

円孔を有する固定支持正方形板の弾塑性せん断座屈 に関する実験的研究

Experimental Study on Elasto-plastic Shear Buckling of
Clamped Square Plates with Circular Holes

上野谷 実* ・ 大村 裕**

By Minoru UENOYA and Hiroshi OHMURA

Elasto-plastic shear buckling strength and post-buckling behavior of square steel plates with circular holes are investigated experimentally. The plates are subjected to uniform in-plane shearing deformations and clamped along plate edges. The circular holes are centrally located. Ratios of the hole diameter d to the plate length ℓ , d/ℓ , are 0.3, 0.5 and 0.7.

Comparisons are made with previously reported analytical results. Elastic stresses along the plate edges and the hole edges show reasonable agreement with the results from finite element analysis except corners of the plates. For elasto-plastic buckling load, test results show good agreement with analysis except $d/\ell = 0.7$. Experimental ultimate loads of the plates with the ratio $d/\ell = 0, 0.3, 0.5$ and 0.7 are 1.11, 1.25, 1.26 and 1.16 times of the elasto-plastic buckling load, respectively.

Design recommendations to the buckling and the ultimate strength of square plate with circular holes are given. The recommendations are based on an elastic analysis of perforated plates, together with empirical relationships that define the inelastic buckling loads.

1. まえがき

土木、建築、船舶、航空機などの構造物において、はり部材のウェブや板部材に維持管理用マンホール、配管、配線、重量軽減などのため孔を設けることがある。土木構造物における有孔板は鋼箱桁のダイヤフラムやプレートガーダーの横桁ウェブなどによく見られ、せん断や曲げを受ける場合が多い。有孔板は孔の近くで著しい応力集中が起き、孔による断面減少のため強度も著しく低下する。板厚が薄い場合、弾性応力状態で座屈する弾性座屈あるいは板内の一部に塑性が生じた状態で座屈する弾塑性座屈を起こす。板の場合は座屈後もいくらかの後座屈強度を示して最大荷重の終局強度に達する。有孔板の設計では応力集中、座屈強度、終局強度など力学的挙動を正確に把握する必要がある。

有孔板の応力集中、耐荷力は荷重条件、周辺の面内・面外の境界条件、初期不整に加えて孔の形や大きさ

* 工修 福山大学 助教授 工学部 土木工学科 (〒729-02 福山市東村町三蔵)

** 工博 広島大学 教授 工学部 第四類 (建設系) (〒724 東広島市西条町下見)

とその位置および補強の有無によって異なる。ここでは、圧縮や曲げを受ける有孔板に比較して、座屈強度や終局強度の低下が著しいせん断荷重を受ける有孔板に限定して考える。板の座屈解析の場合、古典的解法あるいは有限要素法では荷重は周辺に分布する応力や力の形で与える。これを純せん断を受ける有孔板に適用するとFig. 1(a)のように周辺にせん断応力が等分布する載荷状態となり、孔が大きくなると周辺は面内方向変位が生じて直線ではなく同図のような変形になる。ところが実際の

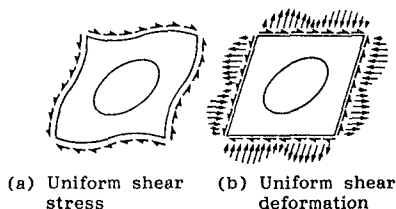


Fig. 1 Perforated plate subjected to shear

構造物は通常周辺境界ではフランジやスチフナーなどが存在し、その剛性によって周辺の面内方向変位はある程度拘束されてFig. 1(a)の変形より小さくなる。極端な場合として周辺が完全な剛体で固定された状態ではFig. 1(b)のように周辺が直線を保ったままのせん断変形となる。この場合、周辺境界上では面内方向変位が拘束されるので垂直応力が生じ、せん断応力はもはや等分布ではなくなる。ここでは Fig. 1(a)と(b)の載荷状態をそれぞれ「一様せん断応力載荷 (Uniform shear stress)」および「一様せん断変形載荷 (Uniform shear deformation)」あるいは略して「応力載荷」および「変形載荷」と呼ぶことにする。

著者らは前報告¹⁾で円孔を有する正方形板の一様せん断応力載荷と一様せん断変形載荷について弾塑性座屈解析をRayleigh-Ritz法で行った。前報告では円孔径 d と正方形板の辺長 l の比 $d/l = 0.15 \sim 0.85$ の広い範囲において周辺で単純支持あるいは固定支持される場合の弾塑性座屈強度を示した。また、座屈強度は円孔の大きさや周辺の面外支持条件だけでなく面内方向変形の拘束条件によって大きな影響を受け、特に塑性崩壊強度は著しい影響を受けることを指摘した。

前報告では弾性せん断座屈強度について解析結果を既存の有限要素法による解析結果や実験結果と比較してその妥当性を検証した^{2)~10)}。しかし弾塑性せん断座屈強度に関する既存の解析や実験はほとんどないので検証できなかった。本研究では弾塑性座屈実験を行い前報告の弾塑性せん断座屈解析の妥当性を検討する。解析結果の検証を目的とする実験であるから解析の載荷条件、境界条件と同じ条件で実験を行う必要がある。解析における周辺での支持条件は単純支持と固定支持である。せん断載荷の場合完全な単純支持を実験において実現することは非常に難しく、西原¹¹⁾による長円孔を有する長方形板に関する報告以外にはほとんどみられない。フランジや垂直補剛材で囲まれた場合を単純支持とみなして行った実験は幾つかある^{12)~14)}。一方、固定支持の一様せん断変形載荷の実験は比較的容易であり、Rockey³⁾, Grosskruth⁷⁾, Narayanan¹⁰⁾は弾性座屈実験をこの一様せん断変形載荷の固定支持で行っている。しかし、弾塑性座屈に関する実験はほとんどみられない。

以上の観点から本研究では円孔を有する固定支持正方形板が一様せん断変形載荷を受ける場合の弾塑性座屈実験を行い前報告の解析結果の妥当性を検証するとともに、弾塑性座屈挙動および後座屈強度を実験的に明らかにする。また、前報告の解析結果の弾性座屈係数および弾塑性座屈曲線を多項式に近似して、設計などにおいて容易に座屈強度を計算できる簡易式を提案する。

2. 実験方法

2. 1 実験装置および供試体

一様せん断変形は周辺が直線を保ったまません断変形をしなければならない。そのために載荷装置は、供試体の周辺を剛性の大きいフレームに固定し、Fig. 2 のような4隅をヒンジにした載荷フレームとした。また、板を固定するフレームの断面は板に比較して非常に大きくして剛性を高め、フレームの

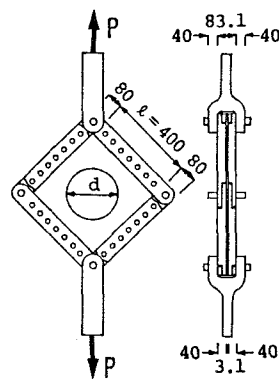


Fig. 2 Test frame (mm)

材料は高張力鋼を使用している。載荷方法は、Fig. 2 に示すように直径24mmの高力ボルトで供試体を載荷フレームに固定し、試験機の引張荷重が連結器から載荷フレームを経て、一様せん断変形となる載荷方法を用いた。載荷フレームの面内方向曲げ変形に対する拘束性を板の面内方向曲げ剛性に対する載荷フレームの曲げ剛性の比によって表すと、本載荷フレームの拘束性は同じような実験を行ったNarayanan¹⁰⁾の載荷フレームの4.3倍である。

供試体は、正方形板の辺長 ℓ と円孔の直径 d の比で表すと、 $d/\ell = 0$ の無孔板と $d/\ell = 0.3, 0.5, 0.7$ の円孔板の4種類である。供試体の寸法は有孔板が弾塑性座屈を起こす幅厚比 ℓ/t の範囲を解析結果から逆算して決定した。このようにして決定した供試体の寸法は平均板厚が $t=3.1\text{mm}$ であり、正方形板の辺長は $\ell=400$ である。したがって幅厚比は $\ell/t=129$ となる。鋼板への穿孔は通常ガス切断によって行われることが多いが、本実験の場合、比較する解析結果が残留応力を考慮していないため、残留応力が入らない方法として完成円孔の内側にドリルによって連続した小円孔をあけ、内側の鋼板を除去した後ヤスリで円孔に整形した。実験に用いた鋼板は構造用軟鋼SS-41である。引張強度試験の結果は降伏応力 $\sigma_y=3120\text{kgf/cm}^2$ (306.0MPa), 引張強度 $\sigma_u=4470\text{kgf/cm}^2$ (438.4MPa), 弾性係数 $E=2.07 \times 10^6\text{kgf/cm}^2$ (203GPa), ポアソン比 $\nu=0.29$ であった。

2. 2 ひずみと変位の測定方法

実験では円孔縁を除いて板の中立面のひずみを直接測定することはできないので表面のひずみを測定する。供試体の板は必ず初期たわみを有するため負荷とともに面外の曲げが生ずる。したがって板の表面には面内応力と曲げによる応力が生ずる。弾性域における実験による面内応力は、板の表と裏の表面のひずみから計算した応力を平均して曲げによる応力を除去することによって求めた。鋼板の面内の応力分布および降伏状態や面外への曲げ挙動を調べるため、Fig. 3 に示す位置にゲージ長5mmの電気抵抗線三軸ひずみゲージおよび単軸ひずみゲージを接着した。これらのひずみ測定総数は供試体によって異なるが72~104点である。

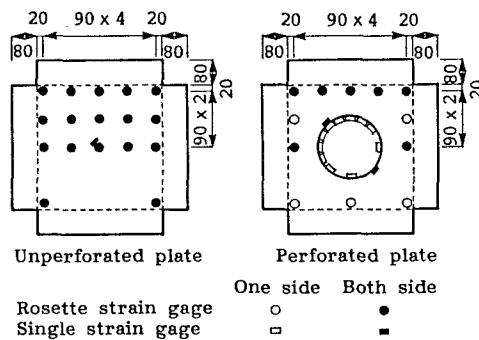


Fig. 3 Location of strain gages (mm)

板の面外方向変位(以下「面外たわみ」と呼ぶ)は座屈時に板のたわみが最大になると予想される位置として、無孔板では板の中央を、また有孔板では載荷軸上の孔縁を最小目盛1/100mmのダイヤルゲージによって測定した。また、板の面内方向変位(以下「面内変形」と呼ぶ)は載荷フレームの4隅のヒンジの面内方向変位をダイヤルゲージによって測定した。

2. 3 載荷方法

載荷は100tonの万能試験機によって行った。有孔板は最も早く降伏すると予想される孔縁のひずみが降伏ひずみの約1/2、無孔板では予想座屈荷重の1/4~1/3をならし荷重として載荷した後に本実験を行った。

荷重増分は、荷重-ひずみ曲線、荷重-面外変位曲線、荷重-面内変形曲線をグラフにプロットしながら行った。これらの曲線がほぼ荷重に比例して増加している場合は一定の増分で載荷を行い、曲線の傾きが小さくなり始めるか、あるいは表裏の荷重-ひずみ曲線的一方がもう一方の曲線と異なる増加を始めた場合には増分を小さくした。弾塑性領域において、荷重増分の直後は塑性域の進展によって面外方向や面内方向の変形が進行するので、これらの変化が十分小さくなってからダイヤルゲージやひずみの読み取りを行った。

3. 実験結果および考察

3. 1 弾性応力

一様せん断変形を受ける有孔板の場合、周辺境界は変位が拘束されるため、せん断応力は等分布ではなく、

また境界上で法線方向の垂直応力も生じる。実験における対角線方向の荷重 P と周辺せん断力 Q の関係は次式のようになる。

$$Q = \frac{P}{\sqrt{2}} \dots\dots\dots (1)$$

このせん断力 Q を周辺断面積で除して平均せん断応力 τ_0 とする。

$$\tau_0 = \frac{Q}{t \ell} \dots\dots\dots (2)$$

解析結果および実験結果は平均せん断応力 τ_0 によって各応力成分を除し、無次元応力として表示する。弾性域における面内応力の実験結果は板の両面の応力を平均して曲げによる影響を除いて板中央面の値として示す。

Fig. 4に測定した面内応力を無孔板の周辺断面 a_1-a_2 、中間断面 b_1-b_2 、中央断面 c_1-c_2 について示す。ただし、●こでいう周辺断面とは板の周辺境界から20mm(=0.05 ℓ)の位置である。無孔板の場合、孔が無いので理論上の面内応力は純せん断応力状態だから板内のいたところで、せん断応力が $\tau_{xy}/\tau_0=1$ 、垂直応力は $\sigma_x/\tau_0=\sigma_y/\tau_0=0$ である。断面 a_1-a_2 の測点1は荷重点のヒンジに最も近いため荷重の影響を受けて垂直応力 σ_x/τ_0 、 σ_y/τ_0 はせん断応力のおよそ2倍もの大きな値を示し、せん断応力 τ_{xy}/τ_0 はせん断応力の1/3倍の値を示すが、他の測点および断面では多少の増減があるものの、全体的には純せん断に近い応力分布を示す。

Fig. 5 の円孔板の周辺断面における応力分布をみると、実験結果は全体的に測点1の垂直応力と測点5のせん断応力を除いて解析結果によく近似する。この荷重点付近の測点1の垂直応力 σ_x/τ_0 と σ_y/τ_0 の実験結果が解析結果と異なる値を示しているのは、荷重フレームの隅角部をヒンジ機構にするためフレームの断面積が半分になっている。このために集中荷重によってヒンジ部分がわずかではあるが変形し、付加的応力として引張応力が生じたものと考えられる。また、荷重点から非荷重点に向けてせん断応力が低下する傾向がみられる。これは本実験の荷重方法では荷重点から非荷重点へ荷重の伝達が完全でなく、わずかに減少するためと考えられる。これらの荷重点および非荷重点近傍の応力の乱れは隅角部の局所的な現象であり、板の座屈強度にはあまり影響しないものと思われる。

Fig. 6 に孔縁における応力分布を示すが、孔縁は円弧であるから極座標系で接線方向の垂直応力 σ_θ を示す。孔縁は自由端であるから半径方向の垂直応力 $\sigma_r=0$ 、せん断応力 $\tau_{r\theta}=0$ である。 $d/\ell=0.3$ の有孔板の場合、実験結果が解析結果よりやや大きいが、 $d/\ell=0.5, 0.7$ の有孔板の場合、15~28%大きい。また、孔縁の応力は実験結果が解析結果より大きい、孔が大きくなるほど実験値が解析値より大きくなる傾向を示している。厚さの異なるフランジで周辺の面内方向変位を弾性拘束した実験においてこれとよく似た傾向がみられた¹⁵⁾。本実験の荷重フレームでも周辺の拘束が不完全でわずかに剛性が不足してい

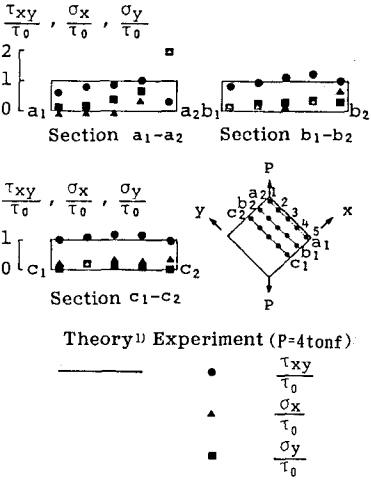


Fig. 4 Stresses of unperforated plate

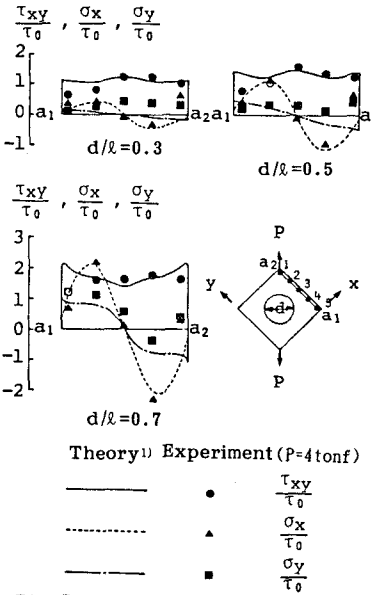


Fig. 5 Stresses of perforated plate at plate edge

Table 1 Maximum initial deflection

d/ℓ	$\delta_{\max}(\text{mm})$	$\delta_{\max}/t$
0.0	0.29	0.09
0.3	0.35	0.11
0.5	0.38	0.12
0.7	0.45	0.15

るように思われる。しかし、載荷フレームの変形を検証する資料はないので今後の実験で確認しなければならない。

3. 2 弾塑性座屈挙動

供試体を載荷フレームに固定して測定した最大初期たわみ δ_{0max} と板厚 t の比 δ_{0max}/t を Table 1 に示す。この表から最大初期たわみはすべて板厚の $1/7$ 以下ときわめて小さい。また、測定した初期たわみの分布は供試体の板中央付近あるいは孔縁の周辺が最大であった。

座屈挙動を示すものとして、荷重 P と面外たわみ δ の関係を表す $P-\delta$ 曲線を Fig. 7 に示す。図中に無孔板は板中央また有孔板は孔縁で塑性域が最初に生じた荷重を矢印で示している。座屈による急激な面外たわみの増加は塑性域が発生した後に起こる。このように塑性域の発生は座屈強度に大きな影響を与える。弾塑性座屈の面外たわみは座屈後も塑性によつてたわみが増加するため弾性座屈のように変曲点が生じないので座屈荷重の決定を $P-\delta$ 曲線で行うのは困難である。したがって座屈荷

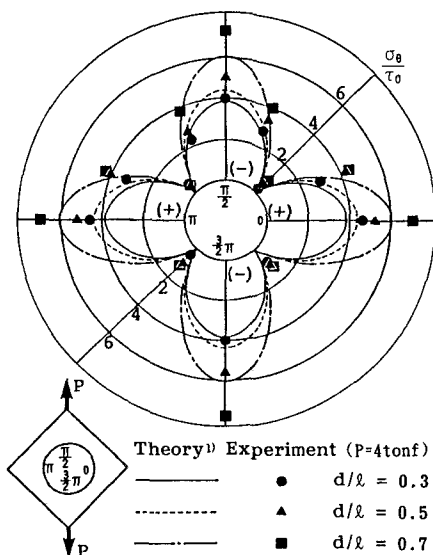


Fig. 6 Circumferential stresses at hole edge

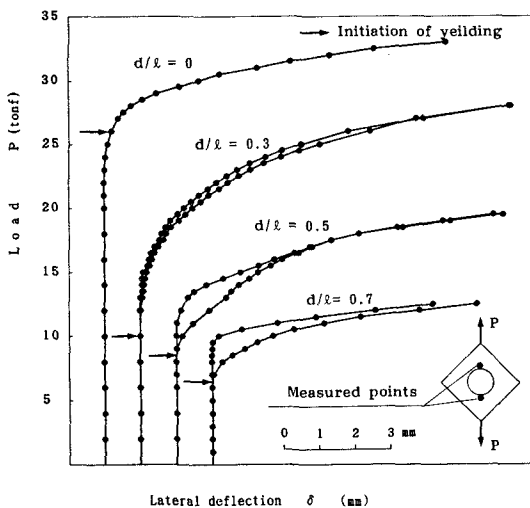


Fig. 7 Load vs lateral deflection

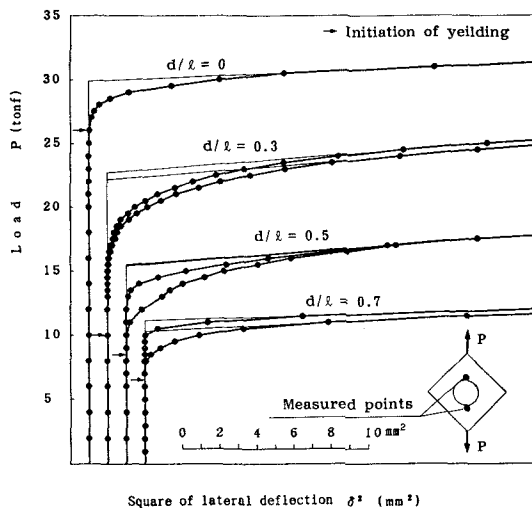


Fig. 8 Load vs square of lateral deflection

重は Fig. 8 に示す荷重 P と面外たわみ δ の2乗をプロットした $P-\delta^2$ 曲線において、面外たわみが板厚くらいから急激に増加する部分の延長線と荷重軸の交点の荷重とし、有孔板は平均値とした。

荷重と面内変位の関係を表す手段として周辺の相対回転角を平均せん断ひずみ γ_0 と定義し、Fig. 9 に $P-\gamma_0$ 曲線を示す。平均せん断ひずみは正方形板の四隅の対角線方向変位 $\delta_1, \delta_2, \delta_3, \delta_4$ によつて式(3)で表すことができる。 $\delta_1, \delta_2, \delta_3, \delta_4$ は図中に矢印で示す方向を正とする。

$$\gamma_0 = \frac{\delta_1 + \delta_2 + \delta_3 + \delta_4}{\sqrt{2}l} \quad \dots\dots\dots (3)$$

平均せん断ひずみ γ_0 は無孔板の場合せん断弾性係数 G によつて $\tau_0 = G\gamma_0$ の関係となる。 $\delta_1 \sim \delta_4$ は載荷フレームのヒンジの変位を測定した値を使用しているのでヒンジの変形やヒンジと載荷フレームの不整合などが測定値に含まれる。したがって正確な平均せん断ひずみは得られないが、有孔板の近似的な面内変形挙動はこの曲線から知ることができる。荷重が終局荷重に近づくとき急激に曲線の傾きが小さくなり、水平に近く

なる。これは塑性域の拡がりや面外たわみの急増によるものと思われる。有孔板は円孔による応力集中で孔縁に塑性域が荷重の低い段階から発生するため面内剛性の低下も低い荷重段階から始まる。Fig. 7のP- δ 曲線とFig. 9のP- γ 曲線で最終荷重付近は曲線がほとんど水平に近いので、最終荷重を終局強度とした。

Fig. 10(a)に解析によって得られた固定支持板の弾塑性座屈時のたわみを等高線で示す。実験における有孔板の座屈時のたわみを等高線で表すためには多点のたわみ測定が必要であるが、本実験では多数のひずみゲージを板の両面に接着しているため載荷中に多点のたわみ測定が困難であった。したがって、等高線を描くためのたわみ測定は除荷後に行った。解析結果と荷重レベルがちがうので直接比較することはできないが参考としてFig. 10(b)に実験において終局強度に達した後、除荷したときの面外たわみを示す。実験における面外たわみは除荷後のたわみ測定を容易にするため終局荷重に達した後も変形させたので解析結果のたわみ形状より載荷軸方向へ細長く伸びた状態になっている。

3. 3 弾塑性座屈強度および終局強度

解析で得られた強度曲線は、Fig. 11に示すように縦軸が有孔板の周辺に作用するせん断力Qを塑性せん断力 Q_p で除した無次元せん断力 Q/Q_p であり、横軸が幅厚比パラメータ λ である。 Q_p と λ を式で表すと次のようになる。

$$Q_p = \frac{\sigma_Y}{\sqrt{3}} t l \quad \dots\dots\dots (4)$$

$$\lambda = \frac{l}{t} \sqrt{\frac{\sigma_Y}{E}} \quad \dots\dots\dots (5)$$

本実験は供試体の幅厚比パラメータ $\lambda = 4.97$ であり、Fig. 11によると、無孔板と $d/l = 0.7$ の有孔板は塑性座屈にかなり近い幅厚比であることがわかる。無孔板と $d/l = 0.3$ の有孔板の座屈強度は解析結果より大きい $d/l = 0.5$ と $d/l = 0.7$ の有孔板の場合は解析結果より小さい。

Fig. 12に孔の大きさと座屈強度および終局強度の関係を示す。

Table 2に弾塑性座屈強度を示し、実験によって得られた座屈強度

と解析結果を比較する。この表から弾塑性座屈強度は $d/l = 0, 0.3$ のとき実験結果が解析結果よりそれぞれ2%, 7%大きく、 $d/l = 0.5, 0.7$ のとき実験結果が解析結果よりそれぞれ8%, 20%小さく、孔が大きくなると実験結果が解析結果より小さくなる傾向がある。これは、円孔が大きい場合に孔縁の応力集中が解析結果よりかなり大きくなっていったように、座屈時の塑性域も解析より大きくなり座屈強度が低下したと思われる。

Table 3に終局強度および座屈強度に対する終局強度の比を後座屈強度として示す。塑性崩壊強度は初期不整のない板が座屈を起こさず平面のまま塑性崩壊するときの理論的強度であり、無孔板では塑性せん断力 Q_p

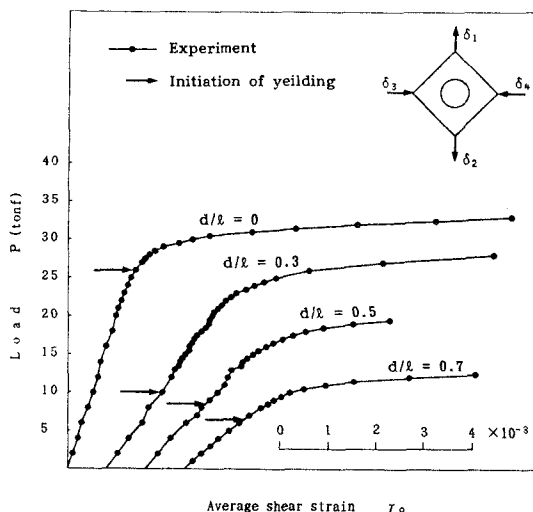


Fig. 9 Load vs average shear strain

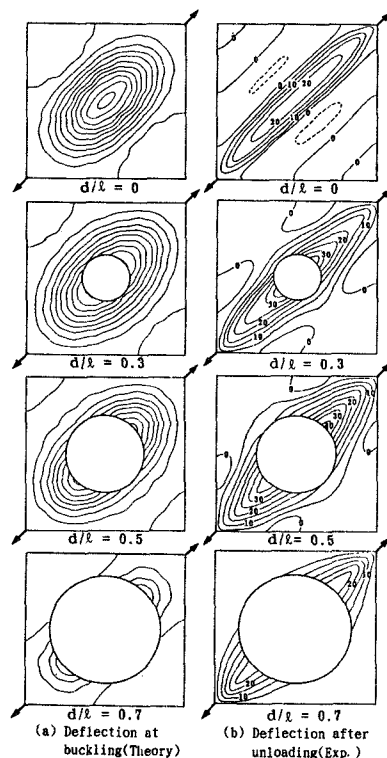


Fig. 10 Deflection (mm)

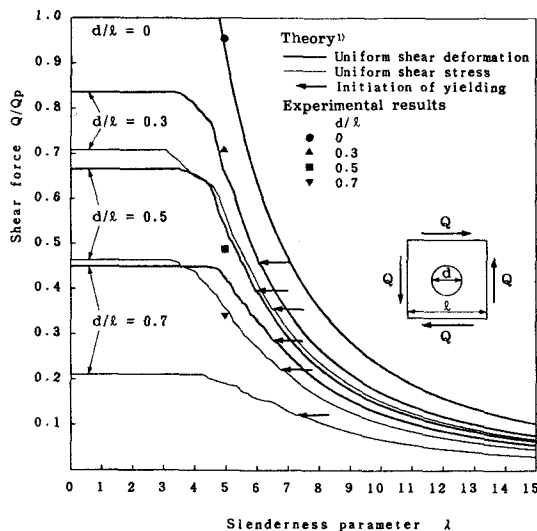


Fig. 11 Elasto-plastic buckling of clamped square plate with circular holes

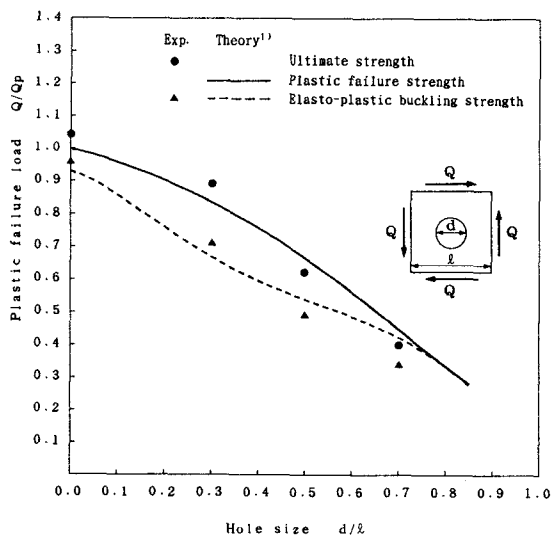


Fig. 12 Elasto-plastic buckling strength and ultimate strength

である。終局強度は無孔板と $d/\lambda = 0.3$ の有孔板が解析の塑性崩壊強度よりそれぞれ5%、6%大きい、 $d/\lambda = 0.5$ と 0.7 の有孔板はそれぞれ7%、12%小さい。これは座屈強度と全く同じ傾向である。実験における後座屈強度は $d/\lambda = 0.3$ と 0.5 の有孔板の場合が座屈強度の1.25～1.26倍であるが無孔板と $d/\lambda = 0.7$ の有孔板の場合はそれぞれ1.11、1.16倍であった。

Table 2 Elasto-plastic buckling strength

Hole size d/λ	Experiment		Theory		$\frac{P_{co}}{P_{ct}}$
	P_{co} (tonf)	$\frac{Q}{Q_p}$	P_{ct} (tonf)	$\frac{Q}{Q_p}$	
0.0	29.9	0.95	29.4	0.93	1.02
0.3	22.4	0.71	21.0	0.67	1.07
0.5	15.5	0.49	16.9	0.54	0.92
0.7	10.8	0.34	13.5	0.43	0.80

4. 弾塑性座屈曲線の簡易化

前報告は $d/\lambda = 0.15, 0.3, 0.5, 0.7, 0.85$ の特定の円孔に対する解析結果であるため、これら以外の円孔の場合に直接座屈荷重を求めることはできない。ここでは、弾塑性座屈曲線を多項式に近似して前報告の結果を設計に使いやすい形にする。

純せん断を受ける平板の座屈応力は座屈係数 k と次の関係がある。

$$\tau_{cr} = k \sigma_o \quad \dots\dots\dots (6)$$

$$\sigma_o = \frac{\pi^2 E}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{l}{t} \right)^2 \quad \dots\dots\dots (7)$$

Table 3 Ultimate strength and Post-buckling strength

Hole size d/λ	Ultimate or Plastic failure strength				Post-buckling strength			
	Experiment		Theory		$\frac{P_{uo}}{P_{pt}}$		$\frac{P_{uo}}{P_{co}}$	
	P_{uo} (tonf)	$\frac{Q}{Q_p}$	P_{pt} (tonf)	$\frac{Q}{Q_p}$	P_{uo} P_{pt}	$\frac{P_{uo}}{P_{ct}}$	P_{uo} P_{co}	P_{pt} P_{ct}
0.0	33.0	1.04	31.6	1.00	1.05	1.12	1.11	1.07
0.3	28.0	0.89	26.4	0.84	1.06	1.33	1.25	1.26
0.5	19.5	0.62	21.0	0.66	0.93	1.15	1.26	1.24
0.7	12.5	0.40	14.2	0.45	0.88	0.93	1.16	1.05

有孔板の強度曲線は幅厚比パラメータ λ が小さい塑性崩壊の範囲で平坦であり、弾塑性座屈の範囲で鋭く曲がり、弾性座屈曲線に近づいたのち孔縁に塑性が生ずる弾性限で弾性座屈曲線と交差する。この弾塑性挙動を考慮して塑性崩壊から弾塑性座屈の区間を λ に関する6次曲線で近似する。この6次曲線は塑性崩壊荷重 Q_u/Q_p の75%の荷重で弾性座屈曲線と交差すると仮定する。塑性崩壊荷重の75%の荷重で弾性座屈曲線から6次曲線の弾塑性座屈曲線に移行する近似方法は曲げとせん断を受けるはりのウェブに孔が存在する場合においてすでに適用されている¹⁶⁾。この仮定した弾性限幅厚比パラメータ λ_y は解析の弾性限よりかなり大

きい。しかしこの区間で解析の弾塑性座屈曲線は弾性座屈曲線に非常に近いので弾性座屈曲線で強度を評価しても誤差はきわめて小さい。孔縁に塑性の発生する荷重は応力集中係数によって別に求めることができる。式(2),(4),(5),(6)より座屈せん断力 Q_{cr}/Q_p は次式で表すことができる。

$$0 < \frac{Q_{cr}}{Q_p} \leq \frac{3}{4} \frac{Q_u}{Q_p} \quad \text{あるいは} \quad \lambda \geq \lambda_Y \quad \text{において}$$

$$\frac{Q_{cr}}{Q_p} = \frac{\sqrt{3}\pi^2}{12(1-\nu^2)} \frac{k}{\lambda^2} \quad \dots\dots\dots(8)$$

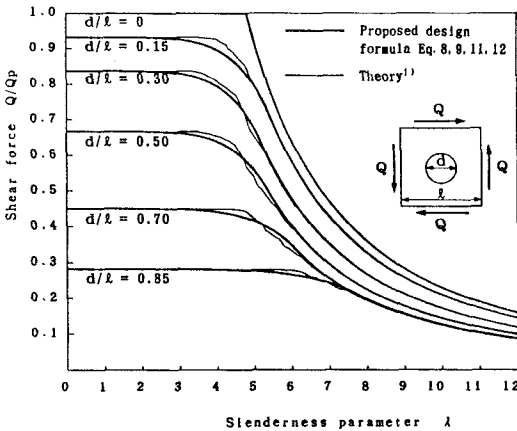
$$\frac{3}{4} \frac{Q_u}{Q_p} \leq \frac{Q_{cr}}{Q_p} \leq \frac{Q_u}{Q_p} \quad \text{あるいは} \quad 0 \leq \lambda \leq \lambda_Y \quad \text{において}$$

$$\frac{Q_{cr}}{Q_p} = \frac{Q_u}{Q_p} \left[1 - \frac{1}{4} \left(\frac{\lambda}{\lambda_Y} \right)^6 \right] \quad \dots\dots\dots(9)$$

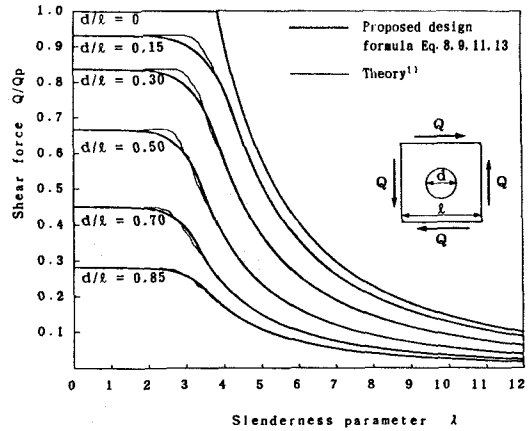
弾性限幅厚比パラメータ λ_Y は $Q_{cr}/Q_p=0.75(Q_u/Q_p)$ の値だから式(8)より求まる。

$$\lambda_Y^2 = \frac{k\sqrt{3}\pi^2}{9(1-\nu^2)(Q_u/Q_p)} \quad \dots\dots\dots(10)$$

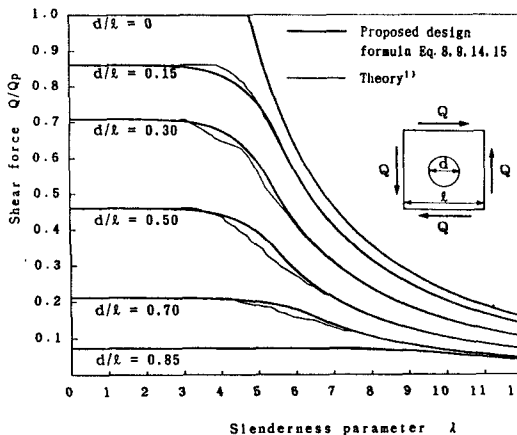
以上の方法で弾塑性座屈曲線を構築するには弾性座屈係数 k と塑性崩壊荷重 Q_u/Q_p が必要となる。解析によって得られた弾性座屈係数 k および塑性崩壊荷重 Q_u/Q_p は $d/\ell=0\sim0.85$ で6個あるから、これらによって



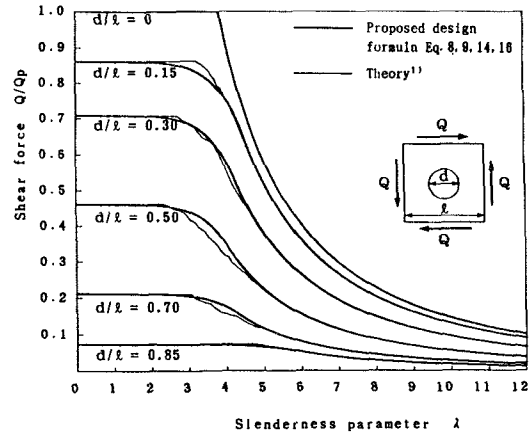
(a) Uniform shear deformation, Clamped



(b) Uniform shear deformation, Simply supported



(c) Uniform shear stress, Clamped



(d) Uniform shear stress, Simply supported

Fig. 13 Proposed buckling strength curve

5 次の多項式を決定できる。ただし応力載荷の場合、円孔径が辺長に等しい場合、すなわち $d/\ell = 1$ のときの塑性崩壊荷重は零になることも考慮する。このようにすると弾性座屈係数 k および塑性崩壊荷重 Q_u/Q_p は次のような5 次の多項式で表すことができる。

変形載荷の場合

塑性崩壊せん断力

$$Q_u/Q_p = 1 - 0.33(d/\ell) - 0.97(d/\ell)^2 + 1.47(d/\ell)^3 - 2.49(d/\ell)^4 + 1.49(d/\ell)^5 \quad \cdots \cdots (11)$$

固定支持の弾性座屈係数

$$k = 14.71 + 6.86(d/\ell) - 168(d/\ell)^2 + 506(d/\ell)^3 - 622(d/\ell)^4 + 277(d/\ell)^5 \quad \cdots \cdots (12)$$

単純支持の弾性座屈係数

$$k = 9.34 + 4.22(d/\ell) - 117(d/\ell)^2 + 304(d/\ell)^3 - 328(d/\ell)^4 + 130(d/\ell)^5 \quad \cdots \cdots (13)$$

応力載荷の場合

塑性崩壊せん断力

$$Q_u/Q_p = 1 - 0.99(d/\ell) + 1.09(d/\ell)^2 - 4.99(d/\ell)^3 + 5.95(d/\ell)^4 - 2.06(d/\ell)^5 \quad \cdots \cdots (14)$$

固定支持の弾性座屈係数

$$k = 14.71 + 6.22(d/\ell) - 180(d/\ell)^2 + 501(d/\ell)^3 - 588(d/\ell)^4 + 255(d/\ell)^5 \quad \cdots \cdots (15)$$

単純支持の弾性座屈係数

$$k = 9.34 + 4.37(d/\ell) - 106(d/\ell)^2 + 256(d/\ell)^3 - 268(d/\ell)^4 + 107(d/\ell)^5 \quad \cdots \cdots (16)$$

上記の多項式によって表された塑性崩壊荷重と弾性座屈係数を式(8)と(9)に代入して得られる弾塑性座屈曲線と前報告の解析結果と比較したのが Fig. 13 である。上記のようにして得られた強度曲線であるから弾性座屈強度および塑性崩壊強度の領域では解析値との誤差はない。弾塑性座屈強度の領域は、円孔が小さい場合解析値よりやや小さく、円孔が大きい場合解析値よりやや大きい近似になるが、全体的に誤差の少ない曲線に近似されたものとする。

5. まとめ

本研究では、幅厚比 $\ell/t = 129$ の正方形鋼板が3種類の大きさの円孔 ($d/\ell = 0.3, 0.5, 0.7$) を中央に有し周辺で固定され、一様せん断変形載荷を受ける場合の弾塑性せん断座屈実験を行い、前報告の一様せん断変形載荷の座屈解析結果と比較検討した。本実験の範囲内で明らかになったことを列記すれば次のようである。

- (1) 実験による板周辺の弾性応力分布は載荷フレームの隅角部付近を除いて解析結果とよく近似する。円孔の大きい有孔板ほど孔縁の応力集中は解析結果より大きくなる傾向がある。
- (2) 面外たわみは孔縁に塑性域が発生すると徐々に増加し、円孔の大きいほどその増加の割合が大きく、板厚程度のたわみになると急激に増加して座屈する。
- (3) 弾塑性座屈強度は無孔板および $d/\ell = 0.3$ の有孔板の場合、解析結果が実験結果より2～7%小さく安全側であったが、孔が大きい $d/\ell = 0.5, 0.7$ の有孔板の場合、解析結果が実験結果より8～20%大きく危険側であった。
- (4) 実験における終局強度と解析による塑性崩壊強度の関係は弾塑性座屈強度における実験結果と解析結果の関係と全く同じ傾向を示した。
- (5) 前報告の一様せん断変形載荷の解析結果は円孔が小さい場合 ($d/\ell \leq 0.3$) に適用できるが、円孔が大きい場合 ($d/\ell \geq 0.5$) に危険側となるので適用する場合はこの点を考慮する必要がある。
- (6) 提案した簡易式は、残留応力や初期たわみのない正方形板が任意の大きさの円孔を有し、一様せん断変形載荷あるいは一様せん断応力載荷を受け、周辺で単純支持あるいは固定支持される場合の座屈および終局強度を容易に計算できる。しかし、 $d/\ell \geq 0.5$ では危険側となるので、適用する場合はこの点を考慮する必要がある。

なお、本報告では有孔板の適当な設計式がない現状からとりあえず著者らの解析結果だけで簡易式を提案したが、他の解析方法による結果が得られればそれらを含めて本簡易式は改良されるべきである。本簡易式では考慮できなかったが、初期たわみや残留応力などの初期不整を考慮した解析結果も簡易式に取り入れられるべきである。また、本報告は円孔を有する正方形板の座屈強度について検討したが、実際の設計では強度低下を防ぐ補強方法、矩形孔を有する板、孔を有する長方形板、周辺境界のフランジの影響などに関する資料も必要である。これらの問題に対して解析や実験は継続中であるので別の機会に報告する。

参考文献

- 1) 上野谷 実, 大村 裕: 一様せん断変形を受ける円孔を有する正方形板の弾塑性座屈強度, 土木学会論文集, 第386号/I-8, pp. 227~236, 1987. 10.
- 2) Kroll, W. D.: Instability in shear of simply supported square plates with reinforced hole, J. Res. Natl. Bur. Stand., Vol. 43, pp. 465~472, Nov., 1949.
- 3) Rockey, K. C., Anderson, R. G. and Cheung, Y. K.: The behaviour of square shear webs having a circular hole, Symp. on Thin Walled Steel Structures, University College of Swansea, Sept., 1967.
- 4) Allman, D. L.: Calculation of the elastic buckling loads of thin flat reinforced plates using triangular finite elements, Int. J. Num. Meth. Engng, Vol. 9, pp. 415~432, 1975.
- 5) Uenoya, M. and Redwood, R. G.: Elasto-plastic shear buckling of square plates with circular holes, Computers and Structures, Vol. 8, No. 2, pp. 291~300, Jan., 1978.
- 6) Rockey, K. C.: The buckling and post-buckling behaviour of shear panels which have a central circular cutout, International Conference on Thin-Walled Structures, Institution of Structural Engineers, University of Strathclyde, pp. 658~672, 1979.
- 7) Grosskurth, Jr., J. F., White, R. N. and Gallagher, R. H.: Shear buckling of square perforated plates, Journal of the Engineering Mechanics Division, ASCE, Vol. 102, No. EM6, pp. 1025~1040, Dec., 1976.
- 8) Sabir, A. B. and Chow, F. Y.: Elastic buckling of flat panels containing circular and square holes, Proc. Int. Conf. on Instability and Plastic Collapse of Structures, Manchester, pp. 311~321, 1983.
- 9) 上野谷 実, 大村 裕: 円孔を有する固定正方形板の弾性せん断座屈, 構造工学論文集, Vol. 32A, 1986.
- 10) Narayanan, R. and Chow, F. Y.: Experiments on perforated plates subjected to shear, J. Strain Analysis, Vol. 20, No. 1, pp. 23~34, 1985.
- 11) 西原誠一郎 他: 有孔板のせん断強度と補強について, 日本造船学会論文集, No. 143, pp. 301~307, 1978.
- 12) 吉識雅夫 他: 有孔板の座屈強度について(その1), 造船協会論文集, 第122号, 1967.
- 13) 有田喜久雄, 藤原幸雄: 開孔を有する板の座屈に関する研究(第1報), 船舶技術研究所報告, Vol. 9, No. 2, pp. 43~57, 1972.
- 14) 西原誠一郎, 沢柳政弘: 有孔板の剪断強度と補強について(続報), 日本造船学会論文集, 第147号, pp. 276~282, 1980.
- 15) 上野谷 実, 岡田雅博: 有孔板の弾塑性せん断座屈強度に及ぼす周辺支持補剛材の影響, 福山大学工学部紀要, 第5号, pp. 37~51, 1983.
- 16) Redwood, R. G. and Uenoya, M.: Critical loads for webs with holes, ASCE, Vol. 105, No. ST10, pp. 2053~2067, Oct., 1979.

(1988年10月12日受付)