組み合わせ応力を受ける鉄筋コンクリート 材の動力学的解析

(その5) プレストレストコンクリート原子炉压力容器ならびにコンクリート格納容器の設計せん断許容応力度に関する研究

正会員 末 永 保 美*
正会員 石 丸 麟 太 郎**
正会員 渡 部 征 男***
正会員 鈴 木 英 —****

§1. 序

プレストレストコンクリート原子炉压力容器(以後PCR/Vと略称する)ならびにコンクリート格納容器(以後CCVと略称する)の設計規準として、米国でASME, Sec. III Div. 2が作成された。

この規準はPCR/VとCCVに関して詳細な内容を有しており、この種の設計規準としては現在まとまった唯一のものである。しかし、この規準はあくまでも米国の設計思想にもとづくもので、そのまま無条件に日本の設計規準として適用できるか否か十分検討しなければならない。これらの中で特に問題があると思われるところはコンクリートのせん断許容応力度である。我国では、近年十勝沖地震によるコンクリート構造物の被害状況をふまえて、地震時のせん断力に対する設計法が大幅に改訂されており、組み合わせ応力下でのせん断耐力について新たな見地から見直すべきであると考えられる。

本研究は、ASMEコードのせん断許容応力度に対する思想の解明を行ない、我国における関連諸規準との比較と検討を加え、我国の実状に即応したせん断許容応力の規準提案を提案することを目的とした。そして最後にASMEコードの問題点と設計を念頭に置いた場合の今後の研究課題についても言及した。

§2. ASME, Sec. III, Div. 2の設計思想の解明

2.1 歴史的展開

ASME, Sec. III, Div. 2ではCCVのための設計せん断許容応力度の値として、次の4項目につき夫々別個の規準が与えられている。すなわち、

1) 一般の鉄筋コンクリート部材、2) プレストレス

トコンクリート部材、3) ブラケットおよび持出し部材、4) 壁の面内せん断応力度、である。なお、1)~3)までのせん断補強筋の効果については別個に取り扱われている。

次に、PCR/Vの設計に対しては、周辺の拘束の有無により2種類の数値が与えられているに過ぎない。

さて、ASMEコードの規準は現行のACIコードからの引用がほとんどであるので、先ずACIコードの変遷からのべる。

米国におけるRC、およびPCの規準は、1963年を境に大きく変化している。これは、それ以前のものが弾性設計にもとづく許容応力度法を採っているのに対し、1963年のACI 318-63コードでは新たに終局強度設計法を取り入れたことで、部材の終局強度のためのCriteriaが明確に与えられた。部材のせん断強度について言及すると結論から言ってこれらはおもに多数の実験データにもとずき、実験結果を安全側に包含するように定めたものであると言える。

ところで、ACI 318-63コードの設定に先立って、せん断終局強度算定のための調査委員会ACI-ASCE committee 326が召集されており、1962年“*Shear and Diagonal Tension*”¹⁾の題で部材のせん断強度に対する調査研究の報告がなされている。ACI 318-63コードは、大部分この報告書にもとずいて設定されたものである。しかし、1963年コードは、PCならびにブラケット、短ばりなどに関する記述はなく、構造物全般がいちおう網羅されるかたちになったのは1971年のACI 318-71コードである。これらの主要事項を年代順にならべるとFig. 1のようになる。ASMEコードに記載されている各規準式についての由来を、以下に概略する。

(1) 一般の鉄筋コンクリート部材; I.M. Viest氏は1960年、Fig. 2に示すような加力方法によって、せ

* 横浜国立大学工学部教授・工博

** (株) 香建築事務所

*** 日本原子力発電KK・土木部

**** 横浜国立大学大学院生

(昭和50年12月2日日本稿受理・討論期限昭和51年7月末日)

Fig. 1 Process to completion of standard for shear in ASME

Fig. 2 Shear at initial diagonal tension cracking

せん断補強筋を有さない 34 本のはりのせん断実験を行ない、初期せん断ひび割れ発生時の平均せん断応力度の実験式を誘導した²⁾。これは、実験値に対する比の標準偏差が 0.09 で比較的相関性の高いものである。これらの関係は Fig. 2 に示す。ACI-ASCE committee 326 ではこの式を採用し、その他の実験データに対する誤差評価を行なった上で、実験式の係数を安全側に丸めると共に上限値を設けてせん断強度式を提案した。また、軸力を受ける材に対しても、若干の考察を加えて、この式を修正して用いることを実験値を参照しつつ提案した³⁾。ACI 318-63 コードでは、これに更に低減係数 ϕ を乗じたものを設計規準式として採用したが、現行の ACI 318-71 コードでは $\phi=1.0$ となっている。なお、この式は、いわゆる Shear-Compression failure に対して信頼性が薄いとされた討論⁴⁾もなされているが、他にこれ

と言った結論は未だ出されておらず ASME コードにも、若干の修正が加えられ用いられている。

(2) プレストレストコンクリート部材

イリノイ大学では、1952 年～1967 年までに C.P. Siess 氏、M.A. Sozen 氏等を中心に、プレストレストコンクリートはりのせん断強度に対するプレストレス力、ウェブ補強筋量、主筋比、シャースパンとはりせい比 (M/Qd) などの影響について約 250 体の実験によって調査を行っている。これらの実験結果をもとに、ACI-ASCE committee 326 の提案式に対する討論がなされており、曲げせん断破壊型のものに対する式が論じられているが、この理由づけについては ACI 318-63 commentary⁵⁾ に述べており、半理論的色彩の濃いものである。この中ではこれとは別にはりのウェブ部分の斜張力破壊の式も誘導されており、せん断破壊形式に 2 種類の式を提唱した点で、一般の RC 式とは考え方の上で相違がある。

さて、1969 年、J.G. Macgregor 氏、J.M. Hanson 氏等は、1971 年の ACI コードのための準備として、これらの式に検討を加え近似的かつ安全側に式を変換して現行の規準となった⁶⁾。曲げせん断破壊型の実験値と実験式の相関性は Fig. 3 に示すものである。なお、ASME コードでは、これに若干の修正をして規準式としてある。

(3) ブラケットおよび持出し部材

B. Kriz 氏、C.H. Raths 氏は 138 体のブラケット (Corbels) のせん断実験を行なって、短ばりのせん断強度を求める実験式を誘導し⁷⁾、シャースパンとはりせい比が 1 より小さい場合のはりに対する規準が ACI 318-71 に採り入れられた。実験値と実験式の相関性は Fig. 4 に示すものである。

2.2 設計規準の理論的解析とその考察

(1) 一般の鉄筋コンクリート部材

鉄筋コンクリート部材に関する ASME の規準は、ACI コードにほとんど準じていることは前述したが、

Fig. 3 Comparison of the shear at flexure-shear cracking with the ratio of the shear span

Fig. 4 Ultimate shear strength of Corbels

せん断耐力に関する根本的な考え方は次のようなものである。まず、せん断補強筋を有しないはり部材のせん断実験によってコンクリート部分が保有しているせん断耐力を定め、次にせん断補強筋の効果が算術的に累加されたとしたもので、したがってコンクリート部分のせん断耐力を定めることが重要である。現行の式の原形は1957年のJ. Morrow氏の実験に、I.M. Viest氏が理論的な考察を加えて誘導したものであって、2組の実験定数が含まれている。I.M. Viest氏の考え方の中心は、せん断破壊が組み合わせ応力下におけるコンクリートの斜め引張り破壊によるとするもので、主応力破壊説に立脚している。I.M. Viest氏は、中立軸以下のコンクリートにせん断力のみ負担させ曲げに対する引張力を無視する仮定を改めて、斜めひび割れ強度 $f_{t(max)}$ を次式で表わすこととした。

$$f_{t(max)} = \frac{1}{2}(\sigma_t + \sqrt{\sigma_t^2 + 4\tau^2}) \quad \dots\dots\dots(2.1)$$

このうち曲げ引張応力 σ_t が引張側主筋の応力 f_s に比例するとして、

$$\sigma_t = (\text{定数}) \cdot f_s / n = C \cdot \frac{M}{n p_t j b d} = C_1 \cdot \frac{M}{n p_t b d^2} \quad \dots\dots\dots(2.2)$$

また、コンクリートのせん断応力度の大きさは平均せん断応力に比例するとして、

$$\tau = C_2 \frac{V}{b d} \quad \dots\dots\dots(2.3)$$

(2.2), (2.3) 式を (2.1) 式に代入して V/bd について解くと

$$\frac{V}{b d} = \frac{2 f_{t(max)}}{C_1 \frac{M}{V \cdot d} \cdot \frac{1}{n p_t} + \sqrt{\left(C_1 \frac{M}{V \cdot d} \cdot \frac{1}{n p_t} \right)^2 + 4 C_2^2}} \quad \dots\dots\dots(2.4)$$

となる。すなわちこれは、 C_1, C_2 を定数として $f_{t(max)} = f_t'$ (主応力説にもとづくコンクリートの引張強度) になるような M を求めれば良いことになり、 C_1, C_2 を実験値に対して最適のように定めればよい。そして、このときの M と V は、もっともせん断破壊にむすびつくと考えられる圧縮ゾーンへ走る斜め引張りき裂が発生したときのせん断力を採用することとした。

ところで、(2.4) 式は、 V/bd が $\left(\frac{M}{V \cdot d} \cdot \frac{1}{n p_t} \right)$ のみの関数になっているので、多くの実験結果をこの2つのみのパラメーターを座標軸にとってプロットし、これから実用的な関係式を算定しても良いことになる。なお、 $f_{t(max)}$ は過去の経験から $\sqrt{f_c'}$ に比例すると仮定している。

I.M. Viest氏は以上の考えにもとずき、33体の実験値から次の実験式を誘導した。

$$\frac{V_c}{b d} = 1.917 \sqrt{f_c'} + 2725 \frac{V}{M} p_t d \quad (\text{psi}) \quad \dots\dots\dots(2.5)$$

ACI 規準ではこれが

$$\begin{aligned} \frac{V_c}{b d} &= 1.9 \sqrt{f_c'} + 2500 \frac{V}{M} p_t d \quad (\text{psi}) \\ &= 0.504 \sqrt{F_c} + 176 \frac{V}{M} p_t d \quad (\text{kg/cm}^2) \end{aligned} \quad \dots\dots\dots(2.6)$$

とされている。そして、更に ASME では p_t の範囲に制限を設けて

$$\frac{V_c}{b d} = 1.9(\alpha) \sqrt{f_c'} + 2500 \frac{V}{M} p_t d \quad (\text{psi}) \quad \dots\dots\dots(2.7)$$

ここに $\alpha = p_t / 0.015$ ($p_t \leq 0.015$), $\alpha = 1$ ($p_t > 0.015$)
 なお、規準式では V/bd の上限として $3.5 \sqrt{f_c'} (\text{psi}) = 0.928 \cdot \sqrt{F_c} (\text{kg/cm}^2)$ を実験値を参照して定めた。

次に、軸力を有する部分のせん断耐力の算定は次のような考え方にもとずいて導かれている。まず、せん断耐力を決定する基本式は (2.6) 式に変わりはないが、(2.2) 式の σ_t の算定式が軸力 N の分だけ変化する。Fig. 5 を参照にして、モーメントの釣り合いから、

$$M = N \left\{ j d - \left(d - \frac{D}{2} \right) \right\} + j d T \quad \dots\dots\dots(2.8)$$

$$\therefore T = \frac{M + N d \left\{ 1 - \frac{D}{2d} - j \right\}}{j d} \quad \dots\dots\dots(2.9)$$

$$\therefore \sigma_t = \frac{M + N d \cdot \beta}{j p_t b d^2} \quad \left(\text{ここに } \beta = 1 - \frac{D}{2d} - j \right) \quad \dots\dots\dots(2.10)$$

(2.10) 式は (2.2) 式の M を $M + N d \cdot \beta$ に置換したものである。そこで、(2.6) 式の M を $M + N d \cdot \beta$ とすれば良いこととなる。ここで β は、 $j \div \frac{7}{8}$ とすれ

Fig. 5

ば,

$$M' = M + Nd \cdot \beta \doteq M + N \cdot \frac{d - 4D}{8} \quad \dots\dots (2.11)$$

となり、これが ACI コードの規準式である。

なお、軸力を有する場合の上限値は同様に、

$$f_{t(\max)} = -\frac{\sigma_N}{2} + \frac{1}{2} \sqrt{\sigma_N^2 + 4 C_2 \left(\frac{V}{bd} \right)^2} \quad \dots\dots (2.12)$$

を変形して、

$$\begin{aligned} \frac{V}{bd} &= \frac{f_{t(\max)}}{C_2} \cdot \sqrt{1 + \frac{\sigma_N}{f_{t(\max)}}} \\ &= \frac{f_{t(\max)}}{C_2} \sqrt{1 + \frac{N}{f_{t(\max)} bd}} \quad \dots\dots (2.13) \end{aligned}$$

ここで

$$f_{t(\max)} = 7.5 \sqrt{f_c'} \quad (2.14)$$

とおくと、はりの場合

$$\frac{f_{t(\max)}}{C_2} \frac{V}{bd} < 3.5 \sqrt{f_c'} \quad (\text{psi}) \quad \dots\dots (2.15)$$

であるから、

$$\begin{aligned} \frac{V}{bd} &< 3.5 \sqrt{f_c'} \sqrt{1 + \frac{N}{7.5 \sqrt{f_c'} bd}} \\ &= 3.5 \sqrt{f_c'} \sqrt{1 + \frac{0.133}{\sqrt{f_c'}} \cdot \frac{N}{bd}} \quad (\text{psi}) \quad \dots\dots (2.16) \end{aligned}$$

となる。ACI コードでは $\sqrt{f_c'}$ の値は一般のコンクリートの場合、 $F_c = 138 \sim 550 \text{ kg/cm}^2$ であるから、 $0.133/\sqrt{f_c'} = 0.0015 \sim 0.003$ であるので、 $F_c = 310 \text{ kg/cm}^2$ の

場合を代表させて、

$$\begin{aligned} \frac{V}{bd} &< 3.5 \sqrt{f_c'} \sqrt{1 + 0.002 \frac{N}{bd}} \quad (\text{psi}) \\ &= 0.928 \sqrt{F_c} \sqrt{1 + 0.0285 \frac{N}{bd}} \quad (\text{kg/cm}^2) \quad \dots\dots (2.17) \end{aligned}$$

としている。

(2) プレストレストコンクリート部材

プレストレストコンクリートはりの規準は文献^{5), 8)}に準じて設定されたものである。文献⁸⁾によれば、プレストレストコンクリートはりの実験を通じて一種類の崩壊形が考察されており、その夫々の崩壊形に対して別個の規準が定められた。すなわち、i) はりのウェブ部分の引張り主応力破壊、ii) はりの曲げせん断破壊、である。

Fig. 6 Condition of combined stress

まず、i) の規準としては、ウェブ中央部分の組み合わせ応力状態を Fig. 6 のように考えると、

$$f_{t(\max)} = -\frac{f_{pe}}{2} + \frac{1}{2} \sqrt{f_{pe}^2 + 4 \tau^2} \quad \dots\dots (2.18)$$

となり、 τ について解くと

$$\tau = f_{t(\max)} \sqrt{1 + \frac{f_{pe}}{f_{t(\max)}}} \quad \dots\dots (2.19)$$

となる。今、一般に $f_{t(\max)} = 4 \sqrt{f_c'} \quad (\text{psi})$ が実験的に確認されるが、規準式では τ の代りに平均せん断応力度 V_{cw} を用いるので (2.19) 式の $f_{t(\max)}$ を $3.5 \sqrt{f_c'} \quad (\text{psi})$ にし、 τ を V_{cw} に置換すると、

$$\begin{aligned} V_{cw} &= 3.5 \sqrt{f_c'} \sqrt{1 + \frac{f_{pe}}{3.5 \sqrt{f_c'}}} \quad (\text{psi}) \\ &= 0.928 \sqrt{F_c} \sqrt{1 + \frac{f_{pe}}{0.928 \sqrt{F_c}}} \quad (\text{kg/cm}^2) \quad \dots\dots (2.20) \end{aligned}$$

となり、これを i) のための規準として提案している。次に ii) のタイプの破壊規準は、M.A. Sozen 氏他の実

Fig. 7 Place of Bending-shear crack

験値に対する以下のような解析⁸⁾にもとづいて定められたものである。実験によれば、Fig. 7 のように当初発生した曲げき裂が、材せいのほぼ $d/2$ の位置で加力方向に向きを変える曲げせん断き裂がもっとも critical である。このき裂がせん断耐力に関係が深いと見なされ、その発生する場所は加力点から $1/2 d$ のところである。この点の曲げモーメント M_{cr} は、

$$M_{cr} = V_{cr}' \left(l - \frac{d}{2} \right) \quad (2.21)$$

で表わされるが、 M_{cr} は次のように求めることが出来る。

$$M_{cr} = \frac{I}{y} (f_{Bt} + f_{pe} - f_d) \quad (2.22)$$

ここに、 f_{Bt} : コンクリートの曲げ引張り強度 (ACI では、 $f_{Bt} = 6\sqrt{f_c'}$ (psi) = $1.59\sqrt{F_c}$ kg/cm² としている)、 f_{pe} : プレストレス力、 f_d : 自重による曲げの縁応力、である。

(2.22) 式を (2.21) 式に代入して V_{cr}' について解くと、

$$V_{cr}' = \frac{I}{y} (f_{Bt} + f_{pe} - f_d) \left/ \left(l - \frac{d}{2} \right) \right. \quad (2.23)$$

ところで、加力点のモーメント M と V_{cr}' の間には、

$$V - V_d = V_{cr}' = M/l \quad (2.24)$$

の関係があるから、(2.23)、(2.24) 式から、

$$V = M_{cr} \left/ \left(\frac{M}{V} - \frac{d}{2} \right) \right. + V_d \quad (2.25)$$

ここに、 V : 自重を含めた加力点から $d/2$ だけ支点によったところの全せん断力、 V_d : 上記の点の自重によるせん断力、である。さて、実験においては、 V_{cr} と M_{cr} が与えられているから、 V_{cr}/bd と $M_{cr} \left/ \left(\frac{M}{V} - \frac{d}{2} \right) \right. bd$ 、を座標軸にとって実験値をプロットすると Fig. 3 となり、 V_{cr} は加力点から $d/2$ だけ支点によった位置に発生する曲げひび割れせん断力 V_{cr} よりもやや上昇した値となる。すなわち、文献⁵⁾では、

$$\frac{V_{cr}}{bd} = 0.6\sqrt{f_c'} + M_{cr} \left/ \left(\frac{M}{V \cdot d} - 0.5 \right) \right. bd^2 \quad (2.26)$$

と与えられている。ACI 318-71 コードでは、これが安全側に修正されて、

$$\left. \begin{aligned} \frac{V}{bd} &= 0.6\sqrt{f_c'} + \frac{\left(\frac{V}{M} \right) M_{cr} + V \cdot d}{bd} \quad (\text{psi}) \\ &= 0.159\sqrt{F_c} + 0.0703 \frac{\left(\frac{V}{M} \right) M_{cr} + V \cdot d}{bd} \quad (\text{kg/cm}^2) \end{aligned} \right\} \quad (2.27)$$

と規定されている。ASME コードでは (2.27) 式の上式の右辺第1項の係数を 0.6 の代りに、 K で与えており、

$$\left. \begin{aligned} K &= 1.75 - \frac{0.036}{np_t} + 4.0 np_t > 0.6 \quad (p_t > 0.003) \\ K &= 0, \quad (p_t < 0.003) \\ \left(\text{ここに、} n &= \frac{505}{\sqrt{f_c'}} = \frac{134}{\sqrt{F_c}} \right) \end{aligned} \right\} \quad (2.28)$$

とされている。この出典ははっきりしないが、恐らく実験データーをもとに K と p_t との関係を求めて採用したものと推察される。

(3) ブラケットおよび持ち出し部材

この項で規定されているものは、シャースパンとはりせい比 a/d が 1 以下のもので、前述のようにすべて実験にもとづいており、理論的根拠は薄い。規準式の設定に至る概略を以下に述べる。

Fig. 8 Reinforcement Details of Test Corbels

実験は Fig. 8 に示す試験体に対して、加力点に鉛直荷重 V と水平荷重 H をある一定の比率で漸増して載荷し破壊に至らしめたもので、 $H/V=0$ を 67 体、 $H/V=0.5$ を 25 体、 $H/V=1.0$ を 23 体計 115 体行なっている。せん断強度に影響を与える要因としては、 a/d 、 p_t 、 H/V の 3 つで、これら 3 個のパラメーターによる指数関数表示のせん断強度式が最小自乗法により次のように導かれた。

LIMITS FOR P

$$R_t = \frac{A_s + A_v}{bd} \geq 0.6\% \leq 2.0\%$$

$$R_t = \frac{A_s}{bd} \geq 0.4\% \leq 1.3\%$$

Fig. 9 Method of calculation for P_t

$$\frac{V_u}{bd\sqrt{f_c'}} = 6.5(1 - 0.5^{d/a}) \left\{ \frac{1000 p_t^{(1/3 + 0.4 \cdot H/V)}}{10^{(0.8)H/V}} \right\} \quad \dots\dots\dots (2.29)$$

これを、使用上の便宜をはかって普通の代数式に近似変換すると、

$$\begin{aligned} \frac{V_u}{bd\sqrt{f_c'}} \text{ (psi)} &= 3.77 \frac{V_u}{bd\sqrt{F_c}} \text{ (kg/cm}^2\text{)} \\ &= \left\{ 6.5 - 5.1\sqrt{\frac{H}{V}} \right\} \left(1 - 0.5\frac{a}{d} \right) \\ &\quad \cdot \left\{ 1 + \left(64 + 160\sqrt{\left(\frac{H}{V} \right)^3} \right) p_t \right\} \quad \dots\dots (2.30) \end{aligned}$$

となり、ACI 318-71 コード、および ASME コードの規準式となっている。なお (2.30) 式の p_t は Fig. 9 を参照にして

$$p_t = \frac{A_s + A_v}{bd} \quad \dots\dots\dots (2.31)$$

で与えられるもので、規準では実験の範囲から

$$\left. \begin{aligned} A_v &< A_s, \\ p_t &< 0.2 \frac{f_c'}{f_y} \end{aligned} \right\} \quad \dots\dots\dots (2.32)$$

の制限を付加している。

§ 3. ASME, Sec. III, Div. 2 と我国の関連諸規準との比較

(1) 一般の鉄筋コンクリート部材

日本建築学会の鉄筋コンクリート構造計算規準（以下 AIJ コードと略称）のはり・柱に対するせん断許容値の設定は大野・荒川博士による連続はり型のせん断実験に対する実験式⁹⁾がもととなっていることは周知のことである。この実験式は、せん断初き裂荷重とせん断終局耐力の 2 種類が夫々独立に誘導されたものであるが、AIJ コードではこれをせん断初き裂荷重に対して長期許容応力度、せん断終局耐力式に対して短期許容応力度が対応する様に修正されている。かかる点で AIJ コードのも

のは材の終局強度に重点を置いているのに対し、ACI コードではせん断初きひび割れ強度が中心であって、真の終局強度との関連が明白に与えられていない。また、せん断補強筋の効果に対する扱いも ACI コードでは従来のトラスアナロジーをそのまま踏襲したものであるのに対し、AIJ ではこれが非線型である。この様に ACI と AIJ コードでは思想的に相違があるが、この二つを比較した場合以下の点で AIJ 式の合理性が主張出来る。

1. ACI コードの原式は、せん断ひび割れ荷重を対象としたものであり、これと終局耐力との比率はせん断破壊の形式により一率ではないので設計安全率としての見地に立てば、終局強度を式の基本にしている AIJ 式の方が思想的に優れている。

2. せん断補強筋の効果が AIJ 式では実験にもとづくものであって、 $\sqrt{f_y p_w}$ の形で原式は誘導されており、ACI 式の従来のトラスアナロジーによる累加式を用いなかった点、とくに、初期せん断ひび割れにはせん断補強筋の効果は余りないことが報告されている。

3. 柱については、軸力の効果を加味している点で、ACI 式の方が一見合理的であるが、軸力の作用するものは爆裂的なせん断破壊を起こすこと、ならびに軸力を作用させた実験についての検討はあまりなされておらずせん断強度に対する効果に不明の点の多いことを考えると、構造物にじん性のある降伏性状を期待する面から言ってせん断耐力を若干過小評価している AIJ 式の方が現状としてはベターである。なお、参考までに ACI 式と AIJ 式の比較を Fig. 10 に示した。

(2) プレストレストコンクリート部材

日本建築学会のプレストレストコンクリート構造計算規準（以下、AIJ・PC コードと略称）鉄筋コンクリート構造計算規準をさす場合は AIJ・RC と呼んで区別する）は思想的には ACI コードの一部に準じている。すなわち、崩壊形式としてウェブ面の斜張力破壊、ならびに曲げせん断破壊の 2 種類を解説中に述べていることから考察される。しかし、AIJ・PC 式は、最終的には

Fig. 10 Comparison of AIJ st. and ASME st. in allowable unit stress for shear

ウェブ面の斜張力破壊のみを規制しており、これから算出された許容せん断応力度を、AIJ・RC式に比較させることにより曲げせん断破壊にそなえる形式をとった点でACIコードと相違している。

さて、ウェブ面に作用する限界の斜張力は、

$$\phi F_t = \sqrt{\tau^2 + (f_{pe}/2)^2} - f_{pe}/2 \quad \dots\dots\dots (3.1)$$

で与えられるが、 τ について解くと、

$$\tau = \sqrt{\{\phi F_t + (f_{pe}/2)\}^2 - (f_{pe}/2)^2} \quad \dots\dots\dots (3.2)$$

となる。ここで、AIJコードで推奨する値として、 ϕ を0.5、 $F_t = 0.07 F_c$ (長期) とおくと、 σ_t が許容斜張応力を越えた場合、コンクリート部の負担する許容せん断力の限界は、

$$\tau_{a(\max)} = \frac{V_c}{b_j} = 2 f_s = 2 \sqrt{\{\phi F_t + (f_{pe}/2)\}^2 - (f_{pe}/2)^2} \quad \dots\dots\dots (3.3)$$

であるから

$$\sqrt{2 f_s^2 + (f_{pe}/2)^2} - f_{pe}/2 > \phi F_t \quad \dots\dots\dots (3.4)$$

が導かれる。式(3.4)の左辺は σ_t であるから、

$$\sigma_t > 0.5 F_t \quad \dots\dots\dots (3.5)$$

となって、AIJ・PCコードで述べている思想と矛盾する。さらに具合の悪いことは、(3.3)式を $\phi=0.5$ として変形すると、

$$\tau_a^2 = F_t^2 + 2 F_t f_{pe} \quad \dots\dots\dots (3.6)$$

$$\begin{aligned} \therefore \tau_a^2 + \left(\frac{f_{pe}}{2}\right)^2 &= F_t^2 + 2 F_t f_{pe} + \left(\frac{f_{pe}}{2}\right)^2 \\ &> \left(F_t + \frac{f_{pe}}{2}\right)^2 \quad \dots\dots\dots (3.7) \end{aligned}$$

$$\therefore \sigma_{t(\max)} = \sqrt{\tau_a^2 + \left(\frac{f_{pe}}{2}\right)^2} - \frac{f_{pe}}{2} > F_t \quad \dots\dots\dots (3.8)$$

となって、許容せん断応力下での引張主応力度が F_t を超過することになる。

したがって、AIJ・PCコードの解説を文字通りに読み取ると誤った結果になる。ACI式における曲げせん断破壊はウェブ部分の斜張力破壊に先行するものであるから、ACI・PCコードを善意に解釈すると、次のようになる。ACI式の

$$v_{cw} \leq 0.928 \sqrt{F_c} \sqrt{1 + \frac{f_{pe}}{0.928 \sqrt{F_c}}} \quad \dots\dots\dots (3.8)$$

に対応する式として

$$\tau_a \leq \sqrt{(0.07 F_c)^2 + 0.07 F_c f_{pe}} \quad \dots\dots\dots (3.9)$$

が与えられる。一方、 $\phi=0.5$ として、

$$\tau_a = \alpha f_s = \alpha \sqrt{(0.035 F_c)^2 + 0.035 F_c f_{pe}} \quad \dots\dots\dots (3.10)$$

$$\text{ここに } \alpha = 4 / \left(\frac{M}{V \cdot d} + 1 \right)$$

とすれば、曲げせん断型の破壊式として(3.10)式が適用できる範囲は、

$$\alpha \leq 2 \sqrt{\frac{0.07 + \bar{f}_{pe}}{0.07 + 2 \bar{f}_{pe}}} < 2 \quad \dots\dots\dots (3.11)$$

$$\text{ここに } \bar{f}_{pe} = f_{pe} / F_c$$

ということになる。(3.11)式は $\bar{f}_{pe} > 0.1$ では、ほぼ $\alpha=1.5$ 、を境に斜張力破壊型と曲げせん断破壊型に分離されることになる。そこで、せん断許容応力度 τ_a と f_{pe} の関係を求めると

$$\bar{\tau}_a = \tau_a / F_c = 0.035 \cdot \alpha \sqrt{1 + 28.57 \bar{f}_{pe}} \quad \dots\dots\dots (3.12)$$

$$\bar{\tau}_a = 0.07 \sqrt{1 + 14.29 \bar{f}_{pe}} \quad \dots\dots\dots (3.13)$$

の2式の小さい方が求める $\bar{\tau}_a$ である。これらの関係をACI式と比較して描くとFig. 11のようになる。図より明らかに、ACIとAIJ式は根本的な相違がある。

Fig. 11 Comparison of ACI st. and modified AIJ st. in allowable unit stress for shear of prestressed concrete beams

これは、ACI式が実験にもとづいて曲げせん断型の規準式を誘導したのに対し、AIJ・PC式は部分的に曲げせん断型の破壊形式を包含するAIJ・RC式に代入したためであって、斜張力破壊型と曲げせん断型では本質的に破壊機構が異なるので、この様な拡大解釈は誤っていると言わねばならない。すなわち、AIJ・PC式の斜張力破壊型から算出した τ_a と、AIJ・RCコードで与えている f_s とは、破壊規準を作成する上で、まったく異なった思想のもとで行なわれているのでその値が異なるのは当然のことである。

なお、AIJ・PCコードでは、「曲げ・せん断破壊型のものは、純曲げの破壊式にせん断力の影響を加味した補正係数を導入すれば、形式上純曲げ式と同様な取扱いで計算される。」と解説されており、その実験式も与えられているが、規準として明瞭なかたちで与えることが望ましいと考える。

(3) ブラケットおよび持ち出し部材

ブラケットおよび持ち出し等のいわゆる Deep Beam に関する規準は我国では作成されておらず、強いて用いるとすれば、AIJ・RCコードのはりの設計式で、 $\alpha=2$ と置いたものとなり、これは許容応力度が大幅に低く算定される。

(4) コンクリートの引張強度、せん断強度についての考察

この項では、せん断許容応力に関係の深いコンクリートの引張り強度と圧縮強度の関係に関する、AIJ, ACI コード、その他の規準の比較を行なってみる。

まず、これらの規準を列挙すると、

$$F_t = 0.53 F_c^{2/3} \quad (\text{C.E.B.})^{(10)} \dots\dots\dots (3.14)$$

$$F_t = 1.06 \sqrt{F_c} = (4 \sqrt{f_c'} \text{ psi}) \quad (\text{ACI-ASME コード}) \dots\dots\dots (3.15)$$

$$F_t = 0.07 F_c \quad (\text{AIJ-PC コード}) \dots\dots\dots (3.16)$$

$$f_s = \frac{F_c}{20} \text{ or } \left(5 + \frac{F_c}{100}\right) \times 1.5 \quad (\text{AIJ-RC コード}) \dots\dots\dots (3.17)$$

$$\left. \begin{aligned} f_s &= 6 + \frac{F_c - 180}{60}, \text{ kg/cm}^2 \quad (180 < F_c < 300) \\ &= 9 \quad (400 \leq F_c) \end{aligned} \right\} \quad (\text{土木学会}) \dots\dots\dots (3.18)$$

(3.17), (3.18) 式は規準に引張り強度が与えられておらずせん断許容応力として与えられたものである。

さて、(3.14) 式は実験式として可成り精度の高いものである。これを ACI タイプの式に $200 < F_c < 400 \text{ kg/cm}^2$ の範囲で最小自乗法による最良近似を行なうと

$$\begin{aligned} F_t &= 1.48 \sqrt{F_c} = (5.58 \sqrt{f_c'} \text{ psi}) \\ &\div (1.39 \times 4 \sqrt{f_c'} \text{ psi}) \dots\dots\dots (3.19) \end{aligned}$$

となって、(3.15) 式よりは 4 割弱大きくなって、これは、強度そのものに安全率を含んでいることが判る。Fig. 12 にこれらの関係を示す。ところで、引張り強度とせん断強度（振り実験によるもの）などについての関係はモール・クーロン系の式として与えられているが、それらの主なものは、i) H.J. Cowan 氏の式⁽¹¹⁾、ii) 田中 尚博士の式⁽¹²⁾、iii) P. Zia 氏の式⁽¹³⁾である。これらの中で、i) の H.J. Cowan 氏のものが最も簡明で取り扱いも容易である。i)~iii) の概念図を示すと Fig. 13 のようになるが、既往の実験結果をプロットすると Fig. 14 のようになって、分散は可成り大きく、i)~iii) までのいずれを選択するかは速断できない。しかし、いずれにしても、組み合わせ応力下において、圧縮応力度が増

Fig. 12 Relation between compressive strength and tensile strength in concrete

Fig. 13 Principal stress expression of authority's proposition based on Coulomb formula

Fig. 14 Failure criteria under bi axial stress

加すると、引張強度は小さくなる傾向がみられるので、この辺の事情を考慮する必要がある。

§4. 設計せん断許容応力度についての提案

4.1 設計せん断許容応力度の算定方法

前節までの考察をもとに以下のような設計せん断許容応力度の算定方法を提案する。

(1) 一般の鉄筋コンクリート部材

a. 公称せん断応力度の許容値は次式により定める。

$$v_a = \frac{V}{bd} = \frac{7}{8} (\alpha f_s + 0.5 \beta f_y) \dots\dots\dots (4.1)$$

ここに、 $\alpha = 4 \sqrt{\frac{M}{V \cdot d}} + 1$ かつ $1 \leq \alpha \leq 2$

$$\left. \begin{aligned} \beta &= (p_w - 0.002), \quad 0.002 \leq p_w \leq 0.005 \\ &= -\frac{1}{14} (p_w - 0.012)^2 + 0.65, \\ &\quad 0.005 \leq p_w \leq 0.012 \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (4.2)$$

b. 軸圧縮力を受ける部材では (4.1) 式の α を 1 と置く。

(2) プレストレストコンクリート部材

設計せん断許容応力度は次式の小さい方とする。

$$v_{cw} = 0.928 \sqrt{F_c} \sqrt{1 + f_{pe}/0.928 \sqrt{F_c}} \quad (\text{kg/cm}^2) \dots\dots\dots (4.3)$$

$$v_{ci} = 0.159 \sqrt{F_c} + 0.0703 \frac{\left(\frac{V}{M}\right) M_{cr} + V \cdot d}{bd} \quad (\text{kg/cm}^2) \dots\dots\dots (4.4)$$

せん断力が、上記の値を超過した場合はせん断補強筋によってこれを負担させる。その算定は v_{cw} , v_{ci} の小さい方を (4.1) 式の f_s に置き換え $\alpha=1$ として行う。

$$\text{ここに } M_{cr} = \frac{I}{Y_t} (1.59 \sqrt{F_c} + f_{pe}) \dots\dots\dots (4.5)$$

なお、断面に初期き裂が入っているときは (4.4) 式の

1.59 $\sqrt{F_c}$ は 0 と置く。

(3) ブラケットおよび持ち出し

許容せん断応力度は次の値とする。

$$v_u = \left\{ 6.5 - 5.1 \sqrt{\frac{H}{V}} \right\} \left(1 - 0.5 \frac{a}{d} \right) \cdot \left\{ 1 + \left(64 + 160 \left(\frac{H}{V} \right)^{2/3} \right) p_t \right\} \times \frac{\sqrt{F_c}}{3.77} \text{ (kg/cm}^2\text{)} \dots\dots\dots (4.6)$$

ここに, $p_t < 0.13 \frac{F_c}{f_y}$, $H/V < 1.0$, $a/d < 1$

(4) 鉄筋コンクリートの接線方向せん断力

a. 接線方向許容せん断応力度は次式によって決定する。

$$\tau = F_{t(\max)} \sqrt{1 + \sigma_n / F_{t(\max)}} \text{ (kg/cm}^2\text{)} \dots\dots (4.7)$$

$$(\sigma_n \leq F_c - 5 F_{t(\max)})$$

$$\tau = \frac{\sqrt{0.142 \sigma_n^2 + 0.25 F_c + 0.0625 F_c^2}}{1.8} \text{ (kg/cm}^2\text{)} \dots\dots\dots (4.8)$$

$(\sigma_n > F_c - 5 F_{t(\max)})$

ここに $F_{t(\max)} = 1.04 \sqrt{F_c}$ (kg/cm²) $\dots\dots\dots (4.9)$

b. 接線方向せん断力が (4.7), (4.8) 式を超過したときは作用している全せん断力を鉄筋に負担させ、コンクリートとの累加は考えない。補強鉄筋量の算定は次式によって行なう。

$$p_s = \tau / f_y \dots\dots\dots (4.10)$$

ただし, p_s の値が 1.2% 以上の場合は p_s を 1.2% とする。

(5) PCR/V の設計せん断許容応力

a. 平面応力場において, 垂直応力度 σ_x , σ_y , せん断応力度 τ_{xy} を受ける場合, τ_{xy} は次の値を越えてはならない。

$$\tau_{xy} = \sqrt{(\sigma_x + F_t)(\sigma_y + F_t)} \dots\dots\dots (4.11)$$

$$\sigma_x + \sigma_y \leq F_c - 5 F_t, \sigma_x, \sigma_y < F_c \times 0.6$$

$$\tau_{xy} = \frac{\sqrt{(\sigma_x - 0.25 \sigma_y)(\sigma_y - 0.25 \sigma_x)}}{2} * \frac{+0.1 F_c(\sigma_x + \sigma_y) + (0.25 F_c)^2}{2} \times 0.6 \dots\dots\dots (4.12)$$

$$\sigma_x + \sigma_y > F_c - 5 F_t, \sigma_x, \sigma_y < F_c \times 0.6$$

$$\text{ここに, } F_t = 0.795 \sqrt{F_c} \text{ (kg/cm}^2\text{)} = 3 \sqrt{f_c'} \text{ (psi)} \dots\dots\dots (4.13)$$

ただし,

$$\sqrt{\tau_{xy}^2 + \left(\frac{\sigma_x - \sigma_y}{2} \right)^2} < \frac{F_c}{2} \times 0.6 \dots\dots\dots (4.14)$$

を常に満足すること。

b. a. の (4.11)~(4.14) 式は精密な応力解析に依る場合に用い, 精密解によらない場合は次の値を越えてはならない。

$$\tau_{xy} = 0.759 \sqrt{F_c} \text{ (kg/cm}^2\text{)} \dots\dots\dots (4.15)$$

4.2 解 説

(1) 一般の鉄筋コンクリート部材

ACI 式と AIJ・RC 式とは式を構成しているパラメーターが異なるので一つの座標のもとで比較することは困難である。そこで, 我国で行なわれたはり・柱の実験値¹⁴⁾に対して, 両規準式の値との比を求めこれらを統計的に図表化することを試みた。これらの資料は, 縦軸に $V_{\text{test}}/V_{\text{cal}}$ をとり, 横軸にパラメーター (F_c , p_t , $M/V \cdot d$, p_w) をとって考察した。これによると, 資料の分散は p_w に起因していることが認められたが, その分散の傾向は p_w の効果を余り適切に評価しているとは言えず, p_w が大きくなるに従って安全率が低下する傾向にある。これらの代表例を Fig. 15~Fig. 18 に示す。図より明らかなようにその回帰直線は右下りのものとなっており, 特に ACI 式では安全率が 1 を割るものも相当数存在する。また, 前述のように, ACI 式では圧縮せん断型の破壊に対する根拠も薄いので提案式としては,

Fig. 15 Comparison of initial shear crack stress and calculated value of ACI st. (simple beam loading method—column)

Fig. 16 Comparison of initial shear crack stress and calculated value of AIJ st. (simple beam loading method—column)

Fig. 17 Comparison of initial shear crack stress and calculated value of ACI st. (Ono's loading method)

Fig. 18 Comparison of initial shear crack stress and calculated value of AIJ st. (Ono's loading method)

Fig. 19 Reduction of effect in Web reinforcement

AIJ・RC コードの形式を採用することとした。この場合、安全率をなるべくそろえると言う立場から、せん断補強筋の効果について次のような修正を試みた。これは、補強筋を多く必要とするものは、設計でもシビアなところであり、せん断ひび割れに対しては補強筋の効果が小さいと云う実験結果を考慮したからである。すなわち、このことは余り大きな事故でない場合にはなるべくせん断き裂を発生させまいとする意図が働いている。

そこで、統計資料からみると、 $p_w > 0.5\%$ では、 $V_{test}/V_{cal} \leq 1$ となる頻度も多いので、ここを分岐点として $p_w = 1.2\%$ で最大効果になるように放物線でむすぶと Fig. 19 のようになり、提案式となった。

(2) プレストレストコンクリート

§3.(2) でも述べたように、我国の PC 規準ははりウェブ面のせん断斜張力破壊のみをチェックする形式となっており、かつ、これを定めるコンクリートの引張り強度が圧縮強度にリニアになっている点で問題である。

そして、曲げせん断型の破壊形式に対するチェックは十分でないので、実験式にもとづく ACI コードの方が妥当であると考えた。ただし、ACI コードではせん断補強筋の効果が過大に評価される傾向があるので、せん断補強筋の算定は、AIJ・RC コードの柱の算定式に準じた。

(3) ブラケットおよび持ち出しに関しては、我国に、これに相当するものがないので、ASME コードをそのまま採用した。

(4) 鉄筋コンクリートの接線方向せん断力

この項について ASME コードでは p_w に関係した数値が与えられているだけであるが、面内せん断応力は通常組み合わせ応力状態であるから、これに対応できるよう H.J. Cowan 氏の規準にもとづいて定めた。

この場合、 F_t は ACI コードで用いられている $F_t = 1.04\sqrt{F_c}$ を用いたが、CEB 式に較べて約 4 割の安全率がある。

一方、圧縮せん断型の破壊では、H.J. Cowan 氏の規準で

$$\tau_{\max} = \frac{\sqrt{\mu^2 \left(\frac{\sigma_n}{2} \right)^2 + \sigma_n \tau_0 + \tau_0^2}}{\sqrt{1 + \mu^2}} \quad (\text{kg/cm}^2) \quad (4.16)$$

ここに、 $\mu = \tan 37^\circ$, $\tau_0 = 0.249 F_c$ (kg/cm²)

となり、斜張力破壊のものと安全率をそろえるため、

$$\tau = \tau_{\max} \times \frac{1}{1.4} \doteq 0.7 \tau_{\max} \quad (4.17)$$

とした。

なお、せん断補強筋は初期せん断き裂の発生防止には余り効果がないことが認められているので、せん断耐力の算定にはコンクリートと鉄筋の累加はないものとし、安全性を高めることとした。

(5) PCRVR の設計せん断許容応力

ASME コードにおいては、許容せん断力が組み合わせ応力状態に無関係に与えられており、3 軸圧縮応力状態の場合にのみ割り増し係数により修正する方式をとっている。組み合わせ応力下での破壊規準を唯一通りに定めるのは非常に問題で、ここでは、平面応力状態における破壊規準を、H.J. Cowan 氏の式にもとづいて定め

た。なお、引張強度を $3\sqrt{f'_c}$ psi, としたときによる安全率は $5.58/3=1.86$ となるので、圧縮強度にも $1/1.86 \approx 0.6$ をそのまま乗じた。なお、3 軸圧縮応力状態については実験データが $\sigma_1=\sigma_2<\sigma_3$ という特殊な状態のもののみであるから、これについては現存のところ結論が出せない。

§5. ASME コードの問題点と今後の研究課題

(1) 一般の鉄筋コンクリート部材に対しては次の諸点が問題となる。

i) ASME コードはコンクリートのせん断初き裂発生荷重を対象にして設計式が定められているが、これを終局強度型のものにすることが必要である。また、ASME コードの原点である I.M. Viest 氏の式は、すべてのせん断破壊形式が網羅されていないので、今後これらの分類調査を行なって安全率を設計対象すべてに一率になるよう考慮すべきである。

ii) ASME コードでは、せん断補強筋の効果を過大に評価している傾向にあるので、既往の実験データをもとに修正すべきである。

iii) 軸力を有する部材のせん断耐力は現時点では明確な結論が出されておらず、ASME コードの定め方は実験数も比較的少なく問題である。とくに高軸圧下では、ぜい性的なせん断破壊をすることが実験的に証明されているので、破壊形式とのからみの上で許容耐力を定めることが必要である。

iv) ACI, AIJ・RC 現行の規準では、単材の実験により導いた実験式がもとになっているが、これが容器構造物にはたしてどの程度適合性を有しているかについては疑問の点が多い。特に、事故時においては容器は高内圧をうけて、面内に引張力を生ずることになるが、ASME コードではこの点について全くふれていない。

(2) プレストレストコンクリートに対する問題点

i) ASME コードでは、曲げせん断型の破壊に対する許容耐力が斜張力破壊型のものとは別個に与えられているが、これはやはりせん断初き裂荷重に対して考慮したもので、必ずしも終局耐力とむすびついていない。

すなわち、曲げせん断圧縮型の破壊基準についての十分な考察がなされていない。

ii) ここでもせん断補強筋の効果について、初等のトラスアナロジーが用いられており、鉄筋コンクリート材の設計せん断許容応力の算定と同様問題である。

(3) 鉄筋コンクリートの接線方向せん断力に対する問題点

i) ASME コードでは、接線方向せん断力に対する許容値として補強筋比の関数形が一率に与えられているにすぎないが、壁面が地震力をうける場合面内応力は組み合わせ応力状態となるので、これに対応させた criteria でなければならない。

(4) PCRV の設計規準に対する問題点

i) ここでもやはり、組み合わせ応力下でのせん断耐力の算定規準が問題となる。特に、3 軸圧縮応力下での破壊に対する既往の実験が、 $\sigma_1=\sigma_2<\sigma_3$ となる特殊な応力状態で行なわれたものが大部分であるので、この点についてはもっと検討を加えねばならない。

謝 辞

本研究は日本原子力発電 K K の委託を受けて (財) 建設工学研究会が受託し、筆者等がこれを担当した。

研究当初より、理論的考察に適切な御示唆をいただいた、東大名誉教授 坪井善勝博士、ならびに、課題に対して度重なる討論をいただいた、日本原子力発電 K K の秋野博士、の御好意に厚く感謝の意を表します。

§6. 記号の説明

$A_h = A_v$

A_s : ブラケットの曲げ主筋の断面積

A_v : ブラケットの腹筋の断面積

a : せん断スパン

b : はり・柱の幅

b' : プレストレストコンクリートなどの I 型ばりのウェブの幅

C : コンクリートに作用する圧縮応力

C_1, C_2, C_3 : 実験定数

D : はり・柱の全せい

d : はり・柱の有効せい

F_c : コンクリートの圧縮強度 (kg/cm²)

f'_c : コンクリートの圧縮強度 (psi)

F_t : コンクリートの引張強度 (kg/cm²)

f_{Bt} : コンクリートの曲げ引張強度 (kg/cm²)

f_d : 自重による曲げに対する外縁の引張応力度

f_{pe} : コンクリートに作用するプレストレスト応力度

$\bar{f}_{pe} = f_{pe}/F_c$ or f_{pe}/f'_c

f_s : コンクリートはり・柱のせん断許容応力度 (AIJ・RC 規準)

f_y : 鉄筋の降伏応力度

H : ブラケット加圧点に作用する水平力

I : プレストレストコンクリートばりの断面 2 次モーメント

j : コンクリートはり・柱の応力中心間距離と d との比 $\approx 7/8$

K : ASME のせん断許容応力度における係数

l : せん断スパン

M : 断面に作用する曲げモーメント

M' : ACI・柱のせん断規準における修正曲げモーメント

M_{cr} : プレストレストコンクリートばりのひび割れモーメント

N : 断面に作用する軸力

n : ヤング係数比

P : 荷重

p_t : 引張鉄筋比

p_w : せん断補強筋比

Q : はり・柱のせん断実験における外力として加えたせん断力

T : はり・柱の主筋に作用する引張り力

V : はり・柱に作用する全せん断力

V_a : 設計用許容せん断力

V_{cr} : 初き裂時せん断力

V_d : 自重によるせん断力

V_f : 曲げせん断き裂発生時のせん断力 (曲げ・せん断型の破壊の場合)

V_s : ウェブ部分の斜張力き裂発生時のせん断力

V_u : はり・柱の最大せん断力

v_{ci} : 曲げせん断破壊型の場合の平均せん断許容応力度

v_{cw} : ウェブ部分の斜張力破壊型の場合の平均せん断許容応力度

v_u : ブラケットの許容せん断応力度

v_p : 自重によるせん断応力度

Y_t : プレストレストコンクリートはり断面の図心から引張り縁までの距離

α : $4 / \left(\frac{M}{Qd} + 1 \right)$, 又は ACI 規準における実験定数

β : 設計せん断許容応力度についての提案式における補正係数

μ : コンクリートの内部摩擦角の正接 $= \tan 37^\circ$

σ : 垂直応力度

σ_c : 圧縮応力度と圧縮強度の比 $= \sigma_c / F_c$

σ_N, σ_n : 軸圧縮力によるコンクリートの圧縮応力度

σ_t : 鉄筋の引張応力度

τ : せん断応力度 $= V/bjd$

$\bar{\tau}$: τ / F_c

τ_0 : 純せん断強度

τ_A, τ_a : せん断許容応力度

$\bar{\tau}_a$: τ_a / F_c

τ_{cr} : せん断初き裂荷重時のせん断応力度

τ_{cw} : ウェブ面にせん断斜張力き裂が発生するときのせん断応力度

τ_u : 最大せん断力時のせん断応力度

ϕ : コンクリート引張強度の低減係数

引用文献および参考文献

- 1) ACI-ASCE Committee 326 : Shear and Diagonal Tension, 1962.1, 2, 3
- 2) J.E. Bower, I.M. Viest : Shear Strength of Restrained Concrete Beams without Web Reinforcement, ACI. Jour. 1960.7
- 3) J. Morrow, I.M. Viest : Shear Strength of Reinforced Concrete Frame Members without Web Reinforcement, ACI. Jour. 1957.3
- 4) T.C. Zutly : Beam Shear Strength Prediction by Analysis of Existing Data, ACI. Jour. 1968.11
- 5) M.A. Sozen, N.M. Hawkins : Discussion of a paper by ACI-ASCE. Committee. 326 "Shear and Diagonal Tension" ACI. Jour. 1962.9, p. 1341
- 6) J.C. Macgregor, J.M. Hanson : Proposed Changes in Shear Provisions for Reinforced and Prestressed Concrete Beams, ACI. Jour. 1969.4
- 7) L.B. Kriz, C.H. Rath : Connections in Precast Concrete Structures-Strength of Corbels : PCI. Jour. 1965.2
- 8) ACI. Committee 318 : Commentary on Building Code Requirements for Reinforced Concrete, ACI. 318-71
- 9) 荒川 卓 : 鉄筋コンクリートはりのせん断抵抗に関する研究, 北海道大学 工学部研究報告 第 25 号 昭和 36 年 3 月
- 10) ヨーロッパコンクリート委員会編 (尾坂芳夫訳) : 終局強度理論による鉄筋 コンクリート設計施工基準, 日本セメント技術協会 昭和 41 年 3 月
- 11) H.J. Cowan : Reinforced and Prestressed Concrete in Torsion, Edward Arnold L.T.D London 1965
- 12) 小野 薫, 田中 尚 : 鉄筋コンクリート壁体の Limit Design, 日本建築学会論文報告集 第 49 号
- 13) P. Zia : Torsional Strength of Prestressed Concrete Members, ACI. Jour. 1961.4
- 14) 広沢雅也 : 既往の R C 柱実験資料・建築研究資料 No. 2, 1973.3 建設省建築研究所

SYNOPSIS

U.D.C. 624.012.4 : 539.4

KINEMATIC ANALYSIS OF CONCRETE MEMBERS UNDER COMBINED STRESSES

Part 5 A Study of Design Allowable Shear Stresses for Concrete Reactor Vessels and Containments

By Dr. YASUYOSHI SUENAGA, RINTARO ISHIMARU and YUKIO WATANABE,
EIICHI SUZUKI, Members of A.I.J.

Standard code for concrete reactor vessels and containments is proposed and issued by A.C.I committee 359, ASME subcommittee on nuclear power. This standard code is called "ASME. Section III. Division 2." We have not only studied of the design shear stresses and these general ideas, but checked adaptability for Japanese design conditions.

Many questions and points at issue is discussed theoretically. And more suitable criteria of design shear strength for our country is proposed.