正方形中空スラブのせん断破壊に関する実験的研究

EXPERIMENTAL STUDY ON SHEAR FAILURE
OF THE SQUARE HOLLOW SLABS

藤本 敬之*

Takayuki FUJIMOTO

The shear strength and shear failure phenomena were investigated for the square hollow slabs with partial lateral restraint at all edges. The experiments were done by testing three series of the slabs which had been shear-reinforced by H shaped steel and ring shaped steel. The test results concerning to shear strength and failure phenomena were discussed with the analyzing results for an equivalent cross beam structure model. The load-deflection relationship was also discussed with the flexural analyzing results with consideration to compressive membrane actions.

Keywords: hollow slab, shear failure, reinforced concrete, shear strength, membrane force, cross beam

中空スラブ, せん断破壊, 鉄筋コンクリート, せん断強度, 面内圧縮力, 格子梁

1. 序

大スパン床組を構築するために, スラブ断面の中央部に円管を埋め込み, 自重の軽量化を計っている鉄筋コンクリート中空床スラブは, 荷重をできるだけ均等に周りの支持部へ伝達するように, スラブ内の位置によって, 円管の配列方向の向きを変えるなどの方法が考案されている。

ここでは先ず本報告の意義を明らかにするために, 中空スラブの研究と実用化の歴史の流れを略述し, 次に, 本報告の骨子を述べる。

1962年に, 松井¹⁾が建築物の床に使用した一方向性中空スラブについて, 施工方法と実施設計例, および単純梁形式の曲げせん断実験と水平せん断実験の結果を報告したのが, 中空スラブの研究と実用化の始まりである。

1965年には, F.Simon²⁾が正方形および矩形中空スラブ周辺の支持部への荷重伝達が効率良く行われるように, 円管配列方向の向きを, スラブの位置によって変えた二方向性中空スラブの設計方法を発表して, その普及に貢献した。

1980年に, 松井³⁾が, 円管方向をスパン二方向に配置

した, 矩形中空スラブの実施設計と, その静的載荷曲げ実験について報告している。さらに, 前記した F.Simon⁴⁾と同じように, 円管方向をスラブ位置によって変えた二方向性中空スラブについて, 曲げ破壊実験例を報告している。

また, 入江^{5)~6)}らは円管をスパン一方向に配置し, 周辺部を拘束した二方向性中空スラブを用いて, スラブ中央に集中載荷した実験結果について報告している。

以上, 中空スラブの現在に至る歴史的な流れは, 曲げ実験による解析が主で, せん断実験例は少ない。特に, 前記した中空孔をスパン一方向に配置し, 周辺部を拘束した二方向性中空スラブのせん断解析は, ほとんど行われておらず, これからの研究と言った状況にある。また, スラブの耐力や, 変形性状に大きな影響を与えるスラブ周辺の拘束条件を考慮した解析も, 今後に残された課題となっている。

このような歴史的背景と, コンクリートという脆性の強い材質に加え, せん断破壊を起こし易い断面を有している中空スラブのせん断破壊に対する実験データの集積とその解析は, 是非とも, 積み上げて行かねばならぬ

* 近畿大学工学部建築学科 助教授・工博

Assoc. Prof., Dept. of Architecture, Faculty of Engineering, Kinki Univ., Dr. Eng.

問題であろうと考える。斯様な観点から本報告では、スラブ周辺を拘束したスパン一方向に円筒形の中空孔を持つ、二方向性正方形中空スラブを対象に行ったせん断破壊実験結果と、その解析結果について報告することとする。

この中空スラブは前述の通り、比較的せん断破壊を起こし易く、複雑なせん断破壊形状を示すものであった。このような現象の把握のために、実験によるせん断破壊の挙動と形状を示し、さらに、数値解析においては、中空スラブを簡単なモデルに置換して取り扱う方が、破壊形状や耐力を捉え易いと考え、格子梁構造にモデル化して、せん断と曲げ解析を行い、その解析結果の妥当性を実験結果と比較して論じた。

本報告中の、中空方向に直角な方向のせん断破壊については、文献 7) で、曲げ耐力やその変形については、文献 8) で既に論じている。

尚、本報告は、すでに口頭発表したものを、一部修正して取り纏めたものである。

2. 実験概要

実験用試験体の種別は、シリーズ 1, 2, 3 からなっている。シリーズ 1 では、せん断補強材として、中空孔間のウェブ部分に H 形の鋼（以後 H 形と称す）を施した試験体の実験により、せん断破壊状態を観察した。さらに、

図-1 せん断補強の配置と試験体名

図-2 試験体断面と補強の形と寸法

その結果を踏まえて、シリーズ 2, 3 では、H 形よりせん断補強効果をより期待し得るリングの鋼（以後リングと称す）を、中空孔の周辺に施して、試験体の曲げ破壊への指向性を強めるよう計画した。

図-5 シリーズ 1 に、“補強なし”型として、このシリーズとは別に、せん断補強を施していない試験体の破壊図を掲げて、以下に示す、せん断補強方法の根拠を説明することとする。

“補強なし”試験体の破壊は、早期に中空方向の端部でせん断破壊する一方向性傾向の強いものであった。この破壊は、中空方向のスラブ中央部両脇（図-1 (a) の④部分）において、中空方向に直角な方向で最初のせん断破壊を生じ、荷重の再配分の結果、中空方向に荷重増を来して、この方向の端部（図-1 (a) ④部分）が破壊したものであろう。

この判断の根拠は、中空方向に直角な方向で、極めてせん断破壊し易いことと、帯板状の長手方向に中空孔を配置した中空スラブが、曲げ破壊であったこと^{1,2)}にもとずいている。

この“補強なし”型の破壊にもとずいて、中空スラブのせん断耐力の増強を計り、せん断破壊機構をも明らかにしようとして、図-1 (a), (b), (c) の 3 種類のせん断補強パターンを計画した。(a) は、最終的破壊を起こすと考える中空方向の④部分に、せん断補強を施したものであり、(b), (c) では、④部分のせん断補強が、如何にせん断耐力の増加をもたらすかを、④部分のせん断補強量の変化と関連させて捉えようとしたものである。

まず、シリーズ 1 においては、せん断補強に H 形を使用している。この補強によって、せん断補強効果が期待出来、早期のせん断破壊を防ぎ得ると考えたためである。さらに、シリーズ 2 と 3 においては、H 形の代わりに、中空孔周辺にリングを施して、よりせん断補強効果を高め、曲げ破壊へと近づくように計画した。

これら中空スラブ試験体の内法スパンは、全て 1m x 1m の正方形で、その周りに、縦 10cm、横 20cm 断面の梁を設けて一体打ちとした。シリーズ 1 は、図-2 (a) に示すように、スラブ厚設計値を 5cm とし、中空孔（直径 26mm）を、全断面にわたって一方向に 5cm 間隔に設けている。これら中空孔間のウェブには、同図に示す H 形をせん断補強に用いている。シリーズ 2 は、図-2 (c) に掲げたように、シリーズ 1 と同一スラブ厚断面に中空孔（直径 22, 26mm）を設け、リングをその周辺に施してせん断補強に用いている。シリーズ 3 は、図-2 (d) に示すように、スラブ厚設計値を 4.1cm とし、中空孔（直径 18mm）を 4cm 間隔に、全断面にわたって設けて、シリーズ 2 と同様、せん断補強にリングを使用してい

線で表現し、せん断で陥没破壊した所は、太い線で表している。

図-5 シリーズ 1では、各スラブ 2体のうち 1体のみを示す。SL26-9.2, STL26-9.1の破壊図により、“補強なし”型よりも、中空方向の一方向性が、さらに顕著になっているように観察される。

同図シリーズ 2において、STL22-5, STL26-9では曲げ亀裂が若干増えた程度で、全体的に、一方向性の特性も残存している。

同図シリーズ 3においては、SL18-0はせん断補強の施していない試験体であり、中空方向の一方向性の破壊を顕著に示している。この試験体以外は、スラブ下面対角線上の曲げ亀裂が増加して、二方向性の傾向の強い破壊型を示している。

図-6は、H形で補強したシリーズ 1の中空スラブの破壊進行状況を調べるために、スラブ上面の①②の位置をコンクリートカッターで切断して、観察した断面内の破壊状態を示したものである。

図-6 (a) ~ (c) より、中空間のウェブ (図-1の⑥部分) の破壊状態が読み取れる。この図と、図-5 (a) の④部分で、せん断で陥没破壊していることを重ね合わせると、シリーズ 1の破壊進行状況は、先に⑥部分のウェブがせん断破壊した後、中空方向が一方向性のスラブと化して、④部分で一気にせん断破壊したものと考えられる。

さらに、この破壊進行状況を明らかにするために、STL26-5.1のスラブ上下面の歪測定値 (コンクリート圧縮歪と鉄筋引張歪) を用い、断面の平面保持が成立すると仮定して、中空方向および、中空方向に直角な方向の曲率を、2箇所の平均で求めたのが図-7である。9t付近で、中空方向に直角な方向の曲率が急減して、中空方向で急増している。これは、中空方向に直角な方向のウェブが先に破壊して、断面が上下 2層に分離した結果、曲率が急減し、中空方向への荷重負担が一気に増加したものである。

図-6 シリーズ 1の 断面の破壊状態

のである。シリーズ 2と 3の、中空方向および中空方向に直角な方向の曲率については、シリーズ 1ほどに、その変化が明瞭でないで、曲率図を省略した。

図-14に、全試験体の荷重-たわみ曲線を、5章の曲げ解析による荷重-たわみ曲線と共に掲げた。

尚、シリーズ 1の SL26-9.1については、載荷途中の事故で、実験を中断している。ここでは、SL26-9.2のみを示す。

4. 中空スラブのせん断耐力の計算

本報告で取り扱う正方形中空スラブの破壊は、前記したように、一方向性が顕著なシリーズ 1から、スラブ下面の対角線上の曲げ亀裂が増加して、二方向性の強めるシリーズ 2, 3の破壊まで、複雑な破壊形状を示す。

このような中空スラブの解析には、中空スラブを簡単なモデルに置換して取り扱う方が、破壊形状を捉え易いように思われるので、格子梁構造にモデル化して、解析を進めることとする。

X方向に中空方向を持つ正方形中空スラブを、図-4のように、X, Y方向とも、それぞれ 4等分して格子梁にモデル化する。図-4の 4等分割線を、A-A~D-D部材と称し、L/4幅の断面を集約している。この格子梁構造の9箇所の交点のそれぞれに、荷重 Pが作用するとする。

以下の解析においては、X方向の部材をたて穴系、Y方向部材をよこ穴系部材と名付ける。また、図-1の⑥部分のせん断破壊を、よこ穴系部材のせん断破壊 (解析に文献 7) を再掲して用いる) として取り扱い、④部分のたて穴系部材のせん断破壊と分けて解析する。

4.1 よこ穴系部材のせん断耐力式

文献 7)で示した、よこ穴系部材の 3つの破壊パターンを、図-8 (a) ~ (c) に再掲し、せん断耐力の計算を行う。

4.1.1 Aタイプの破壊

図-8 (a) に示すように、上下主筋間の 45° 方向の

図-7 シリーズ 1 STL26-5.1
の荷重と曲率

図-8 よこ穴系破壊パターン

断面に、斜め引張応力度 f_t' が生じるとして、せん断耐力 Q_c を得る。斜め引張力 S は $S = (\sqrt{2}d - \phi)bf_t'$ で求め、せん断耐力 Q_c は次式で与えられる。

$$Q_c = S/\sqrt{2} = (\sqrt{2}d - \phi)bf_t' / \sqrt{2} \quad \dots (1)$$

斜め引張応力度 f_t' は応力集中係数 k_A を用いて、 $f_t' = f_t/k_A$ から求める。 f_t ($f_t = 0.39F_c^{0.73}$, F_c はモルタル強度) はモルタル引張応力度、 ϕ は円孔の直径、 d は主筋上端から下端中心までの距離、 b は部材幅である。 $k_A = 2.1$ (この値の詳細については、文献 7)で述べている)を用いる。

4.1.2 Bタイプの破壊

Bタイプは、図-8(b)のように、ウェブに作用するせん断力 R によって、45°の孔縁から曲げ亀裂を起こし、水平方向に破壊するとする。フランジ部の断面で求めるせん断耐力 Q_c は、曲げ亀裂が生じる時のウェブ水平方向のせん断力 R から得る。この R と Q_c の関係と、曲げモーメント $M = Rh = Zf_t' = br^2f_t'/6$ (Z は断面係数)より、 $R = br^2f_t'/6h$ であるから、

$$Q_c = R(H + \phi)/2l = \frac{br^2(H + \phi)}{12hl}f_t' \quad \dots (2)$$

を得る。ここで、 $f_t' = f_t/\sqrt{2}$ 、 r は 45°の孔縁位置のウェブ幅、 $h = \phi \sin 45^\circ / 2$ 、 l は中空孔ピッチ、 H はスラブ厚である。

4.1.3 Cタイプの破壊

Cタイプは、図-8(c)のように、中空孔間のウェブの最も狭い所で、水平せん断破壊を起こす場合である。ウェブの水平方向のせん断力 R による平均せん断応力度が、斜め引張応力度 f_t' になった時に破壊が生じるものとする。中空孔間のウェブ幅が狭くなる時、大きな応力集中を受けることから、応力集中係数 k_c として、 $f_t' = f_t/k_c$ を用いる。 k_c の詳細は文献 7)で述べており、次式によるものとする。

$$k_c = 10(1 - l/H) - 10(0.7 - \phi/H) + 4 \quad \dots (3)$$

Bタイプの破壊の項で得られたせん断耐力 Q_c と、せん断力 R の関係、および $R = b(l - \phi)f_t'$ より、せん断

図-9 たて穴系ウェブの応力状態

耐力 Q_c は次式で得られる。

$$Q_c = \frac{b(l - \phi)(H + \phi)}{2l}f_t' \quad \dots (4)$$

4.2 たて穴系部材のせん断耐力式

計算を簡単にするために、図-9のように、中空孔を等断面の正方形に置換した I 形断面に、圧縮面内力 N とせん断力 Q_N が作用して、ウェブに斜め亀裂を起こす時のせん断耐力 Q_N を求める。ウェブ部分の応力状態から、斜め方向に生じる引張応力 σ_t は次式で得られる。

$$\sigma_t = -\frac{\sigma_x}{2} + \sqrt{\left(\frac{\sigma_x}{2}\right)^2 + \tau^2} \quad \dots (5)$$

$\tau = S_a Q_N / I_a b l$, $\sigma_x = N / A_c$ で、 S_a , I_a はウェブ断面中心軸に関する断面 1 次と 2 次モーメント、 A_c は I 形の断面積、 $b l$ はウェブ幅である。せん断力 Q_N を求めると

$$Q_N = \frac{I_a b l}{S_a} \sqrt{\sigma_t^2 + \sigma_x^2} \quad \dots (6)$$

を得る。(6) 式より、 $\sigma_t = f_t$ としてせん断耐力 Q_N を求める。

4.3 中空スラブの全せん断耐力

図-8に示した、よこ穴系部材破壊パターン A~C タイプの計算を、部材幅 25cm で求めたのが表-2の値である。A~C タイプの最小値(*印の値)で、よこ穴系部材のせん断耐力が決定される。ただし、Cタイプで決定される場合、よこ穴系中空スラブ断面は 2 層に分離した状態となり、曲げで抵抗するものとする。

表-2の値から、よこ穴系部材の全負担せん断耐力を求め、これをよこ穴系耐力 Q_y として表-3に示している。表-3にはまた、(6) 式を用いて計算した中空方向部材の全負担せん断耐力を、たて穴系耐力 Q_x として示している。たて穴系部材の耐力算定には、圧縮面内力の影響を考慮している。よこ穴系耐力とたて穴系耐力を合計し

図-10 よこ穴、たて穴
部材断面 図-11 たて穴部材
のねじり変形

図-12 よこ穴部材のねじり変形

て、中空スラブのせん断破壊耐力 W_s (全せん断耐力と称す) を求めた。

表-3のよこ穴系耐力に、一印が記されている箇所は、よこ穴系部材の中空断面が、2層に分離すると考える場合であり、下記の方法で全せん断耐力を求めている。

予め、スラブ荷重 $9t$ が作用した時の、よこ穴系の全負担せん断力 W_y を、後記する (9) 式のたて穴系部材の断面 2 次モーメントと、2 層に分離した (7) 式のよこ穴系部材の断面 2 次モーメントを用いて求める。次に、 W_y から、スラブ荷重 W_s (全せん断耐力) が作用する時の、よこ穴系の全負担せん断力 wQ_y を、 $wQ_y = W_s \frac{W_y}{9}$

で得る。この値と、表-3のたて穴系の全負担せん断耐力 Q_x の和である $W_s = Q_x + wQ_y$ に、前記 wQ_y の値を代入して、全せん断耐力 W_s を (8) 式に導き、計算する。

$$I_y = bH^3(1-\eta)^3/48 \quad \dots (7)$$

$$W_s = \frac{9Q_x}{9-W_y} \quad \dots (8)$$

表-2, 3には、シリーズ 1 に“補強なし”型を加えて比較に供している。

5. 曲げによる荷重とたわみの算出

曲げによる計算は、文献 8) の基本仮定と算出方法を用いて行う。ただし、中空スラブは直交異方性で、図-4のように、対角線からずれた降伏線 (例えば、シリーズ 1 の試験体の場合、対角線より 1° ずれる) を示すが、計算を簡単にするために、降伏線は対角線とする。

中空孔を等断面の正方形に置換した、X方向のたて穴系部材と、Y方向のよこ穴系部材断面を、図-10のように表し、計算に必要な部材の曲げ剛性、ねじり剛性を求める。

無亀裂の場合のたて穴、よこ穴系部材の断面 2 次モーメント I_x I_y は、次式で与えられる。

$$I_x = H^3(b-m\eta^4)/12, I_y = bH^3(1-\eta^3)/12 \quad \dots (9)$$

ここで、 $\eta = h1/H$, $h1$ は正方形断面の 1 辺、部材幅 $b = L/4$ で、 b 幅当たりの中空孔の数 $m = b/H$ である。

たて穴、よこ穴系部材のねじり剛性は、断面のねじり定数 $J_p = \alpha bH^3$ (α は部材断面による係数) と、有効せ

図-13 亀裂進行状態

ん断弾性係数 G_x , G_y を用いて、それぞれ $G_x J_p$, $G_y J_p$ で表す。たて穴系部材の有効せん断弾性係数 G_x は、次式のように、図-11のフランジに、 F が作用した時の変位 δ_H から得た平均せん断歪 γ と、平均せん断応力度 $\tau = F/A_w$ から求める。

$$\gamma = \frac{\delta_H}{h1} = \left(\frac{h1^2}{12EI_w} + \frac{\kappa}{GA_w} \right) F \quad \dots (10)$$

$$G_x = \frac{\tau}{\gamma} = \frac{E}{\frac{\eta^2}{(1-\eta)^2} + \frac{E\kappa}{G}} \quad \dots (11)$$

ここに、 $b1$ をウェブ幅として、 $I_w = b1^3/12$, $A_w = l \times b1$ (図-11) である。 $\kappa = 1.5$, E はモルタルのヤング係数である。

また、よこ穴系部材の有効せん断弾性係数 G_y は、図-12に示すように、せん断弾性係数 G が、ウェブを有する領域の全断面積 A_2 時に有効で、ウェブ断面 A_1 に比例するとして、次式となる。

$$G_y = GA_1/A_2 = G(1-\eta) \quad \dots (12)$$

亀裂発生後の部材の曲げ剛性 EI_E の取り扱い、亀裂発生時と、引張鉄筋降伏時の曲げモーメント M_c と M_y の中間値 $M_A = (M_c + M_y)/2$ の値を用い、次式 (13) の λ を得て、 $I_E = \lambda I_G$ と表して算出する。

$$1/\lambda = 1 + (K_o/K_y - 1)(1 - M_c/M_A)/(1 - M_c/M_y) \quad \dots (13)$$

$K_o = EI_G$ で、 I_G は無亀裂時の断面 2 次モーメント、 $K_y = EI_c$ で、 I_c は亀裂時の断面 2 次モーメントである。 I_c はモルタルの引張応力度を無視し、圧縮応力度を直線分布として求めている。

さらに、置換部材の曲げ剛性は、両端の亀裂状況に応じて、1) 無亀裂と亀裂、2) 亀裂と亀裂、3) 亀裂と降伏に分類し、それぞれの平均値を採る。

図-13に、その部材の亀裂と降伏箇所が広がって

く順序を、前記亀裂状況 1), 2), 3) 順に, ○, △, □印で示す。

また、部材の亀裂によるねじり剛性の低下の割合は、曲げ剛性の低下の割合と同じであると仮定する。

Johansen荷重以後の荷重たわみの算出については、曲げによるスラブ荷重 W_M が、次式と変わる以外、文献 8) と同じであり、割愛する。

$$W_M = 9p = \frac{32}{5L} (2_x M_A + 2_x M_1 + x M_B + x M_4 + 2_x M_C)$$

(a) シリーズ1

(b) シリーズ2 (26φ)

(c) シリーズ2 (22φ)

(d) シリーズ3

図-14 荷重-たわみ曲線

図-15 拘束フレームに作用する圧縮面内力とその位置

表-2 よこ穴系部材のせん断耐力

シリーズ	円孔径 φ	スラブ厚 H (cm)	破壊タイプによるせん断耐力 Q_c (kgf)		
			A	B	C
1	26φ	5.0	492*	606	516
		5.1	586	688	563*
		5.2	619	697	549*
2	22φ	5.0	583*	810	904
		5.2	643*	832	803
		5.3	673*	844	766
	26φ	5.0	498*	611	520
		5.2	558	627	494*
		4.2	382*	586	527
3	18φ	4.3	409*	592	502
		4.4	435*	602	480

注：シリーズ1最上段は“補強なし”型の値を示す

図-16 シリーズ1よこ穴系の破壊

図-17 精算値と略算値

表-3 せん断耐力の実験値と計算値の比較

シリーズ	試験体	スラブ厚 H (cm)	せん断補強比 P_s (%)	実験値			せん断耐力計算値			実/計 $\frac{W_E}{W_S}$
				せん断耐力 W_E (tf)	たわみ δ (mm)	圧縮面内力 N (kgf/cm)	よこ穴系耐力 Q_y (tf)	たて穴系耐力 Q_x (tf)	全せん断耐力 W_S (tf)	
シリーズ1	補強なし	5.0	0.0	8.0	2.5	—	3.0	7.1	10.1	0.79
	SL26-9.2	5.1	3.70	9.0	8.2	—	—	8.1	9.1	0.99
	STL26-5.1	5.2	3.70	10.5	8.8	—	—	8.3	9.2	1.14
	STL26-5.2	5.2	3.70	10.0	5.9	—	—	8.3	9.2	1.09
	STL26-9.1	5.2	3.70	11.0	10.2	—	—	8.3	9.2	1.20
	STL26-9.2	5.1	3.70	9.7	9.8	—	—	8.1	9.1	1.07
シリーズ2	SL22-9	5.0	1.04	11.0	3.9	40.9	3.5	9.6	13.1	0.84
	STL22-5	5.3	0.52	13.0	6.4	90.3	4.0	11.3	15.3	0.85
	STL22-9	5.2	1.04	13.5	7.4	80.0	3.9	10.8	14.7	0.92
	SL26-9	5.2	1.18	10.0	4.6	31.0	—	8.5	9.5	1.05
	STL26-5	5.0	0.59	11.4	4.8	36.1	3.0	8.4	11.4	1.00
	STL26-9	5.0	1.18	11.0	5.9	36.1	3.0	8.4	11.4	0.96
シリーズ3	SL18-0	4.2	0.0	8.4	4.6	38.7	2.3	7.2	9.5	0.88
	SL18-6	4.2	0.23	9.0	6.6	41.5	2.3	7.2	9.5	0.95
	STL18-6	4.4	0.23	10.2	6.1	63.6	2.6	8.1	10.7	0.95
	STL18-12	4.3	0.46	10.8	8.4	63.6	2.5	8.0	10.5	1.03
	STL18-6X2	4.2	0.46	10.8	9.0	102.4	2.3	8.9	11.2	0.96

$+2yM_1 + yM_0 + yM_4 + 2xT_1 + 2yT_1) - \sum M \cdots (14)$
 添字 x, y は部材の方向を、他の添え字は位置を示す。
 $\sum M$ は、圧縮面内力による付加モーメントの各部材の総和である。計算結果を図-14に、Johansen値と共に示す。

4. 2節の、たて穴系部材のせん断耐力算定式に用いる圧縮面内力 N と、Johansen荷重以後の曲げ解析に使用する拘束フレームの拘束度 k の算出は、下記に示す値を用いている。

図-15に示す y の値は、拘束フレームのせん断中心 S から、スラブ厚中心までの距離である。 y の値はスラブ厚設計値 5cm の時、 10.69cm 、 4.1cm の時、 10.24cm であり、両スラブ厚について、スラブ周辺中央部のそれぞれの水平移動量は、 $r\delta = 3.877 \times 10^{-5} \text{N}$ (この値は文献 8) で論じている)、 $r\delta = 3.614 \times 10^{-5} \text{N}$ となる。これらの値から、両者の拘束フレームの拘束度 k は、それぞれ、 $k = 3.887 \times 10^{-5} \times 2EA/L$ と、 $k = 3.614 \times 10^{-5} \times 2EA/L$ を得る。この計算において、 A と N は、スラブ辺の幅 1m 当たりの断面積と圧縮面内力で、よこ穴系とたて穴系を区別して用いている。また、モルタルのヤング係数 E は、弾性時と同じとする。

6. 実験結果と解析結果の比較と考察

表-2に掲げた、図-1の③部分(図-4の C-1, D-3 部材)における A, B, C タイプのせん断耐力は、せん断補強を無視して求めた、置換部材(25cm幅)当たりの計算値で、3者の内の最小値に*印を付けて示している。破壊タイプは A か C であり、C タイプで破壊している場合は、その部材が 2層に分離した状態にあると考え、スラブの全せん断耐力を求めている。

この表-2の、A タイプの値を 6倍して、表-3のよこ穴系耐力の欄に記している。また、C タイプの場合は一印を付けている。

さらに、④部分のせん断耐力を、圧縮面内力(表-3に併記している)を考慮して、6つの部材耐力を合計し、たて穴系耐力として求めた。両者の合計がスラブの全せん断耐力である。計算に用いた圧縮面内力の値は、前記スラブ周辺中央部の実験時の水平移動量 $r\delta$ を用いて得ている。この実験時の圧縮面内力は、現在適切な推定方法が見あたらないため、使用したものである。

表-3の値より、“補強なし”の場合と同断面の試験体の全せん断力が、単純にモルタル強度に比例するとして比較すれば、シリーズ 1の SL型で同程度、STL型で 2割強の増加であった。また、シリーズ 2の 26ϕ の SL型では 2割強、STL型では 4割の増加であった。これら耐力の増加は、③部分の補強効果や、リングの補強効果の影響である。さらに、シリーズ 2の中空孔の大きさによる影響では、同じ補強タイプと比較して、 22ϕ

の方に 2割強の耐力の増加があった。シリーズ 3の場合、無補強の SL18-0と、④部分のみにせん断補強を施した SL18-6を比較すれば、SL18-6の耐力増は 1割弱程度しか得られていないが、③部分にもせん断補強した STL18-6と、SL18-0を比較すると、STL18-6に 2割の耐力増が見られる。さらに、④部分の補強を増加する時(STL18-12, STL18-6X2)、3割程度まで、耐力が増加する。

次に、実験値と計算値の比較では、シリーズ 1の場合は、実験値の方が大きく、シリーズ 2, 3では計算値の方が大きい。このことは、シリーズ 1と 2, 3の③部分の破壊形状の違いと、シリーズ 1の計算値に、圧縮面内力を考慮していないことと、後記する略算値のよこ穴部材の支持反力が、精算値より小さめに得られていることによると思われる。シリーズ 2, 3において、④と③部分が、同時に破壊するとして計算した結果は、計算値の方が大きく得られたもので、③部分が先に破壊して、続いて、④部分の破壊が起こる 1つの根拠を与えていると考察する。

表-3より、よこ穴系とたて穴系耐力を比較すると、シリーズ 1では、よこ穴系耐力がたて穴系のほぼ 1/8程度、シリーズ 2, 3では、ほぼ 1/3程度となっており、よこ穴系耐力が極めて小さく、前記した③部分の先行破壊の原因に挙げられよう。

次に、実験による中空スラブの荷重-たわみ曲線を、曲げ解析値と併記して、図-14(a)~(d)に示した。シリーズ 1では、“補強なし”型を加えて比較に供し、全せん断耐力とたわみの関係を検討する。

図-14(a)シリーズ 1に見られるように、荷重増加が得られないまま、たわみが増加している。これは③部分の断面が 2層に分離して、曲げで抵抗し、④部分の H形補強鋼が、その部分のせん断破壊を遅らせている状況を示している。

図-16は、H形で補強したシリーズ 1の③部分の破壊断面を拡大したもので、H形を包むような Bタイプの破壊形状を示しており、2層分離がより顕著になったものと判断する。

曲げ破壊に近づくように意図したリングの効果については、シリーズ 2(26ϕ)と、H形で補強したシリーズ 1と比較して、若干の耐力増は見られたものの、靱性に関しては、大きな効果はみられない。

シリーズ 2(22ϕ)では、SL形と STL形の破壊時の耐力差に、リングのせん断補強効果が比較的是っきり表れているが、曲げ耐力より 3割弱小さく、たわみも曲げの半分程度で、 26ϕ 同様靱性の乏しいスラブであった。

スラブ厚を薄くして、より曲げ破壊への指向性を強めたシリーズ 3の全せん断耐力は、曲げ耐力(Johansen値

の約1.5倍)とほぼ同じ程度に得られているが、たわみは曲げの場合の半分程度で、脆性的破壊を示している。

以上、当試験体に施したせん断補強効果と、靱性的側面から、実験結果を捉えるために、曲げ解析にもとずいて実験値との比較を行った。計算による荷重-たわみ曲線は、実験結果とよく追従しており、この曲げ解析からすれば、③部分および④部分に対する補強効果は見られるものの、靱性の乏しいスラブであると言える。

このことの第一の要因は、③部分のせん断破壊が先行して起こるためと考える。

図-17は、シリーズ1の“補強なし”型を対象に、9点载荷(各点1tf载荷)時のC-1、D-3部材の支持反力の精算値(文献13)より求めている)と、格子梁置換による略算値とを比較したものである。精算値は幅25cmで分割した時の両端から、1/4内側における幅1m当たりの支持反力の平均値である。幅25cmの合支持反力を()内に示した。()内の上段は精算値、下段が略算値である。D-3部材は、精算値が略算値と比較して15%増で、C-1部材は4%増である。精算値が大きく得られる原因の1つは、スラブの隅角部において、前記支持反力の逆方向の力が生じるためと考える。

これら精算値と略算値を、D-3部材と2本のC-1部材の3部材で平均すれば、精算値は略算値の8%増で得られる。このことが、表-3シリーズ1の全せん断耐力計算値を、実験値より小さく算出する一因であろうと思われる。

以上、当中空スラブの複雑なせん断破壊形状、およびせん断耐力についての考察を、せん断と曲げ解析を媒介として行った。その結果、かなり具体的に諸現象を解明し得たと考える。尚、実験結果において、せん断補強鋼による耐力増加が大ききものでなかったこと、また、複雑で脆性的なせん断破壊形状を示すものであったことなどから、この破壊現象を大局的に捉えることが大切と考えて、せん断補強鋼による効果をせん断解析から省略している。また、よこ穴系部材とシリーズ1について、圧縮面内力を省いた根拠は、前記したようにせん断耐力が極めて小さいことや、早期せん断破壊のために、耐力増加がほとんど得られていないためである。

7. 結語

以上、せん断による早期破壊を防止するために、H形またはリング鋼で補強した、3種類の正方形中空スラブの载荷実験を行い、それぞれのせん断破壊形状、終局耐力、たわみの伸展状況等について、理論値との対応を検討した。その結果、よこ穴系部材のせん断耐力は極めて小さく、よこ穴系部材に先行破壊を生じさせるものであった。このことが当中空スラブの靱性を乏しくした原因であろう。これらのことから、よこ穴系部材のせん断耐

力を高めることが、当中空床スラブの曲げ破壊を可能にする方策と考える。

本報告の格子梁置換によるせん断耐力解析は、実験結果を良く追跡するものであり、また、試験体の全せん断耐力やたわみの検討に当たり、曲げ解析結果を比較、対照することによって、妥当な判断を与えるものであったと考える。

今後はせん断補強鋼の影響について、さらに追究を深めたい。

謝辞

終始ご指導を頂いています北海道大学土橋由造名誉教授、ならびに、当実験において多大の協力を得ましたゼミ生に感謝の意を表します。

参考文献

- 1) 松井源吾：中空スラブと構造計画，建築文化，Vol.19, No.216, pp.133-140, 1964.10
- 2) F.Simons: Vierseitig gelagerte Stahlbetonhohlplatten mit gleichma iger Belastung, Die Bautechnik, Vol.42, No.7, pp.237-241, 1965.7
- 3) 松井源吾他：二方向中空スラブの実物载荷実験，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.1461-1462, 1980.9
- 4) 松井源吾：中空スラブの計画と設計，鹿島出版会，pp.33-35, 1988.6
- 5) 入江善久他：ボイドスラブのせん断強度に関する実験的研究(その1) 正方形スラブについての予備実験，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.635-636, 1994.9
- 6) 入江善久他：周辺支持ボイドスラブのせん断抵抗に関する実験的研究(その2) 直交両方向のせん断耐力について，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.639-640, 1995.8
- 7) 藤本敬之：両端固定一方向性中空スラブに関する実験的研究(その2) 中空スラブの孔と直交方向のせん断破壊について，日本建築学会構造系論文集，pp.123-129, 1994.6
- 8) 藤本敬之：鉄筋コンクリート正方形スラブの耐力とたわみに関する研究，日本建築学会構造系論文集，pp.89-96, 1993.5
- 9) 藤本敬之：正方形中空スラブのせん断破壊に関する実験的研究(その1)，日本建築学会中国支部研究報告集，pp.125-128, 1989.3
- 10) 藤本敬之：正方形中空スラブのせん断破壊に関する実験的研究(その2)，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.287-288, 1989.10
- 11) 藤本敬之：正方形中空スラブのせん断破壊に関する実験的研究(その3)，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.335-336, 1991.9
- 12) 藤本敬之他：両端固定一方向性中空スラブに関する実験的研究，日本建築学会構造系論文集，pp.52-60, 1985.11
- 13) 坪井善勝：連続体力学序説，産業図書，pp.86-91, 1977.10

(1995年12月19日原稿受理，1996年7月29日採用決定)