

반복하중을 받는 T형 철근콘크리트 접합부의 전단특성에 관한 연구

A Study on the Shear Characteristic of T Type Reinforced Concrete Joints under Cyclic Loading

이 상 호* 이 동 화**
Lee, Sang Ho Lee, Dong Hwa

국문요약

본 연구는 실험적 방법과 해석적 방법을 통하여 반복하중을 받는 T형 철근콘크리트 접합부의 전단특성을 파악함을 목적으로 한다. T형 접합부는 고강도 재료의 사용으로 인한 체적의 감소 뿐만 아니라, 지진 발생 시 반복하중의 작용으로 인한 변동축력 등으로, 구조적으로 취약한 부분이 될 가능성이 있다. 따라서 본 연구에서는 T형 접합부의 전단특성을 파악하기 위하여 기동축력, 콘크리트 압축강도, 접합부 전단보강근비를 변수로 한 12개의 실험체를 제작하여 가력실험을 수행하였다. 또한, 유한요소 해석을 수행하여 본 실험결과와의 비교 검토를 통하여 타당성을 검토한 후, 기동축력과 콘크리트 압축강도의 변화에 대한 변수해석을 통하여 접합부의 전단강도에 미치는 변수의 영향을 파악하였으며, 실험에 의한 실험체의 전단내력을 기존에 제안된 AU, ACI규준 등과 비교 검토하였다. 본 연구의 결과로부터 기동축력과 콘크리트 압축강도가 T형 철근콘크리트 접합부의 전단강도에 미치는 영향을 확인하였다.

주요어 : 철근콘크리트, T형 접합부, 전단강도, 기동축력, 콘크리트 압축강도, 접합부 전단보강근비

ABSTRACT

The purpose of this study is to investigate the shear characteristic of T type reinforced concrete joints under cyclic loading by experimental and analytical method. The T type reinforced concrete joints can be weakened by reducing of joint volume using high strength materials and the varying axial column load at earthquake attack. In order to investigate the shear characteristic of the joint, we have tested twelve T type reinforced concrete joint specimens in relation to varying axial column load(axial column load ratio : 0.0, -0.15, -0.3), compressive strength of concrete(210, 420kgf/cm²) and shear reinforcement of joint(shear reinforcement ratio : 0.255, 0.51). The results are analyzed and compared with nonlinear finite element analysis, and the parameter analysis which include axial column load ratio and compressive strength of concrete was carried out. The shear strength of test is compared with AU and ACI code. The results show that the maximum shear strength of T type joints is affected by axial column load and compressive strength of concrete.

Key words : reinforced concrete, T type joint, shear strength, axial column load, compressive strength of concrete, shear reinforcement ratio of joint

1. 서 론

최근 지가 상승 혹은 경제적인 이유 등으로 철근콘크리트 구조물이 고층화·대형화됨에 따라서 고강도 철근과 고강도 콘크리트의 사용이 요구되고 있으며, 이러한 고강도 재료를 사용하는 건축물에서는 작은 단면의 보와 기둥으로 설계됨에 따라서 접합부의 단면이 축소되어 응력부담이 이전보다 높아져 구조적으로 취약한 부분이 될 가능성이 있다.^{(1),(2)} 또한, 수평방향으로 반복되는 지진력에 의해 철근콘크리트 구조물의 T형 접합부 중에서, 특히 저층부의 모서리 부분에서는 변동축력이 발생하며, 이러한 변동축력 특히, 인장축력이 접합부의 전단특성이나 접합부내 보 주철근의 정착특성에 바람직하지 못한 영향을 주어 구조물 전체의 내진성능을 저하시킬 가능성이 있다.⁽³⁾

따라서, 본 연구에서는 보 주철근이 U형으로 정착된 T형

철근콘크리트 접합부에서 기동축력, 콘크리트 압축강도, 접합부 전단보강근비의 변화에 따른 접합부의 전단특성을 실험적 방법과 해석적 방법을 통하여 파악하고, 그 결과를 기존에 제안된 전단강도식과 비교 검토하여 T형 접합부에 대한 합리적인 전단설계법을 확립하기 위한 기본 자료를 제공하는데 그 목적을 두었다.

2. 접합부의 실험

2.1 실험체 계획

본 연구에 사용된 실험체는 중층 정도 규모의 내진 설계형 철근콘크리트 구조물⁽⁴⁾ 저층부의 T형 접합부를 대상으로 하였으며, 보 및 기둥의 반곡점을 경간 및 층고의 중간으로 가정한 약 1/2.7의 축소 모형으로 하였다. 실험체 기둥의 양단을 힌지로 지지하고 보단을 자유단으로 계획하였으며, 기둥의 국부 파괴를 방지하기 위하여 실험체의 기둥 단부에 스티브(stub)를 계획하였다. 실험체의 배근은 접합부의 전단특성을 주로 파악하기 위하여 보 및 기둥의 휨파괴 또는 전단파괴보다 먼저 접합부의 전단파괴가 발생하도록 계획하였다. 철근 배치는

* 정회원 · 부산대학교 건축공학과 조교수, 공학박사(대표저자 : sangho@pusan.ac.kr)

** 부산대학교 건축공학과, 석사과정

본 논문에 대한 토의를 2001년 6월 30일까지 학회로 보내 주시면 그 결과를 게재하겠습니다.

국내 극한강도 규준⁽⁴⁾에 의해 배근하였으며(그림 1 참조), 각 변수에 따른 실험체의 명칭 및 배근상세는 표 1에 나타낸다.

2.2 재료 특성

콘크리트 강도실험을 위한 공시체는 $\phi 100 \times 200\text{mm}$ 몰드를 사용하여 KS F 2405⁽⁵⁾에 따라 제작하였다. 양생은 실험체와 동일한 조건에서 실시하였으며, 콘크리트의 강도는 UTM(용량 : 200tonf, 제작사 : M&T Korea)을 이용하여 가력한 4개의 공시체에 대한 평균값으로 표 2에 나타나 있다. 또한 철근의 특성은 사용한 철근 종류에 대하여 시편 3개에 대한 평균값으로 표 3에 나타나 있다.

표 2 콘크리트의 강도

실험체 타입	압축강도(kgf/cm ²)	인장강도(kgf/cm ²)
HJ series	388	31.6
NJ series	240	24.2

표 3 철근의 특성

호칭	항복강도(kgf/cm ²)	인장강도(kgf/cm ²)	탄성계수($\times 10^6$ kgf/cm ²)
D16	5140	6750	2.342
D19	4510	6840	2.393
D22	5510	8170	2.547
$\phi 6$	6840	7950	2.435

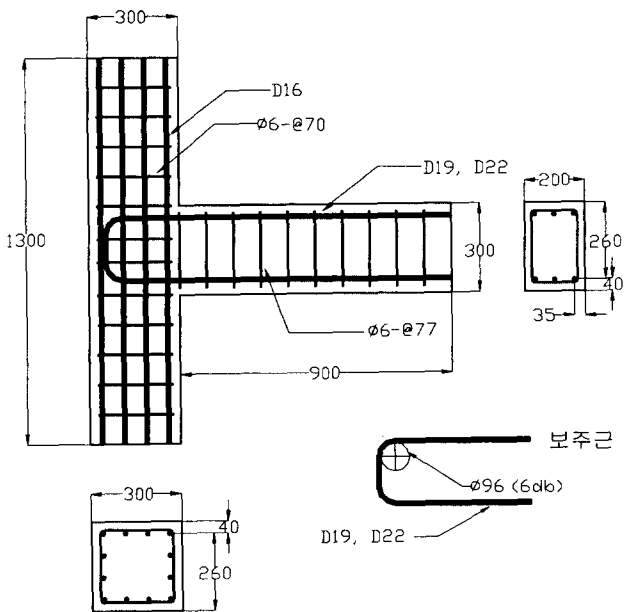


그림 1 실험체의 형상과 치수 (단위 : mm)

표 1 시험체 일람표

실험체명	실험 변수			휨강도비	전단경간비	보주철근	접합부 전단보강근
	콘크리트 압축강도(kgf/cm ²)	전단보강근비	기동축력비				
HJ2-0.0	420	0.255	0.0	1.85	3	3-D22	2- $\phi 6$
HJ2-0.15			-0.15				
HJ2-0.3			-0.3				
HJ5-0.0		0.51	0.0				
HJ5-0.15			-0.15				
HJ5-0.3			-0.3				
NJ2-0.0	210	0.255	0.0	1.4	3-D19	2- $\phi 6$	
NJ2-0.15			-0.15				
NJ2-0.3			-0.3				
NJ5-0.0		0.51	0.0				
NJ5-0.15			-0.15				
NJ5-0.3			-0.3				

기동축력비=축력/[주철근단면적×주철근항복강도] 인장을 (-)로 한다
휨강도비=기동 휨강도의 합/보 휨강도의 합

2.3 가력 및 측정 방법

가력 장치는 그림 2와 같으며, 철골 가력 프레임에 2개의 가력기(actuator, 보 가력용 : 25tonf, 기동 가력용 : 50tonf)를 고정시켜 기동은 하중 제어로 축력을 실험 종료시까지 일정하게 가력하였고, 보는 변위(부재각) 제어로 그림 3과 같이 총 7사이클 정적으로 반복 가력하였다. 보의 처짐은 보 가력 위치에 전기식 LVDT를 설치하여 기동면에서의 상대적인 변위를 측정하였고, 접합부의 전단변형은 LVDT를 X자 형태로

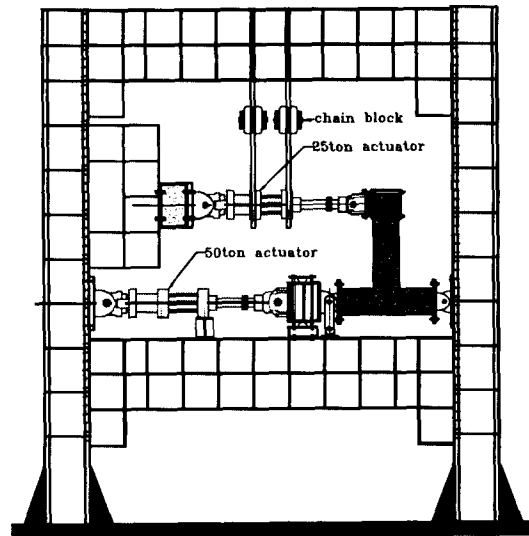


그림 2 가력 장치

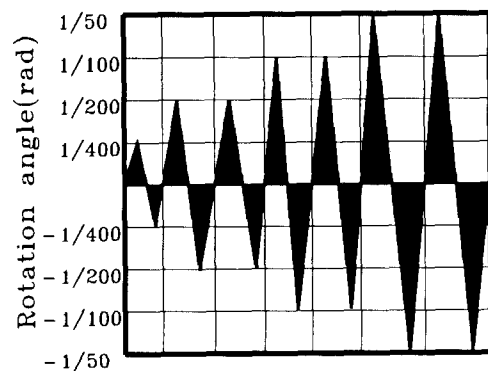


그림 3 보의 가력 사이클

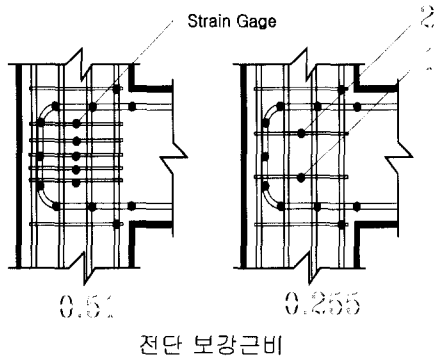


그림 4 Strain gage의 부착위치

접합부의 한 면에 설치하여 측정하였다. 그림 4와 같이 strain gage를 보 주철근, 접합부 전단보강근 및 기둥 주철근에 부착하여 변형률을 측정하였다.

3. 실험 결과

3.1 균열 및 파괴 양상

보와 기둥에서 휨균열은 실험체 전체가 1사이클($R=1/400rad$)에 발생하였다. 전단균열은 보가 2사이클($R=1/200rad$)에서, 접합부가 실험체 HJ2-0.15, HJ2-0.3, HJ5-0.3은 1사이클, 그 외의 실험체는 2사이클에서 발생하였고, 기둥은 거의 발생하지 않았다. 기둥의 인장균열은 실험체 HJ2-0.15, HJ5-0.15가 1사이클에서, 그 외의 실험체는 초기의 인장축력을 가할 때 발생하였다.

가력이 종료된 각 실험체들의 최종 파괴양상을 그림 5에 나타내었다. 기둥에 인장축력을 많이 받는 실험체일수록 인장균열이 기둥 전체로 확산되었고, 기둥 부재축에 대한 접합부의 전단균열의 각도가 크고, 가력 사이클이 진행될수록 접합부의 전단균열 폭이 확장되는 경향을 나타냈다. 콘크리트 압축강도가 큰 실험체(HJ series)가 콘크리트 압축강도가 작은 실험체(NJ series)보다 큰 내력을 받아 균열이 더 많이 발생하였다. 접합부 전단균열 발생 후 가력 사이클이 진행될수

록 균열폭의 확장이 전단보강근비가 많은 실험체보다 전단보강근비가 낮은 실험체가 컸다. 최종 파괴형태는 실험체 모두 보 주철근 항복 전에 접합부의 전단파괴가 일어났다.

3.2 보의 하중-변위 관계

그림 6은 보 부재각 $R=1/50rad$ 까지의 가력점에서의 보 하중-변위 관계를 나타내고 있다. 그림에서 ▲와 ●는 각각 접합부에서의 전단균열 발생시 및 최대 내력시를 나타낸다. 접합부 전단균열이 발생할 때의 보 하중은 기둥에 인장축력을 받지 않는 실험체에 비하여 인장축력비가 0.15, 0.3인 경우가 각각 22.4%, 35.6%정도 감소하여 기둥에 인장축력을 많이 받을수록 접합부 전단균열 발생시의 하중이 낮아지는 경향을 보였다. 또한, 실험체 HJ2 series, HJ5 series에 비하여 실험체 NJ2 series, NJ5 series는 각각 14%, 18.9%정도 감소하여 콘크리트 압축강도가 높을수록 접합부 전단균열 발생시의 하중이 높아지는 경향을 보였다. 접합부의 전단보강근비에 대한 변화는 거의 관찰되지 않았다.

최대 내력시의 하중은 기둥에 인장축력을 받지 않는 실험체에 비하여 인장축력비가 0.15, 0.3인 경우가 각각 8.5%, 10.2%정도 감소하여 기둥에 인장축력을 많이 받을수록 최대 내력시의 하중이 낮아지는 경향을 보였다. 실험체 HJ series에 비하여 실험체 NJ series가 약 30%정도 감소하여 콘크리트 압축강도가 높을수록 접합부 최대 내력시의 하중이 높아지는 경향을 보였다. 한편, 접합부 전단보강근비가 증가함에 따라 최대 내력시의 하중이 약간 증가하였으며, 연성도 증가하는 경향을 보였다.

각 실험체의 최대 내력은 실험체 HJ2-0.15, HJ2-0.3, HJ5-0.3은 4사이클에서, 그 외의 실험체는 6사이클에서 발생하여 콘크리트 압축강도가 큰 실험체(HJ series)에서는 기둥에 인장축력을 많이 받을수록, 접합부 전단보강근비가 작을수록 최대 내력이 저하되는 경향을 보였다. 한편, 실험체 NJ series보다 실험체 HJ series에서 에너지 소비가 역S형으로 나타났다.

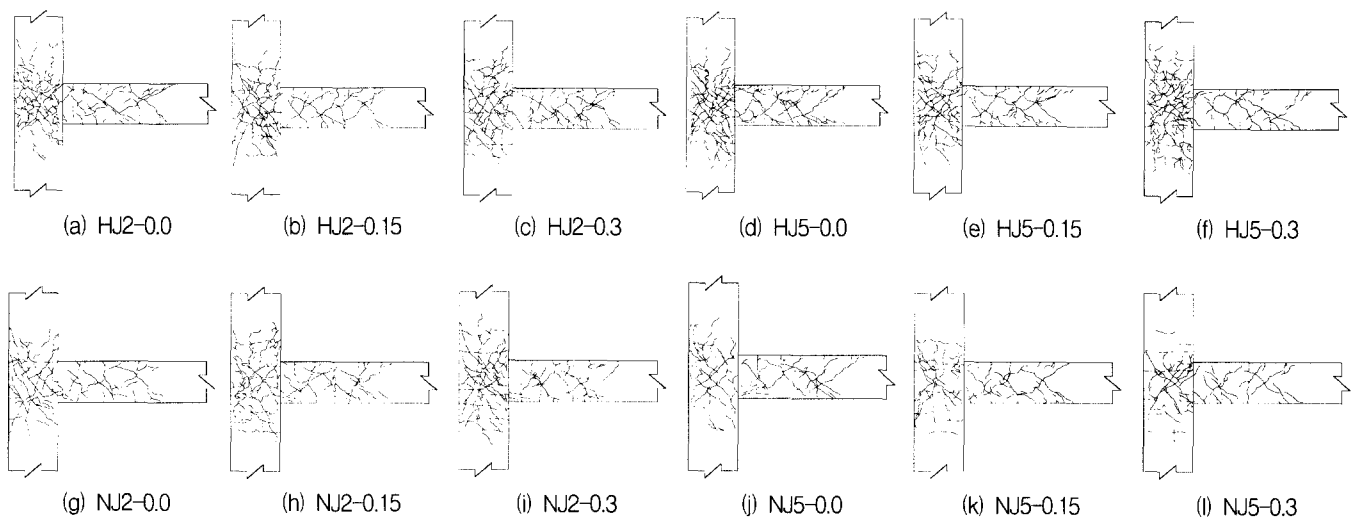


그림 5 최종 파괴양상

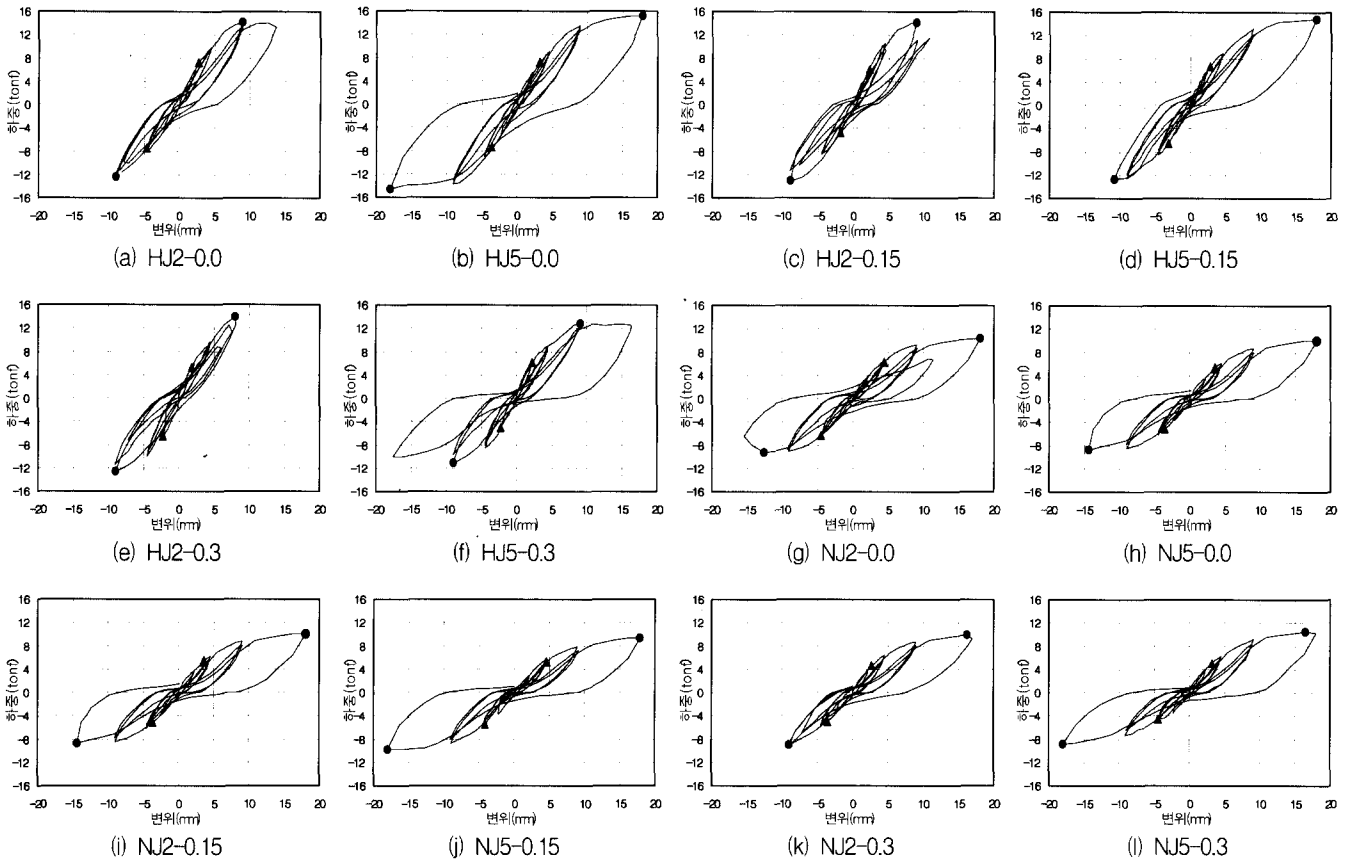


그림 6 보의 하중-변위 관계

3.3 접합부 전단보강근의 변형률

접합부 전단보강근의 변형률 측정위치는 그림 7과 같고, 그림 8은 실험체 HJ2 series와 실험체 NJ2 series의 정방향 가력시 각 사이클 피크시 때의 접합부 전단보강근의 변형률 분포를 나타낸다. Strain gage의 이상으로 HJ2-0.15는 4사이클까지, NJ2-0.3은 5사이클까지만 측정되었다. 접합부 전단

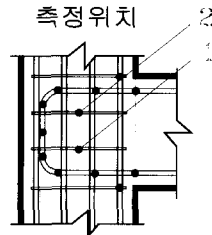


그림 7 전단보강근의 변형률 측정 위치

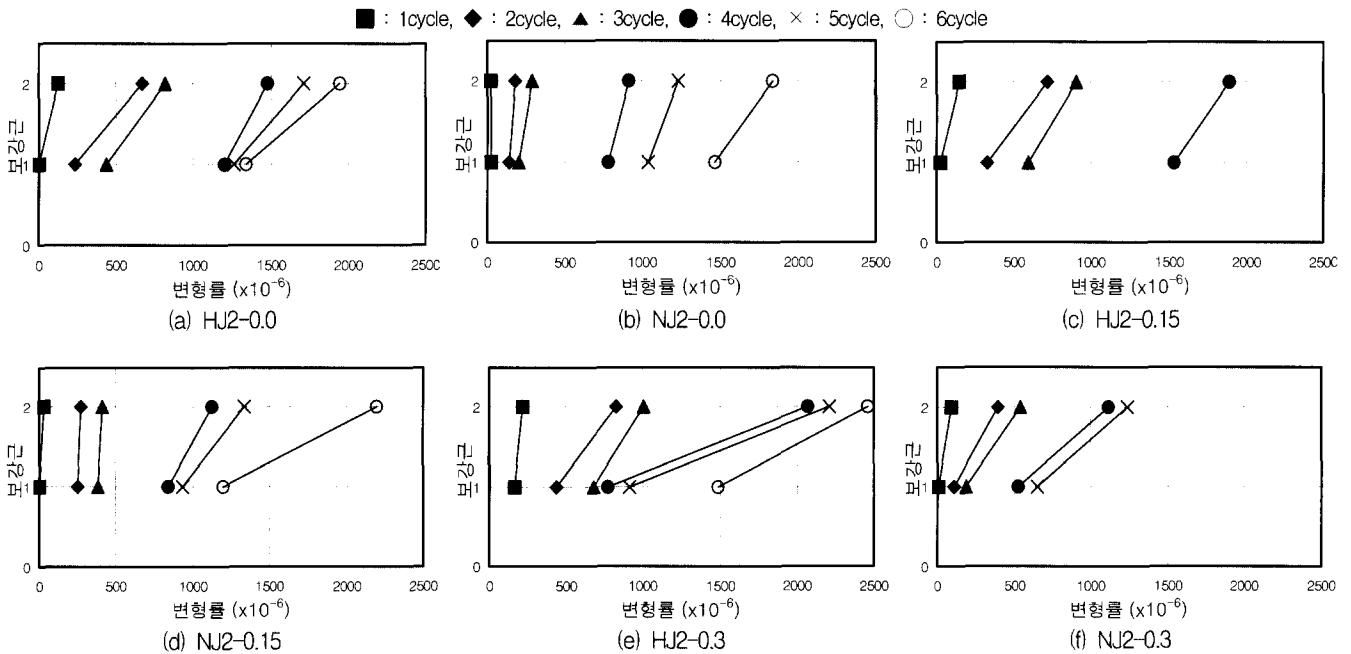


그림 8 전단보강근의 변형률 분포

보강근의 변형률은 접합부에 전단균열이 발생하기 이전에는 보강근 위치에 관계없이 변형률의 변화가 거의 발생하지 않았지만, 접합부에 전단균열 발생 후 변형률이 증가하여 모든 실험체가 4사이클을 지나면서 변형률이 급격히 증가하는 경향을 보였다.

기둥에 인장축력을 많이 받는 실험체일수록 가력 사이클이 진행됨에 따라 변형률의 증가폭이 더욱 커지는 경향을 보였다. 실험체 HJ2 series가 실험체 NJ2 series보다 변형률 분포가 더욱 큰 경향을 보였으며, 특히 4사이클 때는 변형률 분포가 2배 정도의 차이를 보여 고강도일수록 접합부에서 전단보강근의 기여도가 높아지는 경향을 보였다.

3.4 접합부의 전단력-전단변형각 관계

접합부의 전단변형각은 접합부의 한 변에 X자로 설치한 전기식 변위계(LVDT)의 측정값을 이용하여 그림 9와 같이 구하였으며, 가력 사이클 종료(R=1/50rad)시까지의 접합부

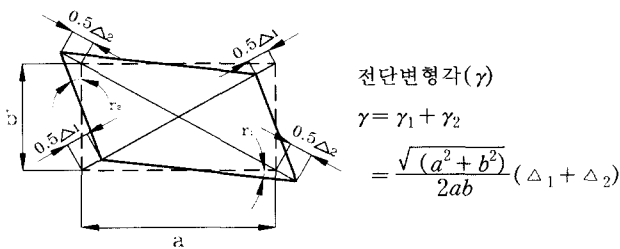


그림 9 전단변형각의 산출방법

에서 작용하는 전단력-전단변형각 관계를 그림 10에 나타내었다. 실험체 HJ5-0.3은 측정불량으로 측정되지 않았다.

기둥에 인장축력을 받지 않는 실험체에 비하여 기둥에 인장축력을 많이 받는 실험체일수록 초기에 전단변형각이 크게 나타나는 경향을 보였다.

최대 하중시의 전단변형각은 기둥에 인장축력을 많이 받는 실험체일수록 증가하였고, 콘크리트의 압축강도가 큰 실험체에서 감소하였으며, 전단보강근이 적은 실험체에서 증가하였다. 실험체 HJ2 series에서는 최대 하중시의 전단변형각이 증가하여 가력 사이클이 진행됨에 따라 급격히 증가하였고, 그 외의 실험체에서는 최대 하중시에 전단변형각이 증가한 후 종료되었다.

4. 유한요소 해석

4.1 해석 개요

본 연구에서는 T형 철근콘크리트 접합부의 전단특성에 미치는 주요 변수의 영향을 해석적으로 파악하기 위해 日本의 野口·張에 의해 개발된 비선형 유한요소 해석 프로그램(RCFEM)⁽⁶⁾을 이용하였다. RCFEM은 평면응력상태의 이차원적인 비선형 유한요소 해석 프로그램으로서, 콘크리트, 철근, 철골, 부착 및 균열 요소의 5종류 요소로 구성되어 있으며, 프로그램의 신뢰성을 검증하기 위하여 해석 대상 실험체의 실험 결과와 비교 검토한 후, 변수해석을 수행하였다.

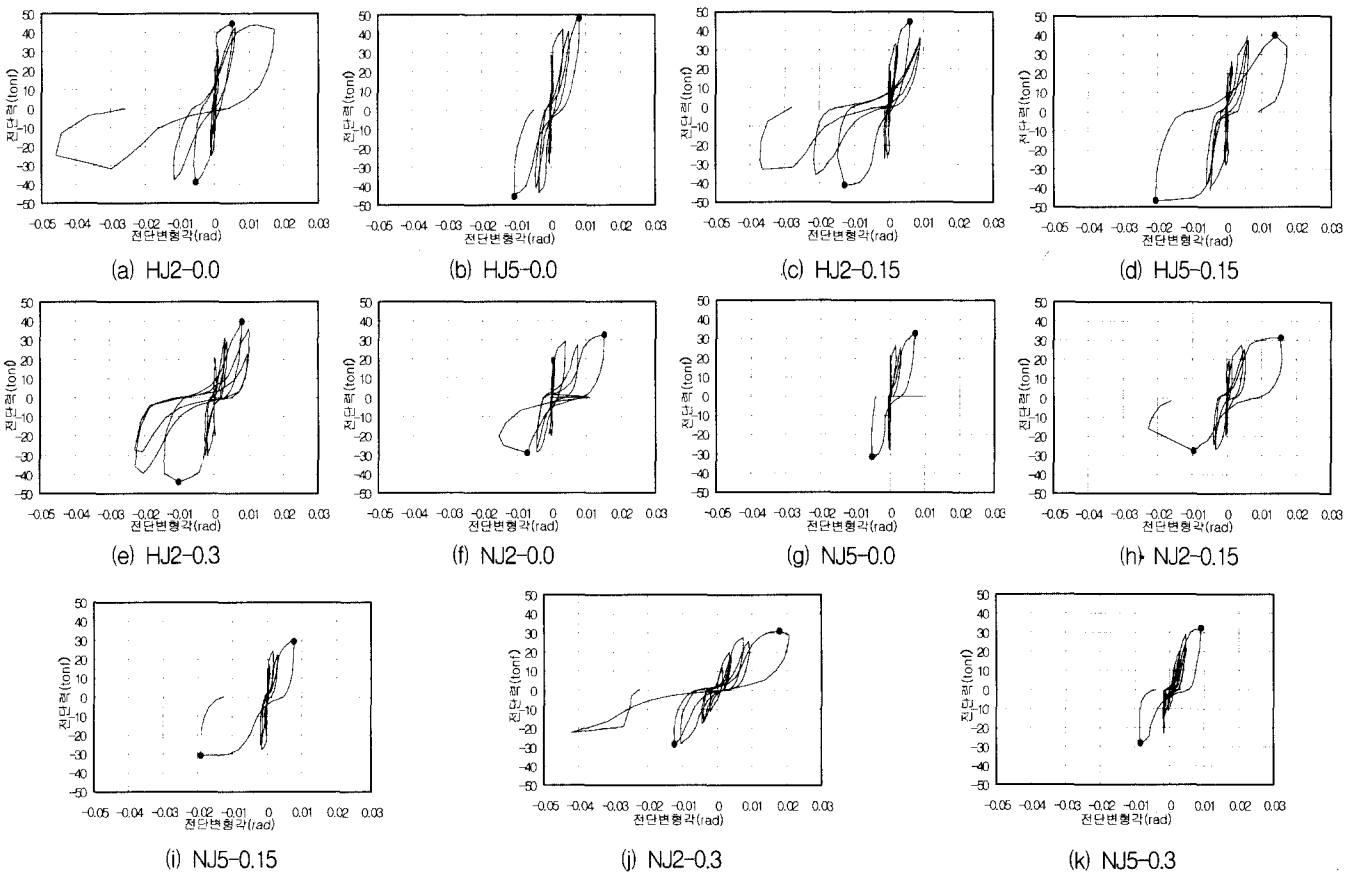


그림 10 접합부의 전단력-전단변형각 관계

해석 모델은 T형 철근콘크리트 접합부로, 본 연구의 실험적 방법으로 수행한 12개의 시험체를 대상으로 한다. 모델의 요소는 콘크리트, 철근, 균열 요소의 3종류로 구성하고, 그림 11과 같이 요소 분할 및 경계 조건을 나타내었다.

해석 모델은 총 690개의 절점으로 구성하고, 그림 11(a)과 같이 콘크리트 요소는 202개, 전단보강근은 철근콘크리트 적층요소로 구성하였다. 철근 요소는 235개, 균열 요소는 13개로 그림 11(b)와 같이 분할하였다.

경계 조건은 모델의 기둥 상하단에 힌지로 지지하였으며, 기둥은 일정한 축력을 하중제어로 종로시까지 가력하고, 실험체의 보 자유단에 수직방향으로 0.5mm씩 변위제어로서 해석을 실시하였다.

4.2 해석 결과

비선형 유한요소 해석의 신뢰성을 검증하기 위하여 실험체의 실험 결과와 해석 결과를 비교하였다. 실험체의 거동을 파악하기 위하여 대표적인 실험체에서의 보의 하중-변위 관계를 그림 12에 나타내고, 각 실험체의 비선형 유한요소 해석을 통하여 구한 정·부 방향 최대강도의 평균값을 실험결과와 비교하여 표 4에 나타내었다.

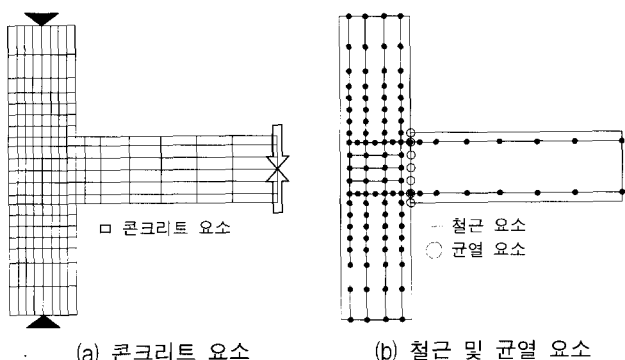


그림 11 요소 분할과 경계 조건

표 4 최대내력의 비교

실험체명	실험값 Pmax(tonf)	해석값 Pmax(tonf)	실험값/해석값
HJ2-0.0	13.29	13.80	0.96
HJ2-0.15	12.75	13.30	0.96
HJ2-0.3	13.27	13.95	0.95
HJ5-0.0	14.85	14.95	0.99
HJ5-0.15	13.80	14.15	0.98
HJ5-0.3	11.90	12.10	0.98
NJ2-0.0	9.80	9.63	1.02
NJ2-0.15	9.40	9.30	1.01
NJ2-0.3	9.45	9.76	0.97
NJ5-0.0	10.20	9.90	1.03
NJ5-0.15	9.61	9.90	0.97
NJ5-0.3	9.60	10.00	0.96

또한, 유한요소 해석 결과의 최대내력을 실험값과 비교하였을 때, 고강도 콘크리트 실험체 HJ series에서는 표준편차가 0.014이고 해석값에 대한 실험값이 0.95~0.99로 해석값이 실험값보다 약간 크게 나타났고, 보통강도 콘크리트 시험체 NJ series에서는 표준편차가 0.027이고 해석값에 대한 실험값이 0.96~1.03으로 실험결과와 비교적 양호한 대응을 보였다.

따라서, 유한요소 해석 결과는 실험의 최대내력까지의 거동이 각종 변수의 영향에 관계없이 비교적 일치하는 것으로 나타났다. T형 철근콘크리트 접합부에 대한 기둥축력, 콘크리트 압축강도, 접합부 전단보강근 등의 변수를 고려한 해석이 가능한 것으로 판단된다.

4.3 변수 해석

T형 철근콘크리트 접합부의 전단강도에 미치는 주된 변수의 영향을 파악하기 위하여, 본 연구에서는 기둥축력과 콘크

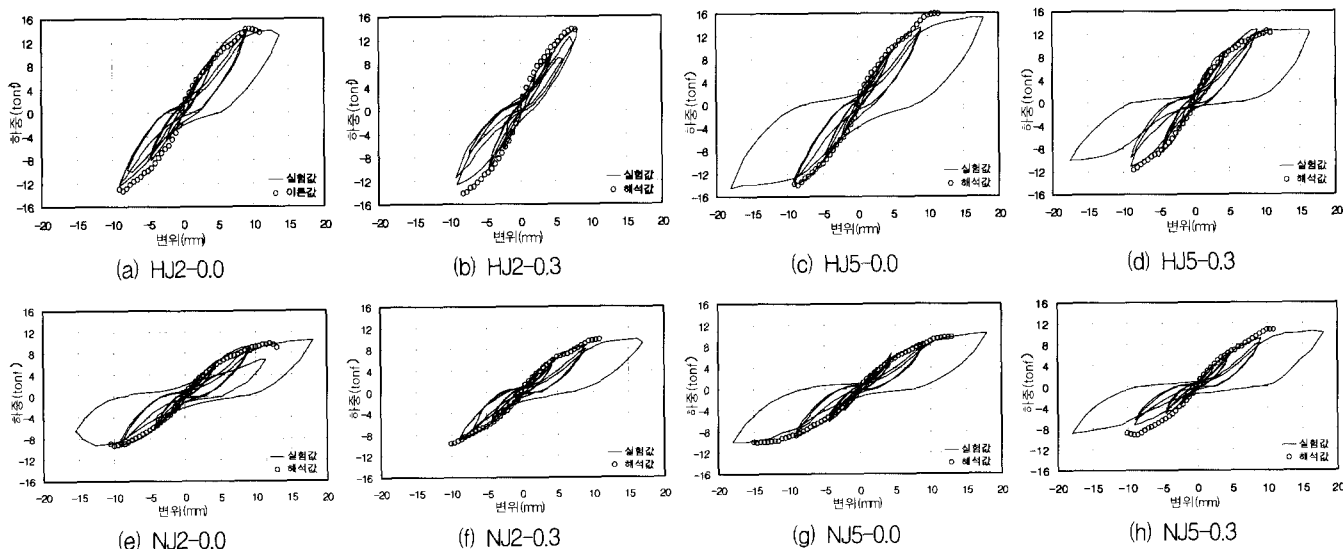
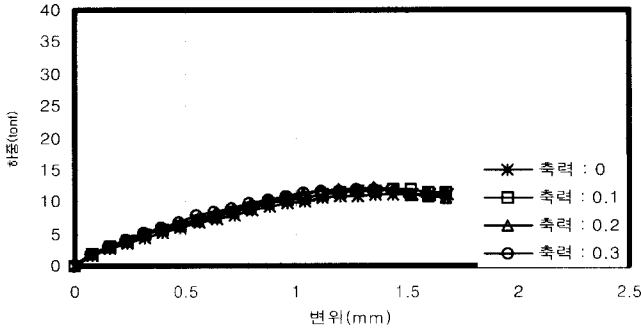


그림 12 보의 하중-변위 관계

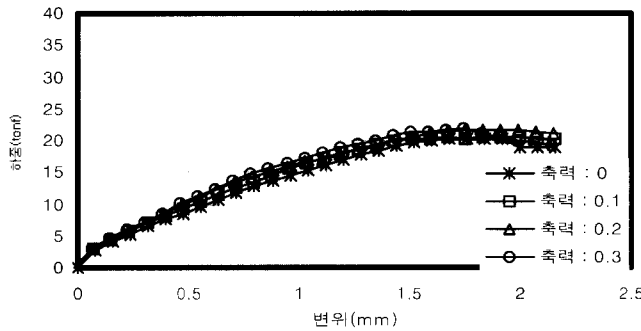
리트의 압축강도를 변수로 하여 해석하고자 한다.

기둥의 압축 축력비(N/BDf_{ck})를 0.0, 0.1, 0.2, 0.3의 4종류, 콘크리트 압축강도(f_{ck})를 200, 400, 600, 800kgf/cm²의 4종류로 나누어 모두 16개 실험체의 변수 해석을 실시하였다. 해석에 의하여 나타난 기둥 축력과 콘크리트 압축강도에 따른 보의 하중-변위 관계를 그림 13에 나타나 있다.

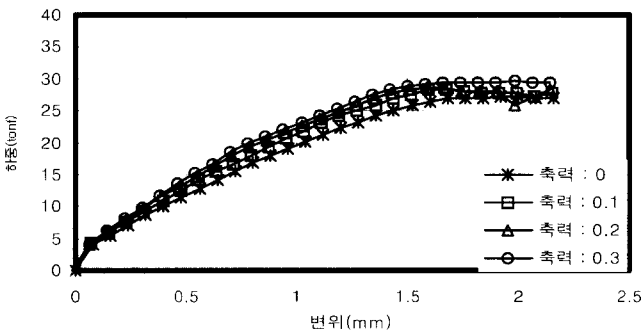
변수 해석의 결과, 최대 내력은 기둥의 압축축력이 클수



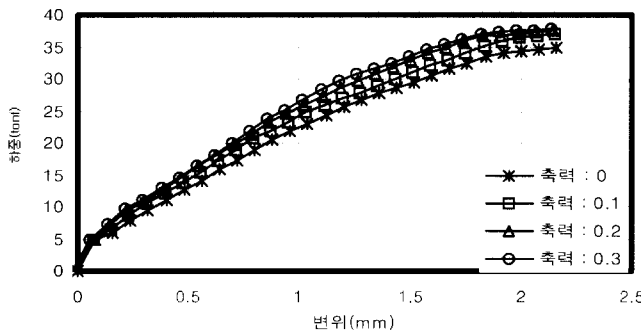
(a) 콘크리트 압축강도 200 kgf/cm²일 경우



(b) 콘크리트 압축강도 400 kgf/cm²일 경우



(c) 콘크리트 압축강도 600 kgf/cm²일 경우



(d) 콘크리트 압축강도 800 kgf/cm²일 경우

그림 13 기둥축력에 따른 보의 최대 내력

록 약간 증가하였고, 콘크리트의 압축강도가 커질수록 크게 나타나는 경향을 보였다.

실험체의 강성은 기둥 축력과 콘크리트 압축강도에 따라 큰 차이를 보이고, 콘크리트 압축강도가 동일한 경우 기둥 축력에 따른 강성의 차이는 콘크리트 압축강도가 큰 경우가 더 크게 나타났다.

최대 내력시의 변형능력은 기둥 축력의 영향은 비교적 작고, 콘크리트 압축강도에 따른 영향은 크게 나타났다.

5. 기존에 제안된 전단강도식의 검토

T형 접합부에 작용하는 전단력에 대한 설계는 설계용 전단력이 규준에서 제안된 전단강도식(공칭 전단강도)에 강도 감소계수 ϕ 를 곱하여 산정한 설계 전단강도를 넘지 않는 것으로 한다(식 (1)).

$$V_u(\text{소요 전단강도}) \leq V_n(\text{설계 전단강도}) \quad (1)$$

일본 및 미국에서 기존에 제안된 접합부의 전단강도식은 식 (2)~(4)에 나타난 바와 같이 접합부의 전단강도식이 콘크리트의 압축강도만에 의해 평가되고 있다.

- 일본의 종국강도형 설계식⁽⁷⁾

$$V_{ju} = 0.18 \cdot f_{ck} b_j D_j \quad (\text{kgf}) \quad (2)$$

- 일본의 인성보증형 설계식⁽⁸⁾

$$V_{ju} = 0.7 \cdot 0.85 \cdot 1.6 \cdot f_{ck}^{0.7} b_j D_j \quad (\text{kgf}) \quad (3)$$

- ACI 설계식⁽⁹⁾

$$V_{ju} = 12\sqrt{f_{ck}} A_j \quad (\text{lb}) = 3.17\sqrt{f_{ck}} A_j \quad (\text{kgf}) \quad (4)$$

여기서,

b_j : 접합부의 유효폭

D_j : 보 주철근의 수평투영길이

A_j : 접합부의 유효단면적이다.

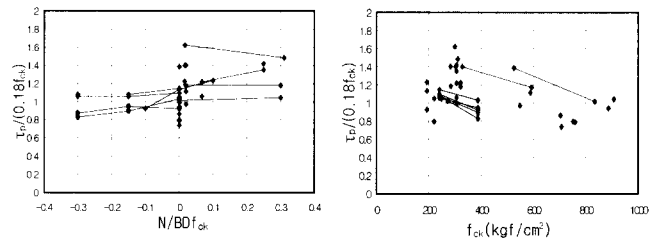
접합부의 전단강도에 상기의 제안식을 검토하기 위하여, 본 연구에서의 실험값과 기존의 실험 값 중에서 보 주철근의 항복 이전에 접합부에서 콘크리트가 전단 압축파괴된 실험결과를 이용한다. 실험체수는 43개이고, 개요를 표 5에 나타낸다.

그림 14~17은 기존 실험 결과(전단강도)를 기준화하여 접합부 전단강도에 미치는 기둥 축력비(N/BDf_{ck}), 콘크리트 압축강도(f_{ck}), 전단보강근비(p_{jv}), 전단보강근비와 전단보강근 항복강도의 곱($p_{jv} \cdot f_{jv}$)의 영향을 각각 종국강도형 설계식, 인성보증형 설계식, ACI Code에 대하여 파악한 것이다. 각 그림에서의 변수 이외의 동일한 조건의 데이터는 실선으로 서로 이어져 있다.

그림 14에서 나타나는 접합부 전단강도에 미치는 기동 축력의 영향은 기동축력 이외의 변수가 동일한 조건의 실험 데이터의 경우 제안식과 관계없이 인장축력에 대하여 과대

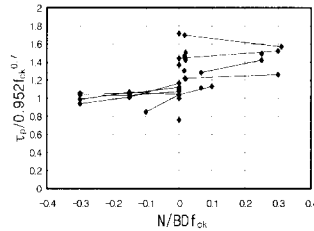
표 5 사용 실험 값의 개요

실험체명	τ_p (kgf/cm ²)	f_{ck} (kgf/cm ²)	N/BDf_{ck}	p_{jy} (%)	f_{jy} (kgf/cm ²)	참고 문헌
HJ2-0.0	64.35	388	0.0	0.255	6840	본 연구
HJ2-0.15	65.95	388	-0.15	0.255	6840	
HJ2-0.3	60.89	388	-0.3	0.255	6840	
HJ5-0.0	71.92	388	0.0	0.51	6840	
HJ5-0.15	62.40	388	-0.15	0.51	6840	
HJ5-0.3	57.86	388	-0.3	0.51	6840	
NJ2-0.0	47.33	240	0.0	0.255	6840	
NJ2-0.15	45.52	240	-0.15	0.255	6840	
NJ2-0.3	45.73	240	-0.3	0.255	6840	
NJ5-0.0	49.53	240	0.0	0.51	6840	
NJ5-0.15	46.55	240	-0.15	0.51	6840	
NJ5-0.3	46.58	240	-0.3	0.51	6840	
EJ+0.1	42.52	194	0.1	0.25	7910	10
EJ+0.0	39.52	194	0.0	0.25	7910	10
EJ-0.1	32.00	194	-0.1	0.25	7910	10
NRC-J8	95.70	548	0.02	0.20	7310	11
NRC-J5	125.00	592	0.02	0.60	8850	12
NRC-J6	82.70	328	0.02	0.60	8850	
NRC-J7	117.60	588	0.02	0.60	8850	
B1	67.10	306	0.07	0.41	2970	
B2	58.30	306	0.07	0.41	2970	
B3	74.40	306	0.25	0.41	2970	
B4	78.10	306	0.25	1.10	2970	
NRC-J1	131.00	525	0.00	0.60	8310	14
NRC-J2	152.20	834	0.00	0.60	8310	
NRC-J3	150.20	886	0.00	0.23	8670	
NRC-J4	170.20	907	0.30	0.60	8310	
LO-NO	60.60	284	0.02	0.15	3870	15
HO-NO	76.10	302	0.02	0.85	3870	
MM-NO	71.50	283	0.02	0.42	3870	
HH-NO	87.40	299	0.02	0.85	3870	
H'O-NO	70.70	321	0.02	0.85	3870	
LO-N96	68.20	321	0.30	0.15	3870	
HH-N96	83.10	311	0.31	0.85	3870	
NRC7	94.00	707	0.00	0.00	0	16
NRC8	109.10	703	0.00	0.36	8800	17
NRC9	107.50	759	0.00	0.25	8800	
NRC10	108.00	752	0.00	0.13	12300	
U40L	46.70	248	0.00	0.00	3000	18
U41S	50.00	272	0.00	0.46	3000	
U42S	54.70	307	0.00	0.89	3000	
R41L	41.70	221	0.00	0.46	3000	
R42S	31.60	221	0.00	0.89	3000	



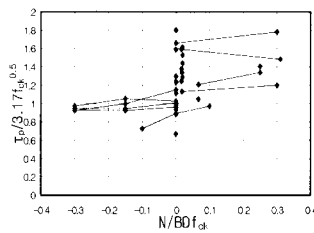
(a) 중국강도형 설계식

(a) 중국강도형 설계식



(b) 인성보증형 설계식

(b) 인성보증형 설계식

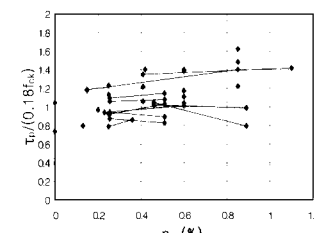


(c) ACI Code

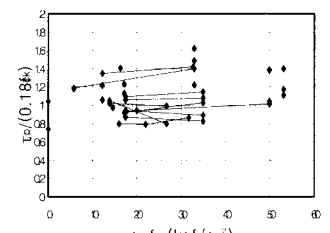
(c) ACI Code

그림 14 기동축력의 영향

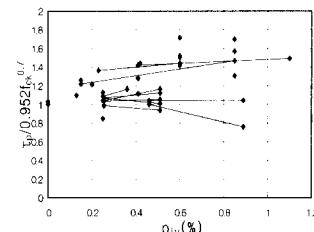
그림 15 콘크리트 압축강도의 영향



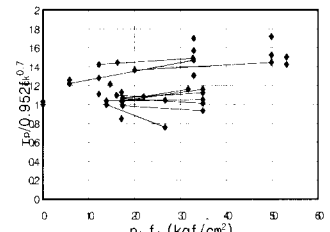
(a) 중국강도형 설계식



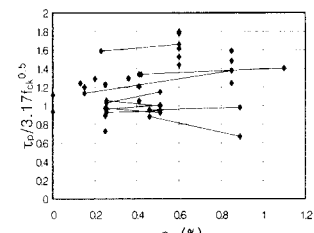
(a) 중국강도형 설계식



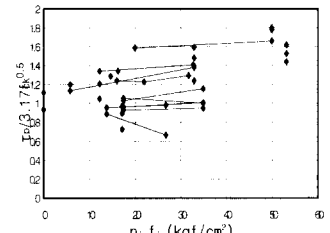
(b) 인성보증형 설계식



(b) 인성보증형 설계식



(c) ACI code



(c) ACI code

그림 16 접합부 전단보강근비의 영향

그림 17 $p_{jy} \cdot f_{jy}$ 의 영향

평가하고 있으며, 압축축력의 증가에 따라서 전단강도가 증가하여 전단강도식에 축력의 영향을 고려할 필요가 있다.

그림 15에 나타나는 콘크리트 압축강도에 대한 영향은 중국강도형 설계식에서는 콘크리트가 고강도로 갈수록 과대 평가하는 경향을 보이고 있고, 600kgf/cm² 이상에서는 실험값이 계산값보다 작게 나타나 고강도 콘크리트에 대한 설계식의 적용이 어려움을 보이고 있다. 인성보증형 설계식의 경우에는, 저강도 콘크리트에서 실험값이 계산값보다 낮게 나타나지만 전반적으로 콘크리트 압축강도와 관계없이 분포가 고르게 나타나 콘크리트 강도에 대해서는 안전하게 평가되는 것으로 보인다. ACI code에서는 콘크리트 강도가 높을수록 상당히 과소 평가하는 경향이 있고, 저강도 콘크리트에서는 과대 평가하는 경향을 보이고 있다.

그림 16의 접합부 전단보강근비의 영향은 크게 나타나지 않고 있으며, 그림 17의 접합부 전단보강근비와 항복강도의 급의 영향은 인성보증형 설계식과 ACI code에서 비교적 크게 나타나고 있다.

표 6은 접합부 전단강도식의 적합성을 나타낸다. 평균치와 표준편차에서는 중국강도형 설계식이 다소 적용성이 뛰어나지만, 불합격률에서는 인성보증형 설계식이 가장 적절하게 나타나, 안전률 측면에서는 접합부의 전단강도를 인성보증형 설계식을 사용하는 것이 바람직할 것으로 보인다.

표 6 접합부의 전단강도 비교

계산식	중국강도형 설계식	인성보증형 설계식	ACI code
평균치	1.092	1.204	1.181
표준편차	0.205	0.227	0.277
불합격률	0.325	0.116	0.372
불합격 : 제안식보다 낮은 실험값을 나타냄.			

6. 결 론

본 연구에서는 철근콘크리트 T형 접합부를 대상으로 실험적 방법과 해석적 방법을 통하여 기동축력, 콘크리트 압축강도, 접합부 전단보강근비의 변화에 따른 접합부의 전단특성을 파악하고 기존의 전단설계식과 비교 검토한 결과, 다음과 같은 결론을 얻었다.

- (1) 각 실험체에 대한 접합부의 전단균열은 기동축력이 인장으로 갈수록 기동 부재축에 대한 균열의 각도가 커지고, 전단보강근비가 작을 경우에는 균열 폭이 증가하는 경향을 보였다.
- (2) 접합부의 전단변형각은 기동에 인장축력을 많이 받을수록, 콘크리트의 압축강도가 낮을수록, 전단보강근비가 작을수록, 증가하는 경향을 보였다.
- (3) 접합부의 최대 내력은 기동에 인장축력을 많이 받을수록, 콘크리트 압축강도가 낮을수록, 접합부 전단보강근

비가 작을수록 감소하여 기동축력, 콘크리트 압축강도, 전단보강근비가 접합부의 전단특성에 미치는 영향을 확인하였다.

- (4) 비선형 유한요소해석을 통한 해석결과와 본 연구의 실험결과를 비교한 결과, 최대 내력에 도달할 때까지의 하중-변위 관계는 비교적 일치하였고, 최대내력은 실험결과와 해석결과와의 비가 0.95~1.03배의 범위에 근접하게 나타났다.
- (5) 유한요소 해석을 통한 변수해석의 결과, 접합부의 최대 내력은 콘크리트가 고강도일수록 크게 나타났으며, 기동축력의 영향은 콘크리트 압축강도가 높을 경우에 다소 크게 나타났다.
- (6) 실험결과에 의한 접합부의 전단강도와 기존에 제안된 전단설계식을 비교한 결과, 콘크리트 압축강도가 증가할수록 중국강도형 설계식은 과대 평가, ACI Code는 과소 평가, 인성보증형 설계식은 비교적 적절하게 평가하였으며, 안전률 측면에서는 접합부의 전단강도를 일본의 인성보증형 설계식을 사용하는 것이 바람직할 것으로 사료된다.

감사의 글

이 논문은 2000년도 한국학술진흥재단의 연구비에 의하여 연구되었음(KRF-99-003-E00616E6200).

참 고 문 헌

1. Park, R., Paulay, T., and Priestley, M., "Reinforced concrete beam-column joints under seismic actions," *ACI Journal, Proceeding*, Vol. 75, No. 11, 1978, pp. 585-593.
2. Park, R. and Paulay, T., *Reinforced Concrete Structures*, John Wiley Sons, 1975.
3. 顧建華, 井上節夫, "水平,上下2方向地震動入力を受けるRC耐震壁骨組の弾性地震応答解析," *日本建築學會大會學術講演梗概集*, 1998, pp. 15-16.
4. 대한건축학회, *극한강도설계법에 의한 철근콘크리트 구조 계산규준 및 해설*, 1994.
5. 한국표준협회, *한국산업규격*, 1997.
6. Zhang, A., "Nonlinear analysis of shear behavior of reinforced concrete members," *千葉大學博士學位論文*, 1991.
7. 日本建築學會, *鐵筋コンクリート造建物の終局強度型耐震設計指針・同解説*, 1990.
8. 日本建築學會, *鐵筋コンクリート造建物の靱性保証型耐震設計指針(案)・同解説*, 1997.
9. ACI Committee 318, "Building code requirements for structural concrete(ACI 318-99) and commentary(ACI 318R-99)," American Concrete Institute, Detroit, 1999.

10. 이철주, “水平力을 받는 鐵筋콘크리트造 外部 보-기둥 接合部の 剪斷強度에 관한 研究,” 공학석사학위논문, 부산대학교, 2000.
11. 城攻, 後藤康明, 紫田拓二, “高强度材料を用いたRC外部柱梁接合部の前斷抵抗性能,” 콘크리트工学論文報告集, Vol. 14-2, 1992, pp. 391-396.
12. 牧部一成, 成攻, 三浦厚, 紫田拓二, “高强度材料を用いたRC外部柱梁接合部の前斷抵抗性狀,” 日本建築學會大會學術講演梗概集, 1991, pp. 641-644.
13. 後藤雅浩, 藤井榮, 森田司郎, “鐵筋콘크리트柱・梁接合部のせん斷耐力に関する研究,” 日本建築學會大會學術講演梗概集, 1989, pp. 441-442.
14. 三浦厚, 成攻, 鬼塚康徳, 紫田拓二, “高强度コンクリートを用いた外部柱梁接合部の前斷破壊性狀について,” 日本建築學會大會學術講演梗概集, 1990, pp. 391-394.
15. 金谷憲鬼, 塚康徳, 後藤康明, 紫田拓二, “RC外部柱梁接合部の前斷抵抗に及ぼす接合部横補強筋等の影響,” 日本建築學會大會學術講演梗概集, 1990, pp. 469-474.
16. 角徹三, 淺草肇, 鳥羽寛, 持留秀和, “高强度コンクリートを用いた鐵筋コンクリート柱・はり外部接合部のせん斷抵抗性狀に関する研究,” 콘크리트工学論文報告集, Vol. 13-2, 1991, pp. 469-474.
17. 服部寛志, 角徹三, 淺草肇, 松野一成, “高强度材料を用いた鐵筋コンクリート柱はり外部接合部のせん斷抵抗性狀,” 日本建築學會大會學術講演梗概集, 1992, pp. 201-204.
18. 金田和浩, 近藤吾郎, 藤井榮, 森田司郎, “外端柱・梁接合部におけるせん斷破壊と定着破壊の相關,” 콘크리트工学論文報告集, 1984, pp. 665-668.