

Punching 전단荷重과 비틀림荷重이 동시에 作用하고 있는 원자력 발전소 格納용기 開口部の 舉動에 관한 研究

金 宇

(金南大 土木工學科 助教授 · 工學博士)

〈차 례〉

1. 서 론
2. 실험
 - 2-1 실험체의 설계
 - 2-2 모형콘크리트
 - 2-3 모형철근
 - 2-4 모형 Shear studs
 - 2-5 실험장치
3. 실험결과 및 분석
 - 3-1 비틀림실험
 - 3-2 비틀림과 Punching 하중을 동시에 조합으로 작용시킨 실험
4. 결 론

1. 序 論

철근콘크리트된 원자력 발전소 격납 구조물(Nuclear Containment Structures)에서는 종래의 일반적 구조물에서는 보기 힘든 여러가지의 특수 형태의 하중들이 단독 또는 결합으로 作用한다. 그림 (1) 좌단에 보이는 바와 같이 원자력 발전 격납용기에는 penetration liner들이 관통하여 연결되 있다. 이러한 배관 liner들은 온

도변화라든지 또는 外部에서 作用하는 Momentum 등에 의해서 penetration 근처의 철근콘크리트 벽체에 많은 문제점들이 야기되고 있다. 콘크리트 벽체와 penetration liner를 정착시키는 전형적 方法은 그림 (1)의 右단에 나타나 있는 것과 같다. 그런데 이러한 연결부에 作用하는 하중은 punching 전단力, 비틀림力과 内部압력에 의해 發生되는 面内인장력(In-plane tension)들이다. 어떤 상황에서 위의 세힘이 同時に 作用할 때에는 예기치 못할 대형 사고를 초래할 수 있어 더욱 심각한 문제로 부상되고 있다.

지금까지 punching 하중과 面内인장력이 동시에 作用하고 있을때의 slab의 거동에 관해서는 수편의 논문이 나왔다. [13, 14, 15]. 그러나 面内비틀림(In-plane torsion)과 punching 하중이 동시에 作用하는 경우에 대하여는 지금까지 알려진 바가 전혀 없는 상태이다. 現在 通用되고 있는 ASME Code^(註 1)는 이러한 문제들을 아무런 실험적 검증없이 單純히 선형 탄성 이론(linear elastic theory)에 의한 주응력 계산方式을 쓰고 있다.

따라서 本연구는 이러한 문제를 실험적으로 연구하기 위하여, penetration이 있는 콘크리트 slab에 面内 비틀림 하중, punching 전단 하중, 그리고 몇개의 이 두하중의 調습을 각각 作用 시

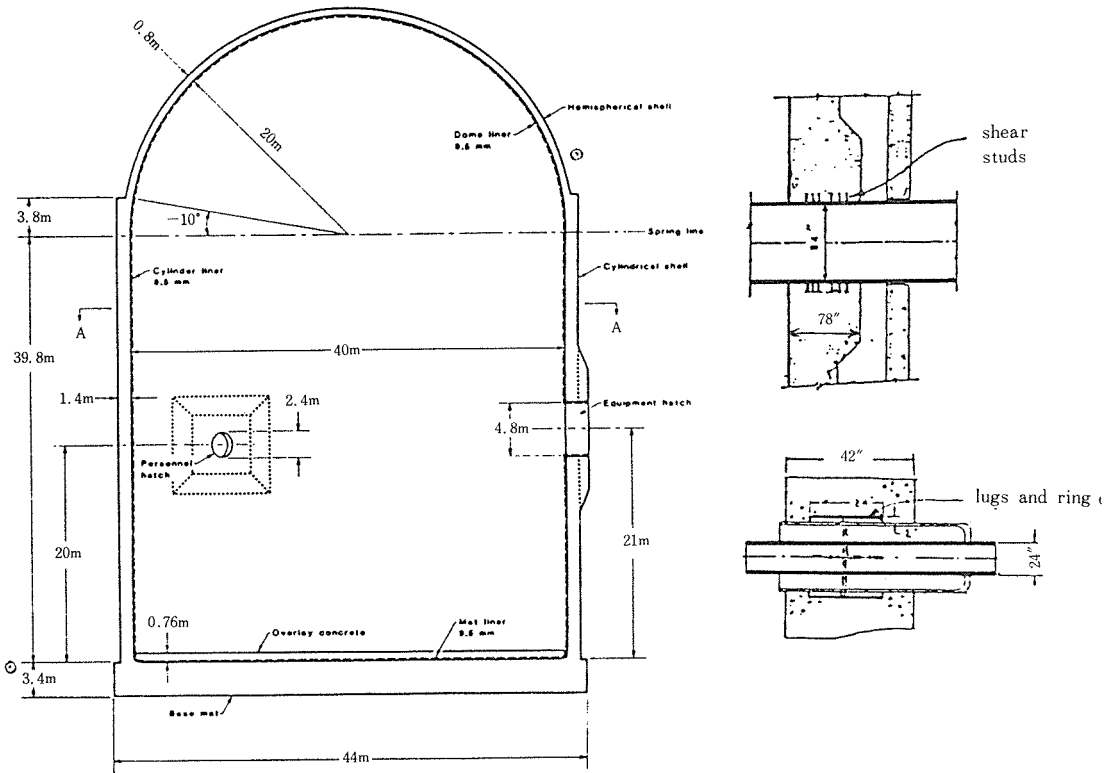


그림 1. Geometry of Nuclear Reactor Containment Vessel and its Penetration

커서 slab의 거동과 강도를 검토하였다. 두개의 다른 penetration 직경 對 slab의 두께 비 ($D/t = 0.5, 1.0$)를 갖는 penetration sleeve를 소축적 shear studs를 이용하여 콘크리트 slab의 개구부에 정착시켰다. 그밖의 주된 변수는 콘크리트 강도 및 in-plane concrete confinement level이다.

2. 실험

2-1 실험체의 설계

전형적인 철근콘크리트 원자력 발전 격납 구조물은 그림 (1)에서 보인 바와 같이 대단히 큰 직경을 갖는 shell로 되어 있기 때문에 개구부 부근을 연구하기 위해서 근처의 shell을 단순한 평판 slab로 이상화시켜서, 이것을 대략적으로 1:80 축적으로 줄인 모형 실험체를 제작하였다.

이 실험체는 어떤 특정한 원자력 발전소 격납 구조물의 연결부를 정확하게 모형화하는 대신에 이러한 구조물들이 갖고 있는 일반적인 특성을 개략적으로 모형화시켰다.

총 22개의 실험체를 제작 하였다. 그중 10개의 실험체에는 面内 비틀림 하중만 作用 시켰는데, 그림 (2)에서 보인바와 같이 8 inch변을 갖는 정사각형에 1 inch두께를 갖고 있다. 이들중 反은 0.5inch직경의 steel penetration sleeve를, 나머지 反은 1.0inch의 직경을 갖는 steel penetration sleeve를 stud shear connectors에 의해 slab中央에 정착시켰다. 직경이 0.110inch의 모형 철근(Model Reinforcing bar)을 slab의 가로, 세로 방향과 上下 양면에 배근 하였다. slab의 철근比는 가로와 세로 방향으로 각각 0.0222와 0.0194이다.

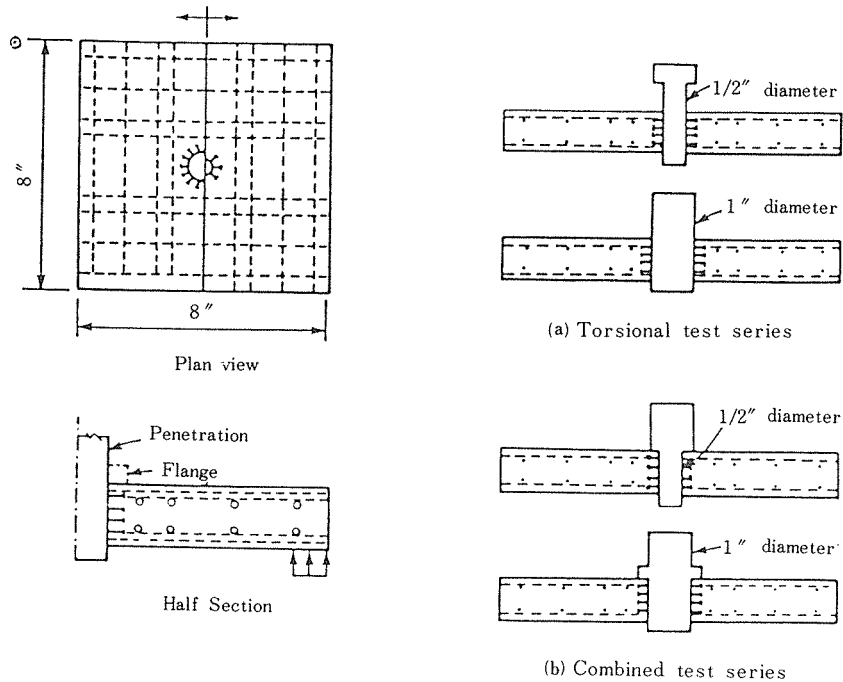


그림 2. Specimen Geometry

위에서 설명한 10개의 비틀림 하중만 작용시킨 실험체 중 2개는 그림 (3)에서 보인 바와 같이 slab의 面内 강성 (In-plane stiffness)이 비틀림 강도 및 거동에 어떠한 영향을 미치는가를 연구하기 위해 세로 方向의 단면을 그림처럼 감 소시켰다.

나머지 12개의 실험체는 punching 하중과 비틀림 하중을 각각 다른 비율로 조합하여 작용 시켰다. 이 실험체들은 위에서 설명한 비틀림 하중만 작용시킨 실험체와 同一한데 다만 그림 (2)에서 보인바와 같이 penetration sleeve의 punching side에 flange를 부착하였다. 이 flange의 외경은 penetration sleeve의 직경보다 0.25inch 크게 하여, punching 하중이 작용할때 loading pad 역할을 하게 하였다. 실험체들의 자세한 제원은 表 (1)과 (2)에 정리하였다.

2-2 모형 콘크리트 (Model Concrete)

몇가지 장점 때문에 Ultracal 60^{® 2)} model 콘크리트를 사용하였다. 이재료로 만든 콘크리트

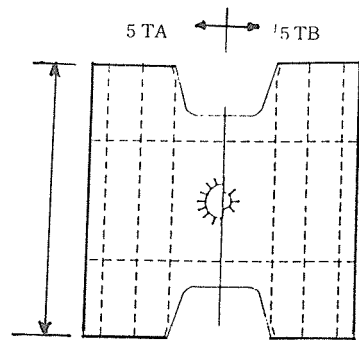


그림 3. Specimen 5TA and 5TB

는 설계 압축강도가 하루이내에 도달되므로 타설후 24시간 후면 실험을 실행할 수 있는 장점이 있을 뿐아니라, 보통 콘크리트에 비해 workability가 뛰어나서, 작은 모형거푸집을 사용할 때 정확한 타설을 할 수 있다. 또한 콘크리트 구조물 연구에서는 균열정도 (Cracking level)가 원초적인 중요성을 지니는데, 보통 소축적 모형

(丑 1)

| Specimen | Penetration Sleeve Diameter (inch) | Stud Diameter & Length (inch) | Loading Pad (Flange) Diameter (inch) | Slab Steel Ratio | Concrete Compressive Strength (Psi) | Applied Load |
|----------|------------------------------------|-------------------------------|--------------------------------------|------------------|-------------------------------------|--|
| 1 CA | 0.5 | 0.048 $\frac{1}{4}$ | 1.0 | 0.0222 0.0194 | 4452 | Punching Only |
| 1 CB | 1.0 | " | 1.5 | " | " | |
| 2 CA | 0.5 | " | 1.0 | " | 4533 | Punching With. 6To |
| 2 CB | 1.0 | " | 1.5 | " | " | |
| 3 CA | 0.5 | " | 1.0 | " | 4506 | Punching With 1.0To |
| 3 CB | 1.0 | " | 1.5 | " | " | |
| 4 CA | 0.5 | " | 1.0 | " | 4365 | Torsion With. 3Po |
| 4 CB | 1.0 | " | 1.5 | " | " | |
| 5 CA | 0.5 | " | 1.0 | " | 4330 | Punching With $\frac{1}{2}$ To Dif. Path |
| 5 CB | 1.0 | " | 1.5 | " | " | |
| 6 CA | 0.5 | " | 1.0 | " | 4159 | Torsion Only |
| 6 CB | 1.0 | " | 1.5 | " | " | |

(丑 2)

| Specimen | Penetration Sleeve Diameter (inch) | Stud Diameter & Length (inch) | Slab Steel Ratio | Concrete Compressive Strength (psi) | Slab Dimension (inch) | Applied Load |
|----------|------------------------------------|-------------------------------|------------------|-------------------------------------|-----------------------|--------------|
| 1 TA | 0.5 | 0.048 $\frac{1}{4}$ | 0.0222 0.0194 | 4488 | 8 × 8 × 1 | Torsion |
| 1 TB | 1.0 | " | " | " | " | " |
| 2 TA | 0.5 | " | " | 3766 | " | " |
| 2 TB | 1.0 | " | " | " | " | " |
| 3 TA | 0.5 | " | " | 2640 | " | " |
| 3 TB | 1.0 | " | " | " | " | " |
| 4 TA | 0.5 | " | " | 1878 | " | " |
| 4 TB | 1.0 | 0 " | " | 1625 | " | " |
| 5 TA | 0.5 | " | 0.0166 0.0055 | 4545 | Modified | " |
| 5 TB | 1.0 | " | " | " | " | " |

실험에 사용되는 Portland cement로 만든 Micro-concrete는 인장강도가 원형 콘크리트에 비해 상당히 크게 나타난다. 그러나 이 Ultracal60로 만든 Gypsum model콘크리트는 인장강도가 원형 콘크리트의 인장강도와 거의 비슷하다는 큰 장점을 지니고 있다.

본 연구에서는 Ultracal 60 Gypsum에 모래

만 혼합하여 표 (3) 과 같은 4개의 다른 Mixes를 만들었다. 시험 공시체로 1 inch × 2 inch Model 실린더를 측정하여 얻은 대표적 응력-변형률 곡선 (stress-strain curve)은 그림 (4)에 나타냈으며, 평균 활렬인장강도 (split tensile strength)는 $6.7\sqrt{f_c}$ 였다.

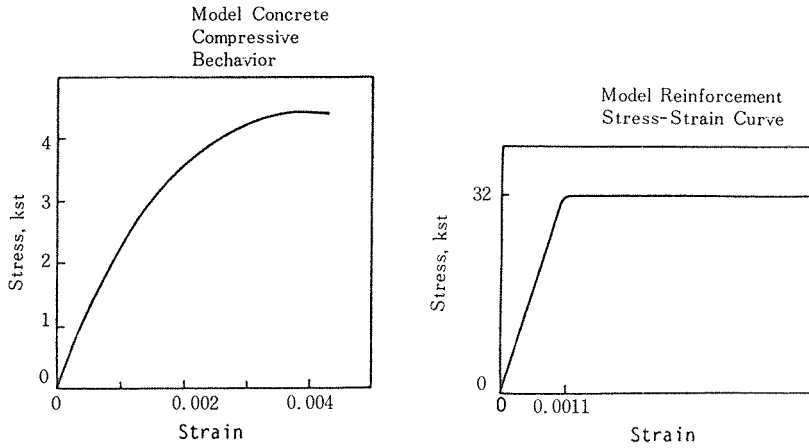


그림 4. Property of Modal Materials

표 3. Mix Ratio of Model Concrete

| Ultracal 60* | Sand | Water | f'c, psi |
|--------------|------|-------|----------|
| 1 | 4 | 0.5 | 1700 |
| 1 | 4 | 0.425 | 2640 |
| 1 | 2 | 0.35 | 3770 |
| 1 | 1.25 | 0.325 | 4400 |

2-3 모형 철근 (Model Reinforcing Bar)

모든 실험체에 사용한 철근은 냉각 압연 (Cold forming)으로 이형 (Deformation)화 시킨 소형 강봉을 사용하였다. 공칭 직경은 0.11inch이며 열처리 (Annealing)하여 32ksi의 항복강도가 되도록 하였다(그림 4 참조).

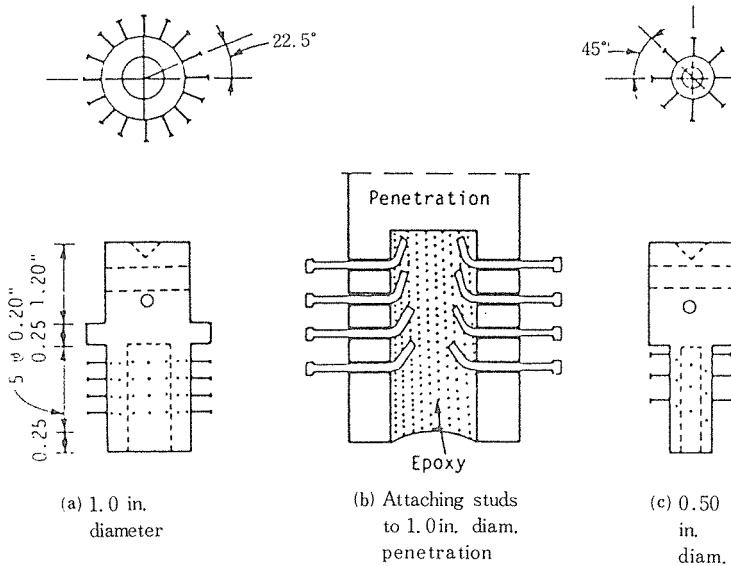


그림 5. Model Shear Stud

2-4 모형 shear studs

보통 사용되는 마무리못(finishing nails)^{註 3)}을 Model studs로 사용하였다. 이것은 직경이 0.048 inch이며, 한개의 전단강도는 150 lbs/nail이었다. 직경이 1.0 inch인 penetration sleeve에는 모두 64개의 studs를, 0.5 inch인 sleeve에는 26개의 studs를, sleeve의 表面에서 0.25 inch 돌출하도록 그림 (5)처럼 배열시켰다.

이 studs들은 본 연구에서 특별히 고안한 방법에 의해 penetration sleeve에 연결 부착하였다. 즉, sleeve 表面에 정확한 위치에 미리 drill로 구멍을 뚫고서, 못을 살며시 타격하여 주입시킨 후, sleeve 内部에 돌출된 부분을 굽히고서, steel-to-steel 접착제인 epoxy로 채워 넣었다. 이러한 技法은 studs가 全体 인장력과 전단력을 발현하도록 하기 위함이었다.

2-5 실험장치(Experimental Apparatus)

비틀림 하중과 punching 하중을 동시에 作用시킬 수 있도록 二重反力 프레임(Double reaction frame)을 제작하였다.

Punching 하중은 소형 유압 Jack으로, 비틀림 하중은 기계적 제하器(Mechanical loading device)로, 그림 (6)에서 보인 바와 같이 수직 ram에 수평으로 연결된 torsion Arm을 회전 시키도록 설계했다. Punching 하중과 비틀림 하중이 동시에 작용할 때 두 힘간의 상호작용이 없도록 수직 ram 양단에는 ball bearing과 Universal joint를 부착하여 설계했다.

두 하중량, slab의 처짐량과 penetration의 rotation은 load cells, strain indicator와 dial gauges를 이용하여 측정했다.

3. 실험결과 및 분석

3-1 비틀림 실험(Torsional Test)

하중-회전(load-rotation or load-slip) 곡선의 특징은 그림 (9)에서 보인바와 같이 제하초기부터 비선형 거동을 보였다. 최대하중에 도달된 후부터는 slip이 대단히 크게 發生하면서 하중은 매우 서서히 감소되는 현상이 나타났다.

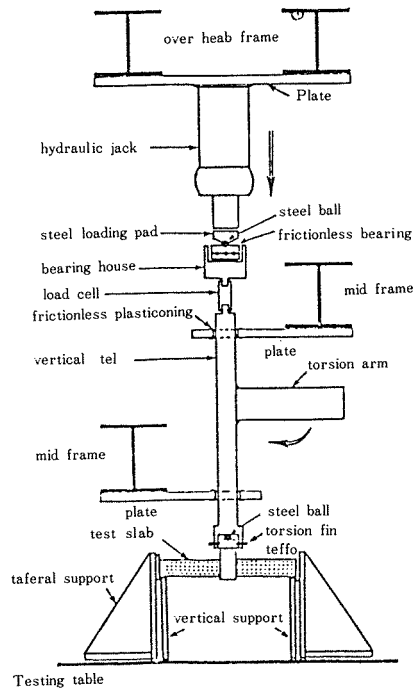


그림 6. Loading Device

즉, 매우 큰 ductility가 전실험체에서 관찰되었다. 본 실험에서 얻어진 결과들은 表(4)에 정리했다. 파괴는 slab의 表面에 가장 가까운 studs에서 부터 시작된 활열균열(splitting crack)에 의해서 發生했다(그림 7 참조). 이 활열균열은 slab의 表面에 거의 원형으로 형성되어 졌는데, 이러한 이유는 그림 (8)에서 보이는 것과 같이 penetration sleeve가 in-plane torsion에 의해 회전할 때 그 하중이 studs에 전달되면서, 이 stud

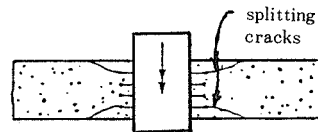


그림 7. Typical failure crack pattern, torsional loading(speciemens with on flange on penetration).

들은 경계면 근처의 콘크리트에 wedging action 을 하게 된다. 이때 콘크리트 slab의 in-plane stiffness가 충분하면 wedging action에 의해 splitting tensile stress가 발생되는데, 이 응력이 활열 균열을 발생시키면서 파괴되기 때문이다.

(㉑) 콘크리트 강도의 영향

Penetration liner가 있는 slab에서 콘크리트 강도가 거동에 미치는 영향은 그림 (9)에 보였으며, 表 4에 정리되어 있다. 그림 (9)에 나타낸 load-slip 곡선은, 소재하단계의 비틀림 강성(stiffness)이 사용된 콘크리트 강도에 거의 비례함을 알 수 있을 뿐 아니라 각 경우에 slip이 약 0.02inch일때 최대하중에 도달했음을 보여준다.

최대하중에 도달한 직후에 slab 표면에 첫 균열이 관찰되었다. 이것은 활열균열이 발생하면서 비틀림 강도가 저하되기 때문임을 알 수 있다.

(㉒) In-plane Confinement의 영향

실험체 5TA와 5TB는 slab의 面内강성(In-plane stiffness)를 감소시키기 위하여, slab길이 방향으로 중간부분을 폭이 5inch가 되도록 줄였다(그림 (3) 참조). 직경이 1.0inch인 penetration을 갖는 실험체 5TB에서는 매우 큰 균열이 slab의 짧은폭을 관통하면서 파괴 되었으며, 강도(strength)는 폭을 줄이지 않았던 실험체 1TB에 비해서 32%가 감소했다. 이러한 것은 作用시킨 Torsion에 의해서 “burstrug force”가 발생되면서 Hoop tension과 같은 인장응력이 slab의 面内에 발생하기 때문이다.

이 인장력에 의해 강성이 저하된 slab의 좁은 폭을 따라 균열이 발생한 것이다. 실험체 5TA는 적은 직경의 penetration을 갖고 있어서, 실험체 5TB와는 달리 bursting효과에 의한 인장력이 지배하지 않고, 대신에 다른 실험체와 같이 활열균열에 의해 지배되었다.

위의 실험결과를 토대로 생각한다면, 여러개의 penetration이 밀집 또는 근접하게 배치된 격납용기 구조물에서는 면내 비틀림 하중에 의해 그림 (7)과 같은 활열균열에 의한 파괴보다는, 가까운 개구부들 사이를 연결시키는 균열에 의

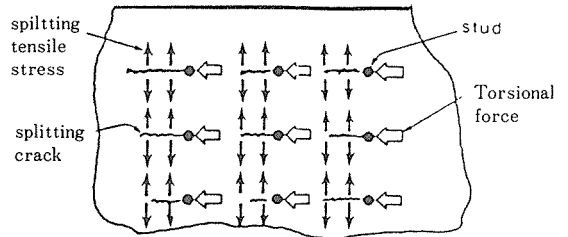


그림 8. Concrete Splitting Failure Mechanism under In-Plane Torsional Loading

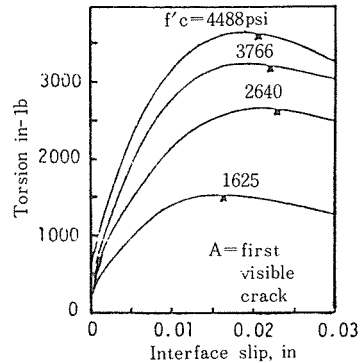


그림 9. Torque-slip curves, 1in. penetrations

한 파괴가 예측된다 할 수 있다.

(㉓) Flange의 영향

Slab의 한쪽에 flange가 부착되어 있는 실험체에 비틀림 하중을 작용시켰을 때는, 그 flange가 그림 (7)과 같은 활열균열을 억제하여서, slab의 아래쪽에만 활열균열이 발생하였다. 이러한 실험체의 load-slip곡선은 flange가 없는 실험체의 것과 거의 同一하였다. 다만 peak 하중이 더 큰 slip에서 일어났으며, 파괴강도는 20% 증가되었다.

(㉔) Slab의 面内비틀림 강도(In-Plane Torsional Strength of slabs)

Slab의 콘크리트와 penetration 사이의 경계면(interface)에서 비틀림에 의한 전단력은 다음식에 의해 계산했다.

$$vtu = \frac{Tu}{\pi Dt} \dots\dots\dots (1)$$

여기서 Tu 는 최대 비틀림 하중이고, D 는 penetration의 직경이며, t 는 slab의 두께이다. 식 (1)에 의해서 계산한 경계면에서의 극한 전단응력(vtu)을 각기 다른 세개씩 無次元수로 나타내기 위하여 $f'c$, $f'sp$ 와 $\sqrt{f'c}$ 의 함수로 정

리해, 表 4에 보였다. 表 4에 보인바와 같이 $vtu=4.7f'sp$ 또는 $vtu=31.2\sqrt{f'c}$ 로 표시할 수 있으며, 변화폭은 13%로서 대체로 일정한 무차원수로 나타내 질 수 있음을 보여준다. 이 결과는 ASME Code에서 산출된 값보다 훨씬 큰값이다.

표 4. Torstion Test Results

| Specimen | Concrete compressive strength $f'c$ | Maximum torsional load, Tu (in-1 bs) | Ultimate shear stress at interface vtu (psi) | $\frac{vtu}{f'c}$ | $\frac{vtu}{f'sp}$ | $\frac{vtu}{\sqrt{f'c}}$ | Each stud resistance (1 bs/stud) |
|----------|-------------------------------------|--|--|-------------------|--------------------|--------------------------|----------------------------------|
| 1 TA | 4488 | 935 | 2380 | 0.53 | 5.3 | 35 | 144 |
| 1 TB | 4488 | 3602 | 2294 | 0.51 | 5.1 | 35 | 113 |
| 2 TA | 3766 | 781 | 1990 | 0.53 | 4.9 | 32 | 120 |
| 2 TB | 3766 | 3212 | 2093 | 0.54 | 5.0 | 32 | 102 |
| 3 TA | 2640 | 715 | 1820 | 0.69 | 5.3 | 35 | 110 |
| 3 TB | 2640 | 2623 | 1670 | 0.63 | 4.9 | 33 | 83 |
| 4 TA | 1878 | 522 | 1330 | 0.71 | 4.6 | 31 | 80 |
| 4 TB | 1625 | 1512 | 963 | 0.59 | 3.6 | 24 | 48 |
| 5 TA | 4545 | 847 | 2157 | 0.48 | 4.8 | 32 | 130 |
| 5 TB | 4545 | 2475 | 1576 | 0.35 | 3.5 | 23 | 77 |
| | | | ave | 0.56 | 4.7 | 31.2 | |

표-5. Results of Combined Torsion and Punching Tests

| Specimen | Combined Load State at Failure | | Combined Stress State at Failure | | | Normalized Failure Stress | |
|----------|--------------------------------|----------------------|----------------------------------|------------------------------------|--------------------------|---|-------------------------------|
| | Punching P (1 bs) | Torsion T (in-1bs) | at $\frac{d}{2}$ face vp (psi) | at $\frac{d}{2}$ face ut_1 (psi) | at -interf. vt_2 (psi) | at $\frac{d}{2}$ face $\frac{vp}{\sqrt{f'c}}$ | at interf. $\frac{vt_2}{f'c}$ |
| 1 CA | 2985 | 0 | 671 | 0 | | 10.05 | 0 |
| 1 CB | 3447 | 0 | 606 | 0 | | 9.09 | 0 |
| 2 CA | 2368 | 605 | 533 | 120 | 1541 | 7.92 | 0.34 |
| 2 CB | 3047 | 2426 | 526 | 294 | 1545 | 7.97 | 0.34 |
| 3 CA | 2394 | 1106 | 539 | 220 | 2815 | 8.03 | 0.62 |
| 3 CB | 2829 | 3751 | 498 | 455 | 2387 | 7.42 | 0.53 |
| 4 CA | 897 | 1040 | 198 | 206 | 2640 | 2.99 | 0.60 |
| 4 CB | 1097 | 3944 | 190 | 479 | 2512 | 2.88 | 0.58 |
| 5 CA | 2640 | 452 | 583 | 90 | 1152 | 9.04 | 0.27 |
| 5 CB | 3254 | 2144 | 573 | 260 | 1366 | 8.71 | 0.32 |
| 6 CA | 0 | 1037 | 0 | | 2640 | 0 | 0.64 |
| 6 CB | 0 | 4033 | 0 | | 2580 | 0 | 0.62 |

뿐만아니라, in-plane torsion을 받는 slab에서 콘크리트는 고전적인 전단파괴가 발생하지 않고서도 대단히 큰 전단응력에 지지될 수 있음을 보여준다.

3-2 비틀림과 punching 하중을 동시에 調合으로 作用시킨 실험 (Combined Torsion and Punching Test)

12개의 실험체는 콘크리트 강도를 모두 약 4400psi로 고정시킨채, 두개는 비틀림 하중만 (T), 두개는 punching하중만 (P), 나머지 8개는 비틀림과 punching하중을 조합으로 (T+P) 작용시켜서, 이 두하중에 의한 slab의 거동과 강도의 상관관계 (Interaction diagram)를 조사하였다. T-P Load history를 변화시키면서 하중作用순서에 따른 영향도 연구하였다. 실험에서 얻은 결과는 表 5에 정리하였다.

(7) 일반거동 (General Behavior)

이 실험에서 관찰된 중요한 것중 하나는, 비틀림 하중과 punching하중에 의해 penetration 근처의 콘크리트에 方向만 다르고 종류가 같은 전단응력이 발생됨에도 불구하고, 두 하중에 의한 거동이나 강도가 거의 독립적이라는 사실이다. 즉, punching에 의한 brittle 파괴가, 비틀림 하중

에 의한 매우 ductile한 파괴가 발생한다.

실험후 자세히 관찰한 결과, 그림 (10)에서 보인 바와 같이 punching에 의한 파괴 Cone angle이, 동반된 비틀림 하중이 증가됨에 따라 점점 경사각이 커졌다. 그러나 편칭강도는, 동반된 Torsion이 $0.95T_0$ (T_0 =torsion만 작용 할 때의 극한비틀림강도)일때, 단지 20% 감소했다. 하중-처짐 곡선 (out-of-plane movement)을 살펴보면, punching하중이 $0.5P_0$ (P_0 =punching만 작용 했을때의 극한 punching 강도)에 도달할 때까지는 근본적으로 동반된 비틀림 하중이 거의 영향을 끼치지 않았다. 다만, 동반된 torsion이 증가함에 따라, punching 하중에 의한 radial crack이 조금씩 빨리 발생되었다.

(L) 하중 재하순서의 영향

실험체 4CA에서는, 비틀림 하중에 의해 최대 하중이 도달된후 (이때 그림 11에서 보인 것처럼 아래쪽 균열이 발생했음)이 하중을 일정하게 유지시키면서, punching 하중을 가하기 시작했는데 punching 하중에 의한 파괴는 전형적인 punching cone으로 그림 11에서 보인 왼쪽 균열에 의해 파괴되었다. 이때 파괴하중은 $0.8P_0$ 였다. 이것은 두 하중에 의한 거동이 거의 독립적이라는

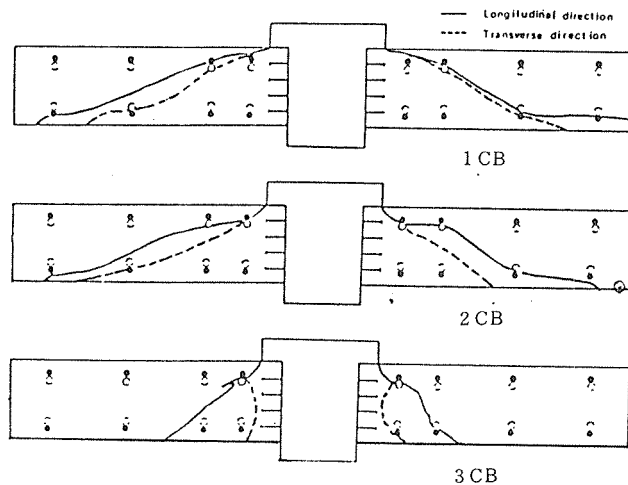


그림 10. Interaction of Failure Surface
In Combined test Series

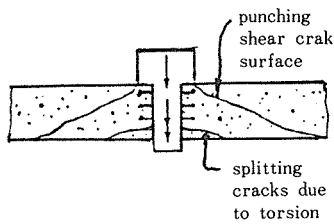


그림 11. Failure cracks in Specimen 4CA

것을 명확하게 보여준다고 할 수 있다. 또한 실험체 5CA와 5CB는 초기에 $0.6T_0$ 가 되도록 미리 비틀림 하중을 작용시켜 놓고 난후 punching 하중을 재하시켰다. 그 결과 하중-처짐 거동과 강도는, P-T 두 하중을 동시에 조금씩 증가시키면서 행한 결과와 同一했다.

(C) 강도에 대한 상관관계 (Interaction of strengths)

Punching 전단응력은 ACI Code에서와 같이 flange 면에서 d/z 만큼 떨어진 단면에서 계산해서 v_p 라 했고, 비틀림 하중에 의한 비틀림 전단응력은 두단면에서 각각 계산했는데, 하나는 flange 면에서 d/z 떨어진 단면에서 계산해서 v_t 라 했고, 또다른 하나는 경계면에서 계산해 v_{t2} 라 했다. 또 P/P_0 와 T/T_0 와의 관계를 그림 12)에 그래프로 작성했다. 이 그래프는, 비틀림 하중에 의한 slab의 거동과 강도는 동반된 punching 하중에 거의 영향을 받지 않음을 보여주며, punching에 대한 비틀림 하중의 영향은 약간 존재하는데 (동반된 Torsion이 $1.0T_0$ 일때 펀칭 강도는 20% 감소했음), 이 영향도 미약하다고 할 수 있다.

5. 참고 문헌

1. Viest, I. M., "Investigation of Stud Shear Connectors for Composite Concrete and Steel I Beams," Journal of ACI, April, 1956; Proceeding, 52, pp.875-891.
2. Mattock, A. H., and Hawkins, N. M., "Research on Shear Transfer in Reinforced Concrete," Journal of PCI, Vol. 17, No. 2, Mar./Apr., 1972.

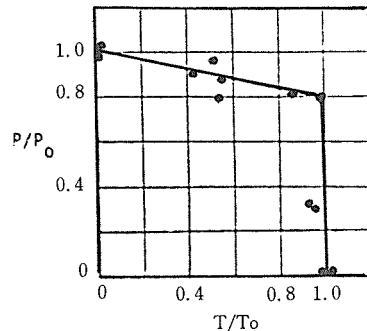


그림 12. Interaction diagram for combined punching and torsion

4. 結 論

(7) 충분한 shear stud로 콘크리트에 정착된 penetration liner를 갖는 slab에서의 파괴 Mode는 stud의 켜기작용에 의한 콘크리트의 활열인장파괴이다.

(L) In-plane torsion에 의한 극한 비틀림 전단 강도는 경계면에서 일정한 값을 보여주며 그 값은 $0.5f'_c$ 를 초과한다.

(C) Flange가 부착되어 있으면 활열인장균열을 방지시켜 비틀림 강도가 증가된다.

(2) 비틀림하중에 의한 slab의 거동, 강도 및 파괴 mode는 동반된 펀칭 하중에 거의 영향을 받지 않는다.

(3) 펀칭 하중에 의한 slab의 거동, 강도 및 파괴 mode는 동반된 비틀림 하중에 약간 영향을 받는데, 거의 미약하다.*

-
3. Mattock, A. H., Johal, L., and Chow, H. C., "Shear Transfer in Reinforced Concrete with Moment or Tension Acting across the Shear Plane," *Journal of PCI*, Vol. 20, No. 4, July/Aug. 1975.
 4. Birkeland, P. W., and Birkeland, H. W., "Connection in Precast Concrete Construction," *J. of ACI*, Proc. Vol. 63, No. 3, March 1966.
 5. ASCE-ACI Committee 426, "The Shear Strength of Reinforced Concrete Members-Slabs," *Journal of the Structural Division, ASCE*, Vol. 100, No. ST8, Aug., 1974, pp. 1543-1501.
 6. ACI SP-42, Volume 2, Shear in Reinforced Concrete, American Concrete Institute, Detroit, Mich.
 7. ACI Committee 318, "Building Code Requirements for Reinforced Concrete, (ACI 318-83)," American Concrete Institute, Detroit, Mich. 1983.
 8. CEB-FIP, "Model Code for Concrete Structures," Comite Euro-International du Beton et Federation International de la Precontrainte, London, 1978.
 9. CP 110: Part 1, "British Unified Code of Practice for the Structural use of Concrete," British Standards Institute, London, 1972.
 10. ACI Committee 349, "Code Requirements for Nuclear Safety Related Concrete Structures," American Concrete Institute, Detroit, Mich. 1976.
 11. Moe, J. "Shearing Strength of Reinforced Concrete slabs and Footings under Concentrated Loads", Development Department, Bulletin D47, PCI, April, 1961.
 12. Long, A. E., "A Two-Phase Approach to the Predication of Punching Strength of Slabs", *Journal of ACI*, Proc., Feb. 1975.
 13. Abrams, J. H., "The Punching Shear Strength of Precracked Reinforced Concrete in Biaxial Tension", M. S. Thesis Cornell University, May 1979.
 14. Jau, W-C., White, R. N., and Gergely, P., "Peripheral Shear Strength of Biaxially Tensioned Reinforced Concrete Wall Element", *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 69, 1982, No. 2, May (I).
 15. Sabnis, G. M., Harris, H. G., White, R. N., and Mirza, M. S., *Structural Modeling and Experimental Techniques*, Prentice-Hall, Inc., Englewood Cliff, N. J. 1983.
 16. ACI Committee 444, "State-of-the-art Report: Models of Reinforced Concrete Members", American Concrete Institute, Detroit, Mich., 1977.
 17. ACI Ad Hoc Committee on Structural Models, "Models for Concrete Structures", ACI Special Publication No. 24, Detroit, Mich, 1970.
 18. White, R. N., "Modeling Techniques for Reinforced Concrete Structures", Report No. 326, Dept. of Structural Engineering, Cornell University, 1976.
 19. White, R. N., "Structural Behavior Laboratory Equipment and Experiments", Report No. 346, Dept. of Structural Engineering, Cornell University, 1972.