

# 프리캐스트 콘크리트 전단키 접합부의 극한강도 예측방법

## An Approach on the Prediction of Load-Carrying Capacity of Reinforced-Precast Concrete Joint with Shear Keys

윤 재 진\* 남 정 수\*\*  
Yoon, Jae Jin Nam, Jeong Soo

### 요 약

본 연구는 기존의 이론을 배경으로 전단키에 영향을 미치는 전단전달의 요소가 포함된 기본식을 산정하여, 접합부의 유형에 따라 구체적으로 전단강도를 예측하는 방법을 제안하였다. 접합부 콘크리트와 횡보강철근의 강도 및 장부효과를 고려한 프리캐스트 콘크리트 전단키 접합부의 기본극한강도식은 수정 Mohor-Coulomb의 파괴기준과 항복선의 도입에 의하여 전개하였고, 극한전단능력의 근사해는 상하계법에 의한 극치해석의 수법을 이용하여 구하고 여기에 재료의 유효강도계수를 도입하였다. 또한, 기존의 실험결과와 비교하여 그 적용성을 고찰 하였다.

### Abstract

This paper reviews a method of predicting the ultimate capacity of keyed joints subjected to shear force. The load-carrying capacity of reinforced concrete joint with shear keys at the ultimate limit state is calculated by use of the Mohor-Coulomb's failure criterion and limit theorems of plasticity.

With the strength efficiency factors for steel and concrete, the formulae for predicting the load-carrying capacity of keyed joint are derived. The formulae are taking into consideration for the contribution of the joint concrete and the dowel action of the reinforcement.

The study suggests an approach on the prediction of load-carrying capacity of reinforced concrete joint with shear keys; a method specifying the shear capacity with joint types. The study also considers its application in practice. The basic formulae for shear capacity well agree with experimental results throughout the various joint types.

\* 정회원, 숭실대학교 건축공학과 강사, 공학박사  
\*\* 정회원, 감사원 시설부기감, 서울대학교 박사과정수료

**Keywords :** basic formulae, continuity factor, dowel action, keyed joint, limit state, limit theorems, load-carrying capacity, Mohr-Coulomb's failure criterion, plasticity, pre-cast concrete, shape factor, shear capacity, shear keys, strength efficiency factor, ultimate capacity

---

## 1. 서론

### 1.1 연구목적

프리캐스트 콘크리트 구조물은 여러개의 부재가 조립·집성됨으로 인하여 구조물에는 접합부가 존재하게 되며, 이는 힘의 불연속면을 형성한다. 즉, 이러한 불연속부분인 접합부로 인하여 이 부분에서 변형의 불연속과 응력의 집중이 일어난다. 이러한 현상은 주로 프리캐스트 교량의 상판 접합부가 다이아프램 작용을 하거나 판구조물이 횡하중을 받아 캔틸레버 작용을 할때에 전단력에 저항하면서 발생한다. 접합부에 작용하는 이러한 힘은 풍하중 혹은 지진하중과 같은 횡하중이나 불균등한 수직하중의 분포, 인접부재간의 강성차이, 부동침하등에 의하여 발생하여, 부재의 배치와 작용하중의 형식에 따라서 축방향 혹은 횡방향 전단, 축방향 혹은 횡방향 인장, 압축, 휘 혹은 이들의 조합응력을 받게된다. 접합부의 형식은 키(key), 맞댐(plane), 구루브(glove)등 여러가지가 있으나 요철부분의 물림작용으로 인하여 보다 높은 전단저항과 연성이 예상되는 전단키 접합부가 일반적으로 사용된다. 결국, 전단에 대한 설계는 콘크리트의 강도, 횡보강철근의 특성, 접합부의 형태등을 고려하여 하게 되는데, 1974년에 K. Hansen, M. Kavyrchine 등은 이러한 전단키 접합부에 대하여 극한강도를 계산하는 방법을 광범위한 실험자료를 바탕으로 하여 제안하였다. 이 제안은 Coulomb의 파괴설에 의거한 것으로서 콘크리트와 철근을 변수로 하여 이루어진 실용식이다. 그러나, 실제의 구조물에 적용되고 있는 전단키의 형상과 접합부 불연속면의 횡보강철근의 구속조건이 다종다양하기 때문에 저항능력 또한 각기 달라진다. 이러한 전단

키의 조건에 의해 변화하는 저항능력을 좀더 구체적으로 구분할 수 있다면 다종다양한 접합부의 극한강도설계에 더욱 실용적으로 대응할 수 있을 것이다. 그러나, 이를 위하여는 우선 전단키에 영향을 미치는 전단전달(shear transfer) 요소가 전체로 포함된 기본식의 설정이 필요하게 된다. 이와 관련한 극한강도는 수정 Mohr-Coulomb의 파괴기준과 소성이론에 의거하여 콘크리트 및 횡보강철근의 강도와 장부(dowel)효과를 고려한 극한전단능력의 근사해를 상하계법에 의한 극치해석의 수법을 이용하여 구하고, 여기에 유효강도계수를 도입하기도 한다. 다만, 이들은 전단키의 직접전단과 전단마찰효과, 횡보강철근의 장부효과, 재료의 유효강도, 전단키의 면적비등의 요소가 부분적으로 고려되어 있기 때문에 전단키의 형상과 횡보강철근의 연속성(continuity)에 의한 저항능력의 수용하는 적용식으로서는 한계가 있다. 이러한 관점에서 접합부의 연속성과 형상계수를 적용할 수 있는 기본식의 설정이 필요하다. 따라서, 본 연구는 기존이론을 배경으로 전단키에 영향을 미치는 모든 요소가 포함된 기본식을 산정하고 기존의 실험결과와 비교하여 그 적용성을 고찰하였다. 결국, 본연구의 목적은 "일체로 타설된 철근 콘크리트 부재에 대하여 콘크리트의 직접전단과 전단마찰효과, 횡보강철근의 장부효과를 모두 고려하고, 여기에 콘크리트와 철근의 유효강도와 전단키 면적비를 포함한 기본 전단강도식을 도출하여, 이 기본식에 준거하여 일단 실험적 및 이론에 준하여 각각의 접합부에 대한 형상 및 연속성에 관하여 각각의 상관관계를 규명하여, 이들의 관계를 형상계수 및 연속성계수의 형식으로 기본식에 도입함으로써, 접합부의 유형에 따라 구체적으로 전단강도를 예측하고자"하는 방법론을 제안하는데 있다.

## 1.2 연구배경

실제 구조물에 적용되고 있는 전단키의 형상과 접합부 불연속면의 구속조건이 구조시스템에 따라 다종다양하기 때문에, 그 저항능력이 각기 달라질 것이라고 하는것은 쉽게 예상할 수 있다. 이를테면, 접합부의 형상에 따라 키, 맞땀, 구르브 등으로 구분되고 횡보강철근의 연속성에 따라 직형, 루프형, 후크형등으로 구분되어 적용되기 때문에 이들의 저항능력은 서로 달라지게 될 것이다. 이러한 전단키의 조건에 의해 변화하는 저항능력을 좀더 구체적으로 구분할 수 있다면 다종다양한 접합부의 극한강도설계시에 더욱 실용적으로 대응할 수 있을 것이다. 이를 위하여는 우선 전단키에 영향을 미치는 전단전달의 저항요소와 관련한 효과가 포함된 기본식의 설정이 필요하게

된다. 그러나, 기존에 제시되고 있는 극한전단강도에 관한 식들은 전단강도를 예측하는 접근방법에 있어서 Table 1에 요약된 바와 같이 접합부의 연속성과 형상변화에 대응하는 예측보다는 이러한 구분없이 사용하는 접합부에 관한 전단강도라고 할 수 있다. 이는 대부분의 식에서 장부효과를 고려하고 있지 않고 있음이 이를 반증한다. 왜냐하면 장부효과는 접합부의 연속성과 밀접하기 때문이다. 기존의 연구를 보면, 극한강도의 예측에 관한 연구는 이러한 조건과 무관하거나, 일정한 형상조건(예: 전단키의 각도 30°이하)만을 대상으로 하고 있기 때문에 실제의 다종다양한 접합부에서의 직접적인 대응보다는 일정한 조건에 관련한다. Hansen[4]등에 의해서 수직접합부의 직접전단과 마찰효과를 고려한 극한전단강도식이 제안되었고, 1978년에는 Hansen과는 접근개념이 다

Table 1. Formulae for Ultimate Shear Strength

Investigator	Formular	Remarks
Hansen, et al [4]	$\tau / f'_c = 0.09\lambda + \psi$ $0.2 < \lambda < 0.5$ height / depth of shear key > 8	$\psi = (A_c f_y + N) / A f'_c$ $f_y \leq 6000 \text{ kg / cm}^2$ $0.01 \leq \psi \leq 0.08$ N : normal force
Jesen[5]	$\tau / f'_c = \sqrt{\psi(1-\psi)}$ $\psi < 0.5$ $\tau / f'_c = 0.5$ $\psi < 0.5$	$\psi = (A_c f_y + N) / A f'_c$ $0.02 \leq \psi + N / A \cdot f'_c \leq 0.3$
Tassios and Tsoukantas[10]	$\tau / f'_c = 0.15\lambda + \psi[0.8 + (0.18f'_{tc} / \sqrt{f'_c})]$ $f'_{tc} = 10f_c$ $\lambda = 0.3 - 0.5$ $f_c$ : tensile strength of concrete	For an oversimplified superposition of all shear transfers
Chakrabati, Nayak and Paul[2]	$\tau / f'_c = \sqrt{(K_c - K_c \psi) \psi}$ $\tau / f'_c = K_c \frac{(1 - \sin \phi)}{2 \cos \phi} + K_c \psi \tan \phi$	$\psi < \frac{K_c (1 - \sin \phi)}{K_c}$ $\psi < \frac{K_c (1 - \sin \phi)}{K_c}$
Architectural Institute of Japan[14], S, Mochizuki	$\tau / f'_c = \sqrt{\psi(0.48\lambda - \psi)} + 1.15 \sqrt{f'_c f_y}$ $\tau / f'_c = 0.10\lambda + \psi(1 + 1.15 \sqrt{f'_c f_y})$ $K_c = 0.48$ $\phi = 0.45^\circ$	$\psi < 0.07\lambda$ $\psi \geq 0.07\lambda$
This study (The basic formulae are proposed for the application of continuity and configuration- factor)	$\tau / f'_c = \sqrt{\psi(K_c K_r \lambda - K_c \psi)}$ $+ 1.643 \psi \sqrt{K_c K_r} \sqrt{f'_c / f_y}$ $\tau / f'_c = K_c \frac{\lambda(1 - \sin \phi)}{2 \cos \phi} + K_c \psi \tan \phi$ $+ 1.643 \psi \sqrt{K_c K_r} \sqrt{f'_c / f_y}$	$\psi < \frac{K_c \lambda(1 - \sin \phi)}{K_c}$ $\psi \geq \frac{K_c \lambda(1 - \sin \phi)}{K_c}$ ( $\lambda = A_k / A$ )

Note : The above formulae are modified in author's convenience

소 다른 파괴(균열)기구를 근간으로 하는 직접전단과 마찰효과, 장부효과를 단순히 중첩한 개산식(estimation)이 Tassios and Tsoukantas[10]등에 의하여 제안되었다. 이들이 제안한 식과는 계수상으로 차이는 있지만 개념상으로는 유사한 식들이 많은 연구자들에 의해서 제안되다가, 1988년에는 Hansen의 식에 재료의 유효강도계수를 도입한 극한전단강도의 평가식이 실험결과와 함께 Chakrabarti, Nayak, Paul[2]에 의하여 제시되었다. 또한, Abdul-Wahab, Sarsam[1]은 기존의 문헌상에 나타난 실험결과와 함께 Chakrabarti등과는 다소 다른 유효강도계수를 적용한 실용식을 제시하고 있다. 이에 앞서서 1987년에 Vintzeleou와 Tassios[11]는 철근과 콘크리트강도를 함수관계로 하는 극한장부강도식을 제안하였다. 이 장부강도식은 콘크리트강도가 장부강도의 함수로 포함되었다는 점에서 Paulay[8]에 의한 장부강도식과 다르다. 한편, 일본건축학회 발간문헌[14]에 나타난 望月重에 의한 제안식은 Hansen이 고려한 저항요소에 장부효과를 포함하여 제안하고 있으나 Chakrabarti가 적용한 재료의 유효강도계수는 고려하고 있지 않고 있다. 상기에서 거론된 제안식들은 단순히 전단전달의 효과를 산술적으로 중첩(oversimplified sppperposition)하였거나, 이와같이 전단키에 영향을 미치는 저항요소와 관련한 효과가 일체로 고려되어 있지 아니하고, 또한, 원래 연속성과 형상계수의 도입을 전제로 하여 도출, 산정된 식이 아니므로 접합부의 형상과 횡보강철근의 연속성에 의한 저항능력의 변화를 수용하는 적용식으로써는 한계가 있게 된다. 이러한 관점에서 접합부의 연속성과 형상계수를 적용할 수 있는 기본식의 설정과 함께 기존의 실험자료에 의한 그 적용성 고찰이 필요하게 된다.

## 2. 접합부 전단저항의 이론적 고찰

### 2.1 극한해석모델

접합부의 균열은 일반적으로 Fig.2.1에 나타낸 바와 같이 1)-접합면의 균열, 2)-키부분의 균열, 3)-접합부의 경사균열, 4)-키전단균열의 4가지 모

로 발생한다. 1)의 균열은 일반적으로 현장타설인 그라우트 콘크리트의 수축(shrinkage), 온도변화, 크리프등의 영향과 작용전단력에 의하여 무작위하게 일어나는 균열로서 초기에 발생하는 것이 보통이다. 2)의 경우는 전단키 지압부분의 국부압력에 의한 파괴로서 그라우트 콘크리트의 저항성의 부족에 기인하며, 3)의 경우는 전단력이 증가함에 따라서 인장파괴와 함께 압축지주(strut)가 형성되어 트러스작용으로 진전되는 경사균열이며, 4)의 키부분 전단균열은 극한상태에서의 접합부 저항에 의한 균열이다. 본고에서는 4)의 전단키 균열을 Fig.2.2와 같은 모델로 가정하여 해석한다. 다만, 모델의 균열 양측의 강체부분은 상대적으로 평행이동하는 것(균열이 평행으로 열린다)으로 하며 휨모멘트의 영향은 무시한다. 여기에서 균열은 가상적으로 균열이 생긴 영역, 즉, 항복선을 가리키며 기타 부분은 강체로 고

1. at the interface
2. at key corners
3. diagonal cracks
4. shearing the keys  
/ultimate shear cracks

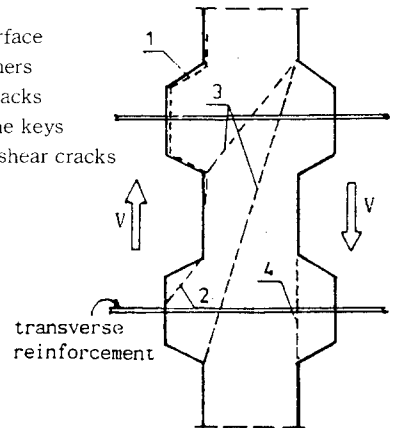


Fig.2.1 Cracking in joints

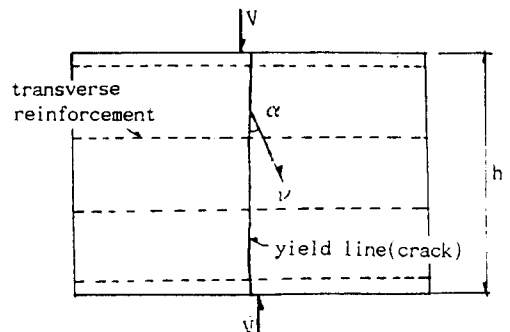


Fig.2.2 Failure mechanism (slip at diaphragm subjected to shear)

려한다.

## 2.2 접합부파괴시의 소성이론

본 연구에서 제안하고자 하는 접합부의 연속성과 형상계수의 도입을 위하여는 먼저 극한전단강도와 함수관계가 되는 장부효과와 재료의 유효강도계수, 전단키 면적비가 고려된 기본식이 설정되어야 한다는 것과, 기존의 제안식들이 원래 연속성과 형상계수의 도입을 전제로 하여 도출산정된 식이 아니며 또한 저항요소를 부분적으로 도입하여 설정된 식이므로 저항능력의 변화를 수렴하는 저항식으로써는 한계가 있음은 서론에서 이미 언급한 바가 있다. 이와 같이 전단키에 영향을 미치는 모든 요소가 포함된 기본식의 설정에 관한 이론적 배경은 Hansen에 의해서 제안된 식을 이론적인 모태로 하였으며, 기본식의 전개는 문헌[3], [11]에서 해를 도출하는 과정을 준용하였다. 이 기본식의 전개는 장부효과와 재료의 유효강도계수, 전단키면적비가 모두 포함되어 도출되었다는 점과 연속성과 형상계수의 적용을 전제로 하였다는 점에서 기존의 제안식과 성격을 달리한다.

### 2.2.1 전단키의 파괴기구(failure mechanism)

Fig.2.1 과 같이 접합면에 직교하여 단면적  $A_s$ , 항복강도  $f_y$ 인 횡보강철근이 배근된 접합부가 전단력을 받아 요철형 전단키에 연하여 전단균열이 형성된 파괴기구를 상징한다. 이 균열선을 Fig.2.2와 같이 외력에 의해 접합부에 형성되는 하나의 항복선으로 가정하고 이미 전제한 바와 같이 균열의 양측을 강체라고 할 때, 이 항복선에 의하여 프리캐스트부재와 그라우트 콘크리트부분의 변위는 불연속이 된다. 변위장에 있어서 이 부분에는 상대변위  $v$ 가 생기고 항복선에 대하여  $\alpha$ 의 기울기를 갖는 파괴기구가 이루어진다. 전단력을 받아 접합부의 키부분 콘크리트에 형성된 이와같은 파괴기구는 전단저항의 극한해석상, 물론 완전강소성 모델에 의한다. 이러한 완전강소성체(재료)의 가정은 극치정리वाद도 유관하다[9].

전단파괴모드는 복합응력하에서 경사균열, 전단압축파괴, 쪼갬균열, 혹은 전단키에 지압이 일

어날 때 균열과 압괴를 수반한다. 이러한 전단파괴기구를 규명하기 위하여 콘크리트 파괴이론을 이용하는데, 전단키 접합부와 같이 주로 전단력이 작용하는 접합부의 전단검토는 간단한 파괴이론을 이용한 기준이 일반적으로 쓰이고 있다. 수정 Mohr-Coulomb 파괴기준은 가장 큰 Mohr's circles에 접하는 직선으로 표시한 포락선이 파괴한계선이 되어, Mohr-Coulomb의 내부마찰설에 의한 미끄러짐 파괴기준과, Mohr응력원으로 나타낸 일축인장 또는 일축압축 응력원이 원점에서 각각  $f'_t$ ,  $f'_c$ 인 거리의 수평축과 교차하는 응력점을 인장분리파괴기준으로 이루어져 있다.

#### 1) 미끄러짐 파괴기준

$$\tau = C - \sigma \tan \phi \quad (2.1)$$

#### 2) 분리파괴기준

$$\sigma = f'_t \quad (2.2)$$

다만,  $\tau$ ,  $\sigma$ , = 각각 임의의 단면에 대한 전단 및 수직응력

$C$  = 점착응력(cohesive strength)

$\phi$  = 내부마찰각(internal friction angle)

Mohr-Coulomb 이론에서 재료는 주응력방향에서 일정한 각도를 이룬 평면에서 파괴가 발생하며 그 파괴는 최소 및 최대의 주응력값에 의하여 결정된다는 개념에 근거한다. 식(2.1)은 주응력좌표에서 Mohr-Coulomb파괴기준의 여러 파괴한계응력원의 주응력으로 부터 다음과 같이 구성된다.

$$\frac{\sigma_1}{f'_t} - \frac{\sigma_2}{f'_c} = 1 \quad \text{혹은} \quad m\sigma_1 - \sigma_2 = f'_c \quad (2.3)$$

$$\sigma_1 \geq \sigma_2 \geq 3$$

$$m = (1 + \sin \phi) / (1 - \sin \phi) = f'_c / f'_t$$

$$f'_t = \frac{2c \cos \phi}{1 + \sin \phi} \quad (2.4a)$$

$$f'_c = \frac{2c \cos \phi}{1 - \sin \phi} \quad (2.4b)$$

## 2.2.2 횡보강철근의 장부기구(dowel mechanism)

장부작용에 의한 전단강도를 산정하기 위하여 횡보강철근을 Fig.2.3과 같이 수평력을 받는 보 (beam)로 취급하여, 철근의 항복과 콘크리트의 파괴가 동시에 일어난다는 가정하에서 그 역학작용을 전개한 Vintzeleon and Tassios의 장부강도 식[11]을 적용하기로 한다. 이는 철근과 콘크리트강도가 동시에 장부강도의 매개변수로 되어 있다는 점에서 본 연구에서 고려하고자 하는 장부효과와 일치하기 때문이다. 즉, 철근에 작용하는 전단력  $V_d$ 의 반력에 의하여 발생한 콘크리트의 압축응력  $\sigma_c$ 가 철근의 인장강도  $f_y$ 에 달하였을 때에 장부효과에 의한 전단전달이 최대가 되는 것으로 생각한다. 여기에, "파괴시의 콘크리트 압축강도  $f_{cc}$ 는  $5f'_c$ 이다"라는 제안사항을 준용한다[12]. 따라서, Fig.2.3과 같이 소성힌지가 형성된 위치에서의 최대 휨모멘트는 다음식과 같이 나타낼 수 있다.

$$M_{\max} = M_e + 0.5a \cdot V_d = V_d(e + 0.5a) \quad (2.5)$$

또한, 철근의 塑性 휨모멘트는 다음식으로 주어진다.

$$M_{\max} = 0.166d_b^3 \cdot f_y \quad (2.6)$$

소성힌지가 형성된 위치에서 장부작용에 의한 전단강도  $V_d$ 와 콘크리트지압 압축강도  $a \cdot 5f'_c \cdot d_b$ 를 같게 놓으면 다음과 같은 식이 성립하게 된다.

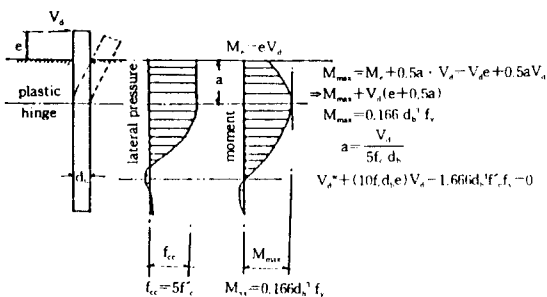


Fig.2.3 Ultimate dowel mechanism due to yielding of the bar and crushing of the concrete

$$a = \frac{V_d}{5f'_c \cdot d_b} \quad (2.7)$$

식(2.5) 및 식(2.6)을 같게 놓고 식(2.7)을 대입하면 철근의 장부작용에 의한 전단강도에 대한 2차 방정식이 구해진다.

$$V_d^2 + (10f'_c \cdot d_b \cdot e) V_d - 1.666 d_b^4 \cdot f'_c \cdot f_y = 0 \quad (2.8)$$

식(2.8)에서 편심거리  $e$ 를 영(zero)으로 가정하면 철근의 장부작용에 의한 전단강도  $V_d$ 는 다음식으로 주어진다.

$$V_d = 1.29 d_b^2 \sqrt{f'_c \cdot f_y} = 1.643 A_{sv} \sqrt{f'_c \cdot f_y} \quad (2.9)$$

다만,  $A_{sv}$  : 철근의 단면적

$d_b$  : 철근의 직경

$f'_c$  : 콘크리트의 압축강도

$f_y$  : 철근의 항복강도

$V_d$  : 철근의 극한 장부강도

## 2.3 전단저항의 이론전개

접합부의 극한해석에서 응력과 속도의 불연속성은 불가피하다. 이는 극한하중시에 기하학적인 변화를 미소변위로 가정함으로써 일반화시킬 수 있다. 또한, 본론에서 전개하는 소성이론은 해 (solutions)의 극한성질에 관한 정리, 즉, 극치정리(extremum principles)는 적분을 필요로 하지 않는 해의 직접적인 구성을 가능하게 한다. 소성에 관련된 문제는 일반적으로 비선형이기 때문에 정해(exact solution)를 구하기가 용이하지 않으므로 이 가능성이 매우 중요한 의미를 갖는다. 이는 상계치와 하계치의 추정방법에 의하여 연속적인 근사법을 사용함으로써 한계치(극한하중)를 결정하게 된다. 상계해와 하계해를 산출하기 위하여, 내부에너지소산율과 파괴기구의 전단하중에 의해서 외력이 행한 외부일(을)을 등식으로 하는 소위 일방정식(work equation)을 이용하며, 여기에 접합면의 단위면적당의 에너지소산율과

관련하여, 콘크리트는 강소성재료이며 변형율은 직교조건을 만족한다는 가정에 의해 Chen and Drucker가 유도한 단위면적당의 에너지소산을 [3]이 적용된다.

$$D_A = \nu \left( \frac{1 - \sin \alpha}{2} f'_c + \frac{\sin \alpha - \sin \phi}{1 - \sin \phi} f'_t \right) \quad (2.10)$$

가. 상계해(upper bound solutions)

먼저 Fig. 2.2와 같이 철근콘크리트판이 전단을 받아 재하점의 항복선과  $\alpha$ 의 각도로 상대변위  $\nu$ 가 형성된 파괴기구를 상정할 경우에 외부일은 :

$$W_e = V \nu \cos \alpha \quad (2.11)$$

이다.

횡보강철근에 의한 내부일은 횡보강철근의 항복인장력에 의한 일과 더불어 2.2.2절에서 전개한 장부작용에 의한 식(2.9)의 Dowel 효과에 의한 Dowel 강도의 기여를 생각할 수 있다.

$$W_{iR} = A_s f_y \nu \sin \alpha \quad (2.12)$$

즉, 횡보강철근의 내부일은 철근의 항복인장력과 Dowel 효과의 기여에 의함으로 이 효과를 부가하여 다음과 같이 할 수 있다.

$$W_{iR}^+ = A_s f_y \nu \sin \alpha + V_d \nu \sin \alpha \quad (2.13)$$

$$V_d = 1.643 A_s \sqrt{f'_c \cdot f_y}$$

$A_s$ ,  $f_y$ 는 각각 장부철근의 면적과 항복강도이다.

항복선의 단위길이당의 에너지소산  $D_A$ 에 의거한 콘크리트의 분담일은 :

$$W_{iC} = D_A h \quad (2.14)$$

$h$ 는 항복선(접합부)의 길이

전단키의 단면적  $A_K$ 에 대한 내부일  $W_{iCK}$ 은 식(2.10)으로부터 다음과 같이 된다.

$$W_{iCK} = D_A A_K = \nu \left( \frac{1 - \sin \alpha}{2} f'_c + \frac{\sin \alpha - \sin \phi}{1 - \sin \phi} f'_t \right) \lambda A \quad (2.15)$$

$$\alpha \geq \phi$$

여기에서,  $A$ 는 접합면의 전단면적이고  $\lambda = A_K / A$ 로서 전단키의 면적비이다.

철근이 하는 내부일은 철근항복강도와 Dowel 강도에 의한 일로서 식(2.13)과 같다. 따라서,  $W_e = W_{iCK} + W_{iR}^+$ 로 하면, 결국, 전단키의 직접전단효과, 전단마찰 및 Dowel 효과의 누가식으로서 다음과 같은 식이 성립하게 된다.

$$\frac{\tau}{f'_c} = \frac{\lambda(1 - \sin \alpha)}{2 \cos \alpha} + \frac{\lambda(\sin \alpha - \sin \phi)}{(1 - \sin \phi) \cos \alpha} \frac{f'_t}{f'_c} + \psi \tan \alpha + 1.643 \psi \sqrt{f'_c / f_y} \quad (2.16)$$

여기에서,  $\tau = V / A$ 로서 평균전단응력,  $\psi = A_s f_y / A f'_c$ 로서 전단키 철근(횡보강철근)의 보강계수이다.

이와 관련한 항복선의 평면응력장에 대한 전단 저항능력(이하  $\tau / f'_c$ 를 의미)의 상세는 Appendix 2에 유도되어 있는 바와 같으며,  $0 < \alpha \leq \phi$ 에 대해서 다음과 같이 된다.

$$\psi < \frac{\lambda(1 - \sin \phi)}{2} :$$

$$\frac{\tau}{f'_c} = \sqrt{\psi(\lambda - \psi)} + 1.643 \psi \sqrt{f'_c / f_y} \quad (2.17a)$$

$$\psi \geq \frac{\lambda(1 - \sin \phi)}{2} :$$

$$\frac{\tau}{f'_c} = \frac{\lambda(1 - \sin \phi)}{2 \cos \phi} + \psi \tan \phi + 1.643 \psi \sqrt{f'_c / f_y} \quad (2.17b)$$

나. 하계해(lower bound Solutions)

Fig. 2.2에서 철근의 극한강도는  $T = A_s f_y$ 가 되며 하중점사이의 전콘크리트면에 이 힘이 수직압축응력으로 작용한다면  $\sigma = -T / ht = -A_s f_y / A = -\psi f'_c$ 이 된다. 또한, Dowel 효과를 고려한다면 식(2.9)의 장부력  $V_d = 1.643 A_s \sqrt{f'_c \cdot f_y} = 1.643 A_s f_y \sqrt{f'_c / f_y} = 1.643 \psi A f'_c \sqrt{f'_c / f_y}$ 로 바꾸어 쓸 수 있으므로 식(2.16)과 같이 전단키의 직접전단 및 마찰효과 이외에 중첩의 응력으로서  $\sigma_d = V_d / A = 1.643 \psi f'_c \sqrt{f'_c / f_y}$ 를 누가하여 생각할 수 있다. 여기에서 수직압축력에 의한 응력, 즉, Fig. A1.2에서 Circular off되는 응력원은 기하학적으로 다음과 같이 된다. 응력은 접합부의 평균전

단응력  $\tau=V/A$ 를 의미한다.

$$\left(\sigma + \frac{\lambda}{2} f'_c + \frac{f'_t}{1 - \sin\phi}\right)^2 + \tau^2 = \left(\frac{\lambda}{2} f'_c - f'_t \frac{\sin\phi}{1 - \sin\phi}\right)^2 \quad (2.18)$$

수직응력  $\sigma$ 를 식(2.16)에 대입하면  $\alpha > \phi$ 에 대한 상계해와 동일한 하계해를 얻게 된다.

Mohr-Coulomb항복기준의 직선부분은  $\tau = c - \sigma \tan\phi$ 와 같으므로, 여기에 수직응력 $\sigma$ 를 대입하고 식(2.4)을 이용하면  $\alpha = \phi$ 의 상계해와 동일한 하계해를 얻게 된다. 평면응력상태에서 주응력의 하나는 항상 영(zero)이므로  $\sigma - \tau$ 좌표에서 가장큰 Mohr's Circle은 점(0,0)과 점( $f'_c$ , 0)을 지나는 원이다. 이 원의 방정식은 다음과 같다.

$$\left(\sigma + \frac{\lambda}{2} f'_c\right)^2 + \tau^2 = \left(\frac{\lambda}{2} f'_c\right)^2 \quad (2.19)$$

위식에 수직응력  $\sigma$ 를 대입하면  $0 < \alpha < \phi$  경우의 상계에 해당하는 하계해가 얻어진다. 콘크리트의 전단저항능력은  $\alpha=0$ 에 대한  $\tau/f'_c = \lambda/2$ 가 한계이므로, 횡보강철근의 보강계수  $\psi$ 가  $\lambda/2$ 이상일 때에는 철근은 항복하지 않을 것이다.

이와같이 하계해와 그 해당 상계해가 일치하면 그 값이 극한하중(파괴하중)이고 또한 정해(exact solution)라고 할 수 있으므로, 재료와 접합부에 대해서 이상적이라고 할 수 있다[3][9].

#### 2.4 극한전단저항의 기본식 설정 및 고찰

실험에서 실제로 확인되는 전단기 수직접합부의 파괴면은 극한해석에서 가정한 파괴면의 일부에 지나지 않는다. 그래서 그라우트 콘크리트 압축강도  $f'_c$ 를 모두 산입하는 것은 과대평가가 된다. 이 때문에 유효강도계수  $K_c < 1$ 을 도입하여  $f'_c$ 에 이 유효강도계수  $K_c$ 를 곱하여 가정한 파괴면 전역에 대한 등가강도로서 평가하게 된다. Chakrabati, Nayak, and Paul은 파괴시에 철근의 응력이 항복강도보다 매우 낮게 나타나는 결과를 감안하여 철근에 대하여도 유효계수  $K_r$ 를 적용하였다. 전단저항능력의 극한해석  $\alpha = \phi$ ,  $0 < \alpha < \phi$ 에 대한 해로서 도출된 식(2.17)에 이와같은

소정의 유효계수를 적용하면 다음과 같은 이론적인 기본실용식이 구하여 진다.

$$\psi < \frac{K_c}{K_r} \frac{\lambda(1 - \sin\phi)}{2}$$

$$\frac{\tau}{f'_c} = \sqrt{\psi(K_c K_r \lambda - K_r^2 \psi)} + 1.643 \psi \sqrt{K_c K_r} \sqrt{f'_c / f_y} \quad (2.20a)$$

$$\psi \geq \frac{K_c}{K_r} \frac{\lambda(1 - \sin\phi)}{2}$$

$$\frac{\tau}{f'_c} = \frac{\lambda(1 - \sin\phi)}{2 \cos\phi} + K_r \psi \tan\phi + 1.643 \psi \sqrt{K_c K_r} \sqrt{f'_c / f_y} \quad (2.20b)$$

여기에서, 식(2.20a)와 (2.20b)는 각각 Mohr's circle의 저항능력과 횡보강철근계수  $\psi$ 의 한계를 나타내는 것으로서 Fig.A4 및 Fig.2.5에서 구분하는 바와 같다.

위에서  $K_c$ ,  $K_r$ ,  $\phi$ 가 이미 알려진 계수라는 전제하에 연속성계수 및 형상계수를 식(2.20a)와 (2.20b)에 도입하게 되면 극한전단강도가 접합부의 유형에 따라 구체화 될 수 있을 것이다. 본 연구에서는 극한전단강도를 예측함에 있어서 연속성과 형상계수를 적용할 수 있는 위와 같은 기본식을 제안하여 그 적용성을 구체화하는 방법을 제시하고자 한 것이다. 다만, 연속성계수  $\gamma_c$  및 형상계수  $\gamma_f$ 는 일체로 타설된 콘크리트를 기준( $\gamma_c=1$ ,  $\gamma_f=1$ )으로 하여 앞으로 실험적으로 규명하여 도입하여야하는, 이를테면 Fig.2.4와 같은 접합부의 저항조건에 따라 결정되어야 하는 미지수이다.  $K_c$ ,  $K_r$ ,  $\phi$ 는 실험적인 상수이다. 소정의 일반상수, 이를테면, 연속성과 형상계수를 실험적으로 구체화하고자 할 경우에는  $K_c=1$ ,  $K_r=1$ 을 적용할 수도 있다. 만일,  $K_r$ 을 적용하지 않고( $K_r=1$ ) 문헌[3], [13]등에서 적용하고 있는 그라우트 콘크리트 내부마찰각  $\phi=45^\circ$ , 그라우트 콘크리트의 유효강도계수  $K_c=0.43$ 을 준용한다면 기본식 (2.20a)와 (2.20b)에 의해 다음과 같은 극한 전단저항식이 산정된다.

$$\psi < 0.06\lambda$$



$$\frac{\tau}{f'_c} = \sqrt{\psi(0.43\lambda - \psi)} + 1.09\psi \sqrt{f'_c / f_y} \quad (2.21a)$$

$$\psi \geq 0.06\lambda$$

$$\frac{\tau}{f'_c} = 0.09\lambda + \psi + 1.09\psi \sqrt{f'_c / f_y} \quad (2.21b)$$

Hansen등이 제안한 실용식은 위의 식(2.21)에서 마지막 항의 장부(dowel)효과를 고려하지 않는 경우에 해당한다. 여기에 부가하여 Chakrabati, Nayak, and Paul이 적용한 철근의 유효강도계수  $K_f=0.76$ 을 도입하면 다음과 같은 식이 산정된다.

$$\psi < 0.08\lambda$$

$$\frac{\tau}{f'_c} = \sqrt{\psi(0.33\lambda - 0.58\psi)} + 0.95\psi \sqrt{f'_c / f_y} \quad (2.22a)$$

$$\psi \geq 0.08\lambda$$

$$\frac{\tau}{f'_c} = 0.09\lambda + 0.76\psi + 0.95\psi \sqrt{f'_c / f_y} \quad (2.22b)$$

전단키 접합부의 극한전단 저항능력으로 이미 제안된 실용식의 상수가 각기 다르게 나타나고 있는 것은 실험상수인 콘크리트의 내부마찰각과 유효강도계수를 달리 적용하고 있기 때문이다.

Fig.2.5는  $\lambda=0.36$ 인 수직접합부의 기존의 실험 결과와 상기식의 전단저항능력을 비교한 것으로서, 전단저항강도보다 다소 낮은 경우도 있으나 식(2.21)의 전단저항능력을 하한으로 간주할 수 있는 분포를 나타내고 있다. 여기에 철근의 유효강도계수를 적용하게 되면 Fig.2.5의 식(2.22)와 같이 더욱 안전측의 한계가 설정된다. 다만, Fig.2.5에서 기존의 실험결과를 보면 전단 키부분의 형상과 실험형식에 의하여도 다소 크게 저항능력이 변화하고 있다. 이러한 변화에는 본 연구에서 주안으로 하고 있는 접합부의 연속성과 형상에 의한 변화도 포함되어 있을 것으로 추측하는 것은 가능하다. 여기에서, 형상의 변화라 함은 그루브 혹은 키에 의한 접합형상외에 전단키의 각도의 변화도 포함한다.

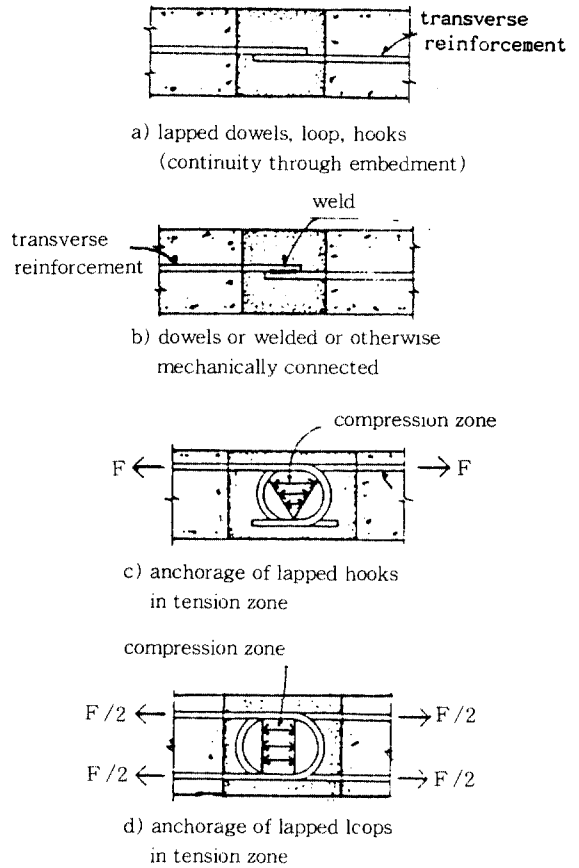


Fig.2.4 Transverse reinforcement for continuity

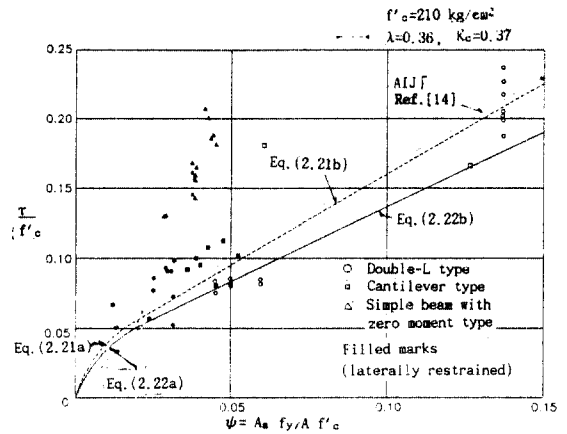


Fig.2.5 Comparison of calculated and experimental load-carrying capacities

연속성이라 함은 축방향력, 전단력, 모멘트, 또는 이들의 조합이 접합부에서 전달되는 능력으로 정의할 수 있음으로, 이들에 의한 연속성의 변화는 실험이나 해석결과와 비교하여 그 영향이 어떠한 형식을 갖고 있는지는 해석적으로 쉽게 말할 수 있을 것으로 사료된다. 다만, 기존의 실험연구가 이러한 영향을 주변수로 하고 있지 아니하므로 본 연구에서는 그 적용성만을 고찰하였다.

### 3. 결론

이상에서와 같이 그라우트 콘크리트 및 횡보강철근의 강도와 횡보강철근의 보강량을 매개변수로 하고 횡보강철근의 장부(dowel)효과등을 고려하여 전단키 접합부의 연속성과 형상변화에 대응할 수 있는 이론적인 전단저항능력의 실용식을 기존의 연구에서와 같은 이론적 배경으로 설정하여 보았다. 본 고찰은 키부분에 항복선이 형성된 것으로 가정하여 유도되었기 때문에 결국 횡방향으로 철근이 보강된 키부분의 전단저항능력을 평가하는 식이 된다. 접합부의 전단저항능력 또한 실험결과와 매우 부합됨을 알았다. 특히, 콘크리트와 횡보강철근에 대하여 유효계수를 고려한 경우에는 실험결과와 하한치를 수렴하게 됨으로 전단내력을 예측하는 기본의 실용내력식으로써 식(2.20)을 제안할 수 있는 근거가 되고 있다. 그러나, 실제의 극한전단저항은 Fig.2.1의 3)-경사균열과 같은 파괴모드로서도 나타날 수 있으므로 이에 유념할 필요가 있다. 어떠한 이와 같이, 전단키의 강도에 영향을 미치는 콘크리트의 전단마찰과 장부효과, 철근과 콘크리트의 강도등의 요소가 포함되어 산정된 기본식에, 실험적으로 설정된 전단키에 대한 형상계수와 횡보강철근의 연속성계수를 도입하면 접합부의 유형에 따라 극한전단강도를 추정할 수 있을 것이다. 이는 접합부 저항능력이 전단키의 형상과 직형(straight bar), 후크형(hook bar), 루프형(loop bar)으로 연결되는 횡보강철근의 연속성에 의하여도 변화할 것임으로 이에 관한 영향을 실험적으로 규명하여 저항성을 세분화할 수 있다는 것을 의미한다. 그러나, 본 논문에서 고찰한 이론식이 더욱 실용화되고 신뢰성

을 확보하기 위하여는 보다 명확한 그라우트 콘크리트 및 횡보강철근의 유효강도계수의 범주와 콘크리트 내부마찰각의 설정이 선결되어야 한다.

본 연구에서는 전단키의 유형(연속성 및 형상)에 따라 극한전단강도를 예측하기 위한 기본식을 산정하여 그 적용성만을 고찰하였으므로, 앞으로 이와 관련한 실험연구와 함께 그 영향을 구체화함이 실용화의 선결조건이라 하겠다. 다만, 기존의 실험연구가 이러한 영향을 주변수로 하고 있지 아니하고, 자료 또한 미흡하여 접합부 유형간의 상관관계에 관한 규명은 추후의 과제로 남는다.

### Appendix 1 : Internal-Energy Dissipation

Chen and Drucker(1969)에 의한 단위면적당의 에너지소산율[3]은 다음과 같이 유도된다. 이는 콘크리트가 강소성재료이며 변형율은 직교조건을 만족한다는 가정에 의한 것이다. 다만, 본 연구에서 적용하는 에너지 소산은 평면응력장 혹은 평면스트레인장의 변위 불연속선인 불연속영역에서의 가상속도의 불연속을 고려하여 구하게 된다. 즉, 가상의 균열로서 Fig.A1.1 같은 변형영역을 가정하면 두 강체사이의 폭이 좁은 불연속 영역  $\delta$ 에서 속도가 불연속하는 등질의 변위평면 영역내에서의 변형율은 :

$$\dot{\epsilon}_x^p = 0, \quad \dot{\epsilon}_y^p = \frac{v}{\delta} \sin\alpha, \quad \dot{\gamma}_{xy}^p = 2\dot{\epsilon}_{xy} = \frac{v}{\delta} \cos\alpha \quad (A1.1)$$

응력증분벡터와 소성변형율벡터의 직교조건(normality condition)에 의해서

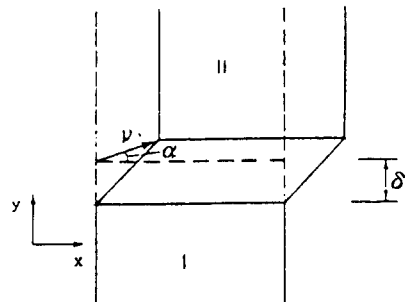


Fig.A1.1 Displacement zone between two rigid parts

변형율은 에너지소산율  $D(\dot{\epsilon}_{ij}^p) = \sigma_{ij} \dot{\epsilon}_{ij}^p$ 을 결정한다. 여기에서 직교조건은  $\dot{\epsilon}^p \gamma^p$  좌표계가  $\sigma\tau$  좌표계에 중첩될 때 식(A1.1)에 주어진 변위벡터가 항복곡선과 직교함을 뜻한다

Fig.A1.2의 항복기준에서  $\alpha = \phi$ 는 직선부분에서,  $\alpha > \phi$ 은 원호의 절단(circular cutoff)부분에서 유효하며, 주어진 변위장과 결합된 응력장은 항복기준이 되는 위치이며 그 위치에서 직교조건을 만족하게 된다.

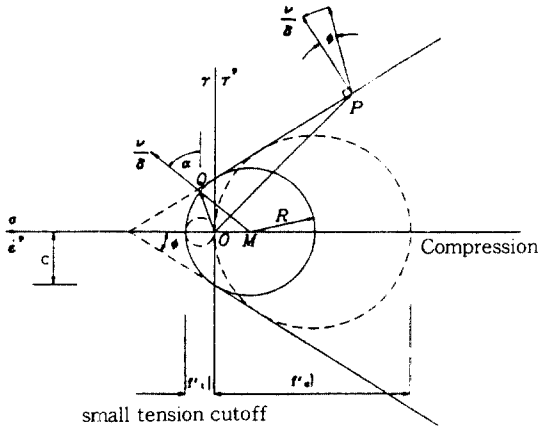


Fig.A1.2 Modified Mohr-Coulomb criterion with displacement vectors

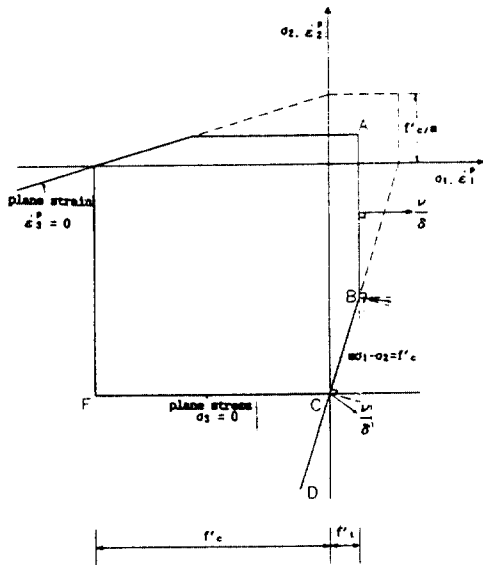


Fig.A1.3 Modified Mohr-Coulomb yield criterion in plane stress or plane strain case with displacement vectors

Fig.A1.2의 P점에서 변위영역의 평면변형의 단위길이당 내부소성일은 점곱(dot product)으로 구한다:

$$D_A = \delta(OP) \cdot \frac{\nu}{\delta} = [\sigma \nu] [\nu \sin \phi \nu \cos \phi] = \nu \cos \phi (\tau + \sigma \tan \phi) = \nu c \cos \phi$$

Q점에서의 내부소성일은  $f'_c$ 와  $f'_t$ 로서 나타낼 수 있으며 벡터곱 OQ는 벡터OM과 MQ의 합이다.

$$D_A = OQ \cdot \nu = (OM + MQ) \cdot \nu = OM \cdot \nu + MQ \cdot \nu = -(R - f'_t)(\nu \sin \alpha) + R\nu \quad (A1.2)$$

여기에서 R는 Fig.A1.2의 Mohr's circle 및 포락선에서 다음과 같이 된다.

$$R = \frac{1}{2} f'_c - f'_t \frac{\sin \phi}{1 - \sin \phi} \quad (A1.3)$$

따라서, 식(A1.3)을 식(A1.2)에 대입하면 다음과 같다.

$$D_A = \nu \left( \frac{1 - \sin \alpha}{2} f'_c + \frac{\sin \alpha - \sin \phi}{1 - \sin \phi} f'_t \right) \quad \alpha \geq \phi \quad (A1.4)$$

식(A1.4)는 Fig.A1.3에서 B점, 즉 평면응력장의  $(\sigma_1, \sigma_2) = (f'_t, mf'_t - f'_c)$ 에 대응함으로 이 범위에서는 평면응력장과 변형장은 같이 취급할 수 있다.

## Appendix 2 : Calculation of Load-Carrying Capacity

전단키 조인트의 파괴기구라 함은 전단하중 V에 의하여 키부분에 불연속선(항복선)이 형성된 경우를 말한다. 이 항복선의 평면응력장에 대한 전단저항능력  $\tau/f'_c$ 는 다음과 같다.

1)  $\alpha > \phi$

콘크리트의 응력은 Fig.A1.3에서 B점에 대응한다.  $\alpha = \pi/2$ 는 AB사이가 이에 해당한다. 그런데, B점에 대응하는 응력상태에 대한 전단내력은  $\alpha$ 를 변수로하는 식(2.16)의 상계가 최소치를 가질

때 주어지며 이 최소값은 다음과 같은 조건을 만족할 때 얻어진다.

$$\sin\alpha = 1 - \frac{\frac{2}{\lambda} \left( \psi + \frac{\lambda f'_t}{f'_c} \right) (1 - \sin\phi)}{1 - \sin\phi - 2 \frac{f'_t}{f'_c} \sin\phi} \quad (\text{A2.1})$$

식(A2.1)에서 식(2.16)의 최소치는 다음식과 같이 구하여진다.

$$\frac{\tau}{f'_c} = \left( \psi + \frac{\lambda f'_t}{f'_c} \right) \cdot \sqrt{\frac{[\lambda(1 - \sin\phi) - 2(f'_t/f'_c)\sin\phi]}{(\psi + \lambda f'_t/f'_c)(1 - \sin\phi)} - 1} + 1.643\psi\sqrt{f'_c/f_y} \quad (\text{A2.2})$$

다만,  $\alpha > \phi$ 이므로  $\sin\alpha > \sin\phi$ 이 되기 때문에 식(A2.1)을 이용하면 식(A2.2)는 다음식을 만족할 때 성립하게 된다.

$$\psi < \frac{\lambda}{2} (1 - \sin\phi) - (1 + \sin\phi) \frac{\lambda f'_c}{f'_c} \quad (\text{A2.3})$$

식(A2.2)을  $\psi$ ,  $\tau/f'_c$ 를 축으로 하는 좌표방정식으로 나타내면 다음과 같은 중심과 반경을 갖는 하나의 원이 되는 것을 알 수 있다.

$$\left| \psi, \frac{\tau}{f'_c} \right| = \left| \frac{\lambda}{2} - \frac{\lambda f'_t/f'_c}{1 - \sin\phi}, 0 \right| \quad (\text{A2.4})$$

$$r = \frac{\lambda}{2} - \frac{\lambda f'_t}{f'_c} \frac{\sin\phi}{1 - \sin\phi} \quad (\text{A2.5})$$

2)  $\alpha = \phi$

콘크리트의 응력은 Fig.A1.3의 C와 B점사이에 존재한다. 따라서 이 응력상태에 대한 전단저항능력은 식(2.16)에  $\alpha = \phi$ 를 대입하여 구한다.

$$\frac{\tau}{f'_c} = \frac{\lambda(1 - \sin\phi)}{2\cos\phi} + \psi \tan\phi + 1.643\psi\sqrt{f'_c/f_y} \quad (\text{A2.6})$$

식(A2.6)은 직선으로서 식(A2.2)을  $\psi$ ,  $\tau/f'_c$  축으로 하여 나타낸 식(A2.4)의 원에 다음과 같은 위치에서 접하게 된다.

$$\left[ \frac{\lambda}{2} (1 - \sin\phi) - (1 + \sin\phi) \frac{\lambda f'_t}{f'_c}, \frac{1 + \sin\phi}{\cos\phi} \left( \frac{\lambda(1 - \sin\phi)}{2} - \sin\phi \frac{\lambda f'_t}{f'_c} \right) \right] \quad (\text{A2.7})$$

3)  $0 < \alpha < \phi$

콘크리트의 응력은 Fig.A1.3의 C점에 대응한다. 따라서, 이 응력상태에 대한 상계는 B, C점에서의 에너지소산을  $D_A = \nu(1 - \sin\phi)f'_c/2$ 를 적용하여 전단저항능력을 구하면:

$$\frac{\tau}{f'_c} = \frac{\lambda(1 - \sin\alpha)}{2\cos\alpha} + \psi \tan\alpha + 1.643\psi\sqrt{f'_c/f_y} \quad (\text{A2.8})$$

이 되며, 이 경우에 최소치는 각  $\alpha$ 가 다음식을 만족할 때이다.

$$\sin\alpha = 1 - (2\psi/\lambda) \quad (\text{A2.9})$$

따라서, 식(A2.9)를 식(A2.8)에 대입하면 다음과 같이 최소치가 구하여진다.

$$\frac{\tau}{f'_c} = \sqrt{\psi(\lambda - \psi)} + 1.643\psi\sqrt{f'_c/f_y} \quad (\text{A2.10})$$

식(A2.10)과 함께 각  $\alpha$ 의 구간  $0 < \alpha < \phi$ 에서 식(A2.9)는 다음과 같은 한계를 갖는다.

$$\frac{\lambda(1 - \sin\phi)}{2} < \psi < \frac{\lambda}{2} \quad (\text{A2.11})$$

식(A2.10)은 Fig.A2.1과 같은 반경  $\lambda/2$ , 중심  $(\lambda/2, 0)$ 의 원이며 이 원은  $\alpha = \phi$ 에 대한 식(A2.6)의 직선과 다음과 같은 위치에서 접한다.

$$\left( \lambda \frac{1 - \sin\phi}{2}, \frac{\lambda \cos\phi}{2} \right) \quad (\text{A2.12})$$

4)  $\alpha = 0$

콘크리트의 응력은 Fig.A1.3의 C와 E점사이에 존재한다. 변형이 철근에 직각이므로  $W_{iR} = 0$ 이 되며, 이때의 저항능력은 식(A2.8)에서  $\alpha = 0$ 인 경우로써 다음과 같다. 이 경우는 점  $(\lambda/2, \lambda/2)$ 에서 식(A2.10)의 원에 접한다.

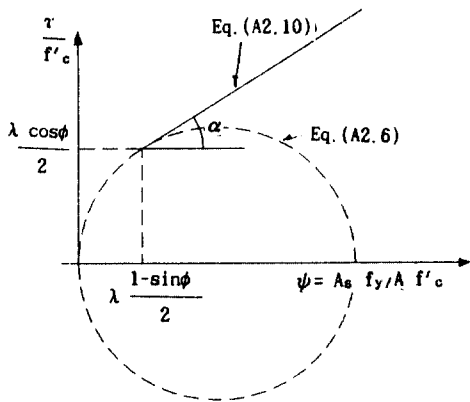


Fig.A2.1 Mohr-Coulombs criterion applied to joints

$$\frac{\tau}{f'_c} = \frac{\lambda}{2} \quad (A2.13)$$

평면변형장에 있어서도 동일한 절차로 전단저항이 계산될 수 있다.  $\alpha \geq \phi$ 에서 평면변형장과 평면응력장의 에너지소산율은 동일함으로 이 경우의 전단저항능력은 식(A2.2)와 식(A2.6)에 의해서 결정됨을 알 수 있다. 따라서, 식(A2.6)에 식(2.4b)를 대입하면 다음과 같이 된다.

$$\tau = \lambda_c + \frac{A_s f_y}{ht} [\tan \phi + 1.643 \sqrt{f'_c / f_y}] \quad (A2.14)$$

### 참 고 문 헌

- 1) Abdul-Wahab, H. M. S., and Sarsam, S. Y. H., "Prediction of Ultimate Shear Strength of Vertical Joint in Large Panel Structures," ACI Structural Journal, Vol.88, No.2, March-April 1991, pp.204-213.
- 2) Chakrabati, S. C., Nayak, G. C., and Paul, D. K., "Shear Characteristics of Cast-in Place Vertical Joints in Story-high Precast Wall Assembly," ACI Structural Journal, Vol.85, No. 1, Jan. -Feb. 1988, pp.30-45.
- 3) Chen, W. F., "Plasticity in Reinforced Concrete," McGraw-Hill, New York, 1982, pp. 295-391.
- 4) Hansen, K., Kavyrchine, M., Melhorn, G., Olesen, S. C., PUME, D., Schwing, H., "Design of Vertical Keyed Shear Joints in Large Panel Buildings," Building Research & Prac-

tice, July / Aug. 1974, pp.202-215.

- 5) Jensen, B. C. and Techn, L., "Ultimate Strength of Joints," Proceedings of the RILEM-CEB-CIB Symposium, Vol.1, September, 1978, pp.223-228.
- 6) Lewicki, B. and Warsaw P. L., "Draft Guide for the Design of Precast Wall Connections," CIB Report, Publications 88.
- 7) Nilson, A. H., Bazant, Z. P., Buyukozturk, O. B., Cedoin, L., Chang, T. Y., Chen, W. F., and Gerstle, K., "Finite Element Analysis of Reinforced Concrete, Chapters 5-Shear Transfer," State of the Art Report, ASCE, New York, 1982, pp.234-308.
- 8) Paulay, T., Park, R., and Phillips, M. H., "Horizontal Construction Joints in Cast Reinforced Concrete," ACI Special Publication, SP-42(Shear in Reinforced Concrete), 1978, pp.599-616.
- 9) Slater, R. A. C., "Engineering Plasticity : Theory and Application to Metal Forming Processes," 소성공학 : 강명순 역, 청문각, 1986
- 10) Tassios, T. P. and Tsoukantas, S., "Serviceability and Limit-States of Large-Panel Connections under Static and Dynamic Loading," Proceedings of the RILEM-CEB-CIB Symposium, Vol.1, September, 1978, pp.241-258.
- 11) Vintzeleon, E. N., and Tassios, T. P., "Behavior of Dowels under Cyclic Deformations," ACI Structural Journal, Vol. 84, No.1, January-February 1987, pp.18-30.
- 12) Vintzeleon, E. N., and Tassios, T. P., "Mathematical Models for Dowel Action under Monotonic and Cyclic Conditions," Magazine of Concrete Rearach, V.38, No.134, March 1986.
- 13) Zeck, U. I., "Joints in Large Panel Precast Concrete Structures," Seismic Resistance of Precast Concrete Panel Buildings, Report 1, R76-16, Department of Civil Engineering, MIT, Jan., 1976.
- 14) 日本建築學會, "壁式プレキャスト構造の鉛直接合部の挙動と設計法," 1989. 4.
- 15) 田中彌壽雄, 望月 洵, 望月 重 外 2人, "新建築學大系 37 : 板構造の解析", 彰國社 刊, 1982, pp. 41-74. (접수일자 : 1992. 9.30)