

曲げ降伏する鉄筋コンクリート梁部材の限界変形の評価

EVALUATION OF ULTIMATE DEFORMATION OF DUCTILE REINFORCED CONCRETE BEAMS

坂下 雅信*, 石川 裕次**, 田畑 卓***, 岸本 剛****, 北山 和宏*****

Masanobu SAKASHITA, Yuji ISHIKAWA, Taku TABATA, Takeshi KISHIMOTO and Kazuhiro KITAYAMA

A design equation proposed by Ichinose et al. evaluates the imaginary shear strength of ductile RC members which is decreased as a function of plastic hinge rotation. In this paper, the characteristics of this equation were clarified and the requirements of RC beams for ductile failure were investigated based on the experimental data of 185 specimens from 1973 to 2010. These specimens showed various failure modes after flexural yielding. The following remarks have been found. 1) The equation showed definite relationship between plastic rotation angle and shear strength margin. Proposed coefficient *C* indicated rotational capacity on the same shear strength margin level. 2) The equation was effective to confirm whether RC beams had necessary ultimate deformation capacity for ductile behavior. 3) A shear reinforcement margin proposed by Ishikubo et al. had relevance to the ultimate deformation of RC beams. By using this factor, it was possible to prevent brittle shear diagonal tension failure and shear tension failure. 4) Bond splitting margin was effective to prevent shear splitting failure. However it didn't represent the ultimate deformation capacity of the specimens.

Keywords: Reinforced concrete beam, Ultimate deformation, Plastic rotation angle, Shear strength margin
鉄筋コンクリート梁部材, 限界変形, 塑性回転角, せん断余裕度

1. はじめに

鉄筋コンクリート (RC) 造建物の耐震設計法として設けられた保有水平耐力計算¹⁾ (所謂, ルート 3) では, 架構形式や耐力壁の多寡などにより必要な構造特性係数 D_s を設定し, それに応じた耐力および靱性を確保することが求められる。この際, 各部材の靱性は部材ランクを用いて表されるが, RC 梁部材については, せん断破壊等の脆性的な破壊が生じる場合を除くと, せん断応力度比 (τ_u/F_c) のみを用いた区分が行われている。しかしながら, 過去の検討²⁾ では, せん断応力度比と限界変形の間にも明瞭な相関関係が見られないことが報告されており, せん断余裕度等の変形性能との相関がより高い指標を用いて評価を行うことが望ましいと考えられる。せん断余裕度を用いた検討は保有水平耐力計算でも行われているが, せん断破壊防止を目的とした保証設計の一環に留まっており, 現状では変形性能の直接的な評価には用いられていない。

本稿では, 曲げ降伏型 RC 梁部材の変形性能を定める要件を明らかにするために, RC 梁部材の実験データベースを用いた検討を行った。最初に, 市之瀬らの研究³⁾ に基づいて提案された曲げ降伏後のせん断終局強度の評価が可能な靱性指針式⁴⁾ において, 塑性回転角 R_p とせん断余裕度との関係に見られる特性を整理した。さらに, 既往の評価指標を用いて, 実験データベースの試験体に見られた耐力低下を引き起こす各種破壊形式を分類することが可能であるかどうか, また, これらの指標が RC 梁部材の変形性能に及ぼす影響について調べた。

2. 実験データベースの概要

本稿で用いた RC 梁部材の実験データベースは, 日本建築学会 応答スペクトルによる耐震設計小委員会 梁柱性能評価 WG において組織された部材性能評価タスクフォースによって収集された, 曲げ降伏が確認された梁試験体 185 体である。実験データは以下の出典^{1) ~ 6)} から収集した。表 1 に実験データベースの代表的な特性値を示す。また, 論文の発表年代 (新耐震以前 [1973-1981], 新耐震以後 [1982-1999], 現行基準法 [2000-2010]) ごとに整理した表 1 の特性値の分布を図 1 および図 2 に示す。

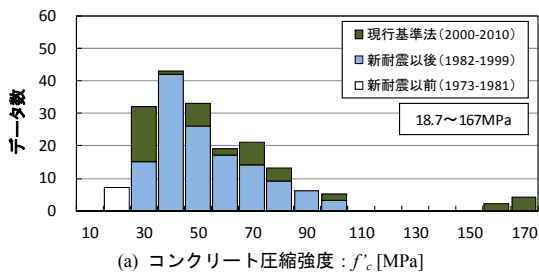
- ・日本建築学会 大会学術講演梗概集 (1973~2010年)
- ・日本建築学会 構造工学論文集 (1990~2010年)
- ・日本建築学会 構造系論文集 (1973~2010年)
- ・日本コンクリート工学協会年次論文報告集 (1979~2010年)
- ・日本コンクリート工学協会 論文集 (1979~2010年)
- ・建築研究所 研究報告, その他

表1 データベースの特性値

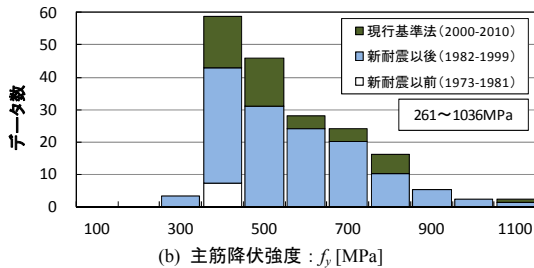
使用材料	・コンクリート圧縮強度	18.7~167MPa
	・主筋降伏強度	261~1036MPa
配筋・形状寸法	・せん断補強筋降伏強度	297~1735MPa
	・引張鉄筋比	0.35~3.73%
	・せん断補強筋比	0.09~3.57%
	・せん断スパン比	1.0~4.0
D_s の区分条件	・有効せい	150~454mm
	・せん断応力度比 (τ_u/F_c)	0.02~0.30

* 京都大学大学院工学研究科 助教・博士 (工学)
 ** ㈱竹中工務店技術研究所 主任研究員・博士 (工学)
 *** ㈱安藤建設技術研究所 主任研究員
 **** ㈱奥村組技術研究所 主任研究員
 ***** 首都大学東京都市環境科学研究科 教授・工学博士

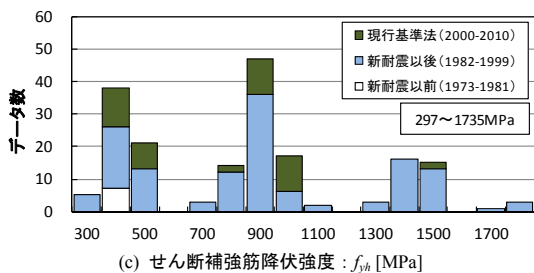
Assistant Professor, Dept. of Architecture and Architectural Engineering, Kyoto University, Dr. Eng.
 Chief Researcher, Research & Development Institute, Takenaka Corporation, Dr. Eng.
 Assistant Research Engineer, Technical Research Institute, Andou Corporation
 Assistant Research Engineer, Technical Research Institute, Okumura Corporation
 Professor, Dept. of Architecture and Building Engineering, Tokyo Metropolitan University, Dr. Eng.



(a) コンクリート圧縮強度: f'_c [MPa]

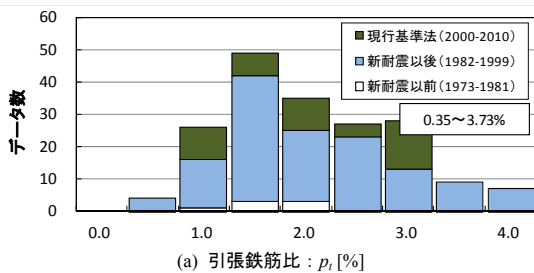


(b) 主筋降伏強度: f_y [MPa]

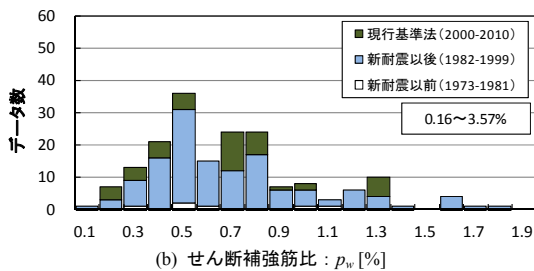


(c) セン断補強筋降伏強度: f_{ys} [MPa]

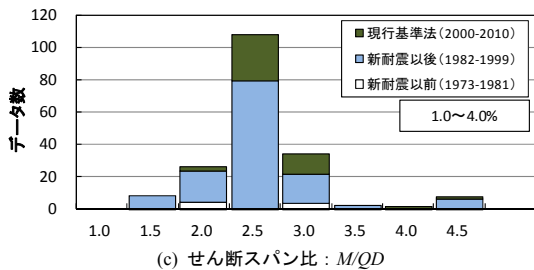
図1 梁部材データの使用材料 *横軸数値は区間最大値



(a) 引張鉄筋比: $p, [%]$



(b) セン断補強筋比: $p_w [%]$



(c) セン断スパン比: M/QD

図2 梁部材データの配筋・形状 *横軸数値は区間最大値

各試験体の破壊形式は論文中の記述から判断した。内訳を見ると、(曲げ降伏後の) 曲げ破壊が 49 体、曲げ降伏後のせん断破壊が 92 体、

曲げ降伏後の付着割裂破壊が 44 体である。せん断補強筋量が少ない試験体では、せん断ひび割れを横切るせん断補強筋が著しく伸びるため、コンクリートの圧壊前に急激な耐力低下を起こす場合があり、他の破壊形式と比較して曲げ降伏後の変形性能が著しく劣る。そこで、本稿では、論文中に曲げ降伏後のせん断斜張力破壊もしくはせん断引張破壊と記述されていた試験体や、荷重変形関係とせん断補強筋の降伏状況から、これらの破壊が生じたと確実に判断できる試験体に関しては、コンクリートの圧壊を伴うせん断圧縮破壊と区別して表記する。曲げ降伏後にせん断で破壊した 92 体のうち、せん断圧縮で破壊した試験体は 67 体、せん断斜張力もしくはせん断引張で破壊した試験体は 25 体であった。

各試験体の荷重変形関係からは、図 3 に示すように、降伏点変形 exR_y 、塑性回転角 exR_p 、限界変形 exR_u を抽出した。降伏点変形は荷重が最大耐力の 85% に到達した時の部材角⁵⁾、限界変形は最大耐力後、荷重変形関係の包絡線の荷重が最大耐力の 80% に低下した時の部材角とした。また、塑性回転角は限界変形から降伏点変形を引いた回転角として定義した。なお、最大耐力の 80% まで荷重が低下しなかった試験体は、最大変形時の部材角を暫定的に限界変形として扱った。

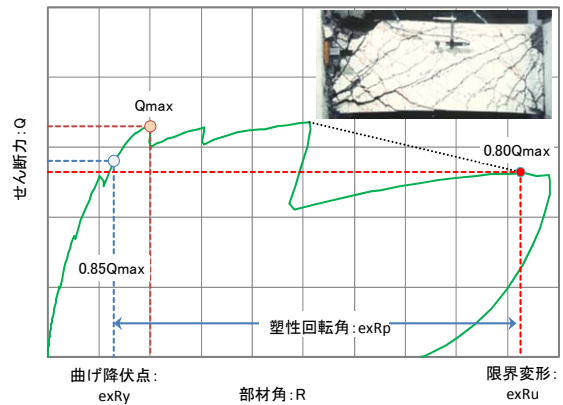
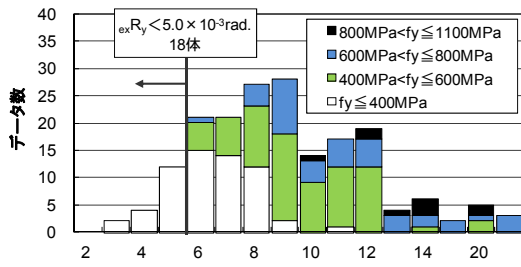


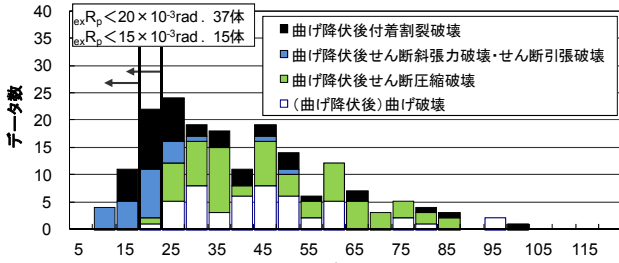
図3 実験データベースにおける降伏点変形 exR_y 、塑性回転角 exR_p 、限界変形 exR_u の定義 (文献^{5,6)}より引用)

各試験体の降伏点変形 exR_y を主筋の降伏強度別に分類した結果を図 4(a) に、また、塑性回転角 exR_p 、限界変形 exR_u を破壊形式別に分類した結果を図 4(b), (c) に示す。図 4(a) に示すように、低強度の主筋を使用している試験体は降伏点変形が小さいが、全体の 90% 以上の試験体では降伏時変形が $5 \times 10^{-3} \text{rad}$ を超えており、降伏時変形の平均値は $8.7 \times 10^{-3} \text{rad}$ であった。

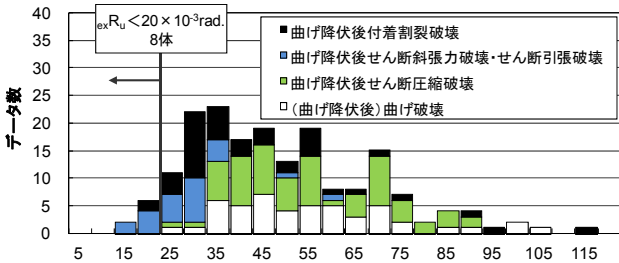
また、靱性指針⁴⁾に提示されている終局限界状態における塑性回転角の目安値 ($20 \times 10^{-3} \text{rad}$) を基準として考えると、図 4(b) に示すように、185 体の試験体のうち 37 体 (20%) が塑性回転角の基準値を満足していないことが分かる。基準値を満足しない試験体の破壊形式を見ると、曲げ降伏後のせん断斜張力破壊もしくはせん断引張破壊が 18 体、曲げ降伏後の付着割裂破壊が 17 体と多く、曲げ破壊、曲げ降伏後のせん断圧縮破壊がそれぞれ 1 体であった。せん断斜張力やせん断引張で破壊した試験体 (25 体) では、基準値を満足しない試験体が同形式で破壊した試験体の 7 割を占めるが、付着割裂で破壊した試験体 (44 体) には、変形性能に富む試験体も多く含まれており、同形式で破壊した試験体の 6 割が基準値を満足していた。また、基準をやや緩和し、塑性回転角ではなく、限界変形 $20 \times 10^{-3} \text{rad}$ を基準とした場合には、図 4(c) に示すように、185 体のうち 8 体 (4.3%) が基準値を満足しなかった。内訳は 6 体が曲げ降伏後のせん断斜張力破壊もしくはせん断引張破壊、2 体が曲げ降伏後の付着割裂破壊であった。



(a) 降伏点変形: $exR_y \times 10^{-3}$ [rad.] (主筋降伏強度別)



(b) 塑性回転角: $exR_p \times 10^{-3}$ [rad.] (破壊形式別)



(c) 限界変形: $exR_u \times 10^{-3}$ [rad.] (破壊形式別)

図4 実験データベースの降伏点変形, 塑性回転角, 限界変形

3. 靱性指針式から導かれる塑性回転角の検証

3.1 はじめに

既往の研究⁷⁾では, 曲げ降伏後にせん断破壊する RC 梁部材の変形性能に影響を及ぼす因子として, せん断余裕度や, せん断補筋実応力度比, コンクリートのせん断負担率などが挙げられている。特にせん断余裕度に関しては, 耐震診断基準⁸⁾において RC 梁部材の靱性指標 F を決定する変数として用いられるなど, 変形性能を評価する上で代表的な指標である。また, 近年では, トラス・アーチ理論に基づいた半理論的な評価法⁴⁹⁾も提案されており, トラス機構の角度を表す係数やコンクリートの有効強度係数を, 塑性回転角に応じて低減させてせん断終局強度を計算することで, RC 梁部材の変形性能の評価がなされている。本章では, トラス・アーチ理論に基づく靱性指針式の特徴を把握するために, 靱性指針式から導かれる塑性回転角とせん断余裕度の関係について検討する。

3.2 塑性回転角とせん断余裕度の関係

靱性指針式では, せん断補筋量の増大に伴って, トラス・アーチ機構からトラス機構に抵抗機構が推移することを考慮して, 式(1), (2), (3)の最小値をせん断終局強度としている。また, 式(4), (5)に示すように, 塑性回転角 R_p はトラス機構の角度を表す係数 μ と, コンクリート圧縮強度の有効強度係数 ν に影響し, みかけのせん断強度を低下させる。ここで, 靱性指針式から導かれる塑性回転角とせん断余裕度の関係について考える。図5に示すように, せん断終局強度 $calQ_{su}$ と曲げ終局強度時せん断力 $calQ_{mu}$ が一致する限界変形点の塑性回転角を $calR_p$ とする。なお, 本節で用いる塑性回転角の計算値 $calR_p$ は, 図3に

示す塑性回転角の実験値 exR_p とは定義が異なる点に注意されたい。また, 部材に要求する変形性能を塑性回転角 R_p' で表し, R_p' を用いたせん断終局強度を $calQ_{su}'$, この時のせん断余裕度を M_s とする。式(1), (2), (3)のうち, 塑性回転角 $calR_p$ を決定する強度式を i 式 ($i=1\sim3$), せん断余裕度 M_s を決定する強度式を j 式 ($j=1\sim3$) と表すと, 式(6), (7), (8), (9)が導かれる。この時, $calR_p$ と M_s の関係は, 図5(a)に示すように i 式と j 式が同じ関係式で与えられる場合 ($i=j$) と, 図5(b)に示すように i 式と j 式が異なる関係式で与えられる場合 ($i \neq j$) の2通りに分類して考えることができる。

$$Q_{su1} = \mu p_{we} \sigma_{wy} b_e j_e + (\nu \sigma_B - \frac{5 p_{we} \sigma_{wy}}{\lambda}) \frac{bD}{2} \tan \theta \quad (1)$$

$$Q_{su2} = \frac{\lambda \nu \sigma_B + p_{we} \sigma_{wy}}{3} b_e j_e \quad (2)$$

$$Q_{su3} = \frac{\lambda \nu \sigma_B}{2} b_e j_e \quad (3)$$

$$\mu = 2 - 20R_p \quad (4)$$

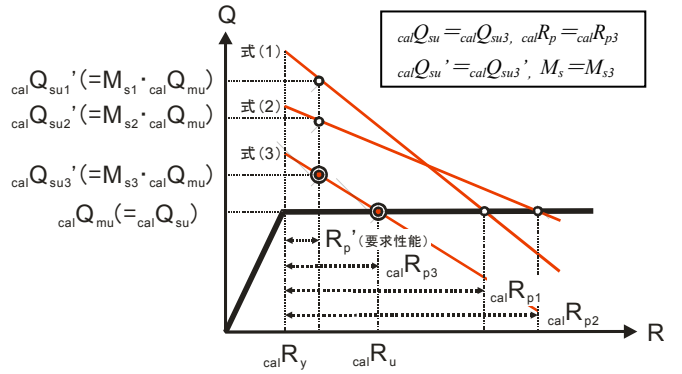
$$\nu = (1 - 20R_p) \nu_0 \quad (5)$$

$$calQ_{su} = calQ_{sui} = \min[calQ_{su1}, calQ_{su2}, calQ_{su3}] \quad (6)$$

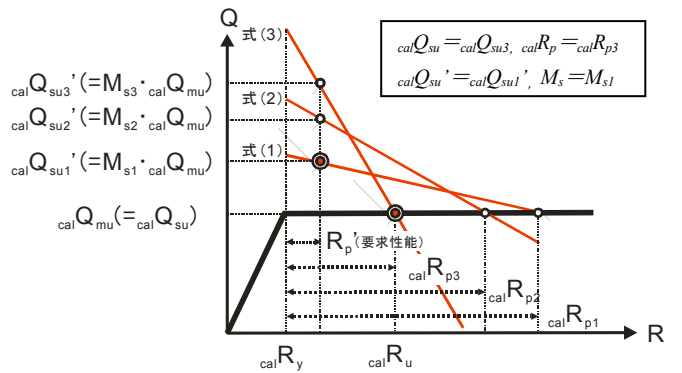
$$calR_p = calR_{pi} = \min[calR_{p1}, calR_{p2}, calR_{p3}] \quad (7)$$

$$calQ_{su}' = calQ_{suj}' = \min[calQ_{su1}', calQ_{su2}', calQ_{su3}'] \quad (8)$$

$$M_s = M_{sj} = \min[M_{s1}, M_{s2}, M_{s3}] = (calQ_{su}' / calQ_{mu}) \quad (9)$$



(a) 同じ関係式の場合 ($i=j=3$)



(b) 異なる関係式の場合 ($i=3, j=1$)

図5 $calR_p$ を決定する i 式と, M_s を決定する j 式の関係

(1) i 式と j 式が同じ関係式の場合 ($i=j$)

M_{s1} , M_{s2} , M_{s3} の逆数は, 下式のように表せる。

• $calQ_{su} = calQ_{su1}$, $calQ_{su}' = calQ_{su1}'$ の時

$$\begin{aligned} \frac{1}{M_{s1}} &= \frac{calQ_{su1} (= calQ_{mu})}{calQ_{su1}'} \\ &= \frac{(2-20R_{p1}')p_{we}\sigma_{wy}b_ej_e + ((1-20R_{p1}')v_o\sigma_B - \frac{5p_{we}\sigma_{wy}}{\lambda})\frac{bD}{2}\tan\theta}{(2-20R_p')p_{we}\sigma_{wy}b_ej_e + ((1-20R_p')v_o\sigma_B - \frac{5p_{we}\sigma_{wy}}{\lambda})\frac{bD}{2}\tan\theta} \\ &= 1 + \frac{20(R_p' - calR_{p1}') \times \left\{ p_{we}\sigma_{wy}b_ej_e + v_o\sigma_B \frac{bD}{2}\tan\theta \right\}}{(2-20R_p')p_{we}\sigma_{wy}b_ej_e + ((1-20R_p')v_o\sigma_B - \frac{5p_{we}\sigma_{wy}}{\lambda})\frac{bD}{2}\tan\theta} \\ &= 1 + \frac{20(R_p' - calR_{p1}')}{C_1} \end{aligned} \quad (10)$$

• $calQ_{su} = calQ_{su2}$, $calQ_{su}' = calQ_{su2}'$ の時

$$\begin{aligned} \frac{1}{M_{s2}} &= \frac{calQ_{su2} (= calQ_{mu})}{calQ_{su2}'} = \frac{\lambda(1-20R_{p2}')v_o\sigma_B + p_{we}\sigma_{wy}}{\lambda(1-20R_p')v_o\sigma_B + p_{we}\sigma_{wy}} \\ &= 1 + \frac{20(R_p' - calR_{p2}') \times \lambda v_o\sigma_B}{\lambda(1-20R_p')v_o\sigma_B + p_{we}\sigma_{wy}} \\ &= 1 + \frac{20(R_p' - calR_{p2}')}{C_2} \end{aligned}$$

• $calQ_{su} = calQ_{su3}$, $calQ_{su}' = calQ_{su3}'$ の時

$$\begin{aligned} \frac{1}{M_{s3}} &= \frac{calQ_{su3} (= calQ_{mu})}{calQ_{su3}'} = \frac{\lambda(1-20R_{p3}')v_o\sigma_B b_ej_e}{\lambda(1-20R_p')v_o\sigma_B b_ej_e} \\ &= 1 + \frac{20(R_p' - calR_{p3}') \times \lambda v_o\sigma_B}{\lambda(1-20R_p')v_o\sigma_B} \\ &= 1 + \frac{20(R_p' - calR_{p3}')}{C_3} \end{aligned} \quad (12)$$

式(10), (11), (12)に含まれる係数 C_1 , C_2 , C_3 を以下に示す。係数 C_1 , C_2 は, R_p' のみに依存する係数 C_3 と, 試験体の諸元から決まる係数 C_1' , C_2' の和として表されている。

$$\begin{aligned} C_1 &= \frac{(2-20R_p')p_{we}\sigma_{wy}b_ej_e + ((1-20R_p')v_o\sigma_B - \frac{5p_{we}\sigma_{wy}}{\lambda})\frac{bD}{2}\tan\theta}{p_{we}\sigma_{wy}b_ej_e + v_o\sigma_B \frac{bD}{2}\tan\theta} \\ &= (1-20R_p') + \frac{b_ej_e - \frac{5bD}{\lambda} \tan\theta}{p_{we}\sigma_{wy}b_ej_e + v_o\sigma_B \frac{bD}{2}\tan\theta} p_{we}\sigma_{wy} = C_3 + C_1' \end{aligned} \quad (13)$$

$$C_2 = \frac{\lambda(1-20R_p')v_o\sigma_B + p_{we}\sigma_{wy}}{\lambda v_o\sigma_B} = (1-20R_p') + \frac{p_{we}\sigma_{wy}}{\lambda v_o\sigma_B} = C_3 + C_2' \quad (14)$$

$$C_3 = 1 - 20R_p' \quad (15)$$

但し,

$$C_1' = \frac{(\alpha\beta - \frac{5\tan\theta}{\lambda})p_{we}\sigma_{wy}}{(\alpha\beta \cdot p_{we}\sigma_{wy} + \frac{1}{2}v_o\sigma_B \tan\theta)} \quad (b_e = ab, j_e = \beta D) \quad (16)$$

$$C_2' = \frac{p_{we}\sigma_{wy}}{\lambda v_o\sigma_B} \quad (17)$$

式(10), (11), (12)を比較すると, 係数 C_1 , C_2 , C_3 以外の部分は各式とも同じ構成になっている。そこで, 式(10), (11), (12)を変形し, 塑性回転角 Y とせん断余裕度 X の関係を式(18)で表す。

$$Y = \frac{(C_k + 20R_p') - \frac{C_k}{X}}{20} \quad (k=1\sim 3) \quad (18)$$

データベースの試験体 A の諸元を用い, 式(18)で表される塑性回転角とせん断余裕度の関係を算定した結果を図 6 に示す。塑性回転角 R_p' は 15×10^{-3} rad と仮定した。式(18)において $k=1\sim 3$ とした 3 本の曲線は, せん断余裕度が増大すると, 直線 $Y = (C_k/20 + R_p')$ に漸近する。また, 曲線の形状を見ると, 同一のせん断余裕度が与えられた場合, せん断余裕度が 1.0 を超える範囲では, 係数 C_k の値が大きいほど, 大きな塑性回転角が与えられることが分かる。 $R_p' = 15 \times 10^{-3}$ rad を仮定したため, 当然ながら, せん断余裕度 1.0 における塑性回転角はいずれの曲線でも 15×10^{-3} rad ($=R_p'$) となる。

(11) 試験体 A の変形性能を具体的に示すため, 曲げ終局強度時のせん断力 $calQ_{mu}$ に対するせん断余裕度 M_{s1} , M_{s2} , M_{s3} を計算する。曲げ終局強度の計算には式(19)の略算式¹⁾を用いた。計算したせん断余裕度 M_{s1} , M_{s2} , M_{s3} を用いて, 図 6 に示すように, 式(18)で示した 3 本の曲線上に, 点 $P_1(M_{s1}, calR_{p1})$, 点 $P_2(M_{s2}, calR_{p2})$, 点 $P_3(M_{s3}, calR_{p3})$ をプロットする。試験体 A の塑性回転角 $calR_p$ と, せん断余裕度 M_s は, 式(7), (9)で定義したように, それぞれ最小の $calR_{pi}$, M_{sj} によって与えられるため, 今回の例では, $calR_p = calR_{p3}$, $M = M_{s3}$ となる。両者の関係を点 $P(M_s, calR_p)$ で表すと, 点 P は点 P_3 と一致している。

$$calM_u = 0.9a_t\sigma_y d \quad (19)$$

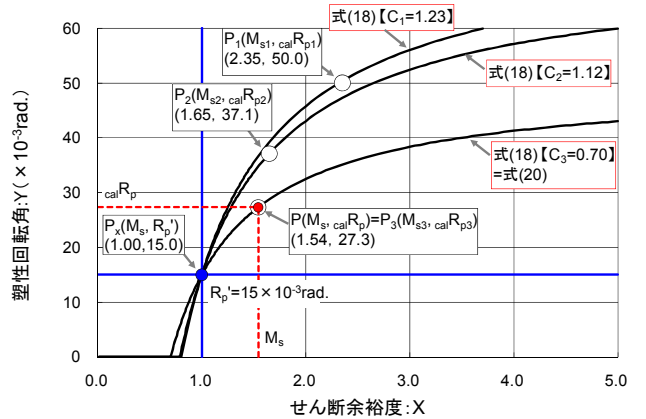


図6 塑性回転角-せん断余裕度関係 (試験体 A)

ここで、点 $P (M_s, calR_p)$ と点 $P_x (I.0, R_p')$ を通る曲線を式(20)で定義する。試験体 A では、点 P は点 P_3 と一致するため、係数 C には係数 C_3 が与えられる。

$$calR_p = \frac{(C + 20R_p') - \frac{C}{M_s}}{20} \quad (20)$$

(2) i 式と j 式が異なる関係式の場合 ($i \neq j$)

図 6 と同様に、データベースの試験体 B の諸元を用い、塑性回転角とせん断余裕度の関係を算定した結果を図 7 に示す。式(18)による 3 本の曲線と、曲線上の 3 点、 $P_1 (M_{s1}, calR_{p1})$, $P_2 (M_{s2}, calR_{p2})$, $P_3 (M_{s3}, calR_{p3})$ を図中に示す。図 6 の例と同様に、試験体 B の塑性回転角とせん断余裕度の関係を示す点 $P (M_s, calR_p)$ を考えると、塑性回転角 $calR_p$ は $calR_{p3}$ で与えられるが、せん断余裕度 M_s は M_{s1} によって決まる。したがって、点 P は点 P_1 , P_2 , P_3 のいずれとも一致せず、式(18)に $C_3=0.70$ を代入した曲線と、 $C_1=1.07$ を代入した曲線の間にプロットされることが分かる。ここで、図 6 の例と同様に、点 $P (M_s, calR_p)$ と点 $P_x (I.0, R_p')$ を通る曲線を式(20)で定義する。この際、式(20)の係数 C に対応する係数 C_4 は以下の式で求められる。

$$C_4 = \frac{20(R_p' - \min[R_{p1}, R_{p2}, R_{p3}])}{\left(\frac{1}{\min[M_{s1}, M_{s2}, M_{s3}]} - 1\right)} \quad (21)$$

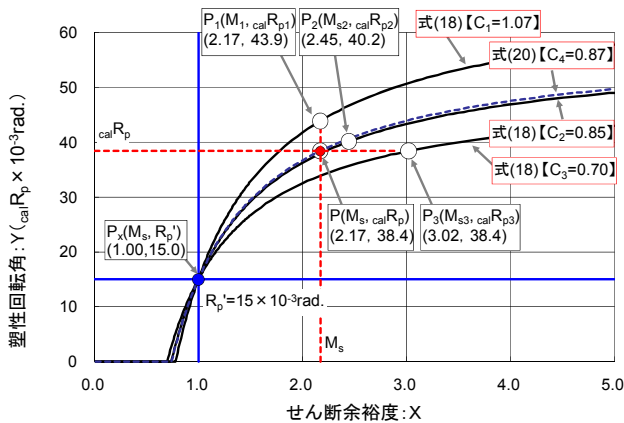


図7 塑性回転角—せん断余裕度関係 (試験体 B)

3.2.(1)項および(2)項の考察結果より、塑性回転角—せん断余裕度関係において、靱性指針式から導かれる各試験体の変形性能を示す点 P は、式(20)で与えられる曲線上にプロットされることが分かった。また、曲線の形状は係数 C の値に依存するため、諸元が異なる試験体でも、係数 C が同じ値であれば、これらの試験体の点 P は同一の曲線上にプロットされる。ゆえに、係数 C は同じせん断余裕度が与えられた試験体間で、変形性能の優劣を判断する指標になると考えられる。

3.3 データベースの諸元を用いた検討

データベースの 185 体の試験体を対象とし、靱性指針式から塑性回転角 $calR_p$ とせん断余裕度 M_s の関係を求めた。3.2 節と同様に、曲げ終局強度は式(19)で求めた。また、データベースには、コンクリートの圧縮強度が 60MPa を超える試験体も含まれるため、コンクリートの

有効強度係数 v_0 は CEB 式⁹⁾で計算した。

(1) 要求性能

3.2 節で述べたように、靱性指針式では、せん断余裕度算定時に基準となる塑性変形角 R_p' を設定する必要がある。構造設計の現場では、部材に対する要求性能を塑性変形角 R_p' に適用するのが一般的であると考えられるため、靱性指針式の傾向を捉えるにあたり、本稿でも要求性能としてある程度妥当と思われる塑性変形角 R_p' を設定する必要がある。2 章で述べたように、靱性指針では、終局限界状態における塑性回転角の目安値を $20 \times 10^3 \text{rad}$ と設定している。しかしながら、例えば、時刻歴応答解析に基づく極大地震時の最大層間変形角応答の設計クライテリアが現状では $10 \times 10^3 \text{rad}$ 程度に抑えられていることを考えると、設計クライテリアの 2 倍を優に超える変形を想定する靱性指針の条件は、現実的に建物に生じる変形としてやや大きいように思われる。限界変形については様々な考え方がありと思われるが、今回の検討では、靱性指針の条件をやや緩和し、降伏点変形を含めた限界変形 $calR_u$ が $20 \times 10^3 \text{rad}$ を上回ることを暫定的な要求性能の定義とする。

限界変形 $calR_u$ は、降伏点変形 $calR_y$ に塑性回転角 $calR_p$ を足し合わせることで求められるが、図 4(a)に示すように、降伏点変形は試験体諸元によって異なる。そこで簡略化のため、データベースの下限 10% に対応する $5 \times 10^3 \text{rad}$ を降伏点変形として考え、塑性回転角を $15 \times 10^3 \text{rad}$ 以上確保することで、限界変形 $20 \times 10^3 \text{rad}$ の条件を間接的に満足させる。

(2) 係数 C の比較

3.2 節で述べたように、式(20)の係数 C は、靱性指針式から導かれる塑性回転角 $calR_p$ とせん断余裕度 M_s の関係がどのように表されるか (点 P がどのような分布で与えられるか) 類推する際の指標となる。そこで、式(13)~(17)および式(21)に基づき、データベースの各試験体の係数 C を算定した。せん断余裕度の算定に用いる塑性回転角 R_p' は 3.3.(1)項で定めた要求性能より $15 \times 10^3 \text{rad}$ とした。

図 8(a)に係数 C とせん断補強筋による補強量を示す $p_{we}\sigma_{wy} / (v\sigma_B)$ の関係を示す。図中の計算結果は、各試験体の係数 C を決定した係数 (C_1, C_2, C_3, C_4) ごとに分類して表記した。図 8(b)に示すように、靱性部材では $p_{we}\sigma_{wy} / (v\sigma_B)$ の増大に伴い、せん断終局強度式が式(1), 式(2), 式(3)と推移する。塑性回転角とせん断余裕度を与える強度式が同じ場合 ($i=j$) には、強度式と同様に、 $p_{we}\sigma_{wy} / (v\sigma_B)$ の増大に伴い、係数 C を与える係数も C_1, C_2, C_3 と推移する。また、塑性回転角とせん断余裕度を与える強度式が異なる場合 ($i \neq j$) は、係数 C は係数 C_4 で与えられる。

まず、塑性回転角、せん断余裕度が式(1)のトラス・アーチ式で与えられる (係数 C が係数 C_1 によって決まる) 場合について検討する。式(13)で表される C_1 は、式(15)で示した C_3 と式(16)で示した係数 C_1' の和として表される。 C_1' は式(16)の分子の括弧内の 4 つのパラメータ $\alpha, \beta, \lambda, \tan\theta$ によって正負が決まり、 α や β, λ が小さく (梁断面に対するコアの面積が小さく、せん断補強筋の効きが悪い)、 $\tan\theta$ が大きい (せん断スパン比が小さい) 試験体では、 C_1' が負となる可能性がある。図 8(a)を見ると、係数 C_1 は、係数 C_2 や係数 C_3 ($=0.7$) と比較して、試験体ごとのばらつきが大きく、せん断補強筋の配筋状況やせん断スパン比等の影響が、係数 C_1 の値、即ち、各試験体の変形性能 (塑性回転角) に強く反映されているものと考えられる。図 8(a)から明らかのように、今回の例では殆どの試験体で C_1' が正値となり、係数 C_1 は係数 C_3 ($=0.7$) を上回っている。図中には、 $C_1 < C_3$ となる試験体が 3 体含まれているが、これらの試験体では、 C_1 の上限値 ($=1.1$) を示した試験体と比較し、せん断補強筋の効果を示す λ が小さく、せん断

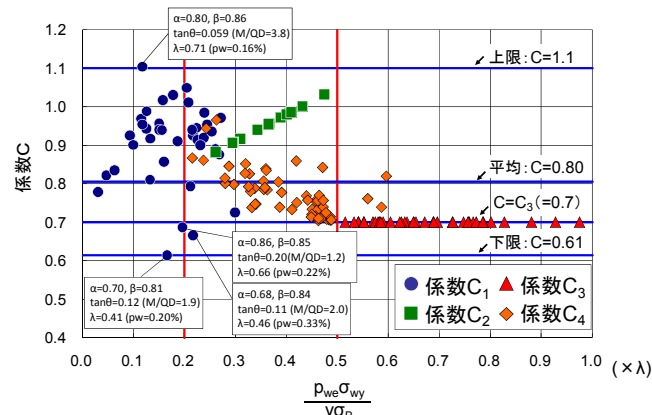
スパン比を反映した $\tan\theta$ が大きくなっている。

次に、塑性回転角、せん断余裕度が式(2)のトラス式で与えられる(係数 C が係数 C_2 によって決まる)場合について検討する。式(14)で表される係数 C_2 は、式(15)で示した係数 C_3 と式(17)で示した係数 C_2' の和として表される。式(17)に示すように、係数 C_2' はせん断補強筋による補強量 $p_{we}\sigma_{wy} / (v\sigma_B)$ を表しており、常に正の値を取る。ゆえに、係数 C_2 は係数 C_3 ($=0.7$) を常に上回っている。

塑性回転角、せん断余裕度が式(3)のトラス式で与えられる(係数 C が係数 C_3 によって決まる)場合については、係数 C_3 が 0.7 の一定値となる。図 8(a)から明らかのように、今回の例では、係数 C_3 は係数 C 全体の下限に対応している。

最後に、塑性回転角とせん断余裕度を決定する強度式が異なる(係数 C が係数 C_4 によって決まる)場合について検討する。図 7 で検討したように、点 P は 3 つの係数 C_1, C_2, C_3 のうち 2 つの係数が代入された式(18)による 2 本の曲線の間に位置しており、係数 C_4 自体の大きさも 2 つの係数間の値で与えられる。図 8(a)を見ると、 $p_{we}\sigma_{wy} / (v\sigma_B)$ の増大に伴い、係数 C_4 が係数 C_3 に漸近する傾向が見られる。

以上の考察より、せん断余裕度が 1.0 以上で、且つ、同一のせん断余裕度が与えられた場合には、係数 C が係数 C_1, C_2, C_4 で決まる場合(せん断余裕度と塑性回転角が共に式(3)以外で決まる場合)の方が、係数 C が係数 C_3 で決まる場合(せん断余裕度と塑性回転角が共に式(3)で決まる場合)よりも、変形性能が高く(塑性回転角が大きく)評価されることが分かった。



(a) 係数 C の計算結果 ($calR_p > 0$ の条件を満たす 159 体の計算結果)

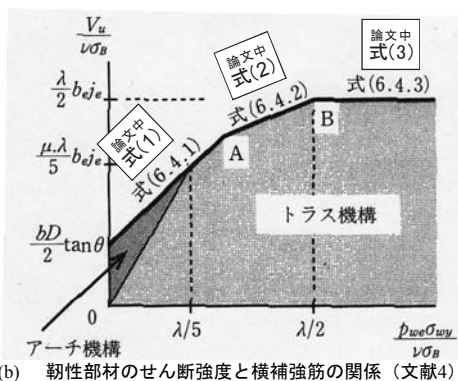


図8 係数 C と $p_{we}\sigma_{wy} / (v\sigma_B)$ の関係

(3) 塑性回転角 $calR_p$ - せん断余裕度 M_s 関係

図 9 に韌性指針式から導かれた塑性回転角 $calR_p$ とせん断余裕度 M_s の関係を示す。図中には、図 8(a)に示した係数 C の上限値 1.1 ($=$

$\max[C_1, C_2, C_4]$) と、下限とおおよそ対応する 0.7 ($=C_3$) を代入した式(20)の曲線も併せて示す。 $calR_p$ が $0rad$ を上回る試験体のうち、係数 C が 0.7 ($=C_3$) を下回った 3 体の試験体を除くと、塑性回転角とせん断余裕度の関係を示す各試験体の点 P は、図中に示した 2 本の曲線の間にプロットされる。前述したように、せん断余裕度が 1.0 以上で、且つ、同一のせん断余裕度が与えられた場合には、係数 C が係数 C_1, C_2, C_4 で決まる場合の方が、係数 C が係数 C_3 で決まる場合よりも、塑性回転角が大きくなっている。また、図 8(a)に示すように、本データベースにおける係数 C の平均値は 0.80 であり、図 9 では、 $calR_p$ の下限に対応する係数 C_3 を代入した式(20)の曲線上、もしくはその付近に多くの計算結果がプロットされている。

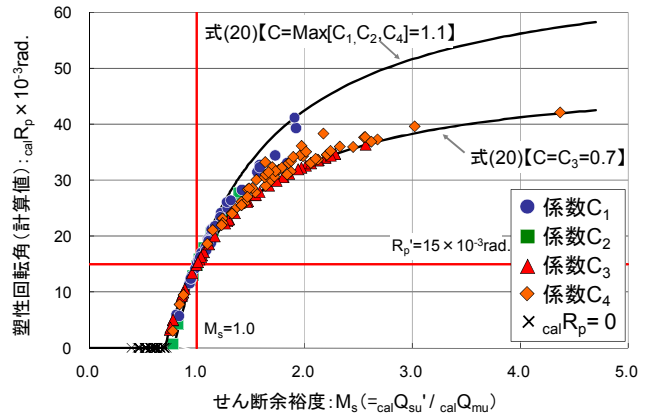


図9 塑性回転角(計算値) $calR_p$ - せん断余裕度 M_s 関係

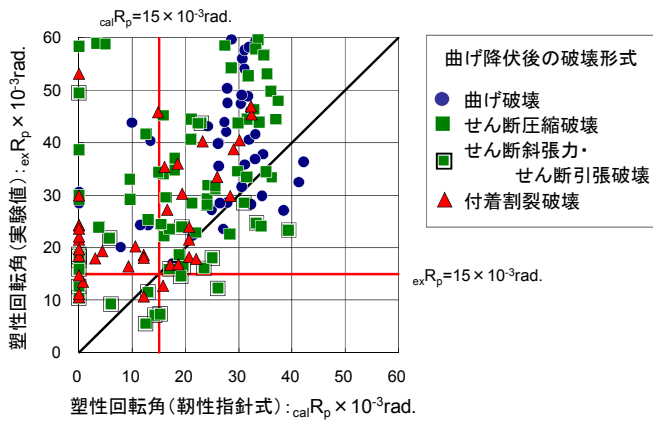
3.4 実験結果との比較

(1) 塑性回転角(実験値) exR_p - 塑性回転角(計算値) $calR_p$ 関係

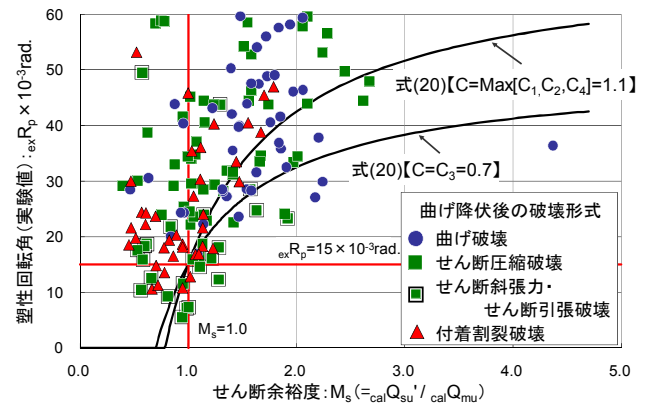
図 10 に塑性回転角(実験値) exR_p - 塑性回転角(計算値) $calR_p$ 関係を示す。図 10(a)と図 10(b)は同じ結果を示しているが、図 10(a)は実験で観測された曲げ降伏後の破壊形式ごとに、また、図 10(b)は係数 C を与える係数 C_1, C_2, C_3, C_4 ごとに結果を分類した。表 2 は韌性指針式による塑性回転角 $calR_p$ が、実験で計測された塑性回転角 exR_p を下回り、危険側の評価となった試験体の内訳を示している。韌性指針式による塑性回転角の評価が危険側となった試験体は、全 185 体のうち 31 体 (17%) であった。破壊形式ごとに整理すると、曲げ降伏後のせん断斜張力もしくはせん断引張で破壊した試験体が最も危険側となり、25 体のうち 13 体 (52%) で計算値が実験値を下回った。また、係数ごとに整理すると、係数 C が係数 C_1 で決まる場合が最も危険側であり、39 体のうち 18 体 (46%) で計算値が実験値を下回った。危険側となった 18 体のうち 12 体は上述した曲げ降伏後のせん断斜張力もしくはせん断引張で破壊した試験体であり、せん断補強筋による補強効

表2 危険側の評価となった試験体の内訳

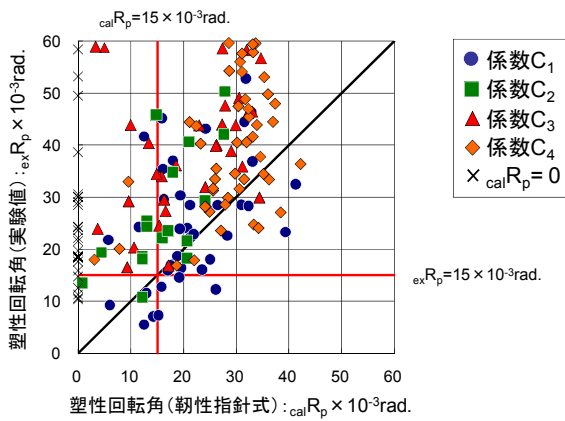
分類	全体の試験体数	危険側の試験体数	割合 (%)		
破壊形式別 図 10(a)	曲げ破壊	49	7	14	
	曲げ降伏後のせん断圧縮破壊	67	5	7.5	
	げ降伏後のせん断斜張力破壊・せん断引張破壊	25	13	52	
	曲げ降伏後の付着割裂破壊	44	6	14	
算定式別 図 10(b)	曲げ降伏後のせん断破壊	C_1	39	18	46
		C_2	17	2	12
		C_3	44	2	4.5
		C_4	59	9	15
	せん断破壊	$calR_p = 0$	26	0	0
全体	185	31	17		



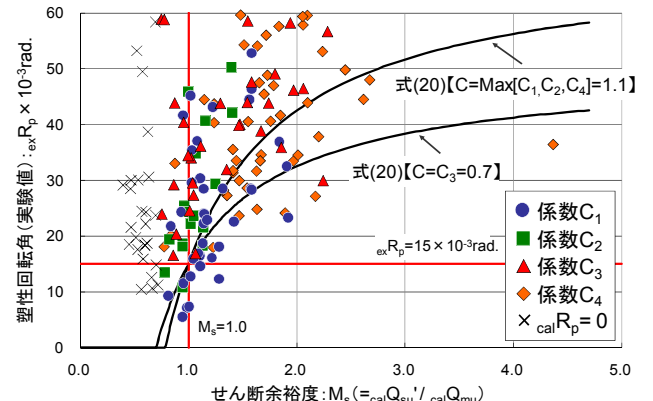
(a) 実験で観測された破壊形式ごとに分類した場合



(a) 実験で観測された破壊形式ごとに分類した場合



(b) 係数 C を決定する係数 C_1, C_2, C_3, C_4 ごとに分類した場合



(b) 係数 C を決定する係数 C_1, C_2, C_3, C_4 ごとに分類した場合

図10 塑性回転角(実験値) exR_p - 塑性回転角(計算値) $calR_p$ 関係

図11 塑性回転角 exR_p (実験値) - セン断余裕度 M_s 関係

果が小さい試験体の変形性能を靱性指針式で評価するのは難しいことが分かる。一方、靱性指針式で破壊形式として想定する曲げ降伏後にせん断圧縮で破壊した場合については、危険側に評価された試験体は67体のうち5体(7.5%)に留まっており、概ね安全側の評価がなされていると言える。

(2) 塑性回転角(実験値) exR_p - セン断余裕度 M_s 関係

図11に塑性回転角(実験値) exR_p - セン断余裕度 M_s 関係を示す。図10と同様に、図11(a)に実験で確認された破壊形式ごとに分類した結果を、図11(b)に係数 C を与える係数 C_1, C_2, C_3, C_4 ごとに分類した結果を示す。図中には、図9で示した靱性指針式から導かれた塑性回転角の分布範囲を表す式(20)の2本の曲線も併せて示す。

図9や図中の式(20)の2本の曲線に挟まれた領域と比較すると、実験で測定された塑性回転角の分布はばらつきが大きく、せん断余裕度1.0付近では、靱性指針式から導かれる塑性回転角を大きく上回る試験体も多く見られる。しかし、全体としてみれば、せん断余裕度が大きくなるにつれ、式(20)の曲線と対応するように塑性回転角が増加する傾向が伺える。靱性指針式による塑性回転角 - セン断余裕度関係の下限に相当する、式(20)に $C=0.7$ ($=C_3$) を代入した曲線の下側に位置する試験体は、せん断余裕度が1.0を超える131体のうち21体(16%)と少なくないが、曲げ降伏後にせん断圧縮で破壊した試験体に限れば、54体のうち3体(5.6%)に留まっている。したがって、式(20)に $C=0.7$ ($=C_3$) を代入した曲線は、実験結果の下限のやや上方に位置しているが、曲げ降伏後にせん断圧縮で破壊する試験体に限れば、実験結果の下限とおおよそ一致している。

以上の検討結果より、靱性指針式で破壊形式として想定する曲げ降伏後にせん断圧縮で破壊する試験体については、靱性指針式による塑性回転角の評価が安全に行われ、塑性回転角 - セン断余裕度関係の下限がおおよそ推測できることが分かった。但し、曲げ降伏後のせん断圧縮以外の形式で破壊した試験体を含めて検討する場合には、変形性能を危険側に評価する事例も多く見られるため、破壊形式の分類を別途実施した上で靱性指針式を用いるなど、注意が必要である。

なお、参考までに、靱性指針式によるせん断余裕度が1.0を超える試験体を対象に、3.3.(1)項で定めた塑性回転角 $calR_p \geq 15 \times 10^{-3} \text{rad}$ の要求性能を満足する試験体の割合を調べたところ、条件を満足しない試験体は131体のうち4体(3.1%)であった。塑性回転角 $calR_p \geq 15 \times 10^{-3} \text{rad}$ を満足しない試験体は、データベースの全試験体185体のうち15体(8.1%)であり、靱性指針式を用いてせん断余裕度の確認を行うことで不良率が低下していることが分かる。

3.5 他のせん断終局強度式との比較

3.4節では、塑性回転角 $R_p' = 15 \times 10^{-3} \text{rad}$ を仮定したせん断終局強度式を用いてせん断余裕度の計算を行ったが、検討を進めていく上で、他の一般的な算定式から求められるせん断終局強度との関係を明らかにしておく必要がある。そこで、本節では、 $R_p' = 0 \text{ rad}$ のせん断終局強度や、荒川 min 式、mean 式によるせん断終局強度と、 $R_p' = 15 \times 10^{-3} \text{rad}$ を仮定したせん断終局強度との関係を調べた。

(1) 韌性指針式 ($R_p'=0$ rad.)

$R_p'=0$ rad. と $R_p'=15 \times 10^{-3}$ rad. の韌性指針式によるせん断終局強度を比較する。図 12 にせん断余裕度を用いた比較結果を示す。図中に示すように、両者の強度比の平均値は 1.35 である。 $R_p'=0$ rad. と $R_p'=15 \times 10^{-3}$ rad. のせん断終局強度が同じ関係式で与えられる場合には、式(10), (11), (12)に、 $R_p'=0$ rad., $_{cal}R_p=15 \times 10^{-3}$ rad. を代入することで、式(22)に示すように強度比が求められる。ここで $C=C_3=0.7$ を式(22)に代入すると、強度比の概算値として $1+0.3/0.7=1.43$ が得られる。図 8(a)で示したように、係数 C_3 は係数 C の下限とおおよそ対応するため、概算値 1.43 は平均値 1.35 をやや過大評価するが、平均値に近い値を示している。また、図 12 を見ると両者はほぼ一直線上に分布しており、変動係数も 5% と小さくなっている。ゆえに、 $R_p'=15 \times 10^{-3}$ rad. のせん断終局強度を用いてせん断余裕度 1.0 を確保することと、 $R_p'=0$ rad. のせん断終局強度を用いてせん断余裕度 1.35 を確保することはほぼ同意であると言える。

$$\frac{_{cal}Q_{su}'(R_p'=0)}{_{cal}Q_{su}(_{cal}R_p=0.015)} = 1 + \frac{20(_{cal}R_p - R_p')}{C} = 1 + \frac{0.3}{C} \quad (22)$$

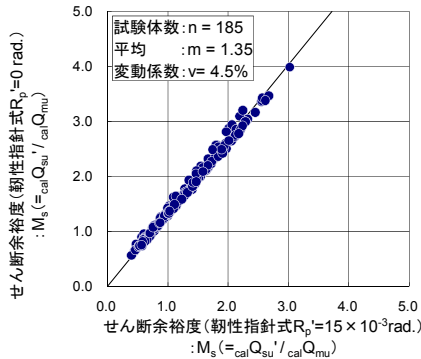


図12 せん断余裕度 M_s (韌性指針式 $R_p'=0$ rad.)
—せん断余裕度 M_s (韌性指針式 $R_p'=15 \times 10^{-3}$ rad.) 関係

(2) 荒川 min 式, 荒川 mean 式

式(23)の荒川 min 式¹⁰⁾, 式(24)の荒川 mean 式¹⁰⁾から算定されるせん断終局強度と、 $R_p'=15 \times 10^{-3}$ rad. 時の韌性指針式によるせん断終局強度を比較する。図 13, 図 14 に比較結果を示す。

$$Q_{su} = \left\{ \frac{0.092k_u(0.82p_{te}^{0.23})(18+F_C)}{M/(Q \cdot l) + 0.12} + 0.85\sqrt{p_{se} \cdot \sigma_{wy}} \right\} \cdot b \cdot j \quad (23)$$

$$Q_{su} = \left\{ \frac{0.115k_u(0.82p_{te}^{0.23})(18+F_C)}{M/(Q \cdot l) + 0.12} + 0.85\sqrt{p_{se} \cdot \sigma_{wy}} \right\} \cdot b \cdot j \quad (24)$$

荒川 min 式, mean 式に対する韌性指針式 ($R_p'=15 \times 10^{-3}$ rad.) の強度比の平均値は、それぞれ 1.24, 1.10 となり、荒川 mean 式は韌性指針式 ($R_p'=15 \times 10^{-3}$ rad.) に近い強度を示している。しかし、いずれの強度式を用いた場合も変動係数は 26% と大きく、一部の試験体では、せん断終局強度に 2 倍近い差が生じている。また、今回の比較では、式(23), 式(24)に従い、試験体の寸法効果 (k_u) を考慮して強度比を求めたが、実寸法の部材での強度比を考え、係数 k_u を下限値の 0.72 に変更して比較した場合には、荒川 min 式, mean 式に対する韌性指針式 ($R_p'=15 \times 10^{-3}$ rad.) の強度比の平均値は、それぞれ 1.31, 1.17 となり、

強度の差が大きくなった。荒川式と韌性指針式 ($R_p'=15 \times 10^{-3}$ rad.) の強度比のばらつきの原因を検証するため、式(16)で表されるトラス・アーチ機構における変形性能の指標である係数 C_I' を用いた検討を行った。図 8(b)に示すように、式(1)によるせん断終局強度とせん断補強筋による補強効果 $p_{we}\sigma_{wy} / (v\sigma_B)$ の間には線形関係があり、式(1)から導かれる係数 C_I' も暗にせん断補強筋による補強効果を示しているものと考えられる。図 15 に各試験体の強度比と係数 C_I' の関係を示す。ばらつきは依然として大きいものの、強度比と係数 C_I' の間には線形に近い関係が見られ、係数 C_I' が小さい場合には、韌性指針式は荒川式と比較してせん断終局強度を小さく、また、係数 C_I' が大きい場合には、韌性指針式は荒川式と比較してせん断終局強度を大きく算定する傾向があることが分かる。式(23)および式(24)に示すように、コンクリートとせん断補強筋によるせん断強度の寄与分が独立している荒川式と比べ、トラス機構の寄与分がアーチ機構の寄与分に影響を及ぼす韌性指針式では、せん断補強筋の補強状況がせん断終局強度に及ぼす影響が大きいものと考えられる。

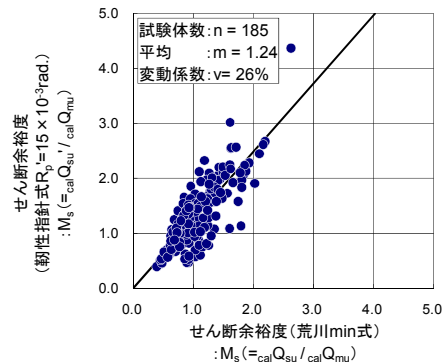


図13 せん断余裕度 M_s (韌性指針式 $R_p'=15 \times 10^{-3}$ rad.)
—せん断余裕度 M_s (荒川 min 式) 関係

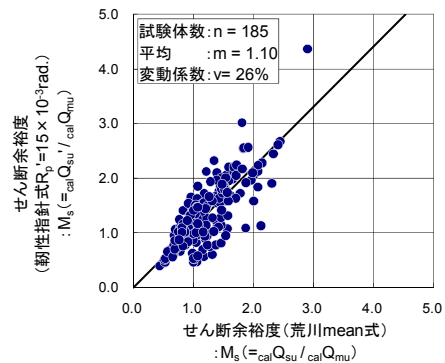


図14 せん断余裕度 M_s (韌性指針式 $R_p'=15 \times 10^{-3}$ rad.)
—せん断余裕度 M_s (荒川 mean 式) 関係

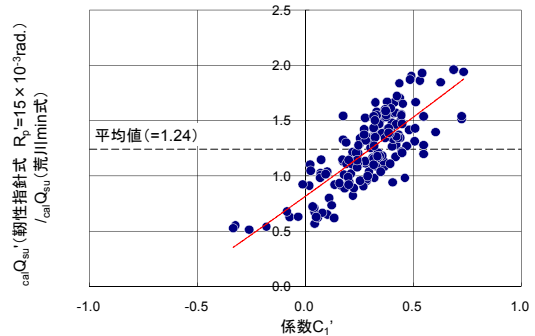


図15 強度比 (韌性指針式 $R_p'=15 \times 10^{-3}$ rad. / 荒川 min 式) と係数 C_I' の関係

4. セン断圧縮破壊以外の破壊形式の評価指標と限界変形の関係

今回用いた実験データベースには、靱性指針式で想定する曲げ降伏後のセン断圧縮破壊だけでなく、セン断斜張力破壊、セン断引張破壊、付着割裂破壊を起こした試験体も多く含まれている。3章では、セン断圧縮破壊を想定した靱性指針式を適用し、セン断余裕度 1.0 以上という条件を与えることで、データベースの試験体の塑性回転角が概ね $15 \times 10^{-3} \text{rad}$ 以上（限界変形が $20 \times 10^{-3} \text{rad}$ 以上）確保できることを示した。これはセン断余裕度を確保した試験体では、必然的にそれなりのセン断補強が行われることとなり、配筋されたセン断補強筋がコアの拘束（曲げ破壊）や、セン断ひび割れ（セン断斜張力破壊、セン断引張破壊）、付着ひび割れ¹²⁾（付着割裂破壊）の伸展および拡張防止に役立ったためと考えられる。このような評価の方法は、変形性能の下限を押さえる（最低限必要な変形性能を確保する）際には有効であると考えられるが、今後、変形性能の予測精度を高めていくことを考えると、想定される様々な破壊形式から実際に起こり得る破壊形式を特定し、破壊形式に応じた評価を行うのが本来好ましい。そこで、本章では、曲げ降伏後のセン断斜張力破壊、セン断引張破壊と、曲げ降伏後の付着割裂破壊に着目し、既往の評価指標を用いることで破壊形式の分類が可能かどうか、また、用いた評価指標が変形性能の優劣を示す要件になりうるか検証を行った。なお、3章に引き続き、本章でも、限界変形 $20 \times 10^{-3} \text{rad}$ を部材の暫定的な要求性能とする。

4.1 セン断斜張力破壊、セン断引張破壊の評価

セン断補強筋量が少ない試験体では、脆性的な挙動を示すセン断斜張力破壊やセン断引張破壊が起こる可能性があり、セン断圧縮破壊を想定した靱性指針式の適用範囲外となる。そこで、石久保らの提案法¹¹⁾を用いて、セン断斜張力破壊やセン断引張破壊を起こす試験体の特定が可能かどうか、また、限界変形を $20 \times 10^{-3} \text{rad}$ 以上確保するための条件を設定することができるか確認した。

石久保らは曲げ降伏後セン断引張で破壊した RC 梁試験体を対象に、各試験体のセン断補強筋量の余裕度 $\xi_{max,e}$ を調査した。余裕度 $\xi_{max,e}$ は試験体のセン断補強筋量 $p_w \sigma_{wy}$ を、最大耐力時のセン断応力度 $\tau_{max,e}$ で除した値であり、17 体の試験体の平均の余裕度は 0.49、不合格率 10%とした時の余裕度は 0.75 であった。石久保らは $\xi_{max,e}$ の計算に実験の最大耐力を用いたが、本稿では曲げ終局強度の略算式を用いた余裕度 $\xi'_{max,e}$ により変形性能の評価を行った。一般に、実験の最大耐力が式(19)の略算式による曲げ終局強度の 1.1 倍程度となることを考慮すると、平均の余裕度は 0.45、不合格率 10%の余裕度は 0.68 となる。

$$\xi_{max,e} = p_w \sigma_{wy} / \tau_{max,e} \quad (25)$$

$$\tau_{max,e} = Q_{max} / (b \cdot j_l) \quad (26)$$

図 16 にデータベースの限界変形の実験値 ${}_{ex}R_u$ とセン断補強筋量の余裕度 $\xi'_{max,e}$ の関係を示す。セン断補強筋量の余裕度の増大とともに、限界変形が大きくなる傾向がデータから明確に読み取れるが、特に、セン断斜張力破壊もしくはセン断引張破壊を起こした試験体のみに着目すると、実験結果が帯状に分布し、相関が高いことが分かる。

セン断補強筋量の余裕度が石久保らによる平均値（＝0.45）を下回る試験体は 15 体あるが、このうち 5 体（33%）が限界変形 $20 \times 10^{-3} \text{rad}$ の条件を満足していない。条件を満足しない試験体のうち 4 体が曲げ降伏後にセン断斜張力やセン断引張で破壊した試験体であり、脆性的な破壊を防止する上で石久保らの評価手法は有効であることが分かる。

また、全 185 体のうち、限界変形 $20 \times 10^{-3} \text{rad}$ の条件を満足しない試験体は 8 体（4.3%）であるが、セン断補強筋量の許容値として、平均の余裕度（＝0.45）を用いた分類を行うと、限界変形 $20 \times 10^{-3} \text{rad}$ の条件を満足しない試験体は、170 体のうち 3 体（1.8%）となり、不良率が低下する。さらに、セン断補強筋量の許容値として、不合格率 10%の余裕度（＝0.68）を用いた場合は、125 体の試験体全てが限界変形 $20 \times 10^{-3} \text{rad}$ の条件を満足する。但し、限界変形 $20 \times 10^{-3} \text{rad}$ の条件を満足しない 3 体の試験体をふるい分けするために、余裕度を 0.45 から 0.68 に上げることで、限界変形 $20 \times 10^{-3} \text{rad}$ の条件を満足する 45 体の試験体が適用範囲外になることを考えると、セン断補強筋量の余裕度の許容値としては、平均値を用いるのが妥当であるように思われる。

また、データベースの試験体には、セン断補強筋比 p_w が 0.2% を下回る試験体が 8 体含まれており、うち 2 体は限界変形 $20 \times 10^{-3} \text{rad}$ の条件を満足せず、脆性的な挙動を示している。したがって、最小セン断補強筋比の規定は、RC 梁部材の変形性能の確保に寄与しているものと考えられる。

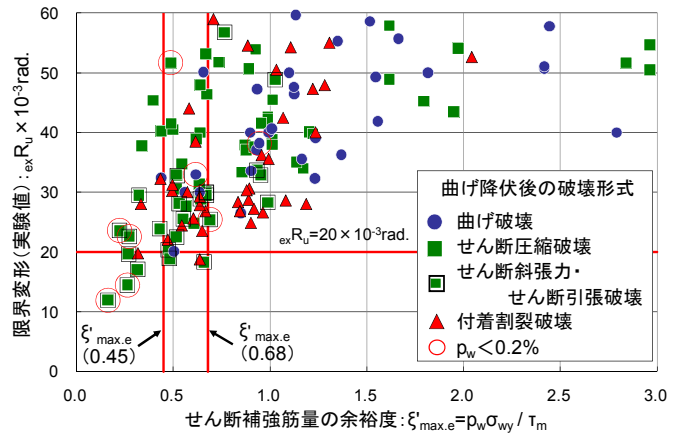


図16 限界変形(実験値) ${}_{ex}R_u$ —せん断補強筋量の余裕度 $\xi'_{max,e}$ 関係

4.2 付着割裂破壊の評価

(1) 付着余裕度による評価

靱性指針⁴⁾の付着信頼強度 τ_{bu} 、設計用付着応力度 τ_f を用いて、曲げ降伏後に付着割裂で破壊する試験体の分類を試みた。式(27)、(28)に τ_{bu} 、 τ_f の算定式を示す。また、図 17 にデータベース試験体の限界変形の実験値 ${}_{ex}R_u$ と τ_{bu} / τ_f で表わした付着余裕度の関係を示す。付着余裕度が 1.0 を上回る試験体で、曲げ降伏後に付着割裂破壊を起こした試験体は 3 体のみ（1 体は ${}_{ex}R_u > 60 \times 10^{-3} \text{rad}$ ）であり、これらの試験体の限界変形は要求性能とした $20 \times 10^{-3} \text{rad}$ に対して十分大きかった。ゆえに、付着余裕度を 1.0 以上確保することで、曲げ降伏後の付着割裂による脆性的な破壊が防止できる。但し、付着余裕度が 1.0 を上回った試験体は、データベースの全試験体 185 体のうち 80 体（43%）に留まっており、付着余裕度 1.0 以下の試験体には、付着割裂破壊以外の形式で破壊した試験体も多く含まれている。また、付着余裕度 1.0 以下の付着割裂で破壊した試験体にも、限界変形が優に $20 \times 10^{-3} \text{rad}$ を超えるような変形性能に富む試験体が多く含まれていることから、付着余裕度をそのまま変形性能と結び付けるのは難しいと考えられる。

$$\tau_{bu} = \alpha_1 \left\{ (0.086b_l + 0.11) \sqrt{\sigma_B + k_{s1}} \right\} \quad (1 \text{ 段目主筋})$$

$$= \alpha_2 \cdot \alpha_1 \left\{ (0.086b_{s12} + 0.11) \sqrt{\sigma_B + k_{s2}} \right\} \quad (2 \text{ 段目主筋})$$

(27)

$$\tau_f = \frac{d_b \Delta \sigma}{4(L-d)} \quad (28)$$

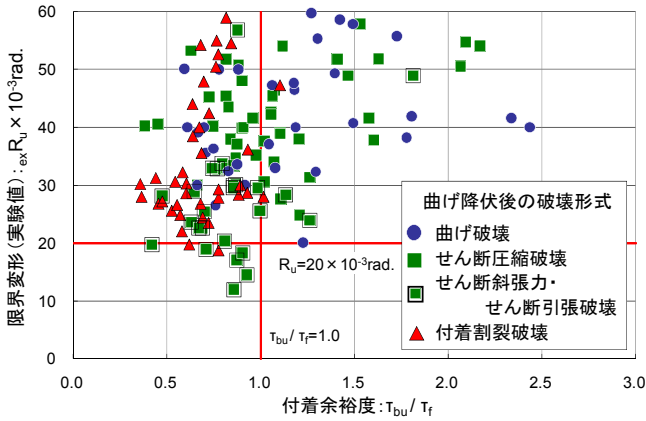


図17 限界変形(実験値) R_u - 付着余裕度 τ_{bu}/τ_f 関係

(2) 付着破壊を考慮した靱性指針式による評価

付着破壊を考慮した靱性指針式⁴⁾は、主筋の付着状況を考慮し、トラス機構により伝達されるせん断力を制限する。また、靱性指針式と同様に、塑性回転角 R_p に応じてコンクリートの有効強度係数 ν を低減させることで、限界変形点の塑性回転角が評価できる。せん断終局強度は式(29)、(30)の最小値で与えられる。なお、式(30)は式(3)と同じ式である。

$$Q_{bu1} = T_x j_e + \left\{ \nu \sigma_B - \frac{2.5 T_x}{\lambda b_e} \right\} \tan \theta \quad (29)$$

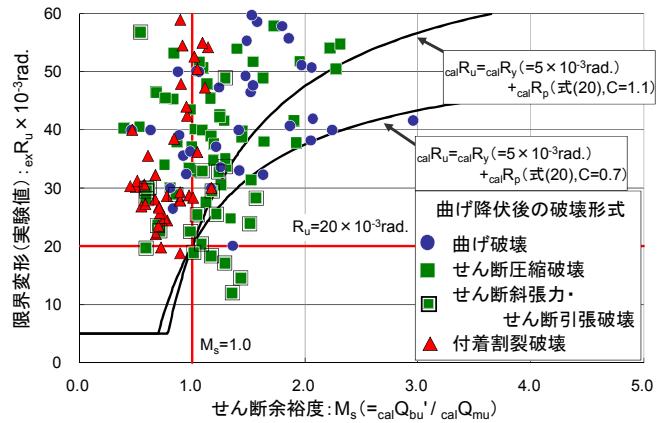
$$Q_{bu2} = \frac{\lambda \nu \sigma_B}{2} b_e j_e \quad (30)$$

図18に限界変形の実験値 R_u とせん断余裕度 M_s の関係を示す。図18(a)には、式(29)、(30)の付着破壊を考慮した靱性指針式を用いてせん断余裕度 ($=_{cal}Q_{bu}/_{cal}Q_{mu}$) の評価を行った結果を、また、図18(b)には、比較対象として、式(1)、(2)、(3)で示した靱性指針式を用いてせん断余裕度 ($=_{cal}Q_{su}/_{cal}Q_{mu}$) の評価を行った結果を示す。いずれも塑性回転角 R_p は 15×10^{-3} rad とした。また、図中には、図9、図11で靱性指針式が与える塑性回転角の計算値 $_{cal}R_p$ の分布範囲を示す際に用いた式(20)の係数 C に 1.1 (上限) と 0.7 (下限) を代入した2本の曲線を参考のために示す。降伏点変位 $_{cal}R_y$ は 3.3.(1)項に従って 5×10^{-3} rad と仮定し、降伏点変位と塑性回転角の和として限界変形 $_{cal}R_u$ を示した。

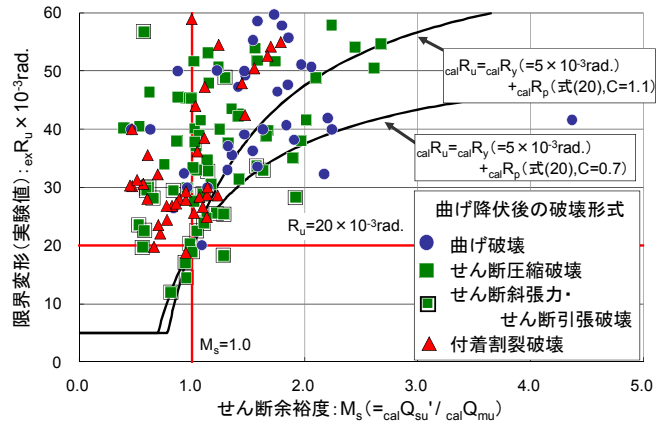
図18(a)、(b)より、いずれの場合も、せん断余裕度が大きくなるにつれ、限界変形が増大する傾向が見られる。また、付着破壊を考慮した靱性指針式を用いた場合には、付着割裂破壊を起こした試験体のせん断余裕度が小さくなり、実験結果が $M_s=1.0$ 近傍に集まっている。したがって、付着破壊を考慮した靱性指針式を用いることで、曲げ降伏後に付着割裂で破壊する試験体が分類できる。しかしながら、曲げ降伏後に付着割裂で破壊を起こした試験体にも変形性能に富む挙動を示した試験体が多く見られること、また、式(29)、(30)に示すように、付着破壊を考慮した靱性指針式では、せん断補強筋による補強効果が考慮できず、曲げ降伏後にせん断斜張力もしくはせん断引張で破壊した試験体の変形性能が評価できていないことを考えると、付着破壊を考慮した靱性指針式から導かれるせん断余裕度を変形性能の評価指標と

してそのまま用いることは難しく、他の評価手法との併用が必要になる。

一方、靱性指針式を用いた結果を見ると、図11で示した塑性回転角とせん断余裕度の関係では、式(20)に $C=0.7$ ($=C_3$) を代入した曲線は、実験結果の下限のやや上側に位置していたが、図18(b)に示した限界変形とせん断余裕度の関係を見ると、式(20)に $C=0.7$ ($=C_3$) を代入した曲線が実験結果の下限とおおよそ一致していることが分かる。前述した付着破壊を考慮した靱性指針式では、せん断余裕度 1.0 以上の試験体 116 体に対して、図中の式(20)による曲線の下側に位置する試験体は 14 体 (12%)、限界変形 20×10^{-3} rad を下回る試験体は 5 体 (4.3%) であった。一方、靱性指針式を用いた場合は、せん断余裕度 1.0 以上の試験体 131 体に対して、式(20)の曲線の下側に位置する試験体は 10 体 (7.6%)、限界変形 20×10^{-3} rad を下回る試験体は 2 体 (1.5%) のみに留まり、より安全側の評価がなされている。データベースの全試験体 185 体のうち、限界変形 20×10^{-3} rad の条件を満足しない試験体は 8 体 (4.3%) であり、靱性指針式による検討を行うことで、不良率の低下に繋がっている。



(a) 付着破壊を考慮した靱性指針式でせん断余裕度を評価した場合



(b) 靱性指針式でせん断余裕度を評価した場合

図18 限界変形 R_u (実験値) - せん断余裕度 M_s 関係

5. 結論

データベースの 185 体の曲げ降伏型 RC 梁試験体の実験結果を用いて、市之瀬らの研究に基づいて曲げ降伏後のせん断終局強度を評価する靱性指針式の特性を整理すると共に、せん断圧縮破壊以外の破壊形式も含めた曲げ降伏型 RC 梁部材の変形性能を定める要件について検討した。本稿で得られた知見は以下の通りである。

- (1) 靱性指針式による塑性回転角とせん断余裕度の関係が、式(20)に基づいて与えられることを確認した。また、同式内の係数 C が、同一のせん断余裕度が与えられた時の各部材の変形性能の優劣を示す指標となっていることが分かった。
- (2) 曲げ降伏後に様々なモードで破壊したデータベースの RC 梁試験体に対して靱性指針式を適用したところ、全 185 体のうち 31 体 (17%) の塑性回転角を危険側に評価した。但し、曲げ降伏後にせん断圧縮で破壊した試験体に限れば、危険側に評価した試験体は、全 67 体のうち 5 体 (7.5%) に留まり、概ね安全側の評価となった。
- (3) 実験の塑性回転角や限界変形と、靱性指針式から導いたせん断余裕度の関係を調べたところ、ばらつきは大きいものの、せん断余裕度が大きくなるにつれ、塑性回転角や限界変形が増大する傾向が読み取れた。また、靱性指針式の式(3) (トラス式、せん断補強筋未降伏) から導かれる塑性回転角とせん断余裕度の関係を用いることで、実験の限界変形の下限がせん断余裕度によって評価できることを示した。
- (4) 靱性指針式でせん断余裕度が 1.0 以上となる試験体 131 体のうち、塑性回転角 αR_p が $15 \times 10^3 \text{rad}$ を下回った試験体は 4 体 (3.1%)、限界変形 αR_u が $20 \times 10^3 \text{rad}$ を下回った試験体は 2 体 (1.5%) のみであった。データベースの全試験体 185 体のうち、塑性回転角 αR_p が $15 \times 10^3 \text{rad}$ を下回った試験体は 15 体 (8.1%)、限界変形 αR_u が $20 \times 10^3 \text{rad}$ を下回った試験体は 8 体 (4.3%) あり、様々なモードで破壊した試験体に対して靱性指針式を適用することで不良率が低下したことから、要求性能を満足しない試験体のふるい分けに効果があることが分かった。
- (5) 塑性回転角 $R_p' = 15 \times 10^3 \text{rad}$ とした靱性指針式のせん断終局強度と、塑性回転角 $R_p' = 0 \text{rad}$ とした靱性指針式のせん断終局強度の強度比を算定したところ、平均値は 1.35 となった。また、変動係数は 5% となり、試験体によるばらつきは小さく抑えられた。
- (6) 荒川 min 式、mean 式に対する靱性指針式 (塑性回転角 $R_p' = 15 \times 10^3 \text{rad}$) のせん断終局強度比は平均値でそれぞれ 1.24、1.10 であった。また、荒川式の係数 k_u を下限値の 0.72 とした場合には、強度比の平均値はそれぞれ 1.31、1.17 となった。いずれも試験体によるばらつきは大きい、せん断補強筋による補強効果を示す係数 C_f' を用いることで、ばらつきの傾向が説明できることを示した。
- (7) 石久保らが提案したせん断補強筋量の余裕度 $\zeta'_{max,e}$ が大きくなるにつれ、実験で計測された限界変形が増大する傾向が見られた。特に、曲げ降伏後にせん断斜張力やせん断引張で破壊する試験体でこの傾向が強かった。また、限界変形を $20 \times 10^3 \text{rad}$ 以上確保するための条件として、 $\zeta'_{max,e} \geq 0.45$ が定義できることを確認した。
- (8) 靱性指針の付着余裕度や、付着破壊を考慮したせん断終局強度式によるせん断余裕度を 1.0 以上確保することで、曲げ降伏後の付着割裂による脆性的な破壊が防止できることを実験結果から確認した。但し、曲げ降伏後に付着割裂破壊を起こした試験体にも、限界変形 $20 \times 10^3 \text{rad}$ を優に超えるような変形性能に富む挙動を示

した試験体が多く見られたため、これらの指標を変形性能の評価にそのまま用いることは難しいと考えられる。

本研究は、日本建築学会「応答スペクトルによる耐震設計小委員会」(主査 東京大学教授 壁谷澤寿海 (一2008)、名古屋大学教授 勅使川原正臣 (2009)) および「二次設計検討小委員会」(主査 千葉大学教授 和泉信之) に組織される部材性能 WG (主査 首都大学東京 北山和宏) 内に設置された部材性能タスクフォースによって、現行基準法 (平成 19 年改正) に定められている部材ランクについて議論するために、近年の構造実験データを収集し、統計的に RC 梁部材および柱部材の部材性能評価を検討した結果の抜粋である。

(部材性能タスクフォース)

石川裕次 (竹中工務店)、遠藤芳雄 (清水建設)、伊藤央 (久米設計)、田畑卓 (安藤建設)、岸本剛 (奥村組)、坂下雅信 (京都大学)、前田匡樹 (東北大学)、河野進 (京都大学)、北山和宏 (首都大学東京)

参考文献

- 1) 建築物の構造関係技術基準解説書編集委員会：2007 年版 建築物の構造関係技術基準解説書，2007.8
- 2) 日本建築学会：鉄筋コンクリート構造計算用資料集，pp.163-181，2002.1
- 3) 市之瀬敏勝：変形性能を考慮した RC 部材のせん断設計法，日本建築学会構造系論文報告集 第 415 号，pp.53-62，1990.9
- 4) 日本建築学会：鉄筋コンクリート造建物の靱性保証型耐震設計指針・同解説，1997
- 5) 石川裕次，木村秀樹：高圧縮軸力が作用する高強度 RC 柱部材の平面保持仮定成立の限界点，日本建築学会構造系論文集 第 595 号，pp.87-91，2005.9
- 6) 石川裕次，木村秀樹，角彰，松本竹史：X 型配筋短スパン梁の強度と靱性に関する実験的研究，コンクリート工学年次論文報告集，Vol.17，No.2，pp.589-594，1995
- 7) 日本コンクリート工学協会：塑性域の繰り返し劣化性状に関するシンポジウムー過大地震入力による建造物の崩壊防止を目指してー委員会報告書・論文集，pp.233-247，1998.8
- 8) 日本建築防災協会：2001 年改訂版 既存鉄筋コンクリート造建物の耐震診断基準同解説，2001.10
- 9) 日本建築学会：鉄筋コンクリート造建物の終局強度型耐震設計指針・同解説，1988
- 10) 日本建築学会：鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説 2010，2010.2
- 11) 石久保猛，小谷俊介：鉄筋コンクリート梁部材の最小せん断補強筋量に関する検討，コンクリート工学年次論文報告集，Vol.16，No.2，pp.317-322，1994
- 12) 中沢淳，塚本尚由，倉本洋，南宏一：繰り返し曲げせん断を受ける 13000 キロ級の高強度せん断補強筋を用いた RC 梁のせん断および付着割裂破壊性状，コンクリート工学年次論文報告集，Vol.12，No.2，pp.221-226，1990

データベース参考文献

- D1) 山本耕二ら：大変形下における鉄筋コンクリート柱の変形性能に関する資料集 (その 3，その 6~8，その 14~16)，建築省建築研究所 建築研究資料，Vol.21，1978
- D2) 山八真吾ら：超高層鉄筋コンクリート住宅における構造実験 (1) 柱・梁部材実験，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.139-140，1985.9
- D3) 渡辺義仁ら：超高層鉄筋コンクリート住宅の耐震設計 (3) はり部材実験，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.327-328，1987.8
- D4) 森裕重ら：超高層鉄筋コンクリート住宅における構造実験 (7) 主筋に SD50 を用いたはり部材実験，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.333-334，1987.8

- D5) 六車照ら：鉄筋コンクリート梁のせん断補強と靱性に関する研究（その1）、日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.183-184，1988.9
- D6) 木村秀樹ら：高強度コンクリートおよび高強度横補強筋を用いた RC 部材の実験的研究（その3 短スパン梁の曲げせん断実験）、日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.657-658，1988.9
- D7) 岩倉知行ら：高主筋量梁の靱性に関する研究，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.385-386，1989.9
- D8) 辻田耕一ら：高層鉄筋コンクリート造建物の耐震性に関する研究（その3 有孔梁の曲げせん断実験）、日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.419-420，1989.9
- D9) 島崎和司ら：高強度鉄筋をせん断補強筋に用いた柱、はりの実験（その2 はりの実験）、日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.723-724，1989.9
- D10) 早川幸孝ら：短スパン梁の靱性能に関する実験的研究，コンクリート工学年次論文報告集，Vol.12，No.2，pp.179-184，1990
- D11) 市川敦史ら：高強度コンクリートと高強度主筋を用いた梁の実験的研究，コンクリート工学年次論文報告集，Vol.12，No.2，pp.215-220，1990
- D12) 中沢淳ら：繰り返し曲げせん断を受ける13000キロ級の高強度せん断補強筋を用いた RC 梁のせん断および付着割裂破壊性状，コンクリート工学年次論文報告集，Vol.12，No.2，pp.221-226，1990
- D13) 藤沢正視ら：高強度鉄筋コンクリートはりの靱性確保に関する研究（その1 実験概要）、日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.277-278，1990.9
- D14) 慶祐一ら：鉄筋コンクリート梁のせん断補強筋と靱性に関する研究（その3）、日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.305-306，1990.9
- D15) 村本道哉ら：高強度せん断補強筋を用いた RC 有孔梁の曲げせん断実験，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.341-342，1990.9
- D16) 望月重ら：プレキャスト梁端部の滑り性状に関する実験，コンクリート工学年次論文報告集，Vol.14，No.2，pp.459-464，1992
- D17) 中村雅彦ら：高強度材料を用いた高層 RC 梁の曲げせん断実験，コンクリート工学年次論文報告集，Vol.14，No.2，pp.529-534，1992
- D18) 古川淳ら：高強度鉄筋コンクリート梁の付着割裂破壊，コンクリート工学年次論文報告集，Vol.14，No.2，pp.547-552，1992
- D19) 中岡章郎ら：曲げ降伏型鉄筋コンクリート部材の変形性能に及ぼすせん断補強筋の加工形式の影響，コンクリート工学年次論文報告集，Vol.14，No.2，pp.937-942，1992
- D20) 田中礼治ら：HHRC 構造に関する研究（その5 中型はり実験の概要）、日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.439-440，1992.8
- D21) 大屋戸理明ら：高強度電炉鉄筋の開発に関する研究（その6 梁の靱性能に関する研究）、日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.505-506，1992.8
- D22) 清水弥一ら：高強度鉄筋の開発に関する研究（その22 高強度せん断補強筋と高強度コンクリートを併用したはり部材のせん断および曲げせん断実験）、日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.523-524，1992.8
- D23) 石川裕次ら：鉄筋コンクリート梁部材の変形能に関する実験的研究，コンクリート工学年次論文報告集，Vol.14，No.2，pp.255-260，1992
- D24) 嘉村武浩ら：鉄筋コンクリート梁部材の変形能に関する実験的研究，コンクリート工学年次論文報告集，Vol.15，No.2，pp.335-340，1993
- D25) 中野克彦ら：水平打ち継ぎを有する RC 梁部材の曲げせん断性状に関する実験的研究，コンクリート工学年次論文報告集，Vol.15，No.2，pp.641-646，1993
- D26) 平川勝基ら：高強度電炉鉄筋の開発に関する研究（その15 梁の靱性能に関する研究 主筋にSD490を用いた場合）、日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.115-116，1993.7
- D27) 細川洋治ら：鉄筋コンクリート部材の付着割裂破壊性状に関する実験的研究，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.215-216，1993.7
- D28) 辻田耕一ら：鉄筋コンクリート造合成ばりの力学性状に関する研究（その2 複筋比が0.5のはりの曲げせん断実験 実験概要と結果）、日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.619-620，1993.7
- D29) 石川裕次ら：短スパン梁の強度と靱性に関する実験的研究，コンクリート工学年次論文報告集，Vol.16，No.2，pp.341-346，1994
- D30) 飯塚正義ら：ヒンジゾーンに開口を設けたハーフプレキャスト鉄筋コンクリート梁の耐震性能に関する実験的研究，コンクリート工学年次論文報告集，Vol.16，No.2，pp.389-394，1994
- D31) 石渡康弘ら：鉄筋コンクリート造有孔梁の変形能に関する実験的研究，コンクリート工学年次論文報告集，Vol.16，No.2，pp.395-400，1994
- D32) 衣笠秀行ら：正負繰り返し履歴による曲げ降伏ヒンジの破壊性状，コンクリート工学論文集，第5巻2号，pp.21-32，1994
- D33) 藤沢正視ら：鉄筋コンクリート短スパン梁の靱性能に関する研究（その1 実験概要）、日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.851-852，1994.7
- D34) 矢下伸之ら：鉄筋コンクリート有孔梁の変形能に関する実験的研究（その2 追加実験）、日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.951-952，1994.7
- D35) 鈴木幹夫ら：高強度せん断補強筋を用いる RC 梁部材の変形能に関する実験的研究，コンクリート工学年次論文報告集，Vol.17，No.2，pp.577-582，1995
- D36) 永井寛ら：高強度材料を使用した高層 RC 造短スパン梁の実験的研究，コンクリート工学年次論文報告集，Vol.17，No.2，pp.583-588，1995
- D37) 小森淳ら：鉄筋コンクリート造短スパン梁の構造性能に関する実験的研究（その1 実験概要および無開口梁の実験結果）、日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.481-482，1995.7
- D38) 衣笠秀行ら：正負繰り返し履歴破壊とせん断破壊の破壊メカニズムの相違の検証，コンクリート工学論文集，第6巻2号，pp.85-97，1995
- D39) 伊藤藤頭ら：鉛直打継ぎ面を有する RC 造梁の実験的研究，コンクリート工学年次論文報告集，Vol.18，No.2，pp.827-832，1996
- D40) 金田和浩ら：打継ぎ面に波状コッターを有する U 型断面プレキャスト梁の耐震性能，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.453-456，1996.7
- D41) 吉岡智和ら：高層 RC 構法「TOWERS-31」の開発（その3 梁部材実験）、日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.775-776，1996.7
- D42) 前田匡樹ら：鉄筋コンクリート梁部材の変形評価法に関する実験的研究，コンクリート工学年次論文報告集，Vol.19，No.2，pp.861-866，1997
- D43) 幸村信行ら：鉄筋コンクリート梁部材の降伏変形評価法に関する実験的研究（その1 実験結果の概要）、日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.303-304，1997.7
- D44) 對比地健一ら：曲げ降伏後の二段配筋内側主筋付着割裂破壊，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.357-358，1997.7
- D45) 黒川祐介ら：高強度材料（コンクリートおよびせん断補強筋）を用いた RC 梁部材の靱性能に関する実験的研究（その1 実験概要および結果）、日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.901-902，1999.7
- D46) 小杉雅男ら：高強度材料を用いた RC 有孔梁のせん断性状に関する実験的研究（その1 実験概要）、日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.925-926，1999.7
- D47) 衣笠秀行ら：曲げ降伏後の大変形繰り返し荷重を受ける RC 梁部材のスリップ域における横方向歪蓄積により発生する破壊のメカニズム，日本建築学会構造系論文集，第538号，pp.147-153，2000.12
- D48) 永坂具也ら：シングル配筋されたあばら筋を有する RC 梁（その2 曲げ降伏後の靱性能）、日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.467-468，2000.7
- D49) 廣崎裕一ら：鉄筋コンクリート造梁部材の破壊性状におよぼす荷重速度の影響，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.481-484，2000.7
- D50) 金子順一ら：高強度材料（コンクリートおよびせん断補強筋）を用いた RC 梁部材の構造性能に関する実験的研究，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.493-496，2000.7

- D51) 田中礼治ら：再生コンクリートを用いた鉄筋コンクリート構造に関する研究（その2 多数回リサイクル使用した再生粗骨材からなる再生コンクリートを用いたはり部材に関する実験），日本建築学会構造系論文集，第539号，pp.127-134，2001.1
- D52) 高稲宜和ら：高靱性繊維補強セメント複合材料を用いた梁部材の曲げせん断性状，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.311-314，2001.7
- D53) 細矢博ら：開孔を有する高強度 RC 梁の構造性能に関する研究，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.355-356，2001.7
- D54) 寶祖融ら：ヒンジ領域に開孔を設けた RC 梁のせん断耐力に関する実験，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.221-224，2002.8
- D55) 鈴木麻悠美ら：高強度せん断補強筋を用いた RC 梁部材の構造性能に関する実験研究，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.253-258，2002.8
- D56) 金子貴司ら：せん断余裕度と載荷速度が鉄筋コンクリート部材の靱性に及ぼす影響，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.301-304，2002.8
- D57) 棚野博之ら：超高強度繊維補強コンクリートを用いたはり部材の曲げせん断性状，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.37-40，2003.7
- D58) 千田啓吾ら：RC 梁部材におけるせん断補強筋の配筋がせん断・付着性状に及ぼす影響に関する実験的研究，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.77-78，2003.7
- D59) 成瀬忠ら：高強度材料を用いた高入力せん断力下のヒンジ領域に開口を有する梁の曲げせん断実験，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.195-196，2004.7
- D60) 石飛直樹ら：超高強度コンクリート ($F_c=150\text{N/mm}^2$ 級) を用いた RC 梁部材の構造性能に関する実験的研究，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.229-232，2004.7
- D61) 衣笠秀行ら：大変形繰り返し載荷を受ける RC 梁部材の曲げ降伏後のせん断破壊の発生メカニズムに関するエラー・カタストロフィの視点からの考察，日本建築学会構造系論文集，第593号，pp.111-119，2005.7
- D62) 黒木光博ら：曲げ降伏後にせん断破壊する鉄筋コンクリートはり部材の耐力低下に関する考察，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.289-290，2006.7
- D63) 池寄大輔ら：超高強度コンクリート ($F_c=150\text{N/mm}^2$ 級) を用いた RC 梁部材のせん断・付着性状に関する実験的研究，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.297-300，2006.7