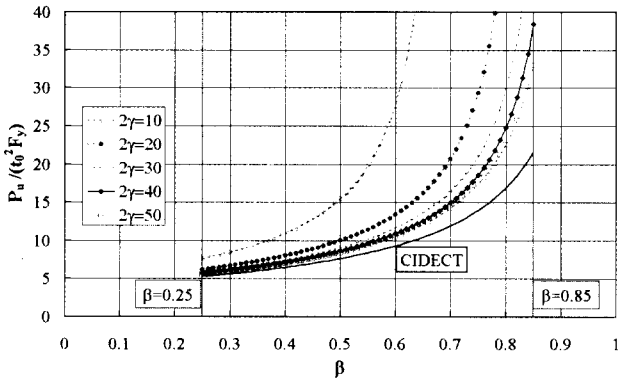
	CIDECT	Kato	Packer	Zhao	필자
지관폭 (b_1)	b_1	$b_1 + 2t_0$	$b_1 + 2t_0$	$b_1 + 2t_0$	$b_1 + t_0$
주관폭 (b_0)	b_0	$b_0 - (4-1.5\sqrt{2})t_0$	$b_0 - t_0$	b_0	$b_0 - t_0$

각 연구자들이 제안한 항복선모델은 CIDECT 모델을 기본으로 하고, 용접치수와 주관웹 두께를 고려하여 소성힌지의 발생위치를 상이하게 정의하고 있다. 이러한 결과, 기존의 항복선 모델은 CIDECT에서 고려하는 설계변수인 폭비 β , 주관두께 t_0 그리고 강관의 항복강도 F_y 이외에 주관의 폭두께비 $2\gamma (= b_0/t_0)$ 라는 새로운 변수를 내포하게 된다.

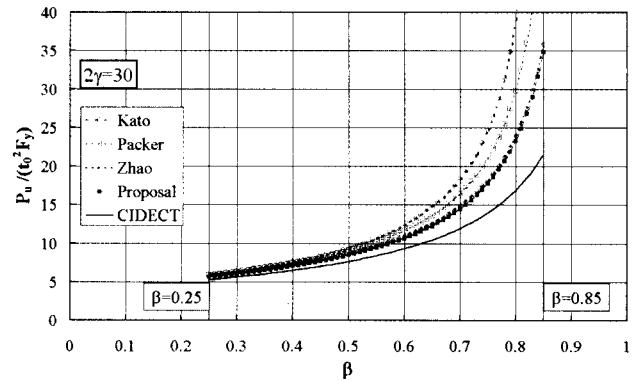
각 연구자들이 제안한 항복선모델로부터 구한 내력식의 무차원화 최대내력과 β 와의 관계를 그림 2에 나타내었다. 그림 2에서와 같이, CIDECT의 무차원화 최대내력은 주관의 폭두께비 2γ 에 관계없이 동일한 내력을 제공하고 있으나, 그 외의 모든 항복선 제안모델의 무차원화 최대내력은 2γ 에 따라 다른 양상을 나타내고 있다. 2γ 에 대한 항복선모델의 민감도는, Kato모델이 가장 크고, 다음 Packer모델, Zhao모델, 그리고 필자의 제안모델(proposal)의 순서이다. $2\gamma = 10$ 일 때, Kato모델은 $\beta = 0.5$ 정도에서, Packer모델은 $\beta = 0.6$ 정도에서, 그리고 Zhao와 본 연구의 제안모델은 β 가 0.7이상에서 급격히 내력이 증가한다. 모든 제안내력식은 β 가 증가함에 따라, CIDECT식에 접근하는 양상을 나타내고 있고, 필자의 제안모델은 $2\gamma = 50$ 이고, β 가 0.8이하에서는 CIDECT식에 매우 접근하는 양상을 나타내고 있다.



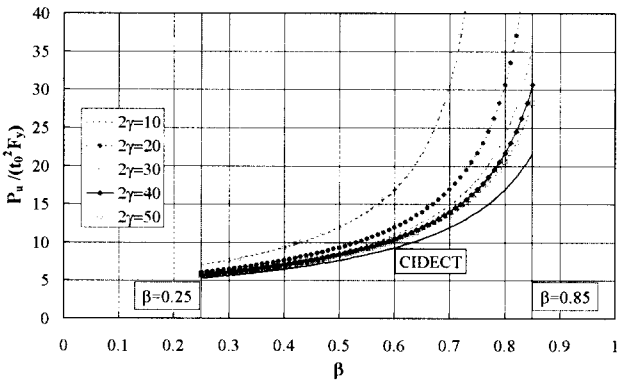
(a) Kato



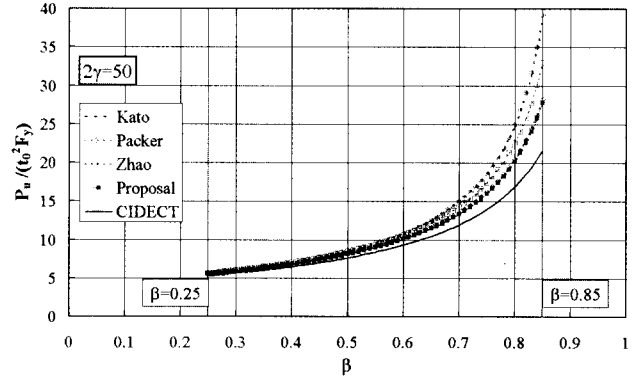
(b) Packer



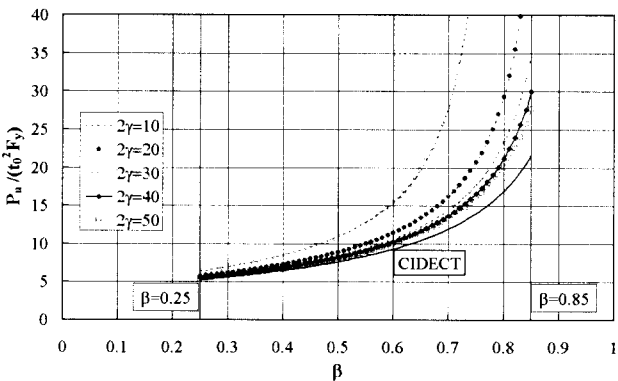
(f) $2\gamma = 30$



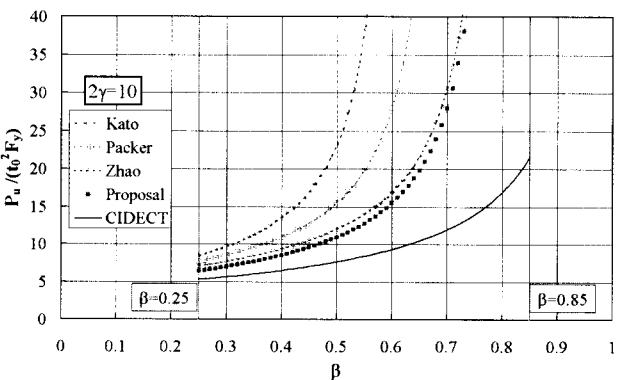
(c) Zhao



(g) $2\gamma = 50$



(d) 필자의 제안모델



(e) $2\gamma = 10$

그림 2. 기존 제안모델과 CIDECT모델의 비교

2.2 항복선 해석치와 실험치의 비교

본 연구에서 기존 T형 집합부의 실험결과 중 냉간성형 각형강관 집합부만을 대상으로 지관에 압축력이 작용하는 실험체에 대한 실험결과를 수집하고, 실험결과를 재해석하여 파괴모드의 중첩여부를 신중히 검토하였다. 수집된 기존 T형 집합부 실험체의 치수 및 강재 항복강도는 표 2와 표 3과 같다. 표 2는 주관 웨브 및 혼합형 파괴모드의 실험체이고, 표 3은 주관 플랜지 파괴모드의 실험체에 대한 것이다.

선행연구(배규웅 등, 2002a, b)의 실험체 중, 주관 플랜지 파괴모드와 웨브 파괴모드가 동시에 발생한 TSA4, TSB4, TSC4 실험체와 Kato의 실험체 중 kato13은 주관웨브 및 혼합형 파괴모드 실험체로 분류하였다. 또한 기존 연구의 실험체 중 폭비(β)의 조정을 위하여 각형강관을 대각선으로 절단 후 용접한 실험체인 kato32 실험체를 본 연구에서는 연구대상에서 제외하였다. 또한 Zhao의 연구결과를 추가하여 완전한 냉간성형 각형강관만을 연구의 대상으로 선정하였다. 주관 플랜지 파괴모드 실험체의 주요변수들은 다음과 같다. 폭비 β 는 0.27~1.00 그리고 주관 폭두께비 2γ 는 10.74~41.67의 범위이고, 각형강관

의 인장강도 F_y 는 366~421 MPa의 범위이다. 그리고 필자가 제안한 유효폭비 β' 는 0.31~1.21 범위이다.

주관 플랜지 파괴모드의 실험체의 최대하중으로 정의한 $P_{3\%d0}$ 와 각 연구자의 항복선모델에 의한 해석치를 비교하여 표 4에 나타내었다. 표 4에서와 같이, 해석치에 대한 실험치의 비는 CIDECT모델의 경우 변동계수 0.129에 평균값 1.18, Kato모델의 경우 변동계수 0.142에 평균값 0.85, Packer모델의 경우 변동계수 0.103에 평균값 0.92, Zhao모델의 경우 변동계수 0.095에 평균값 0.98, 그리고 필자의 제안모델은 변동계수 0.084에 평균값 1.00으로 나타났다. 분석결과, 필자의 제안모델이 실험치와 가장 좋은 대응을 보이고 있다.

표 2. 주관 웹 및 혼합형 파괴모드 실험체

실험체명	β (b_1/b_0)	2γ (b_0/t_0)	β'	F_y (MPa)
TSA4	0.83	33.33	0.89	383
TSA5	1.00	33.33	1.06	383
TSB4	0.83	25.00	0.91	397
TSB5	1.00	25.00	1.08	397
TSC4	0.83	16.67	0.95	406
TSC5	1.00	16.67	1.13	406
Kato1	0.80	16.08	0.92	404
Kato2	0.83	25.00	0.91	366
Kato3	0.89	33.33	0.95	368
Kato4	0.80	42.33	0.85	382
Kato8	0.88	42.29	0.92	348
Kato13	0.80	41.67	0.84	400
Kato23	0.80	16.08	0.92	404
Kato24	0.85	25.00	0.92	366
Kato37	0.85	25.00	0.92	366
Kato44	0.86	29.17	0.92	264
S1B2C21	1.00	10.74	1.21	421
S1B2C22	1.00	16.19	1.13	412

여기서, β : 폭비(= b_1/b_0),

2γ : 주관의 폭두께비(= b_0/t_0)

β' : 필자의 제안모델에서의 유효폭비(= b_1'/b_0')

$b_1' = b_1 + t_0, b_0' = b_1' - t_0$

F_y : 인장강도

표 3. 주관 플랜지 파괴모드 실험체

실험체명	β (b_1/b_0)	2γ (b_0/t_0)	β'	F_y (MPa)
TSA1	0.40	33.33	0.44	383
TSA2	0.50	33.33	0.55	383
TSA3	0.67	33.33	0.72	383
TSA6	0.27	33.33	0.31	383
TSA7	0.33	33.33	0.37	383
TSB1	0.40	25.00	0.46	397
TSB2	0.50	25.00	0.56	397
TSB3	0.67	25.00	0.74	397
TSB6	0.27	25.00	0.32	397
TSB7	0.33	25.00	0.39	397
TSC1	0.40	16.67	0.49	406
TSC2	0.50	16.67	0.60	406
TSC3	0.67	16.67	0.77	406
TSC6	0.27	16.67	0.35	406
TSC7	0.33	16.67	0.42	406
Kato11	0.67	25.00	0.74	366
Kato12	0.75	33.33	0.80	368
Kato16	0.50	25.00	0.56	366
Kato17	0.63	33.33	0.68	368
Kato21	0.50	26.74	0.56	380
Kato25	0.30	41.67	0.33	400
Kato26	0.50	25.00	0.56	366
Kato27	0.68	25.00	0.75	366
Kato33	0.50	26.74	0.56	380
S1B1C21	0.50	10.74	0.65	421
S1B1C22	0.50	16.19	0.60	412
S1B1C23	0.50	25.50	0.56	417

여기서, β : 폭비(= b_1/b_0),

2γ : 주관의 폭두께비(= b_0/t_0)

β' : 필자의 제안모델에서의 유효폭비(= b_1'/b_0')

$b_1' = b_1 + t_0, b_0' = b_1' - t_0$

F_y : 인장강도

표 4. 항복선 해석치와 실험치의 비교

실험체명	β (b_1/b_0)	$P_{3\%b_0}/$ P_{CIDECT}	$P_{3\%b_0}/$ P_{Kato}	$P_{3\%b_0}/$ P_{Packer}	$P_{3\%b_0}/$ P_{Zhao}	$P_{3\%b_0}/$ $P_{Proposal}$
TSA1	0.40	0.98	0.85	0.87	0.89	0.91
TSA2	0.50	1.22	1.01	1.05	1.09	1.12
TSA3	0.67	1.30	0.94	1.02	1.09	1.12
TSA6	0.27	1.06	0.95	0.96	0.98	1.00
TSA7	0.33	1.14	1.01	1.03	1.05	1.08
TSB1	0.40	1.05	0.86	0.89	0.92	0.96
TSB2	0.50	1.16	0.90	0.95	1.00	1.03
TSB3	0.67	1.31	0.82	0.93	1.04	1.07
TSB6	0.27	0.94	0.81	0.83	0.84	0.88
TSB7	0.33	1.00	0.84	0.87	0.89	0.92
TSC1	0.40	1.17	0.84	0.90	0.96	1.01
TSC2	0.50	1.25	0.80	0.89	0.98	1.03
TSC3	0.67	1.39	0.55	0.75	0.95	1.00
TSC6	0.27	0.94	0.74	0.77	0.80	0.84
TSC7	0.33	1.07	0.81	0.85	0.89	0.95
Kato11	0.67	1.35	0.85	0.96	1.07	1.11
Kato12	0.75	1.37	0.85	0.96	1.09	1.12
Kato16	0.50	1.11	0.86	0.90	0.95	0.99
Kato17	0.63	1.21	0.92	0.98	1.04	1.07
Kato21	0.50	1.16	0.92	0.96	1.01	1.04
Kato25	0.30	1.02	0.94	0.95	0.96	0.98
Kato26	0.50	0.96	0.74	0.78	0.82	0.85
Kato27	0.68	1.29	0.78	0.90	1.01	1.05
Kato33	0.50	1.01	0.79	0.83	0.87	0.90
S1B1C21	0.50	1.41	0.55	0.75	0.94	1.02
S1B1C22	0.50	1.09	0.69	0.77	0.85	0.90
S1B1C23	0.50	1.23	0.96	1.01	1.06	1.10
평균		1.16	0.84	0.90	0.96	1.00
표준편차		0.146	0.115	0.087	0.086	0.084
COV		0.126	0.137	0.097	0.089	0.084

$P_{3\%b_0}$: 최대하중으로 정의된 주관폭의 3% 변형시의 하중

$P_{Proposal}$: 필자가 제안한 항복선모델에 의한 해석치

COV : 변동계수 (Coefficient of Variation)

3. 항복선해석의 적용범위

3.1 항복선모델의 발산조건

주관 플랜지 파괴모드의 T형 접합부의 최대내력은 앞서 언급한 것처럼 항복선해석을 통한 예측이 가능하고, 많은 연구자들이 항복선모델을 제안하였다. 그러나 주관 플랜지 파괴모드가 지배하는 중간정도의 β 까지는 최대의 하중이 명확히 정의되지 않고, 변형과 함께 하중이 계속적으로 증가한다.

플랜지 파괴모드에 대하여 제안된 기존의 항복선 모델들은 CIDECT의 항복선모델과 유사한 형태를 유지하고 있고, 단지 CIDECT모델과의 차이점은 주관과 지관의 모살용접부 및 주관 모서리에서의 소성힌지의 위치이다.

이러한 소성힌지 위치의 변화는 CIDECT식 (1)에서 작은 변화를 초래하고, 그 결과는 β 와 2γ 의 함수인 유효폭비 $\beta' (= b_1'/b_0')$ 의 형태로 나타난다. CIDECT 설계식 (1)의 경우 $\beta = 1.0$ 에서 발산하고, 식 (1)의 적용범위를 0.85이하로 설정하고 있다. 그러나 본 연구의 항복선 제안모델과 기존 연구자들의 제안모델은 그림 3과 같이, $\beta (\beta, 2\gamma) = 1.0$ 인 조건하에서 발산이 발생하고 있다. 플랜지 파괴모드가 발생하는 실험체의 폭비의 한계치로 생각되는 $\beta = 0.8$ 일 때, 제안식의 발산이 발생하는 2γ 는 Zhao와 본 연구의 제안모델의 경우 $2\gamma = 10$, Packer는 $2\gamma = 15$, 그리고 Kato는 $2\gamma = 19$ 이다. 그러나 실질적으로 내력이 급격히 증가하는 2γ 는 발산이 발생하는 2γ 보다 훨씬 작으므로 특히, 폭두께비가 작은 즉, 상대적으로 두꺼운 강관을 사용한 접합부의 경우 항복선모델을 적용함에 주의하여야 한다. 그러나 현재 생산되고 있고 현장적용이 가능한 냉간성형 각형강관의 폭두께비를 고려한다면, 필자의 제안모델에서 발산이 발생한 가능성은 거의 없는 것으로 판단된다.

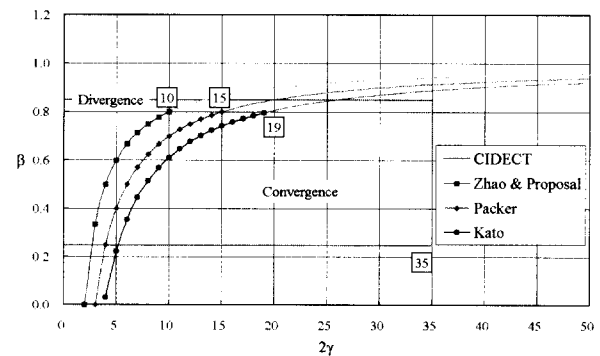
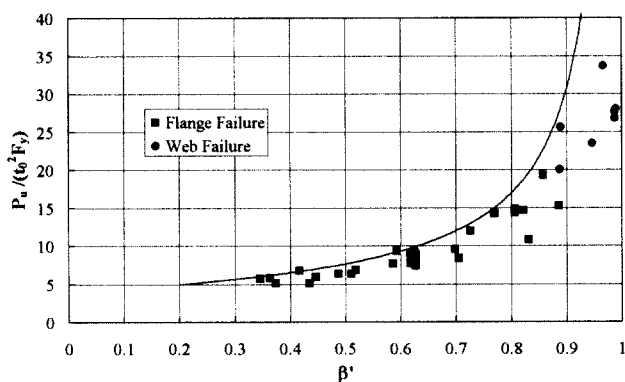


그림 3. 발산조건

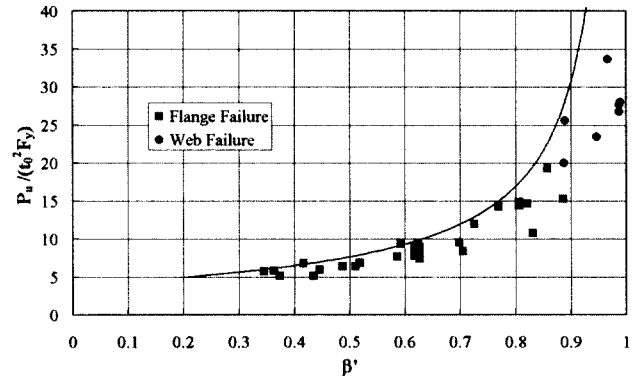
3.2 항복선 해석의 적용한계치 제안

항복선해석이 적용 가능한 플랜지 파괴모드의 한계치는 주로 폭비 β 또는 유효폭비 β' 에 의존하고, β 또는 β' 가 증가하면 파괴모드는 플랜지 파괴에서 웨브 파괴로 변화되고, 항복선해석은 불안정한 예측치를 제공한다. 이러한 항복선해석의 적용범위에 대하여, Brodka와 Szlendak는 $\beta \leq 0.8$, Kato와 Nishiyama는 $\beta' \leq 0.83$, CIDECT은 $\beta \leq 0.85$, 그리고 Zhao는 $\beta \leq 0.8$ 로 제안하였다. 상기의 β 또는 β' 의 제한치는 주로 실험을 통한 실제적인 파괴모드의 관찰(observation)과 항복선해석치와 실험치(적절한 변형에 대응하는 하중)의 오차율의 비교(comparison)에 의하여 제안된 것이다.

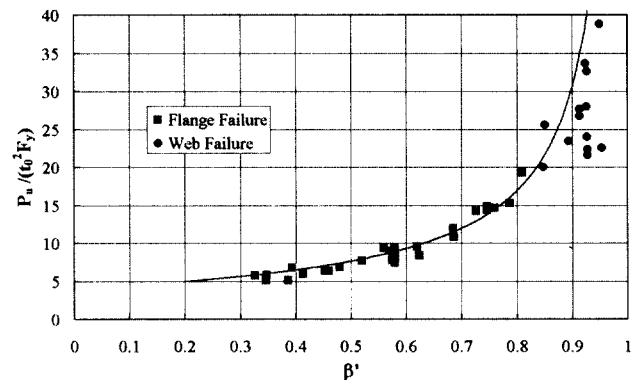
그림 4는 본 연구의 실험체의 파괴모드를 혼합형 파괴모드를 포함한 주관 웨브파괴(chord web failure)와 주관 플랜지파괴(chord flange failure)의 두 종류로 분류하여, 무차원화 최대내력과 유효폭비 β' (Kato, Packer, Zhao 그리고 필자의 제안모델)의 관계를 나타낸 것이다. 그림 4에서와 같이, Kato 모델과 Packer 모델의 경우 β' 가 0.8이상에서 항복선해석치가 실험치를 과대평가하고 있고, 웨브파괴가 시작되는 β' 는 약 0.9이다. 그리고 Zhao의 제안모델과 필자의 제안모델은 플랜지 파괴모드의 모든 실험체의 최대내력을 매우 잘 예측하고 있고, 플랜지 파괴모드의 한계 유효폭비 β' 는 약 0.8로 나타났다. 또한, 필자 등이 제안된 항복선모델에 의한 해석치와 실험치 최대내력으로 정의된 주관폭(b_0)의 3% 변형시의 하중을 비교하면, 필자 등의 항복선 제안모델에서의 유효폭비 $\beta' = (b_1 + t_0)/(b_0 - t_0)$ 가 0.8이하에서 가장 좋은 대응을 나타내고, 0.8이상에서는 실험치를 과대평가하고 있고 분산정도도 매우 큰 것으로 나타났다. 따라서 해석치와 실험치를 비교할 때, 주관 플랜지 파괴모드가 발생하여 항복선 해석이 가능한 한계치는 필자가 제안한 β' 가 0.8일 때로 정의하는 것이 적절할 것으로 판단된다.



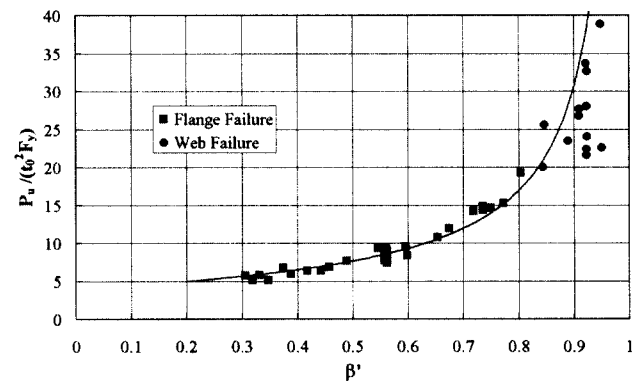
(a) Kato모델



(b) Packer



(c) Zhao모델



(d) 필자의 제안모델

그림 4. 기존 제안모델에서의 β' 에 따른 파괴모드

기존 항복선 제안모델 중 유효폭비 β' 와 항복선 해석의 적용 한계치를 함께 제안한 항복선 모델과 실험체의 파괴모드를 β 와 2γ 의 관계로 분석하여 그림 5에 나타내었다.

그림 5에서 필자 및 Zhao의 β' 한계치는 0.8로 설정하였고, Kato의 β' 한계치는 Kato와 Nishiyama의 연구결과인 0.83으로 설정하고, 또한 0.8에 대해서도 검토하였다. 그림 6에서와 같이, 각각의 β' 가 0.8 또는 0.83일 때의 $\beta - 2\gamma$ 의 관계는 비선형적이고, 2γ 가 증가하면 β 는 0.8에 수렴하는 양상을 공통적으로 나타내고 있다. 필자 및 Zhao의 β' 가 0.8일 때의 $\beta -$

2γ 의 관계는 매우 유사한 분포를 나타내고 있으나, Kato의 경우는 2γ 가 30이하에서 큰 차이를 나타내고 있다. 또한 Kato의 β' 한계치는 0.8이나 0.83일 때 큰 차이가 없는 것으로 나타났다. 그리고 필자가 제안한 유효폭비 β' 가 0.8일 때, 모든 플랜지 파괴모드의 실험체가 포함되고 있다.

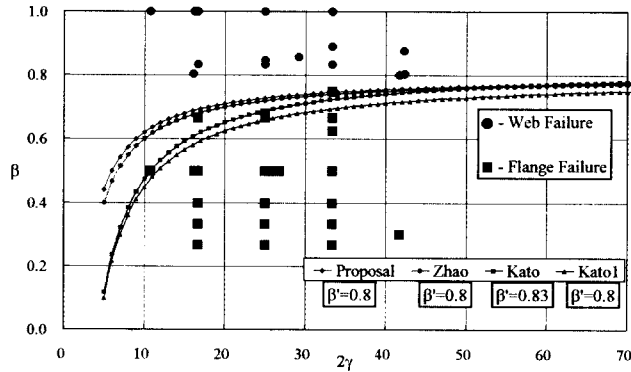


그림 5. $\beta' - 2\gamma$ 관계

필자의 제안모델과 Zhao의 제안모델은 항복선모델의 차이에도 불구하고 유사한 결과를 제공하고 있다. 그러나 그림 6과 같이 폭비 $\beta = 0.5$ 인 실험체와 비교할 경우, 필자의 제안모델이 실험치와 보다 좋은 대응을 나타내고 있고, 2γ 에 대한 민감도 또한 보다 안정적인 것으로 나타났다.

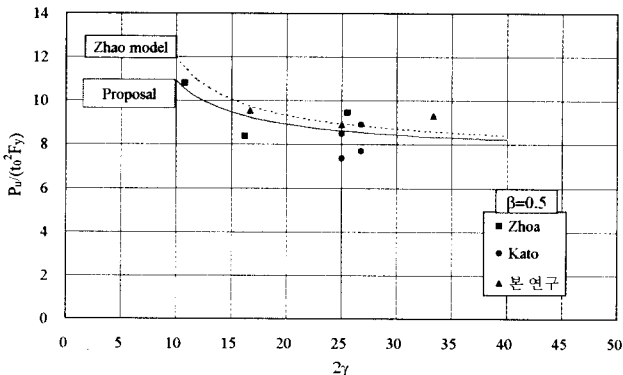


그림 6. 필자의 제안모델과 Zhao 제안모델의 비교

따라서 해석치에 대한 실험치의 비와 파괴모드를 모두 고려할 때, 항복선해석의 적용범위는 본 연구의 제안모델에서의 유효폭비 $\beta' = (b_1 + t_0)/(b_0 - t_0)$ 로 표현할 경우, 0.8이하가 적절할 것으로 판단된다. 그러나 상기의 결과는 T형 접합부의 파괴모드를 주관 플랜지파괴와 웹파괴의 두 종류만으로 구분한 것으로, 실제 실험시에 관찰되는 플랜지파괴와 웹파괴가 함께 발생하는 혼합형 파괴모드를 배제하고 있다. 본 연구에서는 주관폭(b_0)의 1% 또는 3% 변형시의 하중에 대한 자료를 Zhao의 연구에서

인용하였으므로, Kato 실험체의 파괴모드 분류도 Zhao의 분류 체계를 따랐다. 그러나 실제 실험을 수행한 Kato의 파괴모드 정의와 Zhao의 파괴모드 정의에는 다소의 차이가 있다. Zhao는 kato12와 kato13 실험체를 플랜지 파괴모드로 분류하고 kato4와 kato23 실험체를 웹 파괴모드로 분류하고 있으나, 직접 실험을 수행한 Kato와 Nishiyama는 상기 실험체들을 주관 플랜지파괴와 웹파괴 혼합된 파괴(mixed failure)로 정의하고 있다. 정방형 각형강관으로 제작된 Kato의 실험체 중 Zhao의 연구에서 누락된 kato9, kato14, 그리고 kato37 실험체를 추가하고, kato의 파괴모드 정의에 따라 웹파괴와 플랜지파괴의 혼합형 파괴(mixed failure)모드의 실험체를 재정리하여 표 6과 그림 7에 나타내었다.

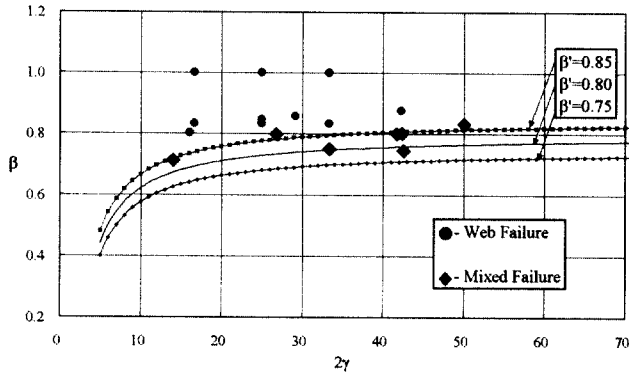
Kato는 표 6의 kato9와 kato12 실험체를 주관 플랜지파괴와 웹파괴가 함께 발생한 혼합형 파괴모드 실험체로 분류하고 있다. 그러나 두 실험체는 변형의 증가와 함께 하중이 계속적으로 증가하는 플랜지 파괴모드의 하중 변위 관계곡선을 나타내고 있어, 본 연구에서는 상기 두 실험체를 혼합형이 아닌 플랜지 파괴모드로 간주한다. 실제적인 웹파괴의 시작이자, 플랜지파괴의 종점인 혼합형파괴(mixed failure)의 시작점에 대한 그림 7의 실험적 관찰을 통하여, 본 연구에서 제안한 항복선해석의 적용범위를 검증하고자 한다. kato9와 kato12 실험체를 포함한 경우인 그림 7(a)와 제외한 경우인 그림 7(b) 모두, 본 연구 제안모델의 유효폭비 β' 가 0.8이상일 때 혼합형파괴가 발생하는 것으로 나타났다. 따라서 항복선해석치와 실험치의 비교 및 실험적 관찰로부터, 항복선해석의 적용범위는 본 연구에서 제안한 항복선모델의 유효폭비 β' 가 0.8이하인 경우로 설정하는 것이 타당할 것으로 판단된다.

표 6. 혼합형 파괴모드의 Kato 실험체

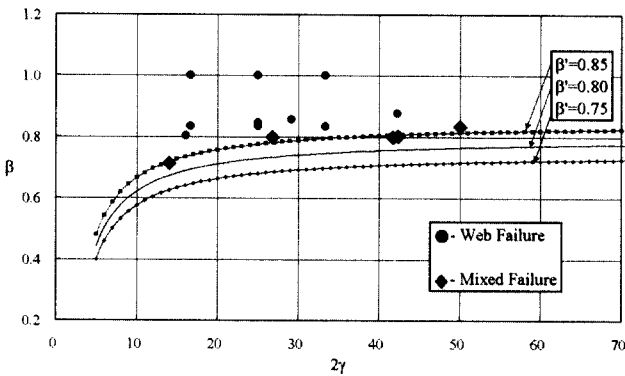
실험체명	b_0 (mm)	t_0 (mm)	b_1 (mm)	t (mm)	β (b_1/b_0)	β'_1	β'_2	2γ (b_0/t_0)
kato4	127	3.0	102	6.4	0.80	0.89	0.85	42.3
kato9	102	2.4	76	4.8	0.75	0.83	0.79	42.5
kato12	200	6.0	150	6.0	0.75	0.86	0.80	25.0
kato13	250	6.0	200	9.0	0.80	0.89	0.84	41.7
kato14	300	6.0	250	6.0	0.83	0.91	0.87	25.0
kato23	178	12.7	127	6.4	0.71	0.99	0.85	25.5
kato37	254	9.5	203	4.8	0.80	0.94	0.87	25.5

β'_1 : Kato 모델의 유효폭비 [$\beta'_1 = (b_1 + 2s)/(b_0 - (4 - 1.5\sqrt{2})t_0)$]
 β'_2 : 필자의 제안모델에서의 유효폭비 [$\beta'_2 = (b_1 + t_0)/(b_0 - t_0)$]

참고 문헌



(a) Kato의 실험체 분류(kato9, kato12 포함)



(b) 본 연구의 실험체 분류(kato9, kato12 제외)

그림 7. 항복선해석의 적용한계

4. 결 론

이상과 같은 지관에 압축력이 작용하는 냉간성형 각형강관 T형 접합부에 대한 기존 실험결과의 분석 및 항복선 해석을 통하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

- (1) 냉간성형 각형강관 T형 접합부는 항복선 모델은 냉간성형 각형강관의 모서리 곡률부를 고려하여 주관웹의 두께와 지관과 주관의 용접치수를 함께 반영하는 것이 타당한 것으로 판단된다.
- (2) 선행연구에서 제안한 항복선 모델은 기존의 실험치와 가장 좋은 대응을 나타내고 있음을 다시 한번 확인하였다.
- (3) 본 연구에서 제안한 항복선 모델에서의 유효폭비 β' ($= (b_1 + t_0) / (b_0 - t_0)$)를 적용한 경우, 실험체 파괴모드를 주관 플랜지 파괴모드와 주관 웹 파괴모드로 명확히 분류하는 것이 가능하다.
- (4) 최종적으로, 냉간성형 각형강관 T형 접합부의 항복선해석이 적용 가능한 범위는 $\beta' = (b_1 + t_0) / (b_0 - t_0)$ 가 0.8이하일 때로 제안한다.

배규웅, 박금성, 강창훈, 문태섭 (2002) 냉간성형 각형강관 모살용접 T형 접합부의 최대내력(I) - 주관 플랜지 파괴모드 -, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제14권, 2호, pp. 311-318

배규웅, 박금성, 강창훈, 문태섭 (2002) 냉간성형 각형강관 모살용접 T형 접합부의 최대내력(II) - 주관 웹 파괴모드 -, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제14권, 3호, pp. 403-411

배규웅, 박금성, 강창훈, 문태섭 (2002) 지관이 회전된 냉간성형 각형강관 T형 접합부의 최대내력(I) - 주관 플랜지 파괴모드 -, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제14권, 5호, pp. 657-664

배규웅, 박금성, 강창훈, 문태섭 (2003) 지관이 회전된 냉간성형 각형강관 T형 접합부의 최대내력(II) - 주관 웹 파괴모드 -, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제15권, 1호, pp.69-76

CIDECT (1986), The strength and behavior of statically loaded welded connections in structural hollow sections, monograph No. 6. Corby (UK): CIDECT.

Brodka, J. and Szlendak, J. (1980) Strength of cross joints in rectangular hollow sections, XXVI Scientific Conference of the Civil and Hydraulic Engineering, Section of the Polish Academy of Science and of the Science Division of PZITB.

Kato, B. and Nishiyama, I. (1980) T-joints made of rectangular tubes. Proceedings of the 5th international conference on cold-formed steel structures, St. Louis (MI, USA).

Korol, R.M. and Mirza, F.A. (1982) Finite element analysis of RHS T-joints. Journal of Structural Engineering, ASCE Vol 108, No. 9, pp.2081-2098.

Kosteski, N., Packer, J.A. and Puthli, R.S. (2003) A finite element method based yield load determination procedure for hollow structural section connections, Journal of Constructional Steel Research, Vol. 59, No 4, pp. 453-471.

Lu, L.H., de Winkel, G.D., Yu, Y. and Wardenier, J. (1994) Deformation limit for the ultimate strength of hollow section joints. Tubular structures VI.

Rotterdam: Balkema, pp. 341-347.

Packer, J.A. and Davies, G. (1982) Predicting the strength of branch plate-RHS connections for punching shear, *Canadian Journal of Civil Engineering*, National Research Council of Canada Vol 9, pp. 458-467.

Yura, J.A., Zettlemoyer, N. and Edwards, I.F. (1980) Ultimate capacity equations for tubular joints. OTC Proceeding, Vol 1, pp.3690.

Zhao, X.L. and Hancock, G.J. (1991) T-joints in

rectangular hollow sections subject to combined actions, *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol. 117, No. 8, pp. 2258-2277.

Zhao, X.L. (2000) Deformation limit and ultimate strength of welded T-joints in cold-formed RHS sections. *Journal of Constructional Steel Research*, Vol. 53, No 2, pp.149-165.

(접수일자 : 2004. 3. 15 / 심사일 2004. 3. 22 /
심사완료일 2004. 5. 24)