



POLITECNICO DI TORINO

Dipartimento di Ingegneria Strutturale, Edile e Geotecnica - DISEG
CORSO DI LAUREA MAGISTRALE IN INGEGNERIA CIVILE

TESI DI LAUREA MAGISTRALE

SVILUPPO DI UNA METODOLOGIA DI ANALISI E PROGETTO DEL RINFORZO DI COLONNE IN C.A. IN PRESSOFLESSIONE DEVIATA MEDIANTE CONCRETE JACKETING

Relatore:

Prof. Fabio DI TRAPANI

Correlatore:

Prof. Giuseppe Carlo MARANO

Relatori Esterni:

Prof. Cristoforo DEMARTINO

Prof. Giovanni MINAFÒ

Candidato:

Benito DE CICCO

ANNO ACCADEMICO 2019-2020

INDICE

INDICE DELLE FIGURE.....	III
INDICE DELLE TABELLE	VI
INTRODUZIONE	1
Capitolo 1. ANALISI DEL COMPORTAMENTO DELLE SEZIONI IN C.A. IN REGIME DI SOLLECITAZIONE DI PRESSOFLESSIONE DEVIATA	3
1.1. Valutazione della resistenza.....	3
1.2. Valutazione della duttilità	8
Capitolo 2 – MODELLI IN LETTERATURA PER IL CALCESTRUZZO CONFINATO	31
2.1. Mander, Priestley e Park (1988)	33
2.2. Saatcioglu e Razvi (1992).....	37
2.3. Norme tecniche per le costruzioni (2018).....	41
Capitolo 3 – DESCRIZIONE DEL MODELLO NELLA METODOLOGIA PROPOSTA.....	44
3.1. Legame costitutivo dei materiali.....	53
3.1.1. Legame costitutivo del calcestruzzo.....	53
3.1.2. Legame costitutivo dell'acciaio.....	59
3.2. Software OpenSees	60
3.3. Modellazione in OpenSees	62
3.4. Utilizzo del software Matlab.....	68
3.5. Validazione del modello	70
3.5.1. Ersoy et al. (1993)	70
3.5.2. Sfakianakis (2002).....	75
Capitolo 4 – ANALISI PARAMETRICA.....	79
4.1. Influenza del parametro δ/b	83
4.2. Influenza del parametro ρ_j	88

4.3.	Influenza del parametro f_j/f_c	91
4.4.	Conclusioni	95
Capitolo 5 – METODOLOGIA DI ANALISI E PROGETTO		96
5.1.	Duttilità della sezione rinforzata.....	99
5.2.	Progetto del rinforzo a duttilità assegnata.....	107
5.3.	Incremento di duttilità della sezione rinforzata rispetto alla sezione di base	117
5.4.	Progetto del rinforzo a incremento di duttilità assegnata	125
CONCLUSIONI.....		135
BIBLIOGRAFIA		137
NORMATIVA DI RIFERIMENTO.....		138
SITOGRAFIA		138
ALLEGATO A1		
ALLEGATO A2		
ALLEGATO A3		

INDICE DELLE FIGURE

Fig. 1. Dominio N-M _x -M _y	3
Fig. 2. Dominio M _x -M _y per fissato N _{Ed}	4
Fig. 3. Sezione soggetta a pressoflessione deviata	5
Fig. 4. Diagramma di interazione (Hsu, 1988)	6
Fig. 5. Configurazione ultima tensione-deformazione (Campione et al.,2015).....	9
Fig. 6. Diagramma momento-curvatura (Campione et al.,2015).....	10
Fig. 7. Domini di curvatura ultima per diversi valori di ν : (a) sezione quadrata e (b) sezione rettangolare (Campione et al.,2015)	11
Fig. 8. Domini di curvatura di snervamento per diversi valori di ν : (a) sezione quadrata e (b) sezione rettangolare (Campione et al.,2015)	12
Fig. 9. Domini di duttilità per diversi valori di ν : (a) sezione quadrata e (b) sezione rettangolare (Campione et al.,2015)	13
Fig. 10. Variabilità della risposta momento-curvatura per sforzo normale fissato e diversi angoli di momento flettente (Campione et al.,2015)	14
Fig. 11. Parametri sezione rettangolare (Campione et al.,2015).....	15
Fig. 12. Definizione dell'area del dominio di duttilità in curvatura (Campione et al.,2015).....	19
Fig. 13. Domini di curvatura ultima adimensionalizzati: a) influenza della resistenza del calcestruzzo b) influenza del rapporto di forma (Campione et al.,2015).....	26
Fig. 14. Domini di duttilità adimensionalizzati: a) influenza della resistenza del calcestruzzo b) influenza del rapporto di forma (Campione et al.,2015)	27
Fig. 15. Indicatori di duttilità biassiale per l'analisi A1 (Campione et al.,2015).....	27
Fig. 16. Domini di curvatura ultima adimensionalizzati: influenza dell'interasse fra le armature	28
Fig. 17. Domini di duttilità adimensionalizzati: influenza dell'interasse fra le armature	28
Fig. 18. Indicatori di duttilità biassiale per l'analisi A2 (Campione et al.,2015).....	29
Fig. 19. Domini di curvatura ultima adimensionalizzati: influenza del rapporto geometrico di armatura ..	29
Fig. 20. Domini di duttilità adimensionalizzati: influenza del rapporto geometrico di armatura	30
Fig. 21. Indicatori di duttilità biassiale per l'analisi A3 (Campione et al.,2015).....	30
Fig. 22. Effetto Poisson	31
Fig. 23. Superficie di rottura di Kupfer	32
Fig. 24. Area effettivamente confinata (Mander, Priestley e Park)	34
Fig. 25. Determinazione della resistenza del calcestruzzo confinato (Mander, Priestley e Park).....	35
Fig. 26. Modello tensione-deformazione per il calcestruzzo confinato (Mander, Priestley e Park).....	36

Fig. 27. Pressione di confinamento laterale esercitata dalle staffe nel piano (Saatcioglu, Razvi)	37
Fig. 28. Distribuzione delle pressioni laterali per sezione rettangolare (Saatcioglu, Razvi)	37
Fig. 29. Pressione di confinamento laterale esercitata dalle staffe longitudinalmente (Saatcioglu, Razvi) 38	
Fig. 30. Modello tensione-deformazione per il calcestruzzo confinato (Saatcioglu, Razvi)	40
Fig. 31. Modello tensione-deformazione per il calcestruzzo confinato (NTC18)	41
Fig. 32. Sollecitazioni della sezione	44
Fig. 33. Geometria della sezione	45
Fig. 34. Scomposizione del momento lungo gli assi d'inerzia	46
Fig. 35. Diagramma delle deformazioni	47
Fig. 36. Diagramma momento-curvatura.....	48
Fig. 37. Dominio momento resistente	49
Fig. 38. Diagramma curvatura di snervamento	50
Fig. 39. Diagramma curvatura ultima.....	50
Fig. 40. Diagramma duttilità in curvatura	51
Fig. 41. Diagramma curvatura ultima adimensionalizzata	51
Fig. 42. Diagramma duttilità in curvatura adimensionalizzata	52
Fig. 43. Tipologie di calcestruzzo costituenti la sezione	53
Fig. 44. Pressioni laterali esercitate dalle staffe	54
Fig. 45. Legame costitutivo cls "mat1"	56
Fig. 46. Legame costitutivo cls "mat2"	56
Fig. 47. Legame costitutivo cls "mat3"	56
Fig. 48. Legame costitutivo cls "mat4"	57
Fig. 49. Legame costitutivo acciaio.....	59
Fig. 50. Modellazione a fibre di un elemento in calcestruzzo armato	60
Fig. 51. Confronto fra le diverse tecniche di modellazione degli elementi	61
Fig. 52. Legame costitutivo materiale Concrete02	63
Fig. 53. Legame costitutivo materiale Steel01	63
Fig. 54. (a) Comando "patch rect". (b) Comando "layer straight"	64
Fig. 55. Discretizzazione in fibre e attribuzione legami costitutivi	65
Fig. 56. Oggetto LoadPattern	66
Fig. 57. Dimensioni dei provini serie 1 (Ersoy et al. 1993).....	71
Fig. 58. Curve carico – deformazione provini serie 1 (Ersoy et al. 1993).....	72
Fig. 59. Strumentazione e procedura del test serie 2 (Ersoy et al. 1993).....	73
Fig. 60. Dimensioni dei provini serie 2 (Ersoy et al. 1993).....	74
Fig. 61. Curva momento – curvatura provino MBM serie 2 (Ersoy et al. 1993).....	75
Fig. 62. Dimensioni della sezione (Sfakianakis 2002)	76
Fig. 63. Dominio di resistenza M-N sezione rinforzata per $\alpha = 0^\circ$ (Sfakianakis 2002)	77
Fig. 64. Dominio di resistenza M-N sezione rinforzata per $\alpha = 90^\circ$ (Sfakianakis 2002).....	77
Fig. 65. Dominio di resistenza M-N sezione rinforzata per $\alpha = 45^\circ$ (Sfakianakis 2002).....	78

Fig. 66. Geometria della sezione (analisi parametrica)	79
Fig. 67. Dominio di curvatura ultima. Influenza del parametro δ/b . $\rho_j = 1,6\%$. $f_j/f_c = 2,5$. $n_c = 0,3$	83
Fig. 68. Dominio di curvatura ultima. Influenza del parametro δ/b . $\rho_j = 1,6\%$. $f_j/f_c = 1,0$. $n_c = 0,2$	84
Fig. 69. Dominio di curvatura elastica. Influenza del parametro δ/b . $\rho_j = 1,0\%$. $f_j/f_c = 1,5$. $n_c = 0,4$	84
Fig. 70. Dominio di duttilità. Influenza del parametro δ/b . $\rho_j = 0,6\%$. $f_j/f_c = 2,5$. $n_c = 0,3$	85
Fig. 71. Dominio di duttilità. Influenza del parametro δ/b . $\rho_j = 1,0\%$. $f_j/f_c = 1,0$. $n_c = 0,2$	85
Fig. 72. Dominio del momento resistente. Influenza del parametro δ/b . $\rho_j = 1,6\%$. $f_j/f_c = 1,0$. $n_c = 0,4$...	86
Fig. 73. Dominio del momento resistente. Influenza di n_c . $\delta/b = 0,25$. $\rho_j = 1,6\%$. $f_j/f_c = 1,0$	86
Fig. 74. Dominio di curvatura ultima adimensionalizzato. Influenza del parametro δ/b	87
Fig. 75. Dominio di duttilità adimensionalizzato. Influenza del parametro δ/b	87
Fig. 76. Dominio di curvatura ultima. Influenza del parametro ρ_j . $\delta/b = 0,15$. $f_j/f_c = 1,0$. $n_c = 0,2$	88
Fig. 77. Dominio di duttilità. Influenza del parametro ρ_j . $\delta/b = 0,15$. $f_j/f_c = 1,0$. $n_c = 0,2$	89
Fig. 78. Dominio di curvatura ultima. Influenza del parametro ρ_j . $\delta/b = 0,15$. $f_j/f_c = 2,0$. $n_c = 0,4$	89
Fig. 79. Dominio di curvatura elastica. Influenza del parametro ρ_j . $\delta/b = 0,20$. $f_j/f_c = 1,5$. $n_c = 0,3$	90
Fig. 80. Dominio di duttilità. Influenza del parametro ρ_j . $\delta/b = 0,25$. $f_j/f_c = 2,0$. $n_c = 0,4$	90
Fig. 81. Dominio del momento resistente. Influenza del parametro ρ_j . $\delta/b = 0,20$. $f_j/f_c = 2,0$. $n_c = 0,4$	91
Fig. 82. Dominio di curvatura ultima. Influenza del parametro f_j/f_c . $\delta/b = 0,20$. $\rho_j = 1,0\%$. $n_c = 0,4$	92
Fig. 83. Dominio di curvatura elastica. Influenza del parametro f_j/f_c . $\delta/b = 0,20$. $\rho_j = 1,0\%$. $n_c = 0,4$	92
Fig. 84. Dominio di duttilità. Influenza del parametro f_j/f_c . $\delta/b = 0,20$. $\rho_j = 1,0\%$. $n_c = 0,4$	93
Fig. 85. Dominio del momento resistente. Influenza del parametro f_j/f_c . $\delta/b = 0,20$. $\rho_j = 1,0\%$. $n_c = 0,4$.	93
Fig. 86. Dominio di curvatura ultima adimensionalizzato. Influenza del parametro f_j/f_c	94
Fig. 87. Dominio di duttilità adimensionalizzato. Influenza del parametro f_j/f_c	94
Fig. 88. Geometrie delle colonne base	97
Fig. 89. Curve momento-curvatura per sezioni rinforzate aventi diversi f_c	100
Fig. 90. Geometria della colonna base 350 x 350 mm	108
Fig. 91. Geometrie delle soluzioni di rinforzo	109
Fig. 92. Curve momento-curvatura per le 2 soluzioni di rinforzo	110
Fig. 93. Curve momento-curvatura per sezioni non rinforzate aventi diversi f_c	117
Fig. 94. Geometria della colonna base 430 x 430 mm	125
Fig. 95. Geometria della colonna rinforzata 690 x 690 mm	126
Fig. 96. Curve momento-curvatura per la sezione base e per quella rinforzata.....	127

INDICE DELLE TABELLE

Tab. 1. Parametro α in funzione di ν (tratta da NTC18)	7
Tab. 2. Analisi A1 – definizione dei parametri (Campione et al.,2015).....	16
Tab. 3. Analisi A2 – definizione dei parametri (Campione et al.,2015).....	17
Tab. 4. Analisi A3 – definizione dei parametri (Campione et al.,2015).....	18
Tab. 5. Analisi A1 – sezioni S1 – domini di curvatura ultima, di snervamento e duttilità (Campione et al.,2015).....	21
Tab. 6. Analisi A1 – sezioni S2 – domini di curvatura ultima, di snervamento e duttilità (Campione et al.,2015).....	22
Tab. 7. Analisi A1 – sezioni S3 – domini di curvatura ultima, di snervamento e duttilità (Campione et al.,2015).....	23
Tab. 8. Analisi A2 – sezioni S1-3 – domini di curvatura ultima e duttilità (Campione et al.,2015).....	24
Tab. 9. Analisi A3 – sezioni S1-3 – domini di curvatura ultima e duttilità (Campione et al.,2015).....	25
Tab. 10. Parametri che caratterizzano la modellazione del calcestruzzo	63
Tab. 11. Parametri che caratterizzano la modellazione dell'acciaio	64
Tab. 12. Parametri orientazione del sistema di riferimento locale della sezione	66
Tab. 13. Parametri dei provini serie 1	71
Tab. 14. Parametri del provino MBM serie 2	74
Tab. 15. Parametri della sezione.....	76
Tab. 16. Parametri della sezione di base.....	80
Tab. 17. Parametri della sezione rinforzata	82
Tab. 18. Parametri n_j/n_c in funzione di Δ e f_j/f_c	98
Tab. 19. Geometrie e materiali delle sezioni rinforzate investigate.....	99
Tab. 20. Risultati ottenuti per le 3 diverse curve momento-curvatura.....	100
Tab. 21. Domini di duttilità delle sezioni rinforzate. $\Delta = 0,2$	101
Tab. 22. Domini di duttilità delle sezioni rinforzate. $\Delta = 0,3$	102
Tab. 23. Domini di duttilità delle sezioni rinforzate. $\Delta = 0,4$	103
Tab. 24. Duttilità delle sezioni rinforzate in funzione di α . $\Delta = 0,2$	104
Tab. 25. Duttilità delle sezioni rinforzate in funzione di α . $\Delta = 0,3$	105
Tab. 26. Duttilità delle sezioni rinforzate in funzione di α . $\Delta = 0,4$	106
Tab. 27. Parametri della sezione di base.....	108

Tab. 28. Parametri delle soluzioni di rinforzo	109
Tab. 29. Risultati ottenuti per le 2 soluzioni di rinforzo	110
Tab. 30. Domini di duttilità delle sezioni rinforzate. Curve medie. $\Delta = 0,2$	111
Tab. 31. Domini di duttilità delle sezioni rinforzate. Curve medie. $\Delta = 0,3$	112
Tab. 32. Domini di duttilità delle sezioni rinforzate. Curve medie. $\Delta = 0,4$	113
Tab. 33. Duttilità delle sezioni rinforzate in funzione di α . Curve medie. $\Delta = 0,2$	114
Tab. 34. Duttilità delle sezioni rinforzate in funzione di α . Curve medie. $\Delta = 0,3$	115
Tab. 35. Duttilità delle sezioni rinforzate in funzione di α . Curve medie. $\Delta = 0,4$	116
Tab. 36. Risultati ottenuti per le 3 diverse curve momento-curvatura.....	118
Tab. 37. Incrementi di duttilità ottenuti per le 3 sezioni.....	118
Tab. 38. Domini di incremento di duttilità delle sezioni rinforzate. $\Delta = 0,2$	119
Tab. 39. Domini di incremento di duttilità delle sezioni rinforzate. $\Delta = 0,3$	120
Tab. 40. Domini di incremento di duttilità delle sezioni rinforzate. $\Delta = 0,4$	121
Tab. 41. Incremento di duttilità delle sezioni rinforzate in funzione di α . $\Delta = 0,2$	122
Tab. 42. Incremento di duttilità delle sezioni rinforzate in funzione di α . $\Delta = 0,3$	123
Tab. 43. Incremento di duttilità delle sezioni rinforzate in funzione di α . $\Delta = 0,4$	124
Tab. 44. Parametri della sezione di base.....	126
Tab. 45. Parametri della soluzione di rinforzo	127
Tab. 46. Risultati ottenuti per la sezione base	128
Tab. 47. Risultati ottenuti per la sezione rinforzata.....	128
Tab. 48. Domini di incremento di duttilità delle sezioni rinforzate. Curve medie. $\Delta = 0,2$	129
Tab. 49. Domini di incremento di duttilità delle sezioni rinforzate. Curve medie. $\Delta = 0,3$	130
Tab. 50. Domini di incremento di duttilità delle sezioni rinforzate. Curve medie. $\Delta = 0,4$	131
Tab. 51. Incremento di duttilità delle sezioni rinforzate in funzione di α . Curve medie. $\Delta = 0,2$	132
Tab. 52. Incremento di duttilità delle sezioni rinforzate in funzione di α . Curve medie. $\Delta = 0,3$	133
Tab. 53. Incremento di duttilità delle sezioni rinforzate in funzione di α . Curve medie. $\Delta = 0,4$	134

INTRODUZIONE

La tecnica di rinforzo strutturale del concrete jacketing è tradizionalmente adottata per incrementare la resistenza e la rigidità degli elementi strutturali di edifici esistenti in calcestruzzo armato. In questo lavoro di tesi, si propone l'utilizzo di questo tipo di intervento per migliorare anche la capacità deformativa di colonne in c.a., fornendo uno strumento di analisi e progetto del rinforzo, finalizzato al controllo della duttilità. Si presta particolare attenzione all'influenza negativa che il regime di pressoflessione deviata ha sulla risposta duttile degli elementi.

Il Capitolo 1 tratta l'analisi del comportamento delle sezioni in calcestruzzo armato in regime di sollecitazione di pressoflessione deviata. Sono richiamati alcuni fra i numerosi studi condotti sulla valutazione della resistenza in presenza simultanea di sforzo normale e momento flettente biassiale. Risultano, invece, molto limitati, gli studi relativi alla valutazione della curvatura ultima biassiale e della duttilità. È, quindi, riportato un articolo che approfondisce tale argomento.

Il Capitolo 2 raccoglie, invece, diversi modelli di letteratura per il calcestruzzo confinato. Si tratta di legami costitutivi che tengono conto dell'effetto positivo che le staffe esercitano sul conglomerato cementizio incrementandone resistenza e duttilità.

Nel Capitolo 3 è presentata la metodologia che costituisce il corpo centrale di questo lavoro. È proposto un modello sviluppato mediante scrittura di codici OpenSees e Matlab, con il quale vengono elaborati i diagrammi momento-curvatura di colonne in calcestruzzo armato incamiciate, per estrapolare, fra gli altri, i valori di curvatura ultima e duttilità. Sono discussi i legami costitutivi considerati per i diversi materiali, per i quali si tiene conto del confinamento. È, infine, riportata una validazione del modello eseguita

confrontando i risultati ottenuti mediante metodologia proposta e alcuni risultati sperimentali definiti in letteratura.

Il Capitolo 4 raccoglie un'analisi parametrica che è condotta con lo scopo di esaminare l'influenza di diversi parametri adimensionali che caratterizzano la geometria e i materiali di rinforzo, sul comportamento resistente e duttile delle sezioni rinforzate.

Il Capitolo 5, infine, alla luce dei risultati ottenuti con lo studio dei parametri, propone le grandezze che meglio descrivono il problema, suggerendo una procedura di progetto del concrete jacketing, a duttilità controllata, basata sulla consultazione di alcuni grafici. Sono riportati esempi applicativi.

Capitolo 1. ANALISI DEL COMPORTAMENTO DELLE SEZIONI IN C.A. IN REGIME DI SOLLECITAZIONE DI PRESSOFLESSIONE DEVIATA

1.1. Valutazione della resistenza

In generale, è definito un dominio di resistenza nello spazio tridimensionale che è descritto dagli assi $N - M_x - M_y$ (Fig. 1). Fissato un determinato valore di sforzo normale agente N_{Ed} , è possibile sezionare il dominio con un piano, la cui equazione è $N = N_{Ed}$, e ottenere un dominio di resistenza bidimensionale nel piano $M_x - M_y$ (Fig. 2).

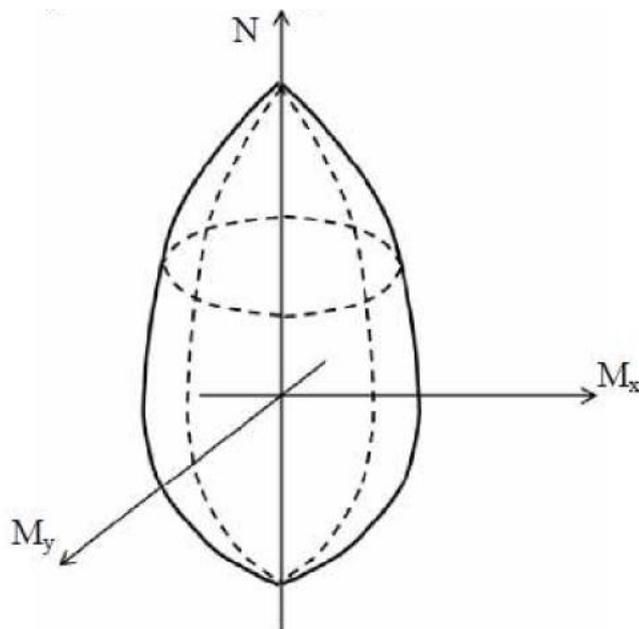


Fig. 1. Dominio N-Mx-My

La procedura che porta alla costruzione di tali domini, però, è notevolmente complicata in quanto l'asse neutro (n-n) non risulta essere più ortogonale rispetto all'asse di sollecitazione (s-s) a causa della parzializzazione della sezione (Fig. 3). Sono

necessarie applicazioni iterative che richiedono una integrazione al passo delle tensioni agenti sulla sezione. Le caratteristiche della sollecitazione sono, infine, trovate, per ogni punto del dominio, mediante le seguenti equazioni:

$$N = \int_A \sigma_z dA$$

$$M_x = \int_A \sigma_z y dA$$

$$M_y = \int_A \sigma_z x dA$$

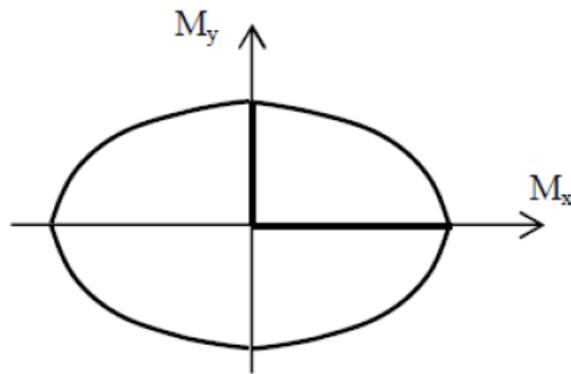


Fig. 2. Dominio M_x - M_y per fissato N_{Ed}

In letteratura sono presenti metodi semplificati che, mediante l'individuazione di espressioni analitiche, consentono la costruzione dei domini di interazione, in via approssimata, ed evitando, quindi, le laboriose procedure di calcolo necessarie alla loro rigorosa determinazione.

Tra le prime proposte in letteratura si trova il metodo di Bresler, 1960, (Metodo LC), il quale descrive il dominio bidimensionale attraverso l'equazione che ricorda quella di un'ellisse:

$$\left(\frac{M_{Ed,x}}{M_{Rd,x}}\right)^\alpha + \left(\frac{M_{Ed,y}}{M_{Rd,y}}\right)^\beta = 1$$

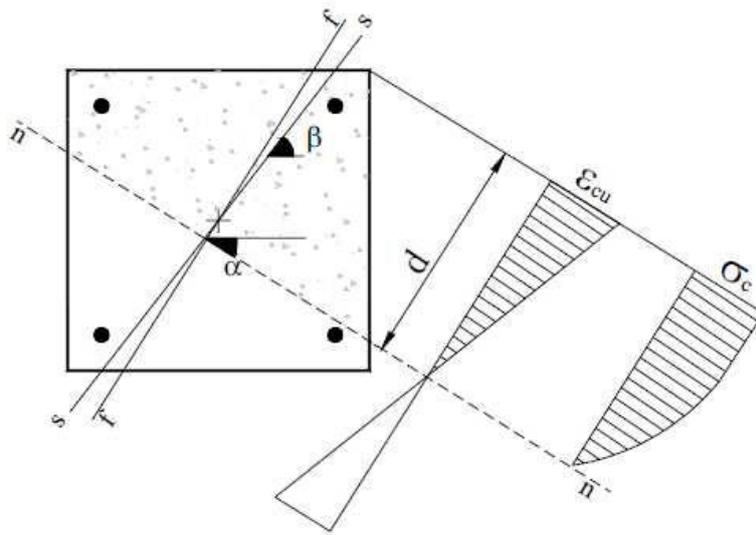


Fig. 3. Sezione soggetta a pressoflessione deviata

N_{Ed} è assunto pari a N_{Rd} e fissato. Gli esponenti α e β sono funzione del valore di sforzo normale assegnato e dalle caratteristiche meccaniche e geometriche della sezione. L'autore suggerisce di adottare per sezioni in c.a. quadrate o rettangolari un unico valore, per entrambi gli esponenti, compreso tra 1,15 e 1,55. $M_{Ed,x}$ e $M_{Ed,y}$ sono i valori di momento flettente agenti sulla sezione, rispettivamente, lungo x e lungo y. $M_{Rd,x}$ e $M_{Rd,y}$ sono i corrispondenti valori di resistenza della sezione e rappresentano i semiassi dell'ellisse, che, in generale, ha un'equazione del tipo:

$$\left(\frac{x}{a}\right)^2 + \left(\frac{y}{b}\right)^2 = 1$$

con a e b i valori dei semiassi maggiore e minore.

Si trova, successivamente, una proposta integrativa al metodo LC (Hsu, 1988) che consiste nell'assunzione di $\alpha = \beta = 1.5$ e nell'aggiunta di un nuovo termine. Quest'ultimo tiene conto del rapporto tra lo sforzo normale agente N_{Ed} e quello resistente in condizioni di rottura bilanciata N_b .

$$\left(\frac{N_{Ed} - N_b}{N_{Rd} - N_b}\right) + \left(\frac{M_{Ed,x}}{M_{b,x}}\right)^{1.5} + \left(\frac{M_{Ed,y}}{M_{b,y}}\right)^{1.5} = 1$$

Se si indica con r l'espressione a sinistra dell'uguaglianza, la verifica di resistenza risulta soddisfatta se:

$$r \leq 1$$

Nell'articolo di Hsu, con riferimento al grafico in Fig. 4 (in cui la linea tratteggiata è il risultato dell'equazione di Hsu), viene evidenziato che il metodo può sovrastimare di qualche punto percentuale i valori di momenti resistenti, per sforzi normali sollecitanti di trazione o molto grandi di compressione. Per gli altri valori di N si può generalmente osservare una leggera sottostima del momento resistente. La sovrastima di resistenza è legata alla sottostima del valore di r (verifica a sfavore di sicurezza), e viceversa. La sovrastima, comunque contenuta, avviene per casi meno frequenti nella pratica progettuale.

Dall'osservazione del metodo proposto da Hsu, è facile osservare che un miglioramento in termini di precisione si può ottenere aggiungendo al controllo su r , altri due controlli:

$$M_{Ed,x} \leq M_{Rd,x}$$

$$M_{Ed,y} \leq M_{Rd,y}$$

In questo modo, qualora un punto sollecitante rispetti la condizione su r , nei punti in cui l'equazione di Hsu sovrastima la resistenza, uno di questi due controlli aggiuntivi potrebbe non risultare verificato. D'altra parte, nei punti in cui l'equazione di Hsu non è affetta da sovrastima, tali controlli risultano fisiologicamente verificati e non penalizzano la verifica con metodo di Hsu.

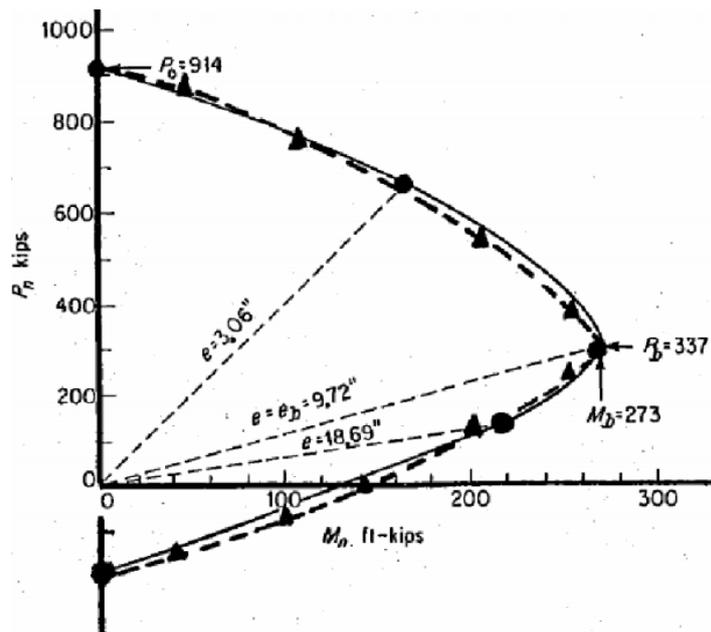


Fig. 4. Diagramma di interazione (Hsu, 1988)

Analizzando, invece, la normativa attualmente vigente in Italia, emanata con DM 17 gennaio 2018 “aggiornamento delle Norme Tecniche per le Costruzioni” (in seguito NTC18), si osserva come, nel §4.1.2.3.4.2, sia riportata una disequazione che risulta fortemente simile a quella proposta da Bresler:

$$\left(\frac{M_{Ed,x}}{M_{Rd,x}}\right)^\alpha + \left(\frac{M_{Ed,y}}{M_{Rd,y}}\right)^\alpha \leq 1$$

in cui, l’esponente α viene calcolato in funzione del parametro:

$$v = \frac{N_{Ed}}{N_{Rcd}} = \frac{N_{Ed}}{A_c f_{cd}}$$

dove A_c è l’area di calcestruzzo e f_{cd} la sua resistenza di progetto. In mancanza di una specifica valutazione, per sezioni rettangolari, si può far riferimento alla tabella che segue per la determinazione di α in funzione di v , con interpolazione lineare per valori di v diversi da quelli riportati.

v	0,1	0,7	1,0
α	1,0	1,5	2,0

Tab. 1. Parametro α in funzione di v (tratta da NTC18)

1.2. Valutazione della duttilità

Come riportato in precedenza, numerosi autori, nel corso degli anni, hanno concentrato i loro studi sulla valutazione della resistenza in regime di pressoflessione deviata. Molto limitati, invece, risultano gli studi relativi alla valutazione della curvatura ultima biassiale e della duttilità. Eppure, il comportamento degli edifici in c.a. soggetti ad azioni sismiche non può essere attribuito alla sola resistenza, ma è necessario valutare le risorse post-elastiche che si hanno a disposizione.

La presenza simultanea di sforzo normale e momento flettente agente su un piano diverso dai due piani principali d'inerzia influisce negativamente sulla capacità deformativa delle sezioni. Tale stato di sollecitazione può essere indotto, in particolare nei pilastri, sia da accelerazioni del terreno che agiscono in diverse direzioni, ma può essere anche causato dall'irregolarità di edifici complessi, per i quali i modi torsionali influenzano pesantemente la risposta complessiva.

Viene di seguito riportato lo studio condotto da Campione et al., 2015, il cui obiettivo è quello di presentare un'analisi parametrica che evidenzi il ruolo dello sforzo normale, della geometria e dei materiali sui domini di deformazione biassiale e duttilità per sezioni in c.a. rettangolari.

Sono innanzitutto definite le leggi costitutive considerate per i diversi materiali. Per quanto riguarda il calcestruzzo, sono adottate due differenti leggi costitutive per il nucleo ("core") e il copriferro ("cover"). In entrambi i casi si fa riferimento al modello Kent-Scott-Park con un tratto parabolico che termina in corrispondenza della deformazione del calcestruzzo $\varepsilon_{c0} = 0,002$ e del raggiungimento della tensione massima f_c . Per il nucleo, poi, il tratto successivo è costituito da un segmento lineare di softening che termina in corrispondenza della deformazione ultima. Questa è determinata in funzione del confinamento. Per il copriferro, invece, che non beneficia della pressione di confinamento, la deformazione ultima è considerata fissa e pari a $\varepsilon_{cu}^{cover} = 0,0035$. Il rapporto fra la tensione corrispondente alla deformazione finale f_{cu} e la resistenza f_c è assunta pari a 0,85 per entrambi i calcestruzzi. Per le barre d'acciaio, invece, si considera un modello costitutivo elasto-plastico con incrudimento.

È quindi definita la curvatura ultima della sezione come:

$$\varphi_u = \frac{\varepsilon_{cu}^{core}}{x_{cu}^{core}}$$

dove x_{cu}^{core} è la distanza fra l'asse neutro e il punto del nucleo soggetto a deformazione ultima ε_{cu}^{core} (Fig. 5). Si accetta, quindi, nella definizione di φ_u , l'espulsione del copriferro $\varepsilon_c^{cover} > \varepsilon_{cu}^{cover}$ e si stabilisce la rottura della sezione a raggiungimento della deformazione ultima nel nucleo. In Fig. 6 è riportato il diagramma momento-curvatura della sezione.

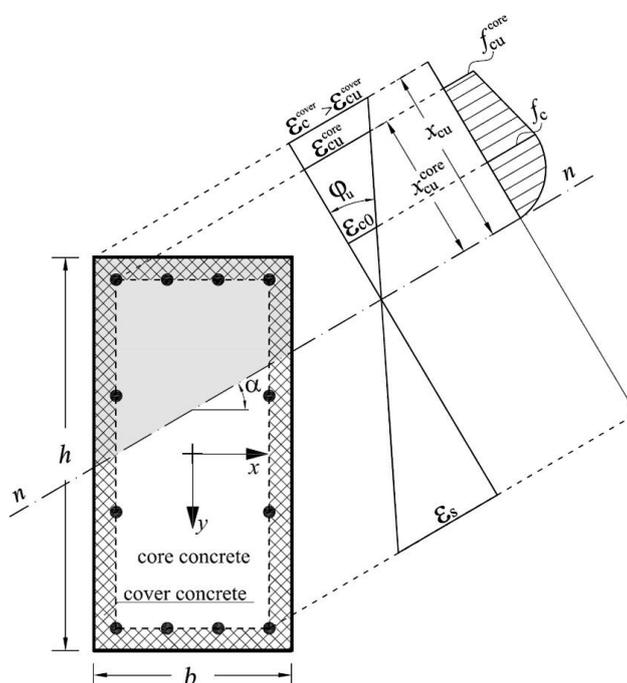


Fig. 5. Configurazione ultima tensione-deformazione (Campione et al.,2015)

Tipicamente, la valutazione della curvatura ultima per una sezione rettangolare è condotta calcolando la capacità di curvatura lungo gli assi principali (x e y). Al fine di stimare il rendimento deformativo della sezione sottoposta a pressoflessione deviata, è necessario, invece, costruire un dominio di curvatura ultima (Fig. 7). In esso, sono contenute le informazioni relative alla curvatura raggiungibile al variare dell'angolo d'inclinazione del momento flettente.

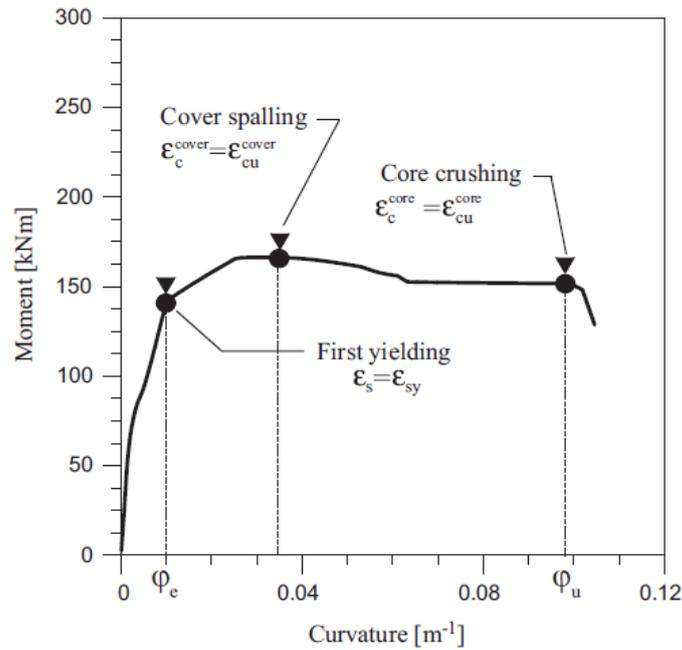


Fig. 6. Diagramma momento-curvatura (Campione et al., 2015)

I valori di curvatura ultima possono essere calcolati imponendo condizioni di equilibrio per diverse inclinazioni dell'asse neutro α . In alternativa, è possibile ottenere φ_u dal diagramma momento-curvatura generato numericamente. In entrambi i casi, il dominio è poi realizzato inserendo punti le cui coordinate sono:

$$\varphi_{ux} = \varphi_u \cos \alpha$$

$$\varphi_{uy} = \varphi_u \sin \alpha$$

Il modulo del vettore che parte dall'origine degli assi e arriva al punto di coordinate $(\varphi_{ux}, \varphi_{uy})$ rappresenta la curvatura ultima lungo la direzione α e si calcola come:

$$\varphi_u = \sqrt{\varphi_{ux}^2 + \varphi_{uy}^2}$$

Se la sezione trasversale ha armatura simmetrica, la curvatura ultima ad angoli opposti assume lo stesso valore. Il dominio di curvatura finale dipende fortemente dal livello adimensionale di sforzo assiale che è espresso come:

$$v = \frac{N_{Ed}}{f_{cd}bh}$$

Si osserva come l'estensione dei domini di curvatura ultima si riduca all'aumentare di v .

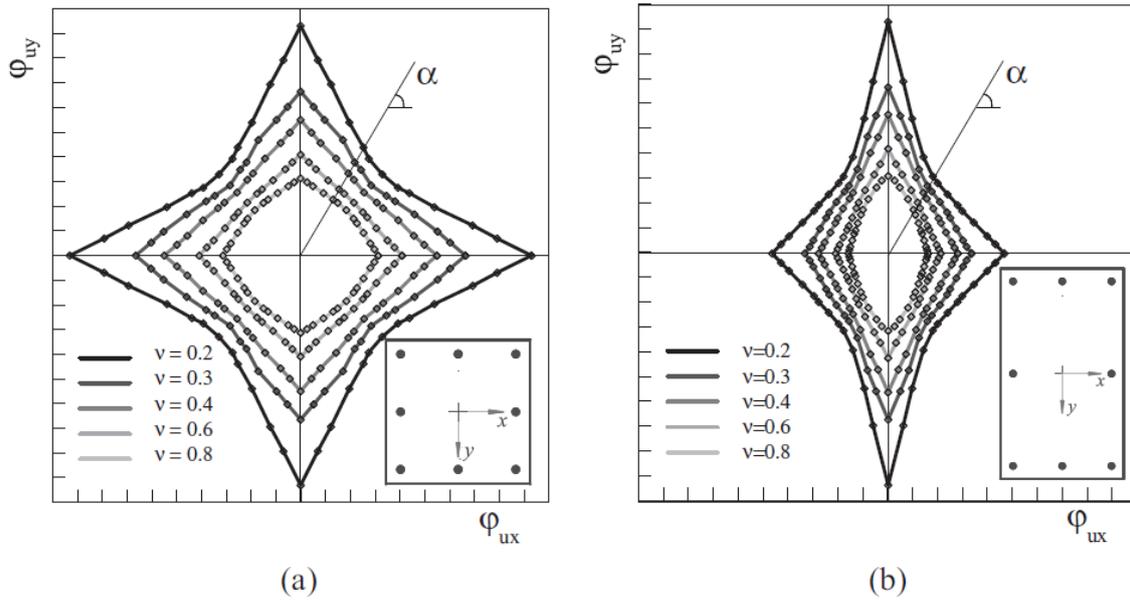


Fig. 7. Domini di curvatura ultima per diversi valori di ν : (a) sezione quadrata e (b) sezione rettangolare (Campione et al., 2015)

È definita, poi, la curvatura di snervamento (o elastica), come quella in corrispondenza della quale la prima barra di armatura si snerva e la deformazione di compressione nel nucleo di calcestruzzo risulta inferiore al valore limite:

$$\varepsilon_s = \varepsilon_{sy}$$

$$\varepsilon_c^{core} < \varepsilon_{cu}^{core}$$

Sotto queste ipotesi, la curvatura di snervamento per una generica inclinazione dell'asse neutro α è calcolata come:

$$\varphi_u = \frac{\varepsilon_{sy}}{d - x_{ce}}$$

dove d è la distanza fra la barra snervata e la fibra di calcestruzzo soggetta alla deformazione ε_{cu}^{cover} . La distanza fra questa fibra e l'asse neutro è indicata con x_{ce} .

Analogamente a quanto fatto per la curvatura ultima, si definiscono domini di curvatura di snervamento (Fig. 8) i cui punti hanno coordinate:

$$\varphi_{ex} = \varphi_e \cos \alpha$$

$$\varphi_{ey} = \varphi_e \sin \alpha$$

Al contrario di quanto accade per la curvatura ultima, l'estensione dei domini di curvatura elastica aumenta all'aumentare dello sforzo normale adimensionale. È importante osservare come alcuni punti del dominio non possano essere calcolati in quanto relativi a rotture fragili che sopraggiungono per elevati sforzi normali senza che le armature si snervino: è il caso di $\nu = 0,8$ per angoli di 0° , 90° , 180° e 270° .

È quindi definita la duttilità come rapporto fra la curvatura ultima e quella di snervamento.

$$\mu_\varphi = \frac{\varphi_u}{\varphi_e}$$

Sono costruiti domini di duttilità (Fig. 9) secondo la procedura già descritta:

$$\mu_{\varphi x} = \mu_\varphi \cos \alpha$$

$$\mu_{\varphi y} = \mu_\varphi \sin \alpha$$

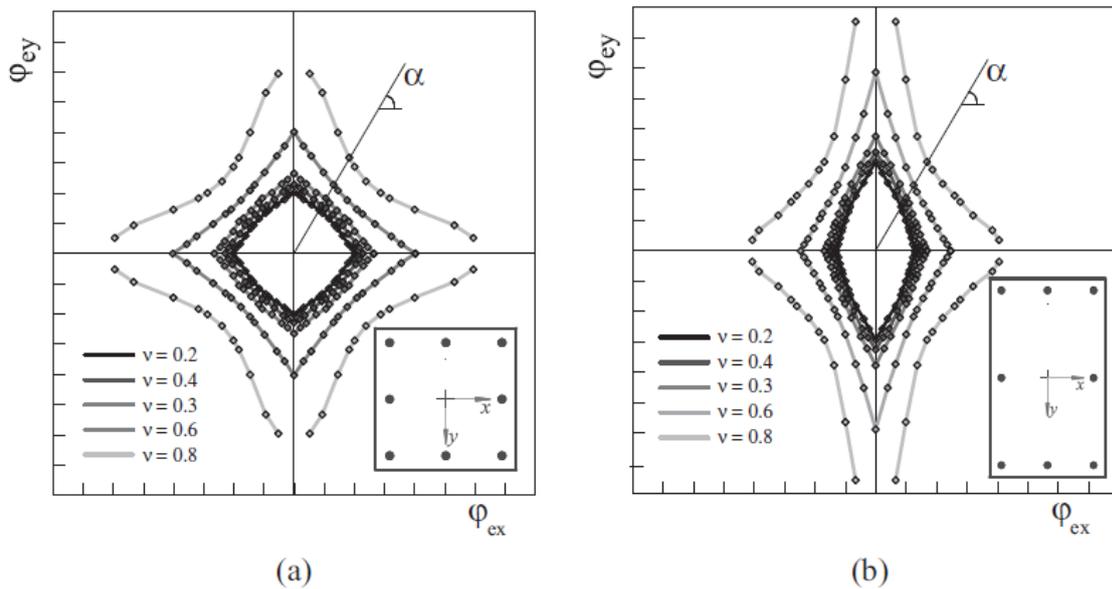


Fig. 8. Domini di curvatura di snervamento per diversi valori di ν : (a) sezione quadrata e (b) sezione rettangolare (Campione et al., 2015)

I domini di duttilità subiscono una riduzione significativa in termini di estensione della superficie limite, all'aumentare del livello di sforzo normale, mentre la duttilità disponibile lungo gli assi ortogonali rimane invariata o addirittura aumenta, anche in presenza di elevati livelli di compressione normale. Si nota inoltre, che quando la

curvatura elastica non è definita per alcuni valori di α a causa della rottura fragile, il dominio di duttilità in curvatura tende al valore zero.

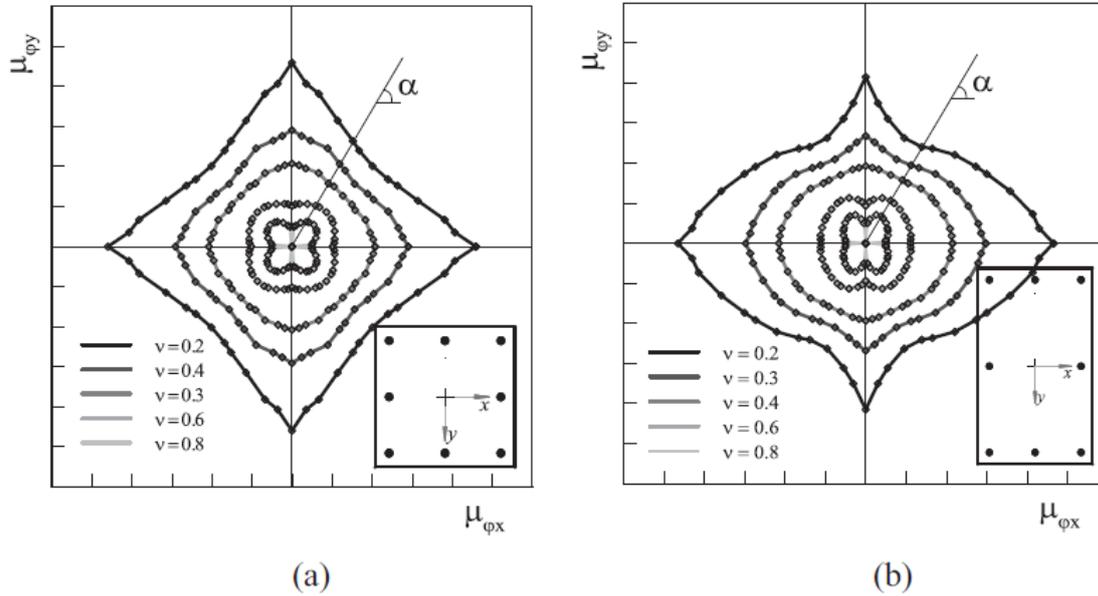


Fig. 9. Domini di duttilità per diversi valori di ν : (a) sezione quadrata e (b) sezione rettangolare
(Campione et al., 2015)

È interessante osservare (Fig. 10) come i valori di curvatura ultima biassiale e la duttilità in curvatura possano risultare abbastanza diversi da quelli normalmente valutati lungo gli assi principali.

Sono, di seguito esposti, i parametri investigati nella analisi parametrica condotta nello studio. Si assume che l'armatura abbia la stessa distribuzione e la stessa distanza relativa lungo le direzioni x e y . Così, facendo riferimento alla sezione rettangolare riportata in Fig. 11, le seguenti quantità adimensionali risultano uguali fra di loro:

$$t_x = \frac{i_x}{b - 2\delta}$$

$$t_y = \frac{i_y}{b - 2\delta}$$

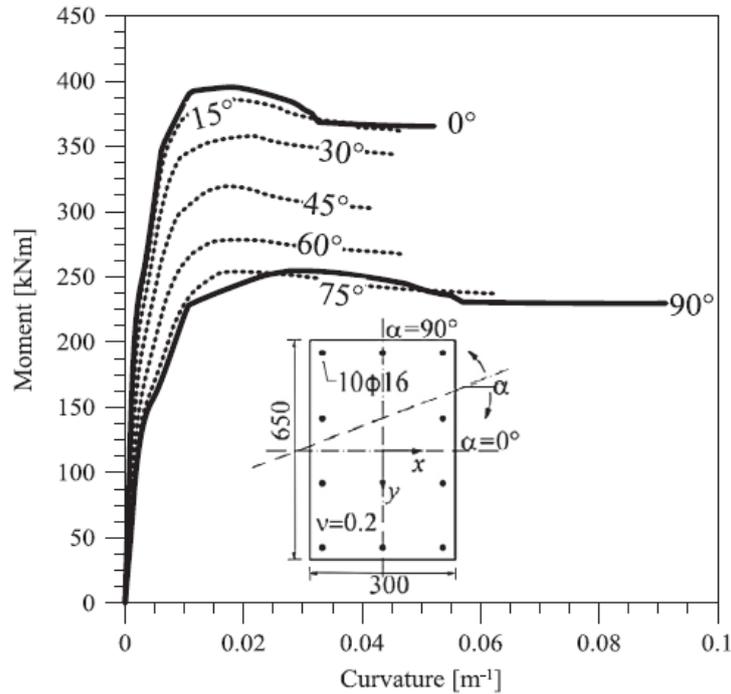


Fig. 10. Variabilità della risposta momento-curvatura per sforzo normale fissato e diversi angoli di momento flettente (Campione et al., 2015)

I parametri geometrici scelti per l'analisi sono i seguenti:

- rapporto di forma

$$\xi = \frac{h}{b}$$

- rapporto geometrico di armatura longitudinale

$$\rho = \frac{A_s}{bh}$$

- interasse adimensionale fra le barre

$$t_x = t_y = t$$

Invece, i parametri meccanici investigati sono: f_c e ε_{cu}^{core} (in seguito ε_{cu}).

Sono eseguite 3 analisi parametriche denominate A1, A2, A3. L'analisi A1 è finalizzata a investigare l'influenza dei parametri "resistenza del calcestruzzo" e "efficienza di confinamento". Sono considerati 3 livelli di f_c (14 MPa, 25 MPa e 35 MPa) e 2 livelli di ε_{cu} (0,5% e 1,0%). Questi ultimi sono direttamente correlati al livello di confinamento (a bassa efficienza o a efficienza medio-alta). Le analisi sono eseguite per

tre diversi tipi di sezione aventi dimensioni $b \times h$ pari a 40 x 40 cm, 30 x 60 cm e 30 x 90 cm, corrispondenti a valori di rapporto di forma pari a 1,0, 2,0 e 3,0. Il rapporto geometrico di armatura è fissato pari a 1,0%. I dettagli dei parametri coinvolti nell'analisi A1 sono riportati nella Tab. 2.

Con l'analisi A2 si vuole studiare, invece, l'influenza dell'interasse fra le barre. Il parametro t viene fatto variare assumendo valori 1,0, 0,5, 0,33 e 0,25. La resistenza del calcestruzzo è fissata pari a 25 MPa e l'efficienza di confinamento considerata medio-alta (1 %). L'analisi è eseguita per le stesse 3 tipologie di sezioni descritte per l'analisi A1. I dettagli dei parametri coinvolti nell'analisi A2 sono riportati nella Tab. 3.

L'analisi A3, infine, ha lo scopo di investigare l'influenza del rapporto geometrico di armatura longitudinale, a cui vengono fatti assumere valori 1,0%, 2,5% e 4,0%. La resistenza del calcestruzzo è fissata pari a 25 MPa e l'efficienza di confinamento considerata medio-alta (1 %). L'interasse adimensionale fra le barre è pari a 0,33. I dettagli dei parametri coinvolti nell'analisi A3 sono riportati nella Tab. 4.

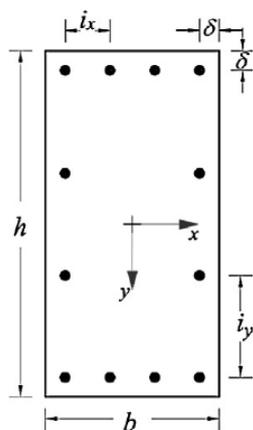


Fig. 11. Parametri sezione rettangolare (Campione et al.,2015)

I diagrammi momento-curvatura sono ottenuti mediante software OpenSees che si basa sulla discretizzazione delle fibre della geometria della sezione trasversale. A partire da questi, si ricavano i valori di curvatura ultima e di snervamento, attraverso il controllo sulle deformazioni rispettivamente, quando il nucleo di calcestruzzo raggiunge la sua deformazione ultima e quando la prima barra d'armatura raggiunge la sua deformazione limite elastica. Le analisi sono condotte per 12 valori di α (0° , 5° , 10° , 20° , 30° , 35° , 45° , 55° , 60° , 70° , 80° , 85° , 90°) e 5 livelli di sforzo normale. Nell'ipotesi di

distribuzione simmetrica dell'armatura rispetto agli assi principali della sezione, i valori di curvatura ultima, curvatura di snervamento e duttilità in curvatura, calcolati per un quadrante, vengono ribaltati anche per gli altri quadranti.

A1		ξ		
		1	2	3
S	$\xi=1.0$	$\xi=2.0$	$\xi=3.0$	
ϵ_{cu}				
1	1.0%	f_c — 14	f_c — 14	f_c — 14
		(MPa) — 25	(MPa) — 25	(MPa) — 25
	0.5%	— 35	— 35	— 35
2	1.0%	f_c — 14	f_c — 14	f_c — 14
		(MPa) — 25	(MPa) — 25	(MPa) — 25
	0.5%	— 35	— 35	— 35

Tab. 2. Analisi A1 – definizione dei parametri (Campione et al., 2015)

A2		t							
		1		2		3		4	
S	l	$\tau=1.0$		$\tau=0.5$		$\tau=0.33$		$\tau=0.25$	
		ξ	$\xi=1.0$						
$\xi=3.0$									

Tab. 3. Analisi A2 – definizione dei parametri (Campione et al., 2015)

A3		ρ		
		1	2	3
S	1	$\rho=1.0\%$	$\rho=2.5\%$	$\rho=4.0\%$
	ξ	1	<p>$f_c=25\text{MPa}$ $\epsilon_{cu}=1.0\%$ $\tau=0.33$ $12\phi 14$</p>	<p>$f_c=25\text{MPa}$ $\epsilon_{cu}=1.0\%$ $\tau=0.33$ $12\phi 20$</p>
2		<p>$f_c=25\text{MPa}$ $\epsilon_{cu}=1.0\%$ $\tau=0.33$ $12\phi 14$</p>	<p>$f_c=25\text{MPa}$ $\epsilon_{cu}=1.0\%$ $\tau=0.33$ $12\phi 22$</p>	<p>$f_c=25\text{MPa}$ $\epsilon_{cu}=1.0\%$ $\tau=0.33$ $12\phi 28$</p>
3		<p>$f_c=25\text{MPa}$ $\epsilon_{cu}=1.0\%$ $\tau=0.33$ $4\phi 18/\text{ang}$ $8\phi 16/\text{sid}$</p>	<p>$f_c=25\text{MPa}$ $\epsilon_{cu}=1.0\%$ $\tau=0.33$ $12\phi 26$</p>	<p>$f_c=25\text{MPa}$ $\epsilon_{cu}=1.0\%$ $\tau=0.33$ $12\phi 34$</p>

Tab. 4. Analisi A3 – definizione dei parametri (Campione et al., 2015)

Sono successivamente definiti 2 parametri in grado di sintetizzare la qualità della risposta duttile biassiale delle sezioni. Il primo di questi è l'area contenuta all'interno del dominio di duttilità (Fig. 12). Nell'ipotesi di distribuzione simmetrica di armatura, questa è calcolata come 4 volte l'area del dominio contenuto nel singolo quadrante. Il dominio è considerato discretizzato in n valori di angoli α .

$$A_{\mu\phi} = 4 \sum_{i=1}^n \frac{(\mu_{\phi yi} + \mu_{\phi yi+1})(\mu_{\phi xi} + \mu_{\phi xi+1})}{2}$$

$$A_{\mu\phi} = 2 \sum_{i=1}^n (\mu_{\phi yi} + \mu_{\phi yi+1})(\mu_{\phi xi} + \mu_{\phi xi+1})$$

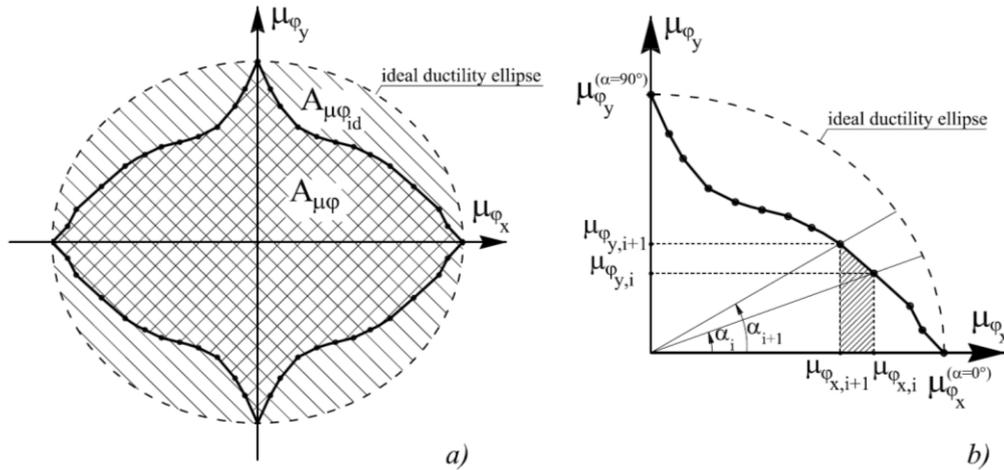


Fig. 12. Definizione dell'area del dominio di duttilità in curvatura (Campione et al., 2015)

Il secondo parametro, invece, è indice della distanza che esiste tra il dominio di duttilità ed un dominio ideale che assume la forma di un'ellisse per le sezioni rettangolari e quella di un cerchio per le sezioni quadrate. Il parametro è calcolato come rapporto fra le 2 aree: quanto più questo rapporto tende all'unità, tanto migliore sarà il comportamento della sezione considerata. Esso è definito fattore di area di duttilità in curvatura biassiale:

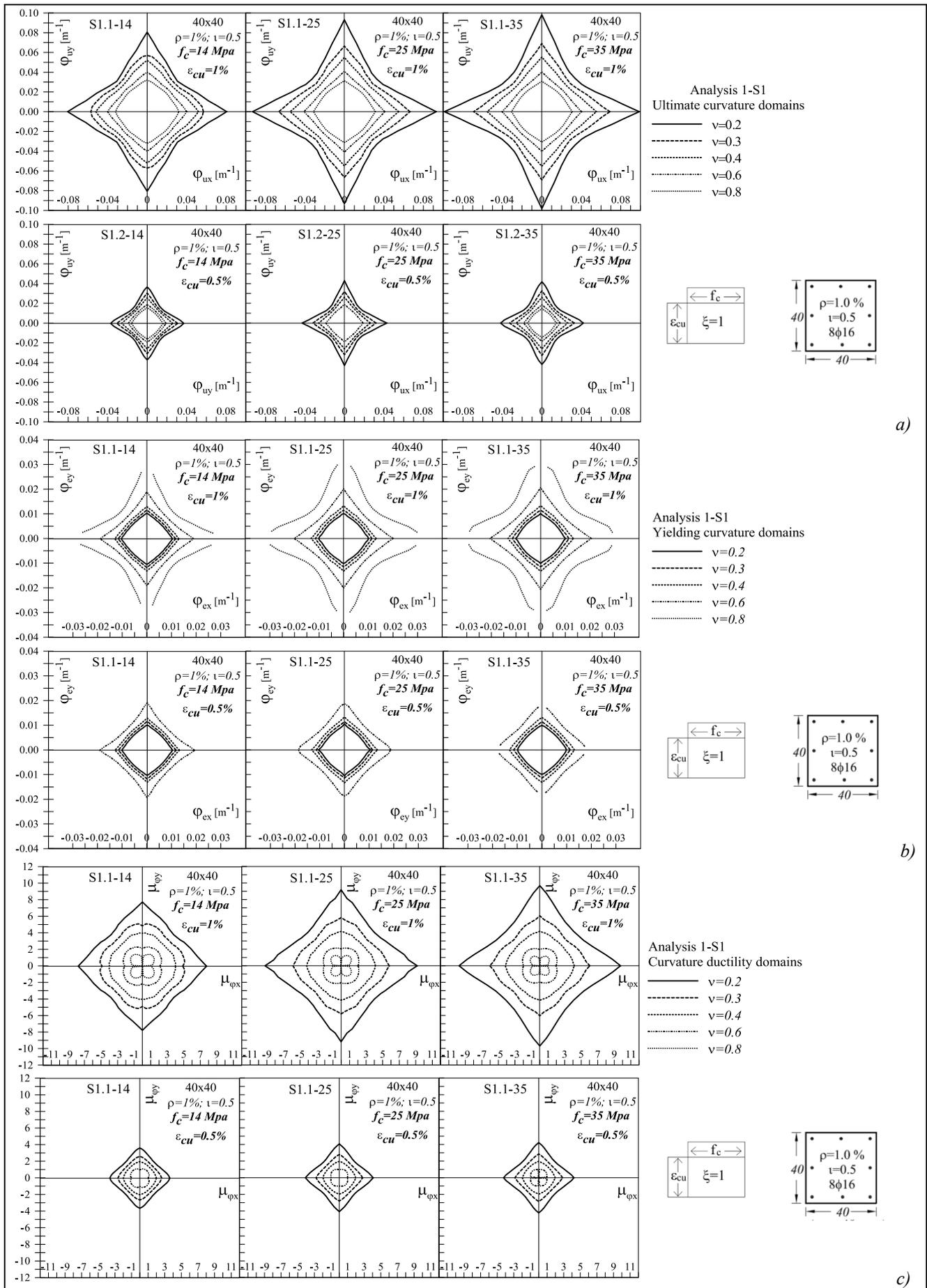
$$\mu_{\phi BAF} = \frac{A_{\mu\phi}}{A_{\mu\phi id}}$$

dove, l'area del dominio ideale è calcolata a partire della duttilità lungo gli assi principali:

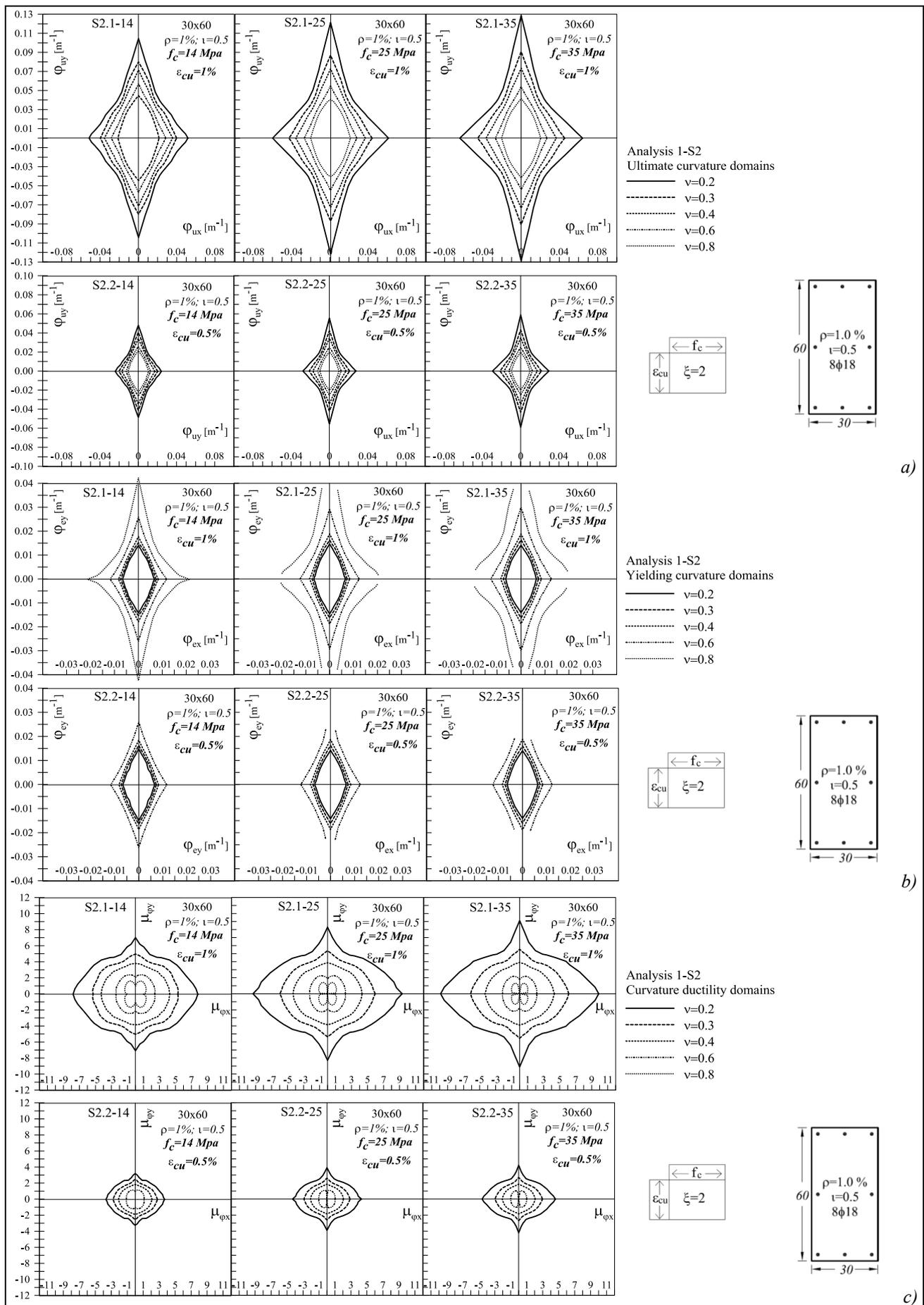
$$A_{\mu\phi id} = \pi \mu_{\phi x}^{\alpha=0} \mu_{\phi y}^{\alpha=90}$$

Nelle pagine successive sono riportati i domini di curvatura ultima, di snervamento e duttilità per le analisi A1, A2 e A3.

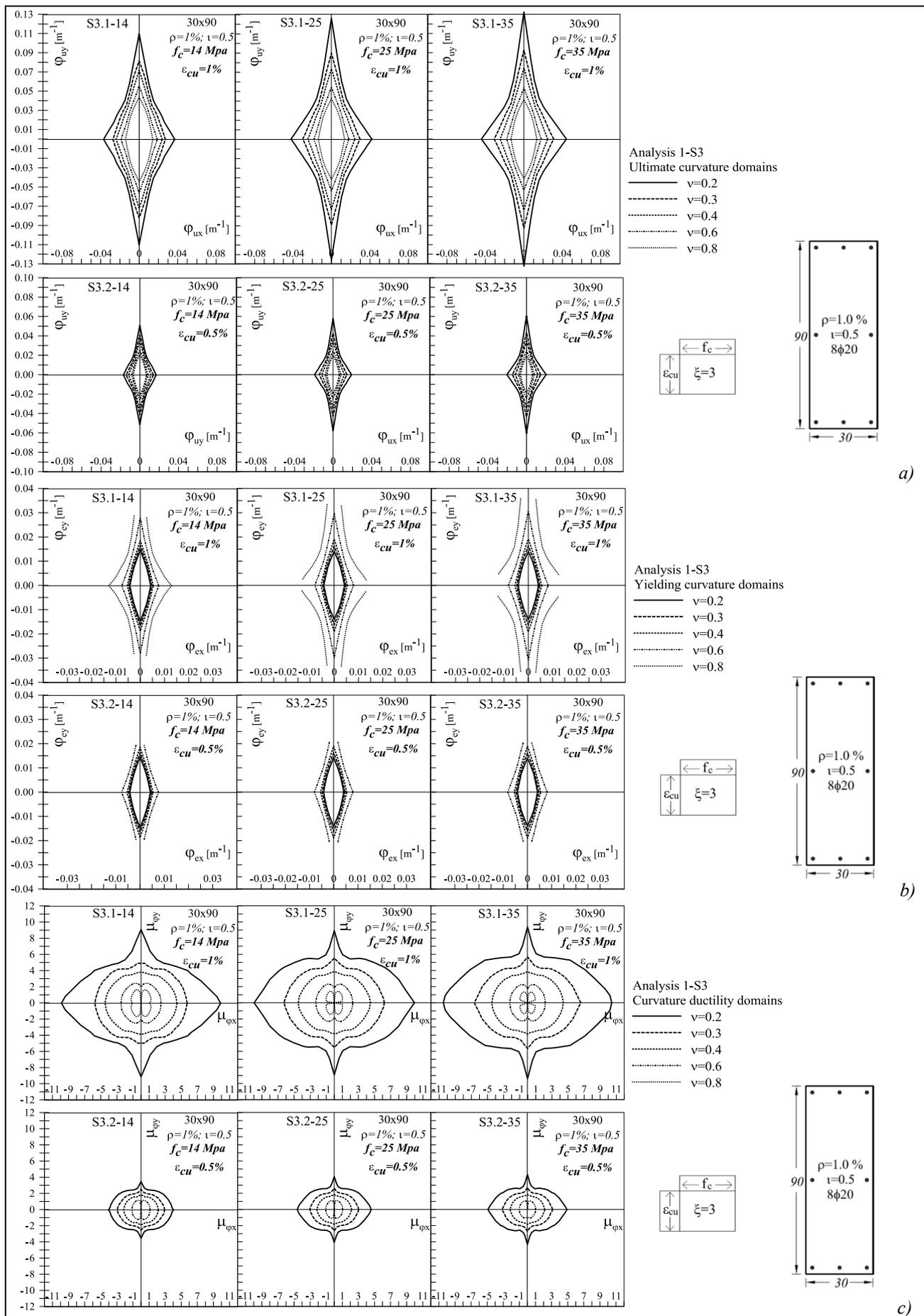
I risultati ottenuti per l'analisi A1 consentono di valutare l'influenza della resistenza del calcestruzzo, del rapporto di forma e dell'efficienza di confinamento. Da un punto di vista generale, si osserva il doppio effetto esercitato dal livello di sforzo normale: l'estensione dei domini di curvatura ultima cresce quando lo sforzo normale si riduce; viceversa, l'estensione dei domini di curvatura elastica diminuisce. Anche l'estensione dei domini di duttilità si riduce significativamente quando aumentano i valori di carico assiale. Nonostante ciò, quando ν è maggiore di 0,4, la duttilità biassiale risulta maggiore di quella disponibile per gli assi principali.



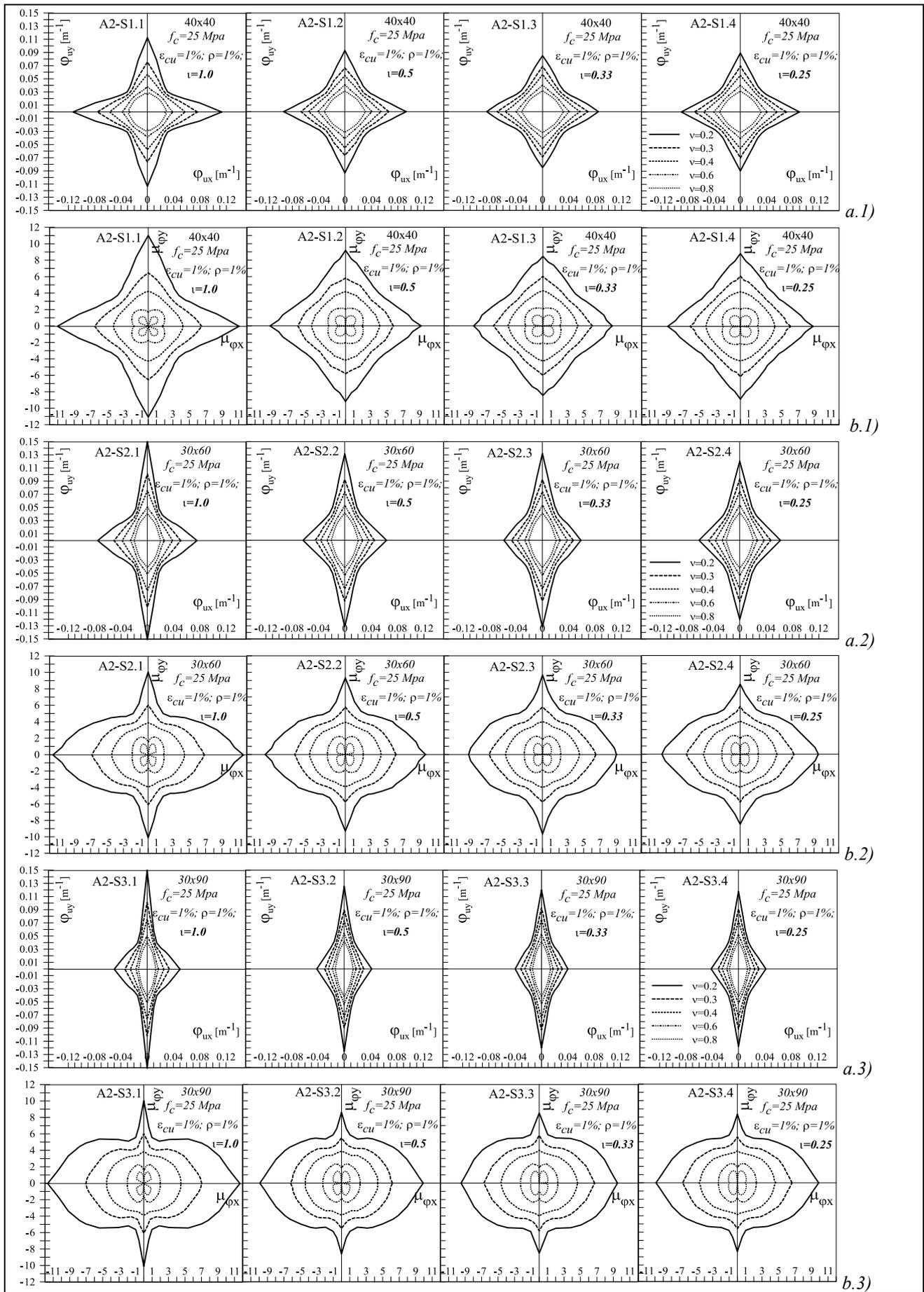
Tab. 5. Analisi A1 – sezioni S1 – domini di curvatura ultima, di snervamento e duttilità (Campione et al., 2015)



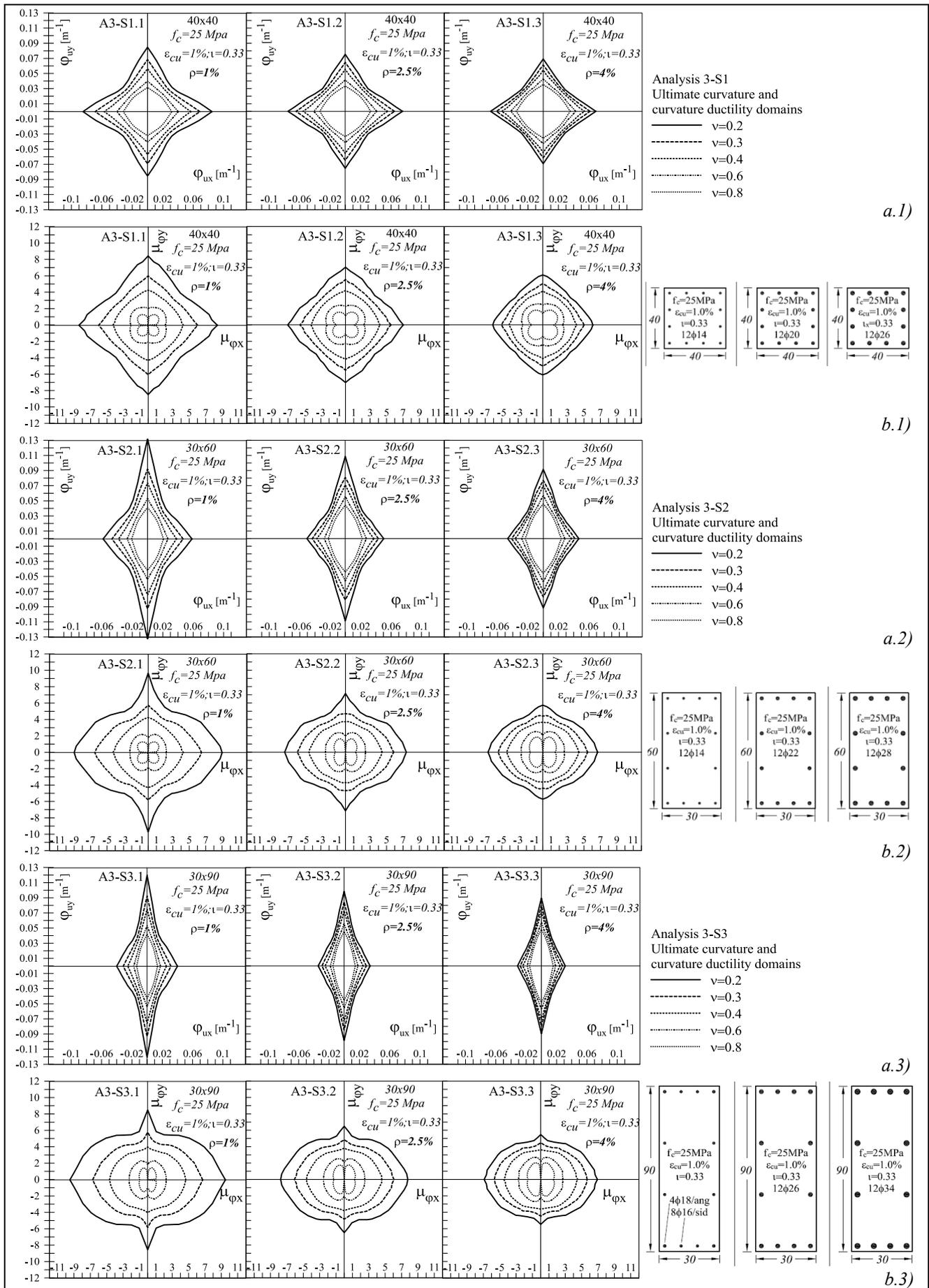
Tab. 6. Analisi A1 – sezioni S2 – domini di curvatura ultima, di snervamento e duttilità (Campione et al., 2015)



Tab. 7. Analisi A1 – sezioni S3 – domini di curvatura ultima, di snervamento e duttilità (Campione et al., 2015)



Tab. 8. Analisi A2 – sezioni S1-3 – domini di curvatura ultima e duttilità (Campione et al., 2015)



Tab. 9. Analisi A3 – sezioni S1-3 – domini di curvatura ultima e duttilità (Campione et al., 2015)

L'influenza di f_c e ε_{cu} è maggiormente apprezzabile analizzando i domini di curvatura ultima e duttilità adimensionalizzati (Fig. 13 e Fig. 14) e gli indicatori di duttilità biassiale (Fig. 15).

Per quanto riguarda l'influenza della resistenza del calcestruzzo f_c sul comportamento biassiale della sezione trasversale, le analisi rivelano un'importanza limitata se il confronto è effettuato agli stessi livelli di sforzo normale. Tuttavia, se si considera che, ad un aumento di resistenza è associata una riduzione proporzionale di carico assiale adimensionale, si può affermare che in termini dimensionali l'influenza di f_c è opposta a quella esercitata dallo sforzo normale adimensionale e ha la stessa importanza. Gli indicatori di duttilità biassiale migliori sono associati a resistenze del calcestruzzo inferiori fino a $\nu = 0,4$ e $f_c = 25$ MPa.

Passando alla valutazione dell'influenza del rapporto di forma, si nota che: esso influenza la curvatura ultima, ma i domini di curvatura ultima adimensionalizzati non ne sono dipendenti. Gli indicatori di duttilità biassiale migliori sono associati a forme più allungate fino a $\nu = 0,35$. Oltre tale valore, gli indicatori di duttilità non sono più sensibili alle variazioni del rapporto di forma.

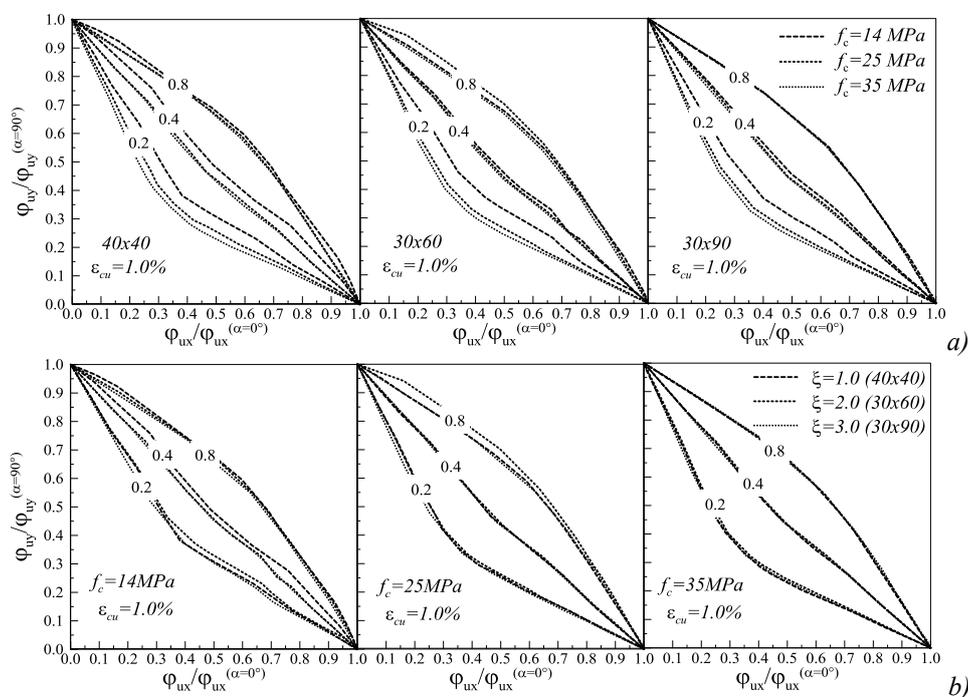


Fig. 13. Domini di curvatura ultima adimensionalizzati: a) influenza della resistenza del calcestruzzo b) influenza del rapporto di forma (Campione et al., 2015)

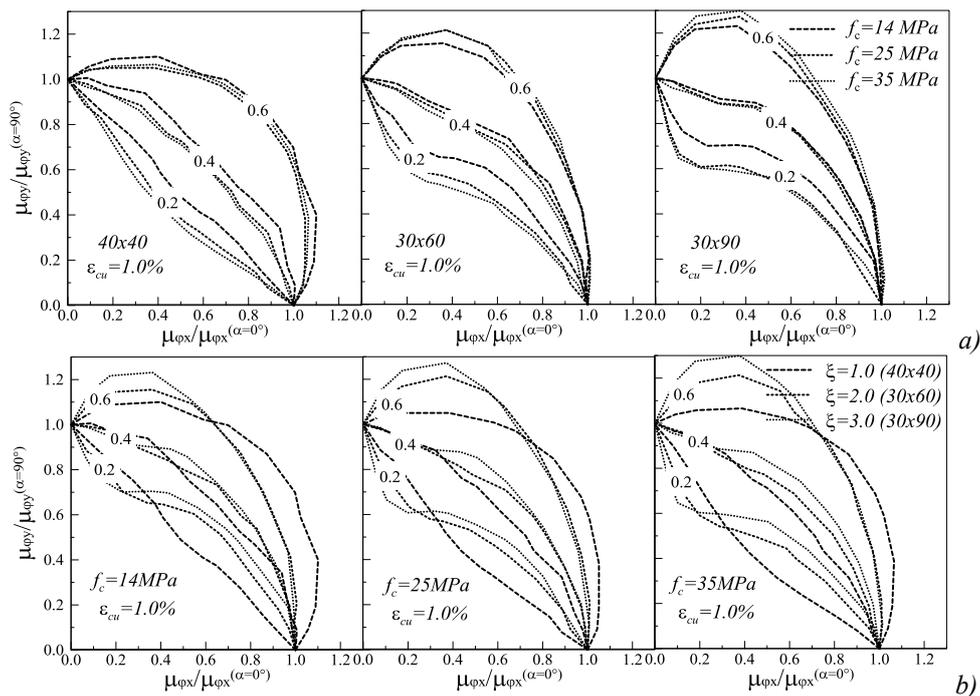


Fig. 14. Domini di duttilità adimensionalizzati: a) influenza della resistenza del calcestruzzo b) influenza del rapporto di forma (Campione et al.,2015)

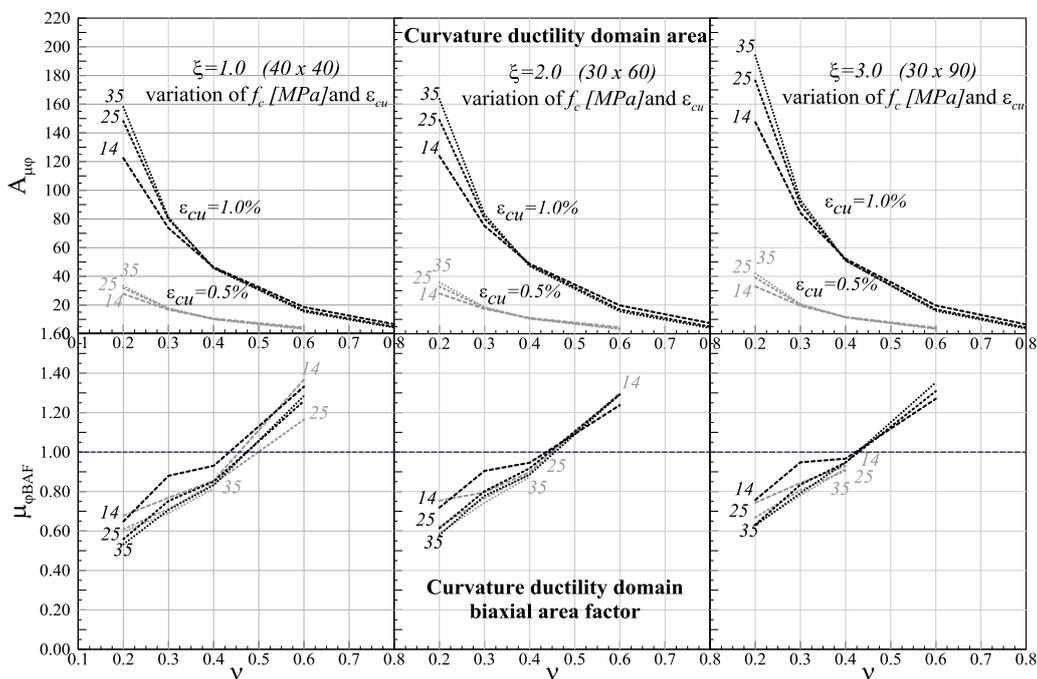


Fig. 15. Indicatori di duttilità biassiale per l'analisi A1 (Campione et al.,2015)

Considerando infine l'influenza dell'efficacia di confinamento, si osserva innanzitutto che questo parametro non ha influenza sulla forma del dominio. Tuttavia, in

termini quantitativi ha una forte rilevanza essendo la curvatura ultima proporzionale a ε_{cu} .

Nell'analisi A2, si esamina l'importanza che ha l'interasse fra le barre. L'influenza sulla curvatura ultima adimensionale è limitata a livelli di ν inferiori a 0,3 e per valori di ι compresi fra 0,5 e 1,0. In questo intervallo, la riduzione dell'interasse adimensionale produce come effetti una riduzione della curvatura ultima lungo gli assi principali, ma un miglioramento del comportamento biassiale. L'indicatore $A_{\mu\varphi}$ non risulta dipendente da ι , mentre l'indicatore $\mu_{\varphi BAF}$ mostra una doppia tendenza: per ν minori di 0,4, il comportamento biassiale migliora al diminuire di ι ; al contrario, per ν maggiori di 0,4, l'aumento dell'interasse è responsabile di un miglioramento della duttilità biassiale.

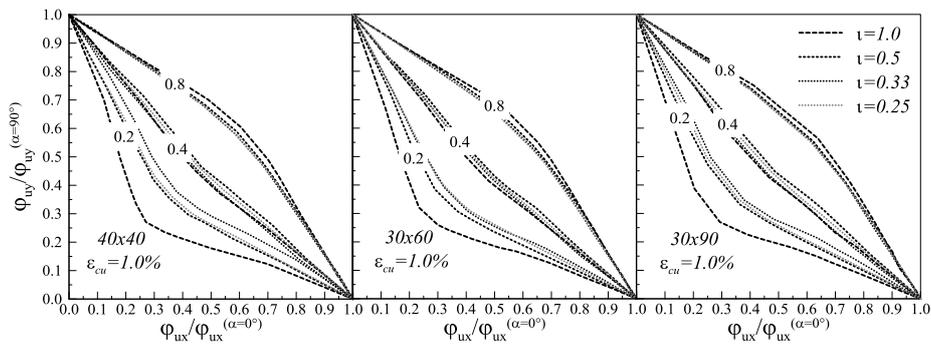


Fig. 16. Domini di curvatura ultima adimensionalizzati: influenza dell'interasse fra le armature (Campione et al., 2015)

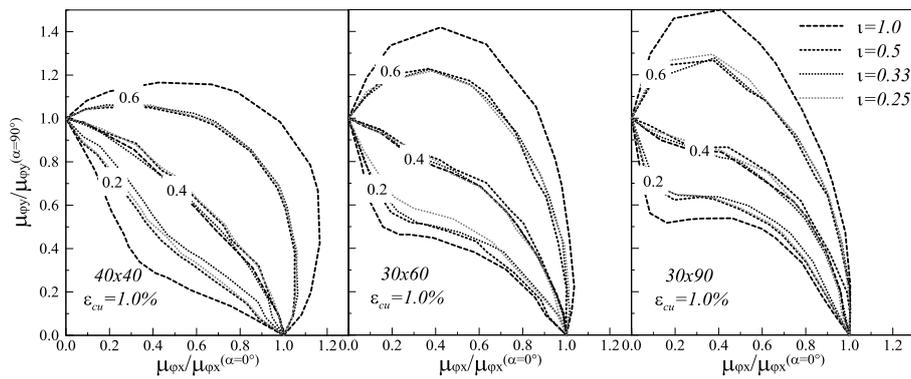


Fig. 17. Domini di duttilità adimensionalizzati: influenza dell'interasse fra le armature (Campione et al., 2015)

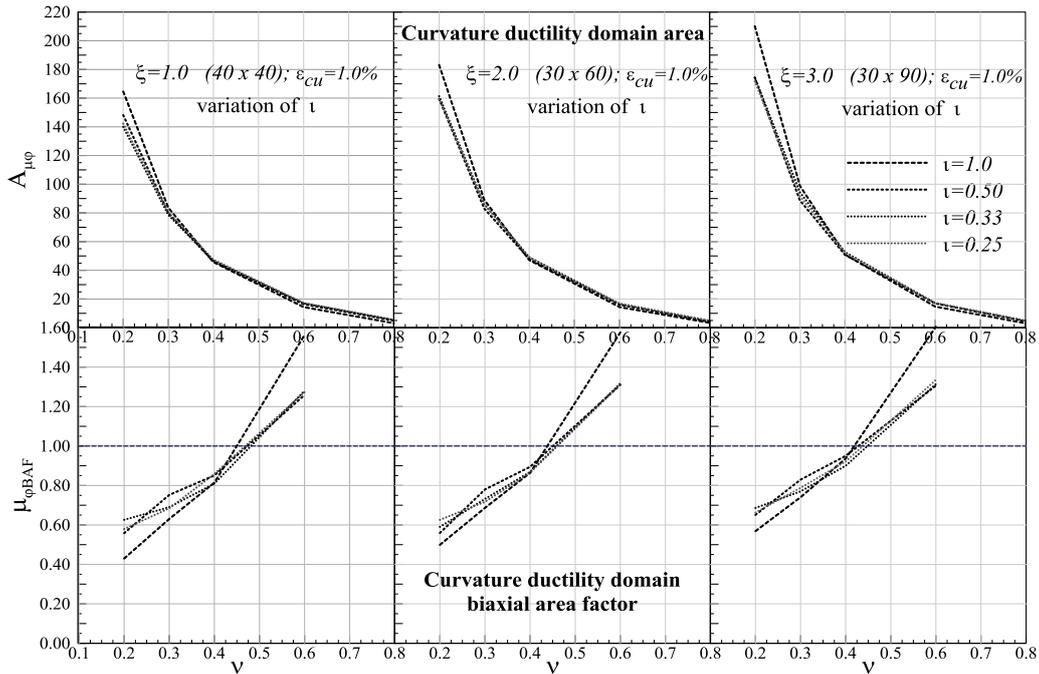


Fig. 18. Indicatori di duttilità biassiale per l'analisi A2 (Campione et al.,2015)

L'analisi A3 consente una valutazione sull'influenza del rapporto geometrico d'armatura. La curvatura ultima lungo gli assi principali si riduce, ma aumenta quella biassiale, quando ρ aumenta, fino a $\nu = 0,35$. Questa tendenza è più evidente osservando il dominio di duttilità, la sua versione adimensionalizzata e i suoi indicatori. Per ν minori di 0,4, l'area dei domini si riduce all'aumentare del rapporto geometrico di armatura e, contemporaneamente, gli indicatori di duttilità biassiale crescono significativamente.

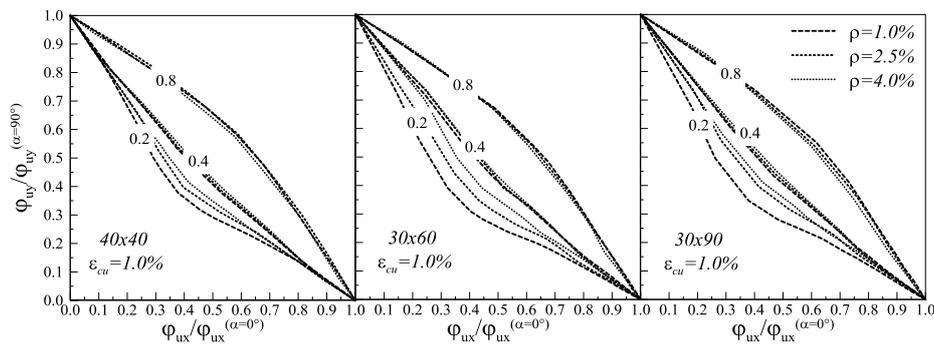


Fig. 19. Domini di curvatura ultima adimensionalizzati: influenza del rapporto geometrico di armatura (Campione et al.,2015)

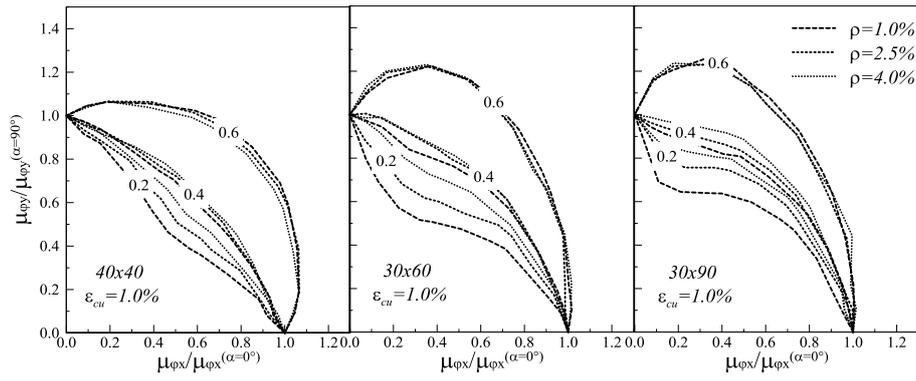


Fig. 20. Domini di duttilità adimensionalizzati: influenza del rapporto geometrico di armatura (Campione et al., 2015)

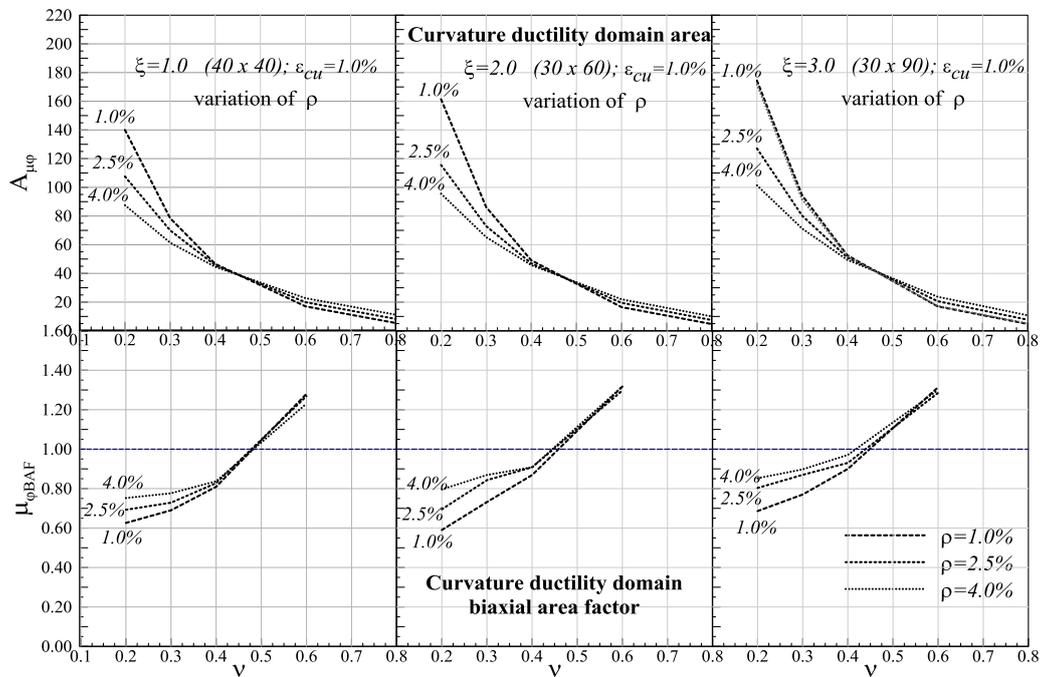


Fig. 21. Indicatori di duttilità biassiale per l'analisi A3 (Campione et al., 2015)

Capitolo 2 – MODELLI IN LETTERATURA PER IL CALCESTRUZZO CONFINATO

Il compito principale assegnato all'armatura d'anima è quello di resistere alle sollecitazioni di taglio che interessano l'elemento strutturale. Esiste, però, un ulteriore beneficio apportato dalle staffe al conglomerato cementizio: il confinamento. Esso è responsabile di un incremento della resistenza a compressione e della deformazione ultima del calcestruzzo.

Il fenomeno è legato all'effetto Poisson, ovvero si manifestano deformazioni trasversali quando l'elemento è soggetto ad una sollecitazione monodirezionale longitudinale. Qualora il provino di calcestruzzo è sottoposto ad una prova di compressione, esso si accorcia nella direzione del carico e si espande nella direzione trasversale (Fig. 22). La rottura sopraggiunge quindi, per trazione trasversale.

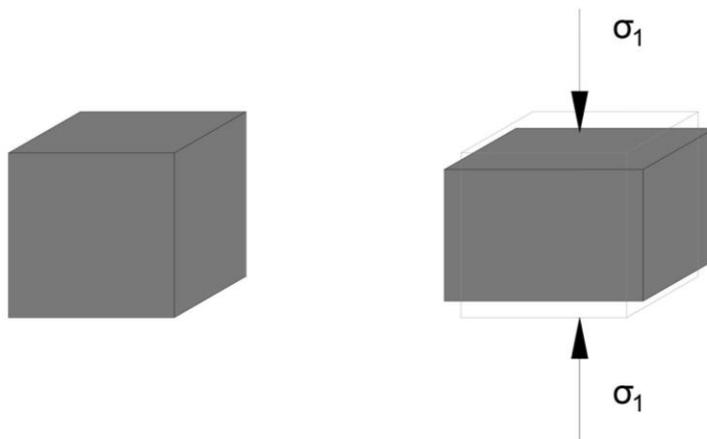


Fig. 22. Effetto Poisson

Se tale espansione risulta impedita dalla presenza delle staffe, che quindi esercitano una pressione laterale di confinamento, la risposta del calcestruzzo ne risulta migliorata in

termini di resistenza e duttilità. È definito nucleo (“core”) la parte di calcestruzzo confinata interna alle staffe. Il copriferro (“cover”), invece, non beneficia del confinamento.

La Fig. 23 riporta il dominio di resistenza del calcestruzzo in regime di sollecitazione biassiale trovato da Kupfer et al. nel 1969. Il calcestruzzo soggetto a compressione biassiale mostra un incremento di resistenza fino al 25% nel caso di σ_1/σ_2 pari a 0,50 e del 16% quando il rapporto è pari a 1,00. Viceversa, se la pressione laterale è di trazione, la capacità a compressione risulta ridotta drasticamente.

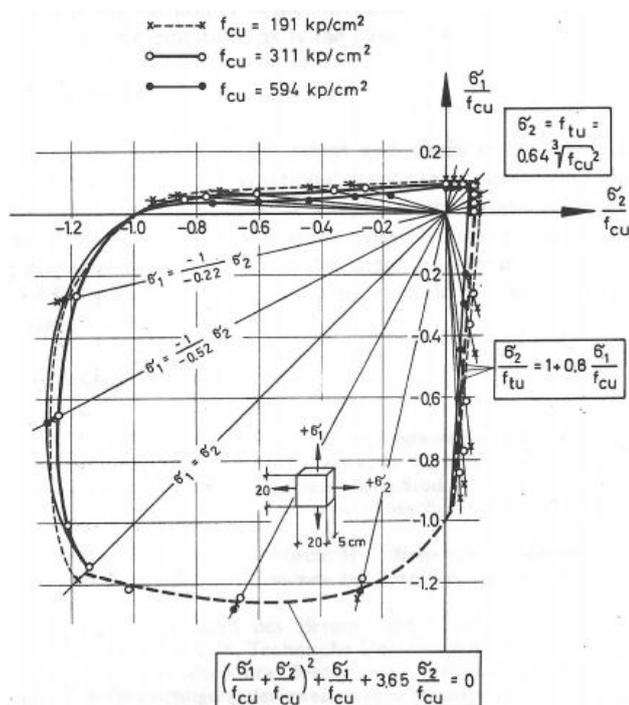


Fig. 23. Superficie di rottura di Kupfer

Di seguito vengono riportati alcuni modelli presenti in letteratura per il calcestruzzo confinato.

2.1. Mander, Priestley e Park (1988)

In questo modello si ritiene che la pressione trasversale data dalle staffe sia esercitata effettivamente sulla sola parte di nucleo nella quale le tensioni di confinamento sono sviluppate completamente (Fig. 24). L'area effettivamente confinata è delimitata da parabole di secondo grado con tangente iniziale inclinata di 45°. Le parabole sono disegnate orizzontalmente fra le barre longitudinali, e verticalmente, fra i diversi livelli di staffe. L'area effettivamente confinata è trovata sottraendo l'area delle parabole all'area del nucleo. Ogni parabola orizzontale ha area pari a $w'_i{}^2/6$, dove w'_i è l'i-esima distanza libera fra due barre longitudinali adiacenti. Tenendo conto anche delle parabole verticali, l'area effettivamente confinata si calcola come segue:

$$A_e = \left(b_c d_c - \sum_{i=1}^n \frac{w'_i{}^2}{6} \right) \left(1 - \frac{s'}{2b_c} \right) \left(1 - \frac{s'}{2d_c} \right)$$

dove b_c e d_c sono le dimensioni del nucleo misurate fra i baricentri delle staffe e s' è il passo delle staffe misurato internamente (Fig. 24). Il coefficiente di effettivo confinamento è definito come:

$$k_e = \frac{A_e}{A_{cc}} = \frac{A_e}{A_c(1 - \rho_{cc})} = \frac{\left(1 - \sum \frac{w'_i{}^2}{6b_c d_c} \right) \left(1 - \frac{s'}{2b_c} \right) \left(1 - \frac{s'}{2d_c} \right)}{(1 - \rho_{cc})}$$

con ρ_{cc} rapporto fra area di armatura longitudinale e area del nucleo di calcestruzzo. Le percentuali d'armatura trasversale, invece, lungo x e lungo y, sono definite:

$$\rho_x = \frac{A_{sx}}{s d_c}$$

$$\rho_y = \frac{A_{sy}}{s b_c}$$

dove A_{sx} e A_{sy} sono le aree totali di armatura d'anima nelle due direzioni principali e s è il passo delle staffe.

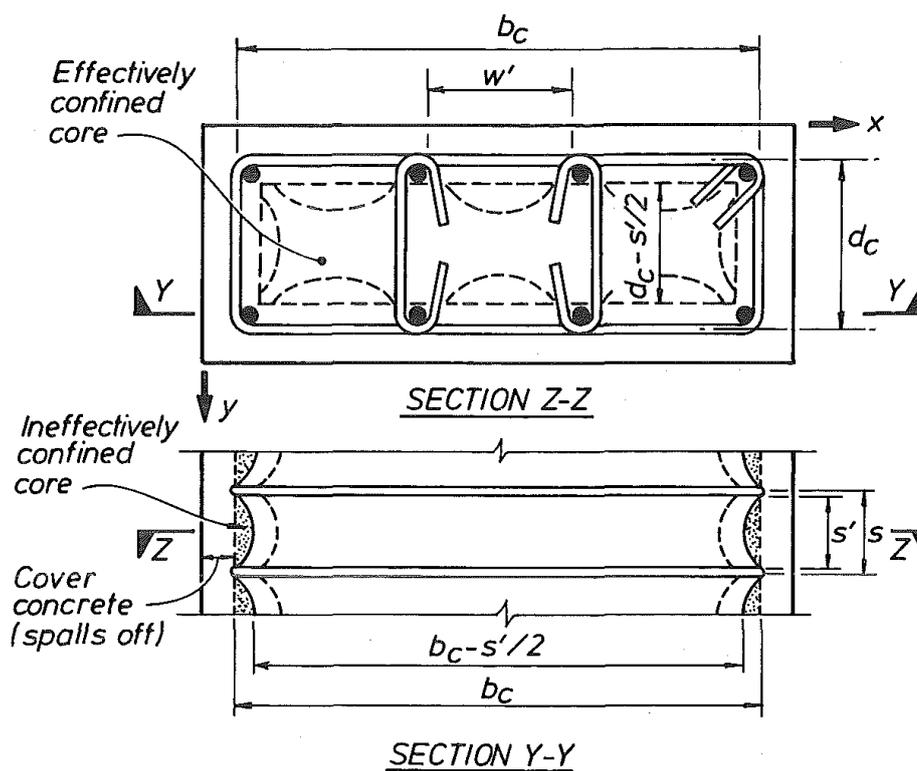


Fig. 24. Area effettivamente confinata (Mander, Priestley e Park)

Le tensioni di confinamento sul calcestruzzo sono calcolate dividendo la forza totale sviluppata dall'armatura trasversale per l'area di calcestruzzo confinato verticale:

$$f_{lx} = \frac{A_{sx}f_{yh}}{sd_c} = \rho_x f_{yh}$$

$$f_{ly} = \frac{A_{sy}f_{yh}}{sb_c} = \rho_y f_{yh}$$

in cui la tensione di snervamento delle staffe è f_{yh} . Le tensioni effettive di confinamento sono ottenute moltiplicando quelle appena definite per il coefficiente k_e :

$$f'_{lx} = k_e f_{lx} = k_e \rho_x f_{yh}$$

$$f'_{ly} = k_e f_{ly} = k_e \rho_y f_{yh}$$

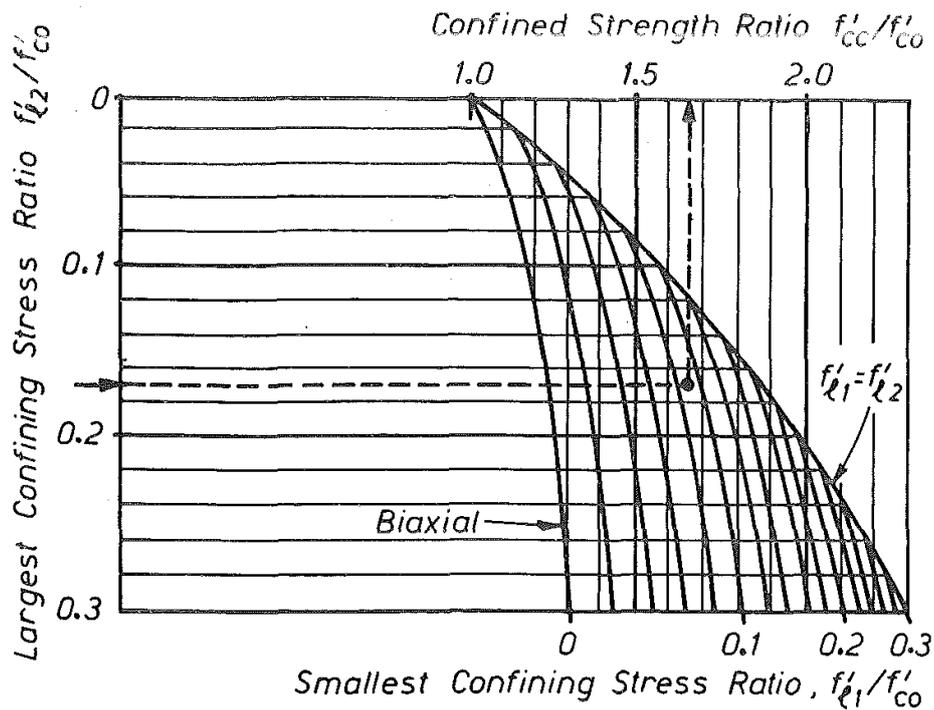


Fig. 25. Determinazione della resistenza del calcestruzzo confinato (Mander, Priestley e Park)

Dopo aver calcolato le tensioni effettive di confinamento, la resistenza del calcestruzzo confinato f'_{cc} è calcolata con l'utilizzo del grafico in Fig. 25. Con f'_{c0} è indicata la resistenza del calcestruzzo non confinato.

In Fig. 26 è riportata la curva tensione-deformazione per il calcestruzzo confinato, la cui equazione è la seguente:

$$f_c = \frac{f'_{cc} x r}{r - 1 + x^r}$$

I parametri contenuti all'interno dell'equazione sono così definiti:

$$x = \frac{\epsilon_c}{\epsilon_{cc}}$$

$$r = \frac{E_c}{E_c - E_{sec}}$$

$$E_c = 5000 \sqrt{f'_{c0}}$$

$$E_{sec} = \frac{f'_{cc}}{\epsilon_{cc}}$$

ε_c è la deformazione del calcestruzzo e ε_{cc} il valore di deformazione in corrispondenza di f'_{cc} e si calcola:

$$\varepsilon_{cc} = \varepsilon_{c0} \left[1 + 5 \left(\frac{f'_{cc}}{f'_{c0}} - 1 \right) \right]$$

con ε_{c0} deformazione in corrispondenza di f'_{c0} per il calcestruzzo non confinato ed è generalmente assunta pari a 0,002.

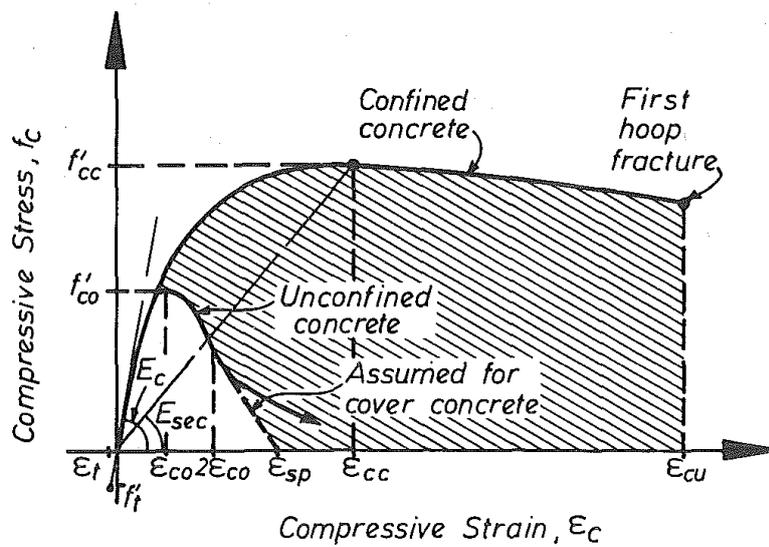


Fig. 26. Modello tensione-deformazione per il calcestruzzo confinato (Mander, Priestley e Park)

2.2. Saatcioglu e Razvi (1992)

Questo modello considera, per le sezioni quadrate e rettangolari, la pressione di confinamento esercitata dalle staffe non uniforme lungo il perimetro. In particolare, essa è maggiore agli spigoli dove è sviluppata in funzione dell'alta rigidità assiale fornita dalle staffe ed è minore, invece, nelle zone mediane, dove è legata alla rigidità flessionale delle staffe (Fig. 27). Per queste ragioni, l'azione confinante viene incrementata con l'aggiunta di barre longitudinali e spilli trasversali (Fig. 28). Tanto più aumentano le barre longitudinali e gli spilli tanto più ci si avvicina a una distribuzione uniforme delle pressioni laterali nel piano.

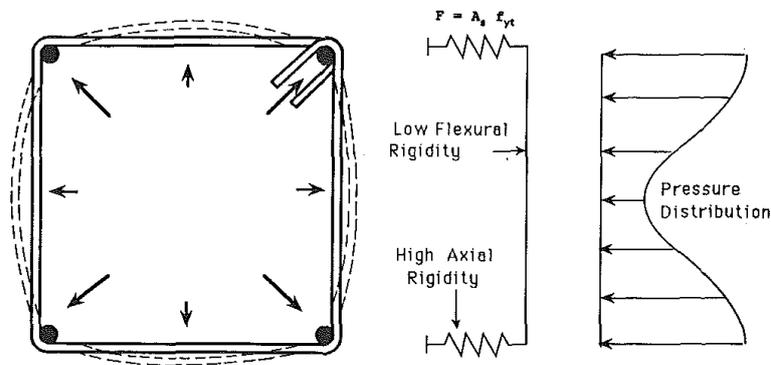


Fig. 27. Pressione di confinamento laterale esercitata dalle staffe nel piano (Saatcioglu, Razvi)

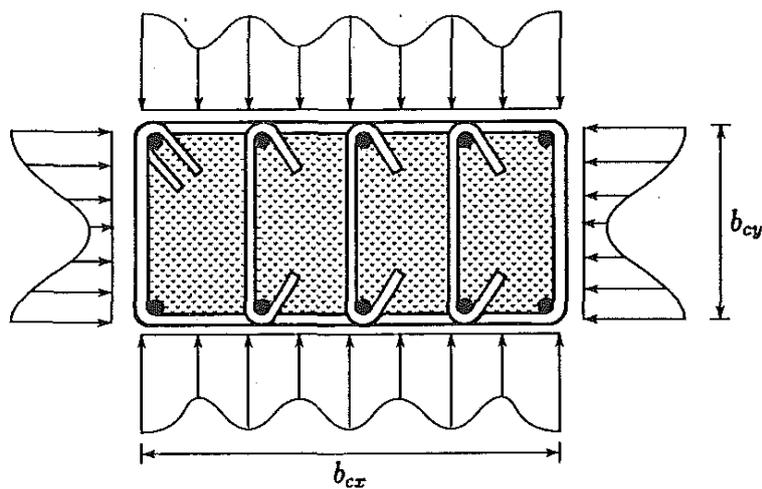


Fig. 28. Distribuzione delle pressioni laterali per sezione rettangolare (Saatcioglu, Razvi)

Considerazioni analoghe sono fatte per la distribuzione delle pressioni di confinamento lungo l'asse dell'elemento (Fig. 29). In questo caso, essa è tanto più uniforme quanto minore è il passo s fra le staffe.

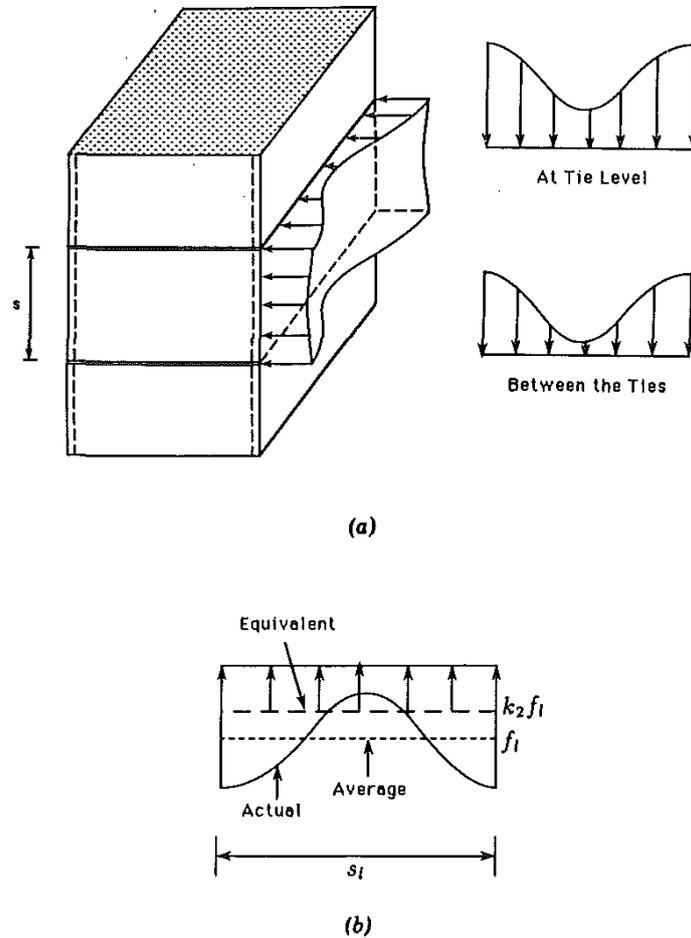


Fig. 29. Pressione di confinamento laterale esercitata dalle staffe longitudinalmente (Saatcioglu, Razvi)

È quindi necessario definire una pressione di confinamento laterale equivalente f_{le} che produca gli stessi effetti della reale pressione non uniforme. È introdotto il coefficiente k_2 che riduce la pressione media f_l . Le pressioni equivalenti lungo i due assi sono calcolate come segue:

$$f_{lex} = k_{2x} f_{lx}$$

$$f_{ley} = k_{2y} f_{ly}$$

Le pressioni medie sono ricavate a partire da equazioni di equilibrio statico:

$$f_{lx} = \frac{\sum A_{sx} f_y}{s b_{cx}}$$

$$f_{ly} = \frac{\sum A_{sy} f_y}{s b_{cy}}$$

Le aree delle staffe lungo le due direzioni sono indicate con A_{sx} e A_{sy} . La tensione di snervamento dell'acciaio è pari a f_y . Le dimensioni del nucleo di calcestruzzo sono b_{cx} e b_{cy} . I coefficienti riduttivi k_2 sono definiti:

$$k_{2x} = 0.26 \sqrt{\left(\frac{b_{cx}}{s}\right) \left(\frac{b_{cx}}{s_{lx}}\right) \left(\frac{1}{f_{lx}}\right)}$$

$$k_{2y} = 0.26 \sqrt{\left(\frac{b_{cy}}{s}\right) \left(\frac{b_{cy}}{s_{ly}}\right) \left(\frac{1}{f_{ly}}\right)}$$

Con s_{lx} e s_{ly} sono indicate le distanze fra barre longitudinali consecutive legate.

Infine, è possibile calcolare un'unica pressione equivalente data dalla combinazione di f_{lex} e f_{ley} :

$$f_{le} = \frac{f_{lex} b_{cx} + f_{ley} b_{cy}}{b_{cx} + b_{cy}}$$

In Fig. 30 è riportata la curva tensione-deformazione per il calcestruzzo confinato.

Le equazioni che definiscono le relazioni fra ε_c e f_c sono le seguenti:

$$f_c = f_{cc} \left[2 \left(\frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{cc}} \right) - \left(\frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{cc}} \right)^2 \right]^{\frac{1}{1+2K}} \quad \text{per} \quad 0 \leq \varepsilon_c \leq \varepsilon_{cc}$$

$$f_c = f_{cc} \left[1 - 0.15 \left(\frac{\varepsilon_c - \varepsilon_{cc}}{\varepsilon_{cc85} - \varepsilon_{cc}} \right) \right] \quad \text{per} \quad \varepsilon_{cc} \leq \varepsilon_c \leq \varepsilon_{cc20}$$

$$f_c = 0.2 f_{cc} \quad \text{per} \quad \varepsilon_c > \varepsilon_{cc20}$$

La resistenza del calcestruzzo confinato dipende dal livello di confinamento ed è definito:

$$f_{cc} = f_{c0} + k_1 f_{le}$$

Con f_{c0} è indicata la resistenza del calcestruzzo non confinato. Il coefficiente k_1 è calcolato come segue:

$$k_1 = 6.7(f_{le})^{-0.17}$$

La deformazione del calcestruzzo ε_{cc} in corrispondenza della tensione massima è calcolata in funzione del suo omologo per il calcestruzzo non confinato ε_{c0} e del parametro K .

$$\varepsilon_{cc} = \varepsilon_{c0}(1 + 5K)$$

$$K = \frac{f_{cc} - f_{c0}}{f_{c0}}$$

Con ε_{c85} e ε_{cc85} , invece, si indicano le deformazioni del calcestruzzo in corrispondenza di una perdita di tensione post-picco pari al 15%, rispettivamente, per il calcestruzzo non confinato e per il calcestruzzo confinato. Si assume $\varepsilon_{c85} = 0,0038$.

$$\varepsilon_{cc85} = \varepsilon_{c85} + 260\rho_{st}\varepsilon_{cc}$$

$$\rho_{st} = \frac{\sum A_{sx} + A_{sy}}{s(b_{cx} + b_{cy})}$$

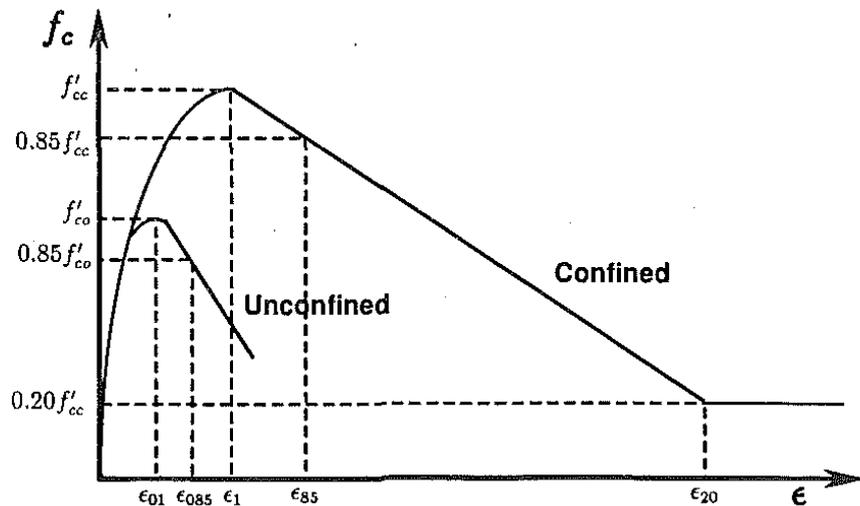


Fig. 30. Modello tensione-deformazione per il calcestruzzo confinato (Saatcioglu, Razvi)

2.3. Norme tecniche per le costruzioni (2018)

Nel DM 17 gennaio 2018 “aggiornamento delle Norme Tecniche per le Costruzioni” (in seguito NTC18) è proposto un diagramma tensione-deformazione per il calcestruzzo confinato (§4.1.2.1.2.1). Il confinamento consente al calcestruzzo di raggiungere tensioni e deformazioni più elevate di quelle proprie del calcestruzzo non confinato. Le altre caratteristiche meccaniche si possono considerare inalterate.

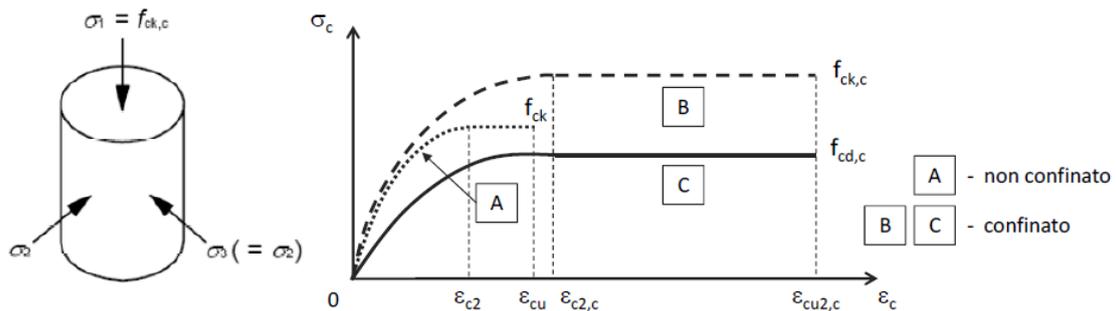


Fig. 31. Modello tensione-deformazione per il calcestruzzo confinato (NTC18)

La relazione tensione-deformazione è rappresentata in Fig. 31 (dove le deformazioni di compressione sono assunte positive), in cui la resistenza caratteristica e le deformazioni del calcestruzzo confinato sono valutate secondo le relazioni seguenti:

$$f_{ck,c} = f_{ck} \cdot \left(1.000 + 5.0 \cdot \frac{\sigma_2}{f_{ck}} \right) \quad \text{per} \quad \sigma_2 \leq 0.05 f_{ck}$$

$$f_{ck,c} = f_{ck} \cdot \left(1.125 + 2.5 \cdot \frac{\sigma_2}{f_{ck}} \right) \quad \text{per} \quad \sigma_2 > 0.05 f_{ck}$$

$$\varepsilon_{c2,c} = \varepsilon_{c2} \cdot \left(\frac{f_{ck,c}}{f_{ck}} \right)^2$$

$$\varepsilon_{cu2,c} = \varepsilon_{cu} + 0.2 \cdot \left(\frac{\sigma_2}{f_{ck}} \right)$$

$$f_{cd,c} = \alpha_{cc} \cdot \left(\frac{f_{ck}}{\gamma_c} \right)$$

È indicata con σ_2 la pressione laterale efficace di confinamento allo SLV. f_{ck} è la resistenza caratteristica cilindrica a compressione del calcestruzzo (non confinato) a 28 giorni. α_{cc} è il coefficiente riduttivo per le resistenze di lunga durata ed è assunto pari a

0,85. γ_c è il coefficiente parziale di sicurezza relativo al calcestruzzo (pari a 1,5). Le deformazioni del calcestruzzo non confinato ε_{c2} e ε_{cu} sono valutate come segue. Per le classi di resistenza pari o inferiore a C50/60 si può porre:

$$\varepsilon_{c2} = 0.20\%$$

$$\varepsilon_{cu} = 0.35\%$$

Per le classi di resistenza superiore a C50/60 si può porre:

$$\varepsilon_{c2} = 0.20\% + 0.0085\%(f_{ck} - 50)^{0.53}$$

$$\varepsilon_{cu} = 0.26\% + 3.5\% \left(\frac{90 - f_{ck}}{100} \right)^4$$

La pressione efficace di confinamento σ_2 può essere determinata attraverso la relazione seguente:

$$\sigma_2 = \alpha \cdot \sigma_l$$

dove α è un coefficiente di efficienza (< 1), definito come rapporto fra il volume di calcestruzzo efficacemente confinato ed il volume dell'elemento di calcestruzzo, depurato da quello delle armature longitudinali (generalmente trascurabile) e σ_l è la pressione di confinamento esercitata dalle armature trasversali.

$$\alpha = \frac{V_{c,eff}}{V_c}$$

Il calcolo della pressione σ_l è eseguito partendo direttamente da considerazioni di equilibrio sul nucleo confinato, in corrispondenza della tensione di snervamento dell'armatura trasversale. Per le sezioni rettangolari, σ_l è valutato per le due direzioni principali della sezione x e y:

$$\sigma_{l,x} = \frac{A_{st,x} \cdot f_{yk,st}}{b_y \cdot s}$$

$$\sigma_{l,y} = \frac{A_{st,y} \cdot f_{yk,st}}{b_x \cdot s}$$

dove $A_{st,x}$ e $A_{st,y}$ sono il quantitativo totale (aree delle sezioni) di armatura trasversale in direzione parallela, rispettivamente, alle direzioni principali x e y. b_x e b_y sono le dimensioni del nucleo confinato nelle direzioni corrispondenti (con riferimento alla linea

media delle staffe). s è il passo delle staffe e $f_{yk,st}$ è la tensione caratteristica dell'acciaio delle staffe.

La pressione laterale equivalente σ_l è determinata attraverso la relazione:

$$\sigma_l = \sqrt{\sigma_{l,x} \cdot \sigma_{l,y}}$$

Il coefficiente di efficienza α può essere valutato come prodotto di un termine relativo alla disposizione delle armature trasversali nel piano della sezione e di un termine relativo al passo delle staffe:

$$\alpha = \alpha_n \cdot \alpha_s$$

$$\alpha_n = 1 - \sum_{i=1}^n \frac{b_i^2}{6b_x b_y}$$

$$\alpha_s = \left(1 - \frac{s}{2b_x}\right) \left(1 - \frac{s}{2b_y}\right)$$

Con b_i è indicata la distanza tra barre consecutive legate.

Capitolo 3 – DESCRIZIONE DEL MODELLO NELLA METODOLOGIA PROPOSTA

L'obiettivo del modello sviluppato è quello di analizzare la capacità deformativa di pilastri in calcestruzzo armato rinforzati mediante il ringrosso della sezione originaria con una camicia in c.a. che rappresenta la tecnica del “concrete jacketing”. In particolare, si vuole studiare la risposta in termini di duttilità delle sezioni al variare di alcuni parametri che determinano la geometria e i materiali di rinforzo.

In generale, è definita una sezione di base rettangolare in c.a. i cui lati hanno lunghezza b e h (Fig. 33). Dopo il rinforzo, la sezione assume dimensioni pari a $B \times H$, identificando con δ lo spessore della camicia. Le tipologie di calcestruzzo utilizzate sono caratterizzate da resistenze a compressione pari a f_c per la sezione di base e f_j per il jacketing. L'armatura longitudinale è costituita da barre nervate di diametro d_c per la sezione di base e diametro d_j per il jacketing. Sono anche considerate staffe d'armatura, la cui presenza determina il confinamento del nucleo di calcestruzzo: staffe con diametro Φ_c e passo s_c per la sezione di base e staffe con diametro Φ_j e passo s_j per il jacketing. La tensione di snervamento dell'acciaio costituente sia l'armatura longitudinale che quella trasversale è f_y . Il modulo elastico degli acciai è E_s .

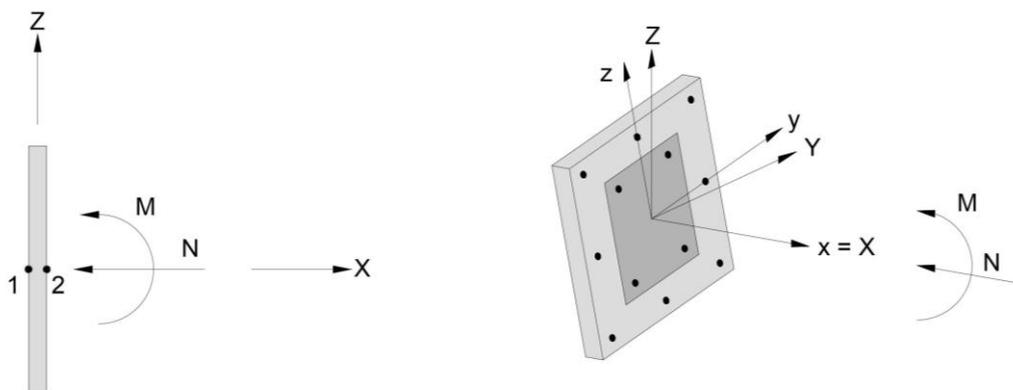


Fig. 32. Sollecitazioni della sezione

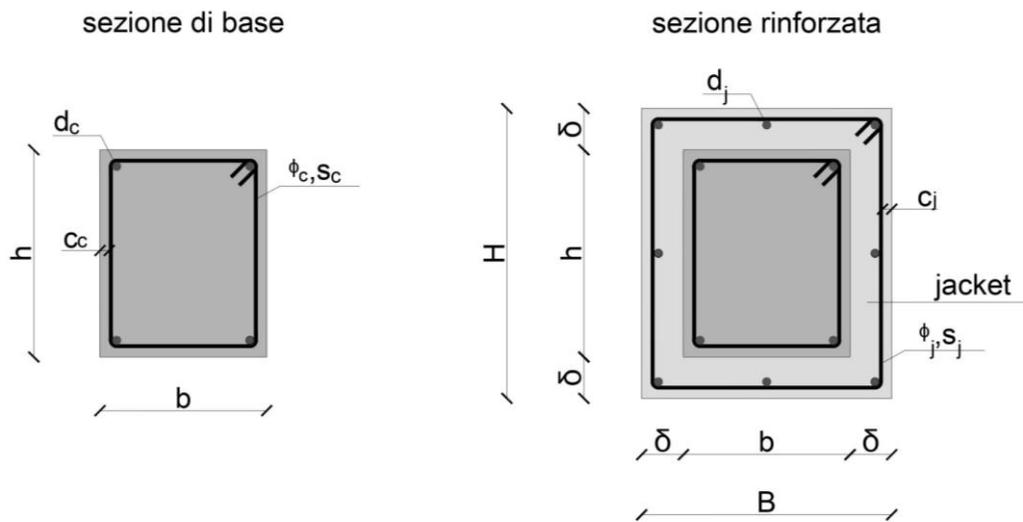


Fig. 33. Geometria della sezione

Le sezioni vengono sottoposte a sollecitazioni di pressoflessione deviata, governate dal controllo di deformazione, secondo la procedura descritta di seguito.

È definito un sistema di riferimento globale (X,Y,Z) nel quale vengono creati 2 nodi sovrapposti necessari alla modellazione di un elemento sezionale di lunghezza nulla (“ZeroLengthSection element” di OpenSees). È poi caratterizzato un sistema di riferimento locale solidale alla sezione (x,y,z), i cui assi y e z definiscono gli assi principali d’inerzia, mentre l’asse x risulta uscente dalla sezione e completa la terna di assi (Fig. 32). L’asse x è parallelo al suo omologo globale X; gli assi y e z, invece, sono ruotati di un angolo α rispetto al sistema di riferimento globale.

Viene dapprima applicata una forza N in direzione opposta a $x \equiv X$ e mantenuta costante durante l’intera procedura. La sezione risulta quindi soggetta ad uno sforzo normale (tipicamente di compressione). Successivamente, viene attribuito al nodo 2 un momento flettente M che ruota attorno all’asse Y. La scomposizione di M secondo gli assi d’inerzia (Fig. 34) porta alla definizione dei momenti:

$$M_y = M \cos \alpha$$

$$M_z = M \sin \alpha$$

$$M = \sqrt{M_y^2 + M_z^2}$$

Si genera, così, uno stato di sollecitazione di pressoflessione deviata. L'entità del momento flettente M , inizialmente unitaria, è subordinata al controllo della rotazione del nodo 2 attorno all'asse Y : questa viene incrementata monotonamente e, ad ogni step, viene valutato il moltiplicatore di carico necessario ad ottenere lo spostamento imposto. L'asse neutro è ruotato di un angolo β rispetto all'asse y (Fig. 35). In generale, β è diverso da α . La curvatura biassiale della sezione φ può essere scomposta come segue:

$$\varphi_y = \varphi \cos \beta$$

$$\varphi_z = \varphi \sin \beta$$

e la determinazione dell'angolo β è ottenuta:

$$\beta = \operatorname{atan} \frac{\varphi_z}{\varphi_y}$$

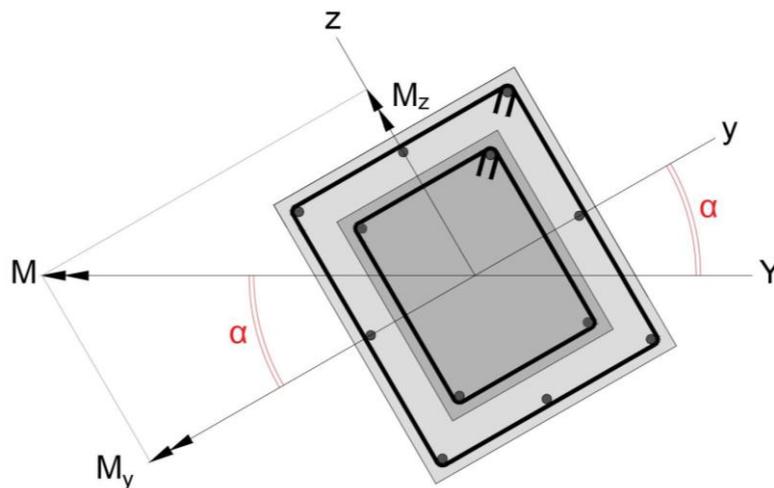


Fig. 34. Scomposizione del momento lungo gli assi d'inerzia

Per ogni sezione, per alcuni valori di sforzo normale N , e per diversi valori di angoli α , sono disegnati i diagrammi momento-curvatura $M - \varphi$ (Fig. 36). Questi sono studiati per la determinazione di alcuni parametri di interesse.

È determinato il momento resistente della sezione M_{Rd} che viene poi scomposto lungo gli assi principali:

$$M_{Rd} = \max(M)$$

$$M_{Rd,y} = M_{Rd} \cos \alpha$$

$$M_{Rd,z} = M_{Rd} \sin \alpha$$

Il dominio resistente è costruito nel piano $M_{Rd,y} - M_{Rd,z}$ (Fig. 37).

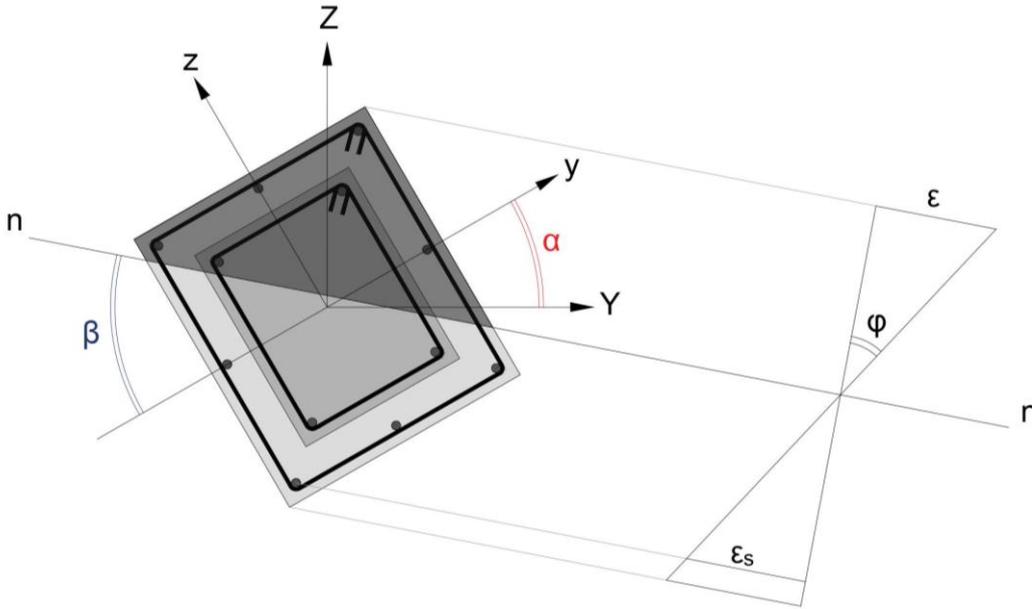


Fig. 35. Diagramma delle deformazioni

La curvatura di snervamento φ_e è definita come la curvatura della sezione in corrispondenza della quale si snerva a trazione la prima barra di armatura, ovvero quella più esterna, superando la deformazione di snervamento ε_y ed entrando in campo plastico.

$$\varphi_e = \varphi \left(\varepsilon_s = \varepsilon_y = \frac{f_y}{E_s} \right)$$

Al fine di rappresentare i domini di curvatura di snervamento (Fig. 38), i valori di φ_e calcolati per una sezione soggetta a sforzo normale N, per diverse inclinazioni dell'asse neutro β , vengono scomposti in φ_{ey} e φ_{ez} .

$$\varphi_{ey} = \varphi_e \cos \beta$$

$$\varphi_{ez} = \varphi_e \sin \beta$$

In questo modo, ogni punto del diagramma identifica univocamente un determinato valore di β . Il vettore che congiunge l'origine degli assi con il dominio e che forma un angolo β con l'asse delle ascisse, ha modulo pari a φ_e .

$$\varphi_e = \sqrt{\varphi_{ey}^2 + \varphi_{ez}^2}$$

È individuata come curvatura ultima quella in corrispondenza della quale si ha una perdita di resistenza post-picco in termini di momento flettente pari al 15%.

$$M_u = 0,85 M_{Rd}$$

$$\varphi_u = \varphi(M_u) > \varphi(M_{Rd})$$

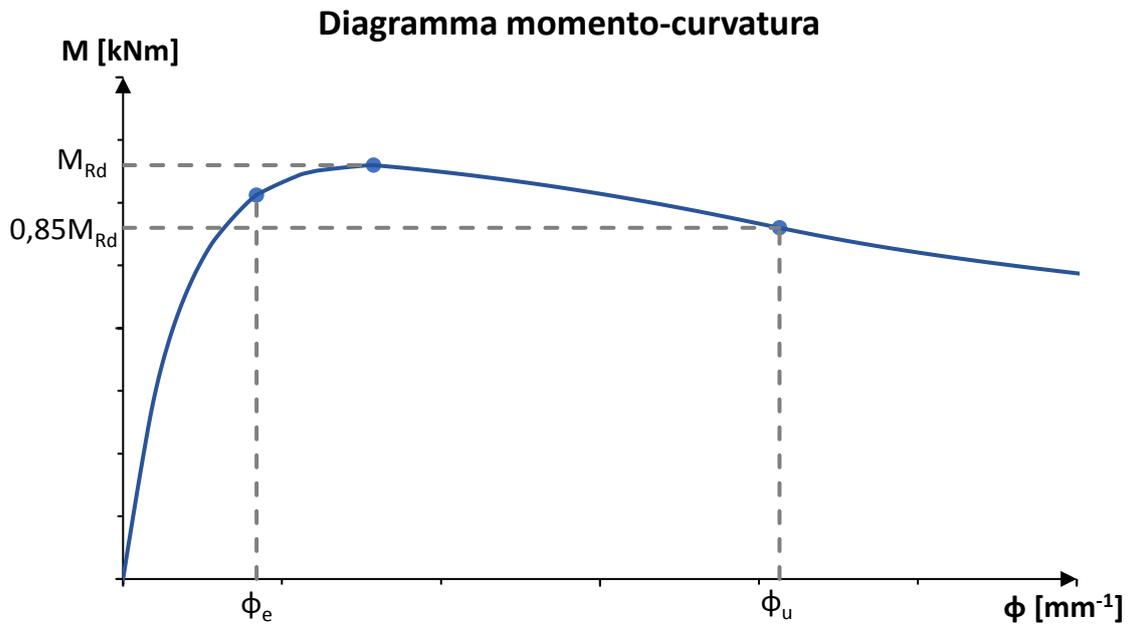


Fig. 36. Diagramma momento-curvatura

Questa viene scomposta analogamente alla curvatura di snervamento, per disegnarne il dominio (Fig. 39).

$$\varphi_{uy} = \varphi_u \cos \beta$$

$$\varphi_{uz} = \varphi_u \sin \beta$$

È quindi ottenuta la duttilità in curvatura μ_φ della sezione come rapporto fra la curvatura ultima e la curvatura di snervamento. Si disegna il dominio di duttilità in curvatura (Fig. 40).

$$\mu_\varphi = \frac{\varphi_u}{\varphi_e}$$

$$\mu_{\varphi y} = \mu_\varphi \cos \beta$$

$$\mu_{\varphi z} = \mu_\varphi \sin \beta$$

Sono, infine, disegnati i diagrammi di curvatura ultima e duttilità in curvatura adimensionalizzati (Fig. 41 e Fig. 42).

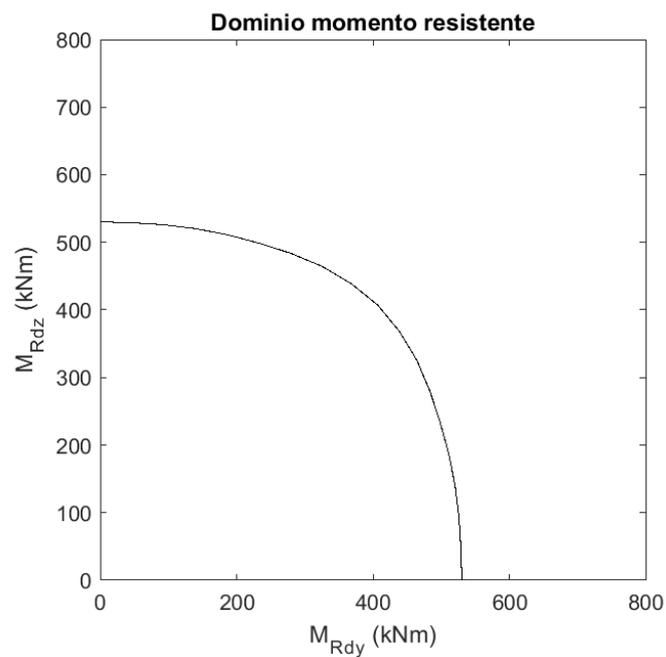


Fig. 37. Dominio momento resistente

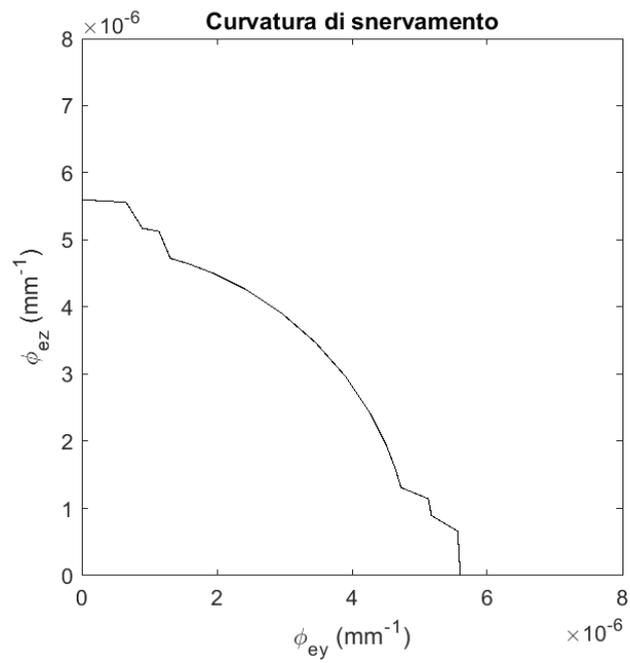


Fig. 38. Diagramma curvatura di snervamento

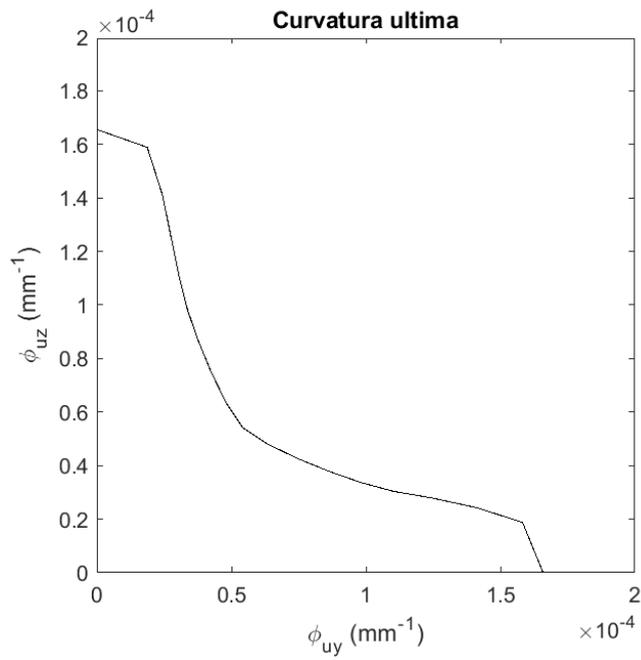


Fig. 39. Diagramma curvatura ultima

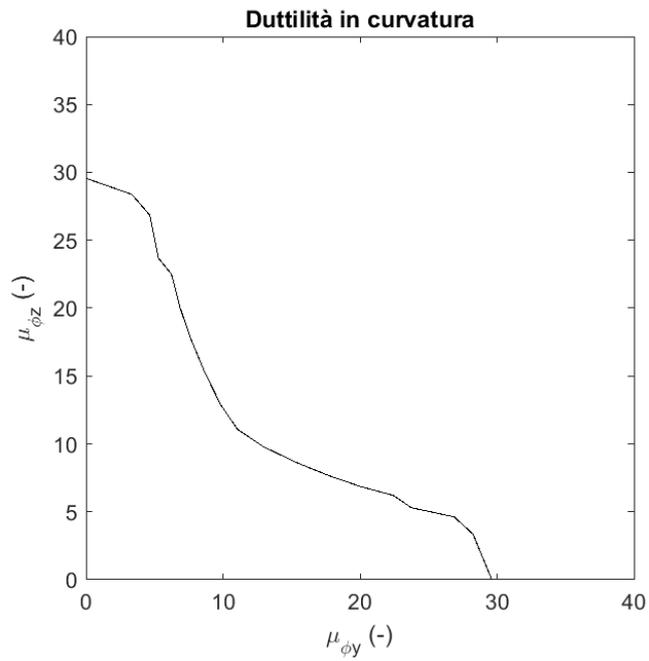


Fig. 40. Diagramma duttilità in curvatura

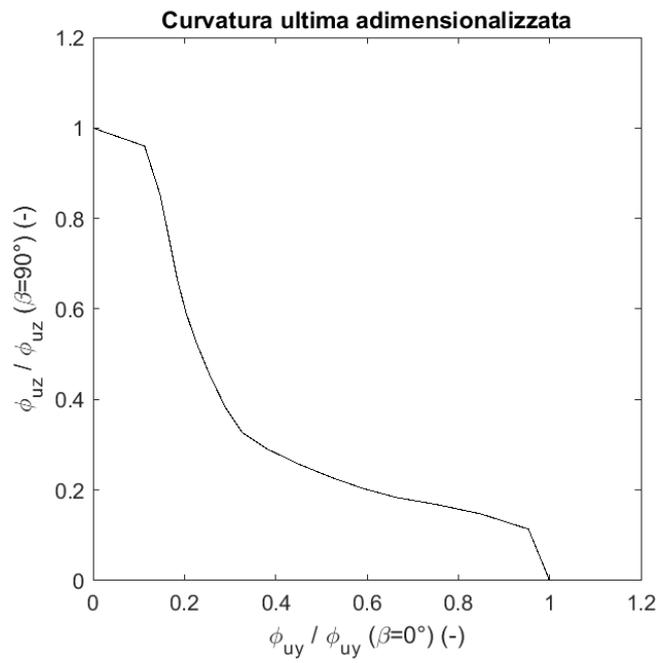


Fig. 41. Diagramma curvatura ultima adimensionalizzata

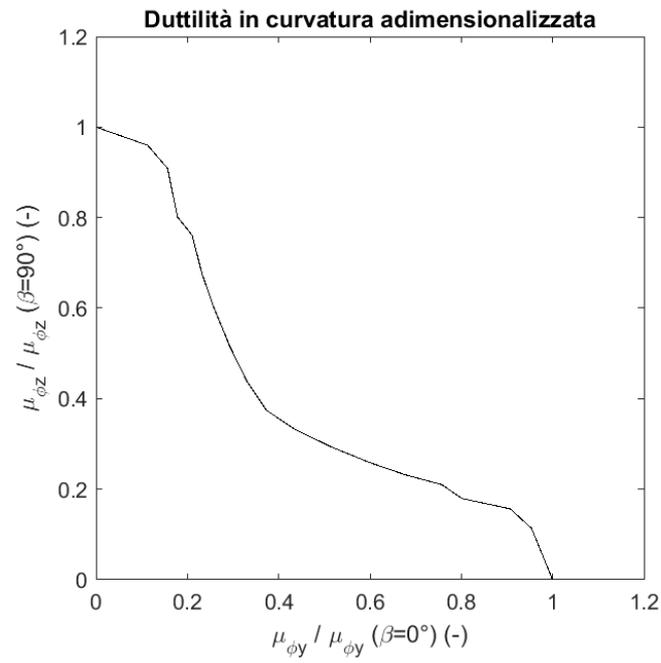


Fig. 42. *Diagramma duttilità in curvatura adimensionalizzata*

3.1. Legame costitutivo dei materiali

3.1.1. Legame costitutivo del calcestruzzo

I legami costitutivi adottati per il calcestruzzo fanno riferimento al modello proposto da Saatcioglu e Razvi (1992).

In particolare, la generica sezione in calcestruzzo armato rinforzata mediante concrete jacketing viene suddivisa in 4 aree (Fig. 43). I cosiddetti calcestruzzi “mat1” e “mat2” sono relativi alla sezione di base, mentre, i calcestruzzi “mat3” e “mat4” sono associati alla camicia.

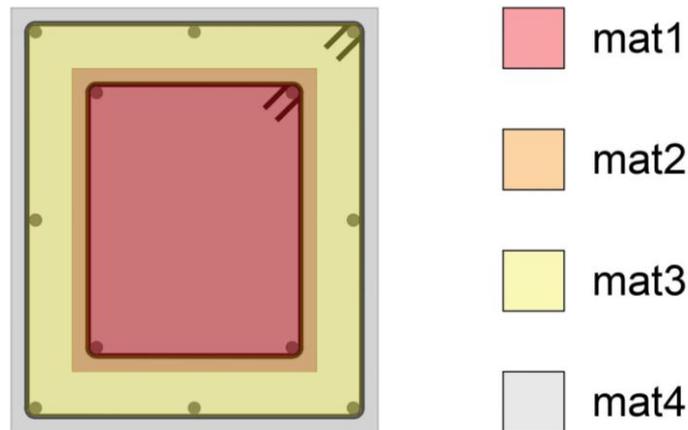


Fig. 43. Tipologie di calcestruzzo costituenti la sezione

Si tiene conto dei benefici, principalmente in termini di duttilità ma anche di resistenza, apportati dalle staffe che confinano il conglomerato cementizio (Fig. 44). Si definiscono con b_{0c} , h_{0c} , b_{0j} , h_{0j} i bracci delle staffe e con $A_{st,c}$ e $A_{st,j}$ le aree relative, rispettivamente, ai diametri Φ_c e Φ_j .

$$b_{0c} = b - 2c_c - \Phi_c$$

$$h_{0c} = h - 2c_c - \Phi_c$$

$$b_{0j} = B - 2c_j - \Phi_j$$

$$h_{0j} = H - 2c_j - \Phi_j$$

$$A_{st,c} = \frac{\pi}{4} \Phi_c^2$$

$$A_{st,j} = \frac{\pi}{4} \Phi_j^2$$

Sono quindi calcolate le diverse pressioni laterali medie f_l in modo che queste equilibrino le forze esplicate dalle staffe sezionate come in Fig. 44. Si ipotizza che le staffe siano snervate.

$$f_{l,c,y} = \frac{2A_{st,c} \cdot f_y}{h_{0c} \cdot s_c}$$

$$f_{l,c,z} = \frac{2A_{st,c} \cdot f_y}{b_{0c} \cdot s_c}$$

$$f_{l,j,y} = \frac{2A_{st,j} \cdot f_y}{h_{0j} \cdot s_j}$$

$$f_{l,j,z} = \frac{2A_{st,j} \cdot f_y}{b_{0j} \cdot s_j}$$

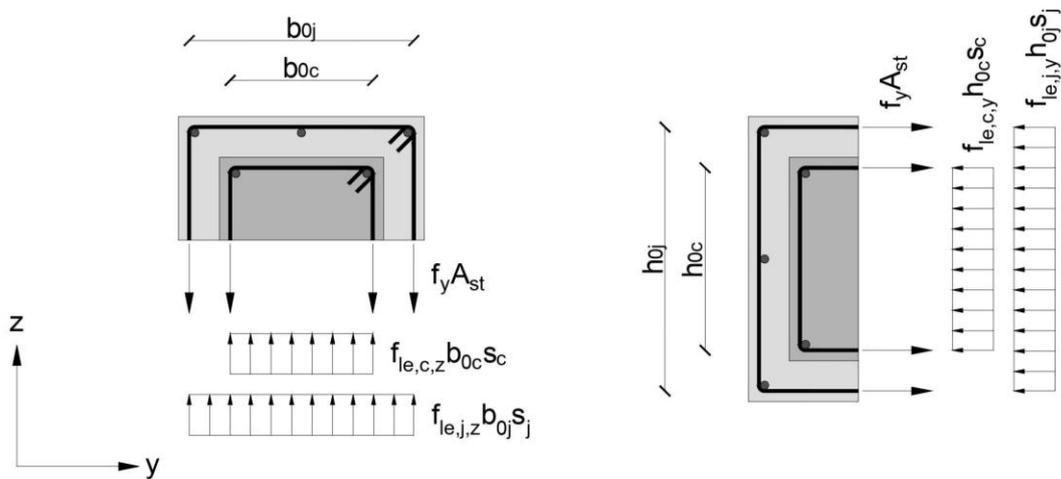


Fig. 44. Pressioni laterali esercitate dalle staffe

È necessaria la determinazione dei coefficienti k_2 che riducono le pressioni laterali appena calcolate.

$$k_{2,c,y} = 0,26 \sqrt{\left(\frac{h_{0c}}{s_c}\right) \left(\frac{1}{f_{l,c,y}}\right)} \leq 1$$

$$k_{2,c,z} = 0,26 \sqrt{\left(\frac{b_{0c}}{s_c}\right) \left(\frac{1}{f_{l,c,z}}\right)} \leq 1$$

$$k_{2,j,y} = 0,26 \sqrt{\left(\frac{h_{0j}}{s_j}\right) \left(\frac{1}{f_{l,j,y}}\right)} \leq 1$$

$$k_{2,j,z} = 0,26 \sqrt{\left(\frac{b_{0j}}{s_j}\right) \left(\frac{1}{f_{l,j,z}}\right)} \leq 1$$

A questo punto è possibile ottenere le pressioni laterali equivalenti f_{le} come segue.

$$f_{le,c,y} = k_{2,c,y} \cdot f_{l,c,y}$$

$$f_{le,c,z} = k_{2,c,z} \cdot f_{l,c,z}$$

$$f_{le,j,y} = k_{2,j,y} \cdot f_{l,j,y}$$

$$f_{le,j,z} = k_{2,j,z} \cdot f_{l,j,z}$$

Si combinano, infine, per i 2 diversi tipi di staffe, la pressione laterale equivalente agente lungo y e quella agente lungo z.

$$f_{le,c} = \frac{f_{le,c,y} \cdot h_{0c} + f_{le,c,z} \cdot b_{0c}}{h_{0c} + b_{0c}}$$

$$f_{le,j} = \frac{f_{le,j,y} \cdot h_{0j} + f_{le,j,z} \cdot b_{0j}}{h_{0j} + b_{0j}}$$

Si considera il calcestruzzo “mat1” soggetto ad entrambe le pressioni $f_{le,c}$ e $f_{le,j}$. I calcestruzzi “mat2” e “mat3”, invece, beneficiano del solo confinamento $f_{le,j}$. Il calcestruzzo “mat4”, infine, risulta non confinato.

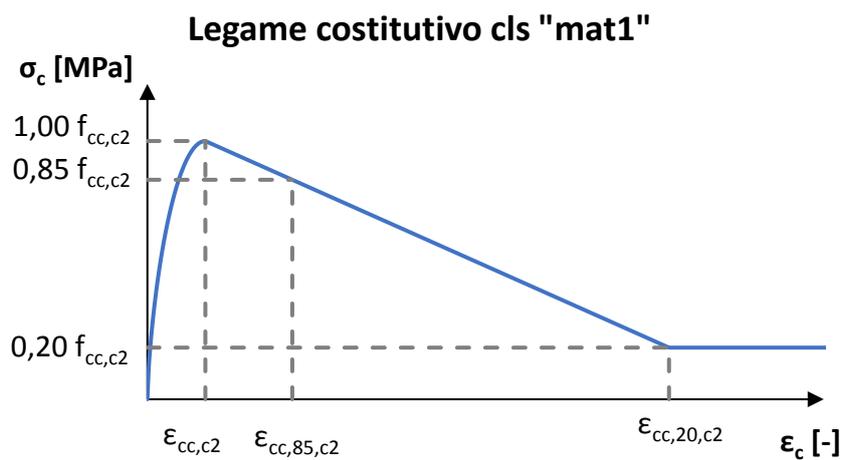


Fig. 45. Legame costitutivo cls "mat1"

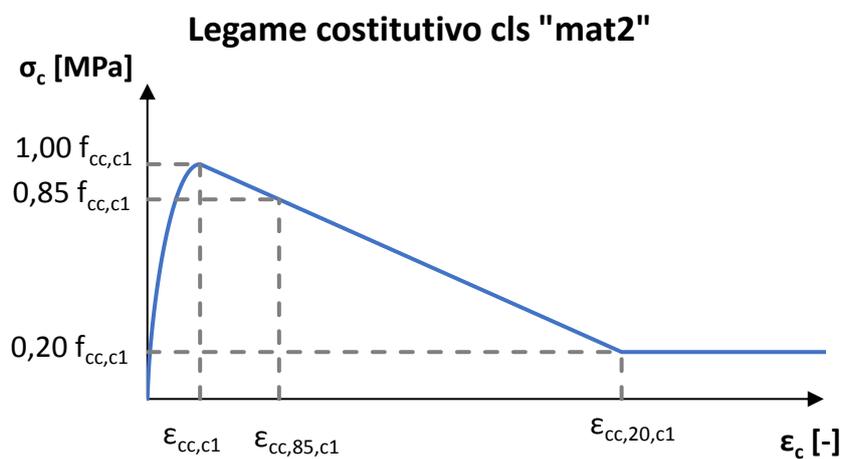


Fig. 46. Legame costitutivo cls "mat2"

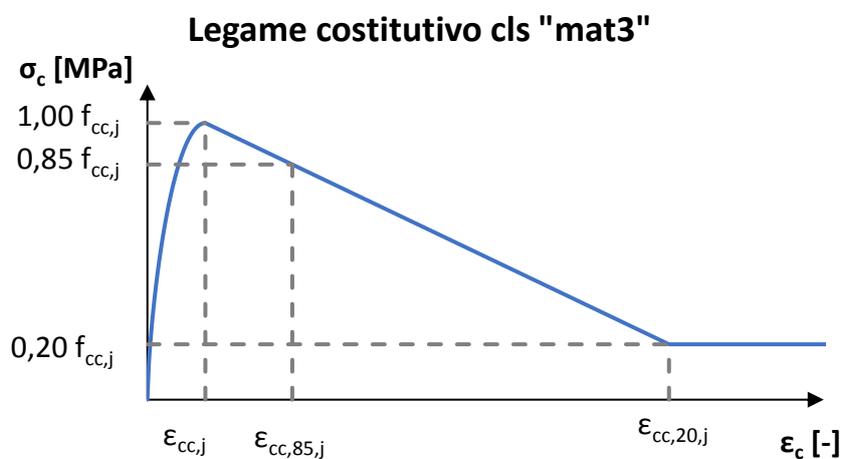


Fig. 47. Legame costitutivo cls "mat3"

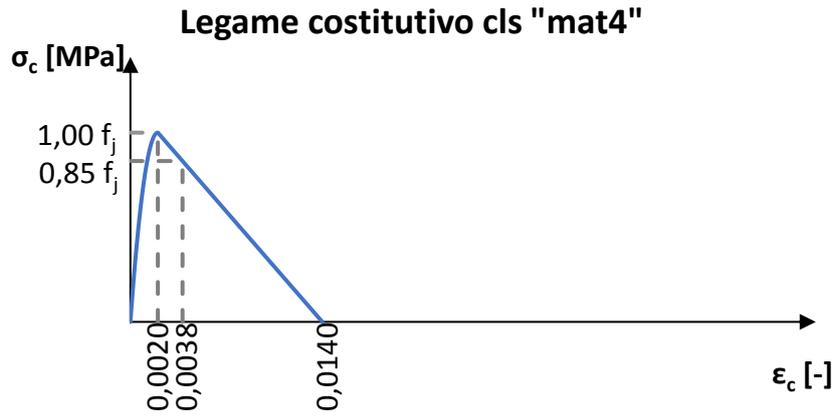


Fig. 48. Legame costitutivo cls "mat4"

In Fig. 45 – Fig. 48 sono mostrati i legami costitutivi, per la sola compressione, dei 4 calcestruzzi. I parametri relativi ai calcestruzzi confinati sono calcolati come di seguito.

$$k_{1,c2} = 6.7 \cdot (f_{le,c} + f_{le,j})^{-0,17}$$

$$f_{cc,c2} = f_c + k_{1,c2} \cdot (f_{le,c} + f_{le,j})$$

$$K_{c2} = \frac{f_{cc,c2} - f_c}{f_c}$$

$$\epsilon_{cc,c2} = 0,002 \cdot (1 + 5K_{c2})$$

$$\epsilon_{cc85,c2} = 0,0038 + 260 \cdot \left(\frac{4A_{st,c}}{s_c \cdot (b_{0c} + h_{0c})} + \frac{4A_{st,j}}{s_j \cdot (b_{0j} + h_{0j})} \right) \epsilon_{cc,c2}$$

$$\epsilon_{cc20,c2} = \frac{0,80}{0,15} \cdot (\epsilon_{cc85,c2} - \epsilon_{cc,c2}) + \epsilon_{cc,c2}$$

$$k_{1,c1} = 6.7 \cdot (f_{le,j})^{-0,17}$$

$$f_{cc,c1} = f_c + k_{1,c1} \cdot f_{le,j}$$

$$K_{c1} = \frac{f_{cc,c1} - f_c}{f_c}$$

$$\epsilon_{cc,c1} = 0,002 \cdot (1 + 5K_{c1})$$

$$\epsilon_{cc85,c1} = 0,0038 + 260 \cdot \left(\frac{4A_{st,j}}{s_j \cdot (b_{0j} + h_{0j})} \right) \epsilon_{cc,c1}$$

$$\varepsilon_{cc20,c1} = \frac{0,80}{0,15} \cdot (\varepsilon_{cc85,c1} - \varepsilon_{cc,c1}) + \varepsilon_{cc,c1}$$

$$k_{1,j} = k_{1,c1} = 6.7 \cdot (f_{le,j})^{-0,17}$$

$$f_{cc,j} = f_j + k_{1,j} \cdot f_{le,j}$$

$$K_j = \frac{f_{cc,j} - f_j}{f_j}$$

$$\varepsilon_{cc,j} = 0,002 \cdot (1 + 5K_j)$$

$$\varepsilon_{cc85,j} = 0,0038 + 260 \cdot \left(\frac{4A_{st,j}}{s_j \cdot (b_{0j} + h_{0j})} \right) \varepsilon_{cc,j}$$

$$\varepsilon_{cc20,j} = \frac{0,80}{0,15} \cdot (\varepsilon_{cc85,j} - \varepsilon_{cc,j}) + \varepsilon_{cc,j}$$

Le equazioni che governano i modelli dei calcestruzzi confinati sono le seguenti. Per il tratto parabolico che vale per i valori $0 \leq \varepsilon_c < \varepsilon_{cc}$, la tensione di compressione nel calcestruzzo è pari a:

$$\sigma_c = f_{cc} \cdot \left[2 \left(\frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{cc}} \right) - \left(\frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{cc}} \right)^2 \right]^{\frac{1}{1+2K}}$$

Per il tratto lineare compreso fra i valori $\varepsilon_{cc} < \varepsilon_c \leq \varepsilon_{cc20}$, la tensione σ_c è calcolata come:

$$\sigma_c = f_{cc} \cdot \left[1 - 0,15 \left(\frac{\varepsilon_c - \varepsilon_{cc}}{\varepsilon_{cc85} - \varepsilon_{cc}} \right) \right]$$

Infine, per il tratto costante che vale per i valori $\varepsilon_c > \varepsilon_{cc20}$:

$$\sigma_c = 0,2f_{cc}$$

Il legame del calcestruzzo non confinato, invece, si compone di due soli tratti. Il ramo parabolico che vale per i valori $0 \leq \varepsilon_c < 0,002$ è descritto dall'equazione:

$$\sigma_c = f_j \cdot \left[2 \left(\frac{\varepsilon_c}{0,002} \right) - \left(\frac{\varepsilon_c}{0,002} \right)^2 \right]$$

Il successivo ramo lineare vale per i valori $0,002 \leq \varepsilon_c < 0,014$. La tensione in questo caso si calcola:

$$\sigma_c = f_j \cdot \left[1 - 0,15 \left(\frac{\varepsilon_c - 0,002}{0,0038 - 0,002} \right) \right]$$

3.1.2. Legame costitutivo dell'acciaio

Per l'acciaio, si considera un legame costitutivo analogo per gli sforzi di trazione e compressione (Fig. 49). Si tratta di un legame elastico – perfettamente plastico, per il quale, le tensioni crescono linearmente secondo la legge:

$$\sigma_s = E_s \cdot \varepsilon_s$$

per $0 \leq \varepsilon_s < f_y/E_s$. Restano invece pari a f_y per $\varepsilon_s \geq f_y/E_s$.

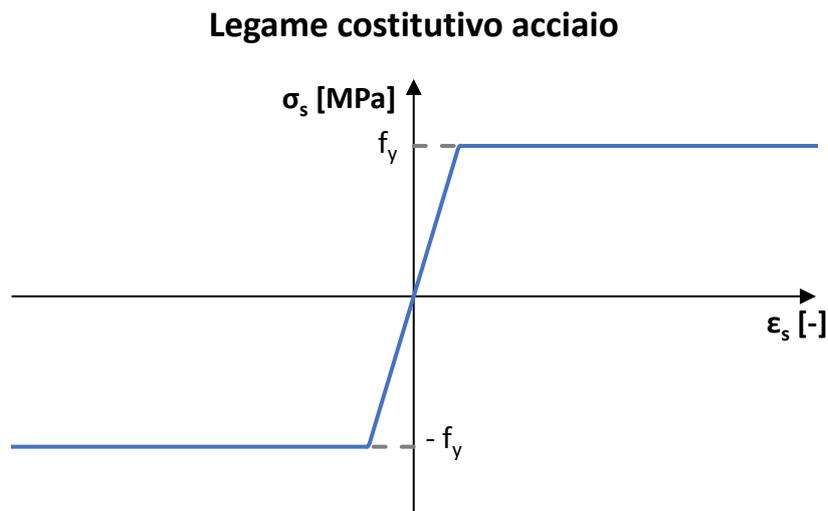


Fig. 49. Legame costitutivo acciaio

3.2. Software OpenSees

OpenSees (Open System for Earthquake Engineering Simulation) è un software open source creato presso il Pacific Earthquake Engineering (PEER) e sponsorizzato dalla National Science Foundation. Esso consente la modellazione agli elementi finiti finalizzata alla simulazione della risposta di sistemi strutturali e geotecnici soggetti a terremoti. OpenSees è principalmente scritto in C++ e utilizza diverse librerie numeriche Fortran per la risoluzione di equazioni lineari.

Il software consente la modellazione a plasticità diffusa per condurre l'analisi non lineare delle strutture. Questa considera la diffusione reale delle deformazioni plastiche lungo gli elementi mediante modellazione a fibre delle sezioni (Fig. 50). Ogni sezione in calcestruzzo armato è discretizzata in un numero finito di fibre, che modellano sia la parte di calcestruzzo che quella dell'armatura (acciaio). Ad ogni fibra è attribuito il legame costitutivo corrispondente. In particolare, per il calcestruzzo, si è soliti attribuire modelli differenti per il nucleo (confinato) e per il copriferro (non confinato).

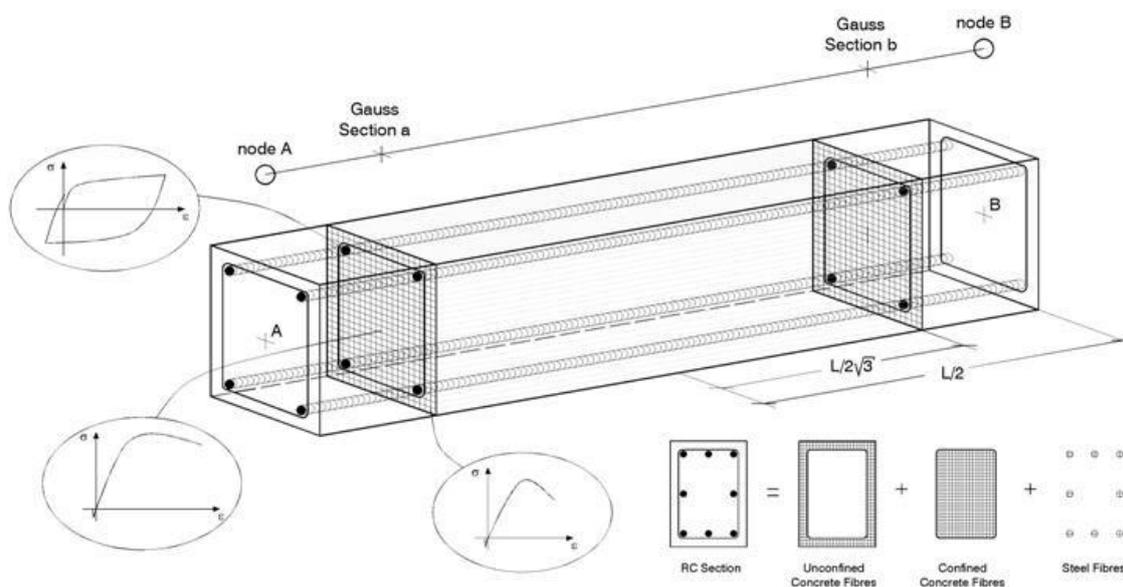


Fig. 50. Modellazione a fibre di un elemento in calcestruzzo armato

La modellazione a plasticità diffusa si contrappone a quella a plasticità concentrata (Fig. 51), meno accurata, che considera il comportamento elastico degli elementi e concentra le deformazioni plastiche in corrispondenza delle cosiddette cerniere plastiche. In questo caso, risulta necessaria la determinazione dei punti di formazione

delle cerniere plastiche e il calcolo dei momenti di plasticizzazione. D'altra parte, gli elementi modellati a plasticità concentrata sono più facili da gestire da un punto di vista computazionale, ma meno fedeli alla realtà.

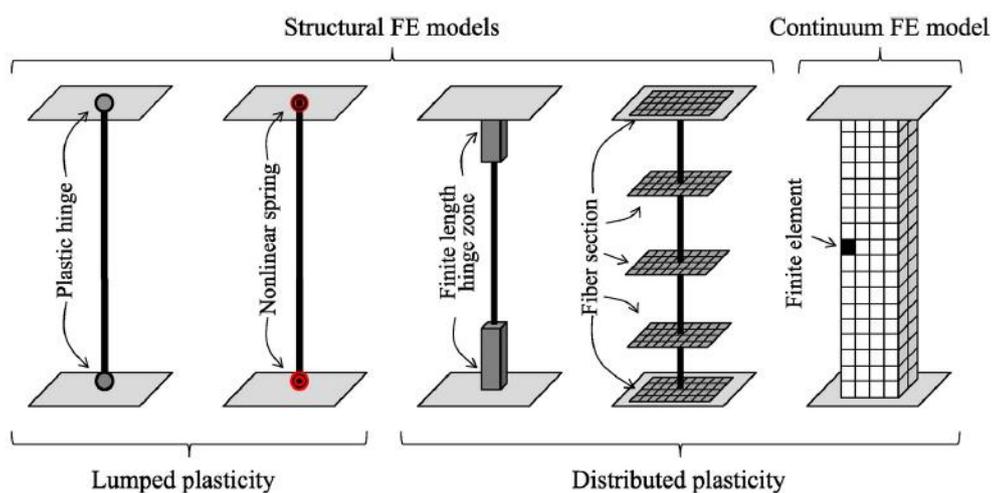


Fig. 51. Confronto fra le diverse tecniche di modellazione degli elementi

3.3. Modellazione in OpenSees

Lo script implementato per la modellazione in OpenSees segue lo schema riportato qui di seguito.

0. scelta delle unità di misura

Sono arbitrariamente scelte le unità di misura da utilizzarsi per l'inserimento dei dati affinché queste risultino sempre congruenti. Esse sono: [mm] per le lunghezze e [N] per le forze.

1. definizione del "Model Builder"

La definizione del Model Builder richiama una serie di comandi specifici di OpenSees (es. definizione dei nodi e degli elementi) utilizzati successivamente. Con il Model Builder, sono inoltre definiti il numero di dimensioni (ndm) ed il numero di gradi di libertà per ogni nodo (ndf) del problema. Il caso in esame è studiato in uno spazio tridimensionale (ndm = 3) dove ad ogni nodo sono attribuiti 6 gradi di libertà (ndf = 6): 3 traslazioni lungo gli assi principali e 3 rotazioni attorno agli stessi.

2. definizione dei nodi

Mediante il comando "node" sono creati 2 nodi sovrapposti nell'origine del sistema di riferimento: coordinate (X, Y, Z) = (0; 0; 0). A questi vengono imposti alcuni gradi di vincolo con l'utilizzo del comando "fix": il nodo 1 risulta completamente incastrato; per il nodo 2, invece, sono bloccate le traslazioni lungo Y e lungo Z (rappresentative delle forze di taglio per la sezione successivamente definita) e la rotazione attorno a X (rappresentativa della torsione della sezione).

3. definizione dei materiali

Il comando "uniaxialMaterial" introduce i vari materiali in OpenSees. Per il calcestruzzo si fa riferimento al "Concrete02" (Fig. 52). I parametri inseriti per la caratterizzazione delle diverse tipologie di calcestruzzo della sezione sono riassunti in Tab. 10. Per l'acciaio si usa il materiale "Steel01" (Fig. 53), le cui variabili sono riportate in Tab. 11.

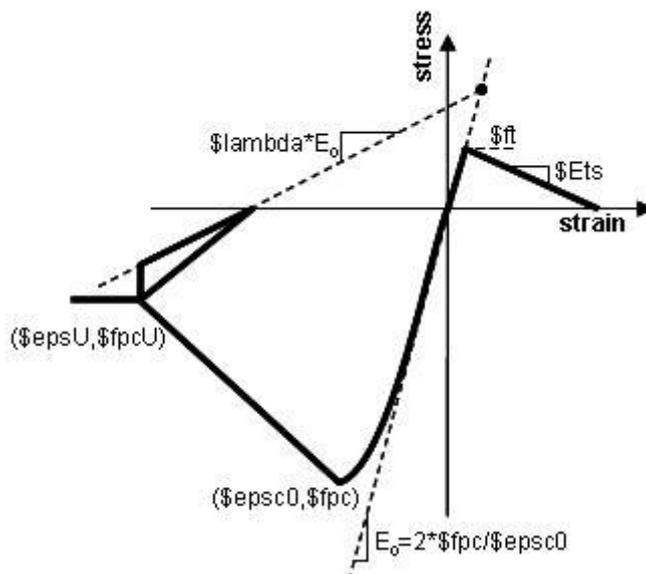


Fig. 52. Legame costitutivo materiale Concrete02

\$matTag	\$fpc	\$epscc0	\$fpcu	\$epsU	\$lambda	\$ft	\$Ets
1	$f_{cc,c2}$	$\epsilon_{cc,c2}$	$0,2f_{cc,c2}$	$\epsilon_{cc20,c2}$	0,1	3	1000
2	$f_{cc,c1}$	$\epsilon_{cc,c1}$	$0,2f_{cc,c1}$	$\epsilon_{cc20,c1}$	0,1	3	1000
3	$f_{cc,j}$	$\epsilon_{cc,j}$	$0,2f_{cc,j}$	$\epsilon_{cc20,j}$	0,1	3	1000
4	f_j	0,002	0	0,014	0,1	3	1000

Tab. 10. Parametri che caratterizzano la modellazione del calcestruzzo

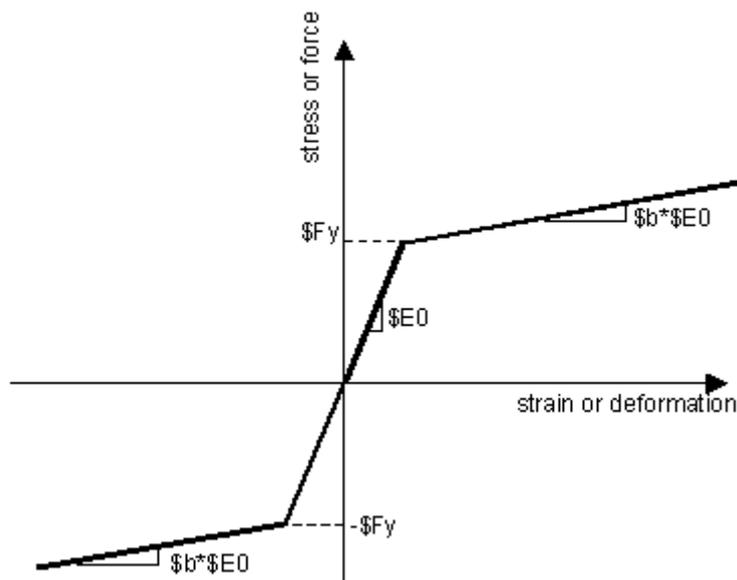


Fig. 53. Legame costitutivo materiale Steel01

\$matTag	\$Fy	\$E0	\$b
5	f_y	$E_s = 210000$	0

Tab. 11. Parametri che caratterizzano la modellazione dell'acciaio

4. costruzione delle sezioni

La sezione è discretizzata in un certo numero di fibre, ad ognuna delle quali è attribuito uno dei legami costitutivi definiti al punto precedente. Si sceglie di utilizzare fibre quadrate di lato 20 mm. È utilizzato il comando “section Fiber”. Al suo interno, il comando “patch rect” permette di modellare le parti della sezione in calcestruzzo (Fig. 54a), mentre, le barre d’armatura sono modellate attraverso il comando “layer straight” (Fig. 54b).

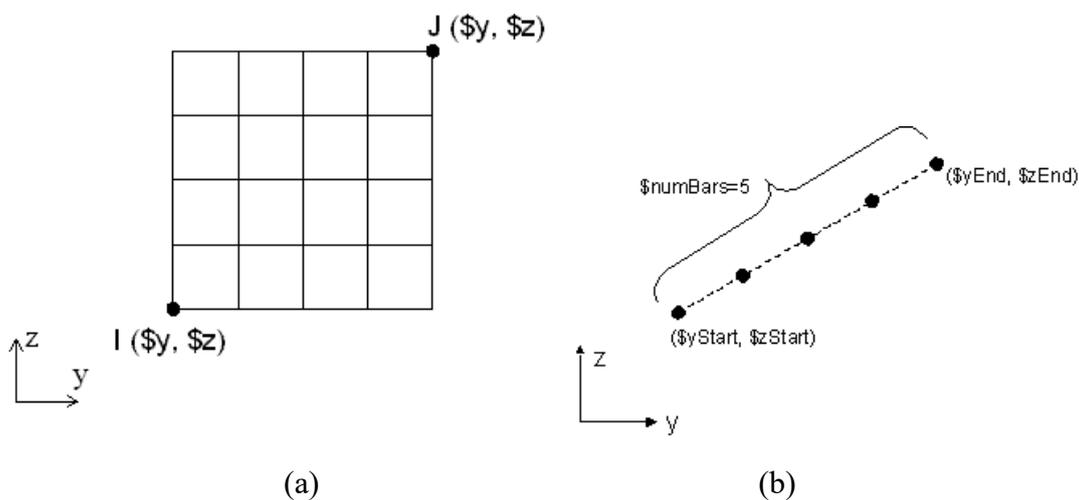


Fig. 54. (a) Comando “patch rect”. (b) Comando “layer straight”

In Fig. 55 è mostrata la discretizzazione in fibre della sezione e l’attribuzione dei diversi legami costitutivi definiti.

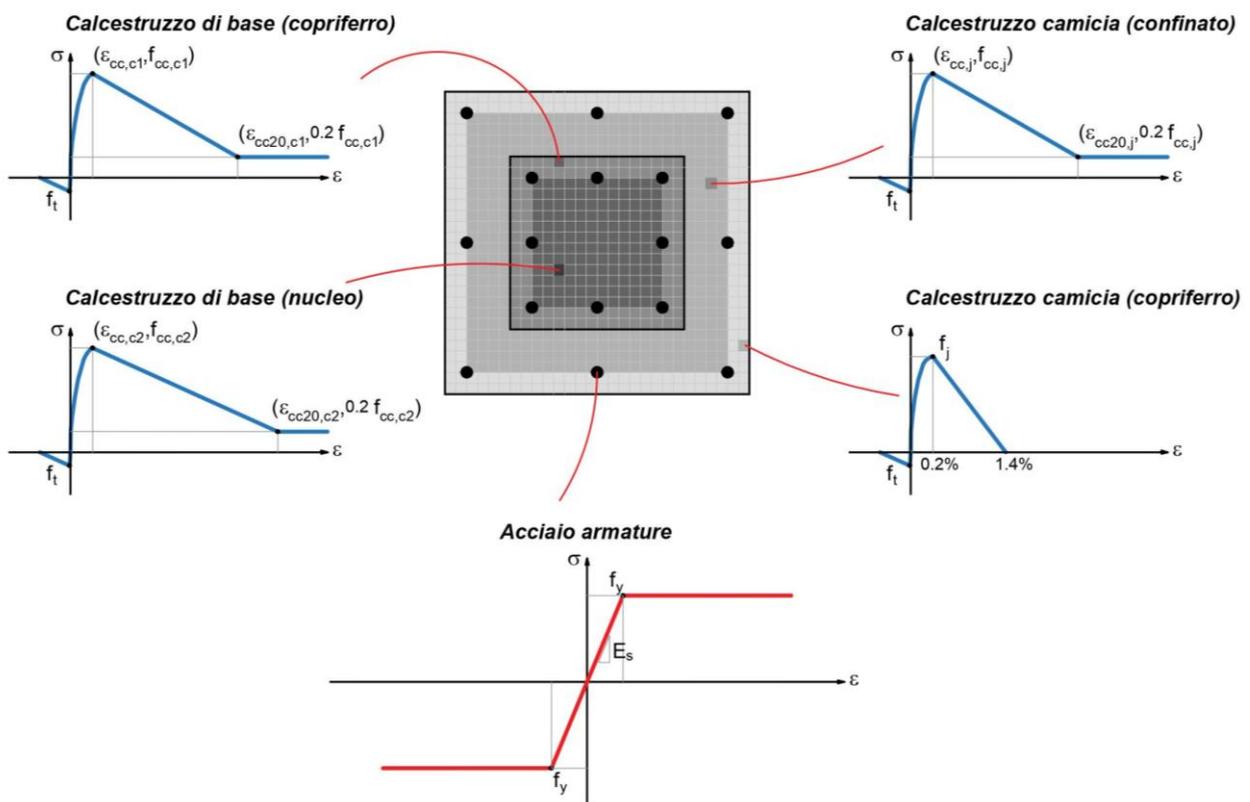


Fig. 55. Discretizzazione in fibre e attribuzione legami costitutivi

5. definizione dell'elemento

È creato l'elemento "zeroLengthSection" che lega i due nodi aventi le medesime coordinate (nodo 1 e nodo 2). Ad esso è assegnata la sezione definita in precedenza. La riga del comando viene riportata di seguito.

```
element zeroLengthSection SeleTag $iNode $jNode $secTag <-orient $x1 $x2 $x3 $yp1 $yp2 $yp3>
```

Nella sezione "orient" sono inserite le componenti dei vettori, in coordinate globali, che definiscono gli assi locali. In particolare, $\$x1$, $\$x2$ e $\$x3$ sono le componenti che definiscono l'asse x locale. I parametri $\$yp1$, $\$yp2$ e $\$yp3$, invece, sono relativi alle componenti che definiscono il vettore yp che giace nel piano x-y locale. Nella Tab. 12 sono riportati tali valori.

$Sx1$	$Sx2$	$Sx3$	$Syp1$	$Syp2$	$Syp3$
1	0	0	0	$\cos \alpha$	$\sin \alpha$

Tab. 12. Parametri orientazione del sistema di riferimento locale della sezione

6. attribuzione del carico N

Il comando “pattern Plain” consente di creare un oggetto LoadPattern, a cui è associato un oggetto TimeSeries e può contenere oggetti NodalLoads, ElementalLoads e SP_Constraint (Fig. 56).

In questa parte del modello, viene creato un pattern Plain di tipo “Constant”, cioè per il quale i carichi definiti rimangono costanti. Viene attribuito al nodo 2 una forza N in direzione opposta all’asse X .

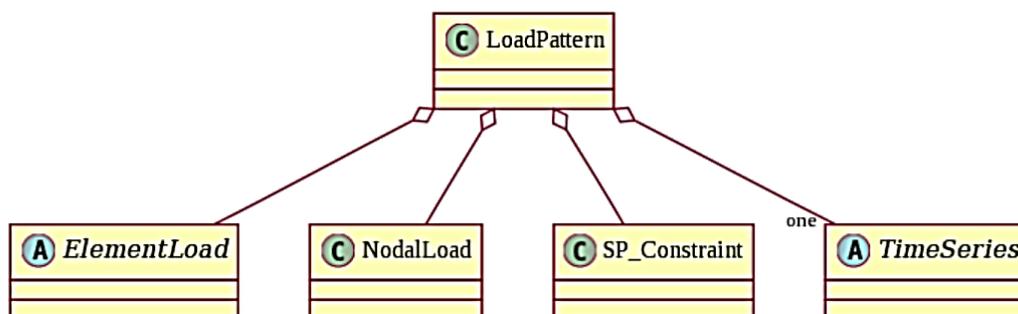


Fig. 56. Oggetto LoadPattern

7. analisi con carico N

La parte della definizione dell’analisi prevede l’utilizzo dei seguenti comandi: constraints; numberer; system; test; algorithm; integrator; analysis; analyze.

Il comando “constraints” è usato per creare un oggetto ConstraintHandler che impone una relazione fra i gradi di libertà determinando le equazioni che governano l’analisi. Si utilizza “constraints Plain”. Il comando “numberer” determina la numerazione dei gradi di libertà. Si segue l’algoritmo “reverse Cuthill-McKee” mediante comando “numberer RCM”. L’oggetto solutore dell’analisi è invece generato mediante “system Band General”. Viene poi utilizzato il test di convergenza “NormDispIncr” definendone la tolleranza massima e il numero limite di interazioni. Con il comando “algorithm” si determina la sequenza di step al fine di risolvere le equazioni non lineari. Si sceglie l’algoritmo Newton. L’integratore, poi, stabilisce il significato dei termini

all'interno del sistema di equazioni. Si usa, in questa fase, un "integrator LoadControl", ovvero a controllo di carico. È definito l'oggetto "analysis Static" che si compone degli oggetti creati precedentemente. Si esegue, infine, l'analisi con comando "analyze", specificandone il numero di step.

8. *reset tempo*

La sezione è ora soggetta a sforzo normale. Alla fine dell'analisi, il tempo nel modello è pari a 1. Mediante comando "loadConst -time 0.0", il carico esistente è fissato come costante e il tempo viene riportato al valore 0.

9. *creazione dei recorder*

Il comando "recorder" è usato per definire gli output dell'analisi che viene di seguito implementata. È creato un recorder "Element – section force" per registrare i valori assunti da M_y e M_z , nei vari step, per la sezione oggetto di studio. Il recorder "Element – deformation", invece, genera un file di output contenente i valori di φ_y e φ_z . È necessario, poi, definire un recorder "Element – section stressStrain", localizzato nel punto di coordinate $(-B/2 + c; -H/2 + c)$, che fornisce i valori di ε_s e σ_s nella barra d'armatura più sollecitata. Tali valori sono necessari alla determinazione della curvatura di snervamento φ_e .

10. *attribuzione della coppia M*

È creato un pattern Plain di tipo "Linear", nel quale viene attribuito al nodo 2 una coppia M unitaria che ruota attorno all'asse Y globale.

11. *analisi con coppia M*

L'integratore è cambiato in "DisplacementControl", ovvero a controllo di spostamento. Lo spostamento che governa l'analisi è la rotazione del nodo 2 attorno all'asse Y. A causa della natura dell'elemento utilizzato (zeroLengthSection, lunghezza nulla dell'elemento), tale rotazione equivale alla curvatura della sezione φ . È quindi lanciata l'analisi mediante comando "analyze" per un numero di step pari a "\$numIncr". Ad ogni step la rotazione viene incrementata di una quantità "\$dphi" pari al rapporto fra la massima curvatura alla quale viene spinta l'analisi "\$maxphi" e "numIncr".

3.4. Utilizzo del software Matlab

Matlab (abbreviazione di Matrix Laboratory) è un software finalizzato alla gestione del calcolo numerico e dell'analisi statistica. Esso utilizza diversi linguaggi di programmazione, fra i quali "Matlab", creato dalla MathWorks.

L'ambiente di lavoro consente la manipolazione di matrici, la visualizzazione di funzioni e dati, l'implementazione di algoritmi e, soprattutto, la possibilità di interfacciarsi con altri programmi. Grazie a questa funzione, si sceglie l'utilizzo di questo software per automatizzare la gestione dei dati di input (geometria della sezione, caratteristiche dei materiali), l'avvio del programma OpenSees e l'elaborazione dei dati di output.

In particolare (si veda l'allegato A2), sono scritti tre diversi script di Matlab.

1. *preprocessing*

In questa fase, sono introdotti, attraverso le variabili strutturate di Matlab: i valori dei livelli di sforzo normale e degli angoli α da sottoporre alle colonne; i dati di input e parametrici delle sezioni che si vogliono analizzare. Da questi ultimi sono derivate anche le informazioni legate ai modelli costitutivi dei calcestruzzi confinati (parametri derivati), che dipendono dall'armatura trasversale considerata.

A questo punto, sono impostati dei loop (*ciclo for*) affinché l'analisi di OpenSees venga ripetuta per tutte le sezioni desiderate. Sono automaticamente prodotti file .txt contenenti le variabili definite e i parametri derivati. Tali documenti di testo sono utilizzati dal file .tcl (tool command language) di OpenSees come dati di input.

Come detto nel paragrafo 3.3, l'analisi produce diversi file .out (output): uno contenente i dati relativi ai momenti flettenti, uno avente le informazioni sulle curvature ed uno che registra le tensioni nella barra d'acciaio più esterna per i diversi step. I dati contenuti nei file .out sono importati in Matlab e, insieme ai dati di input, salvati nel file "analisi.mat".

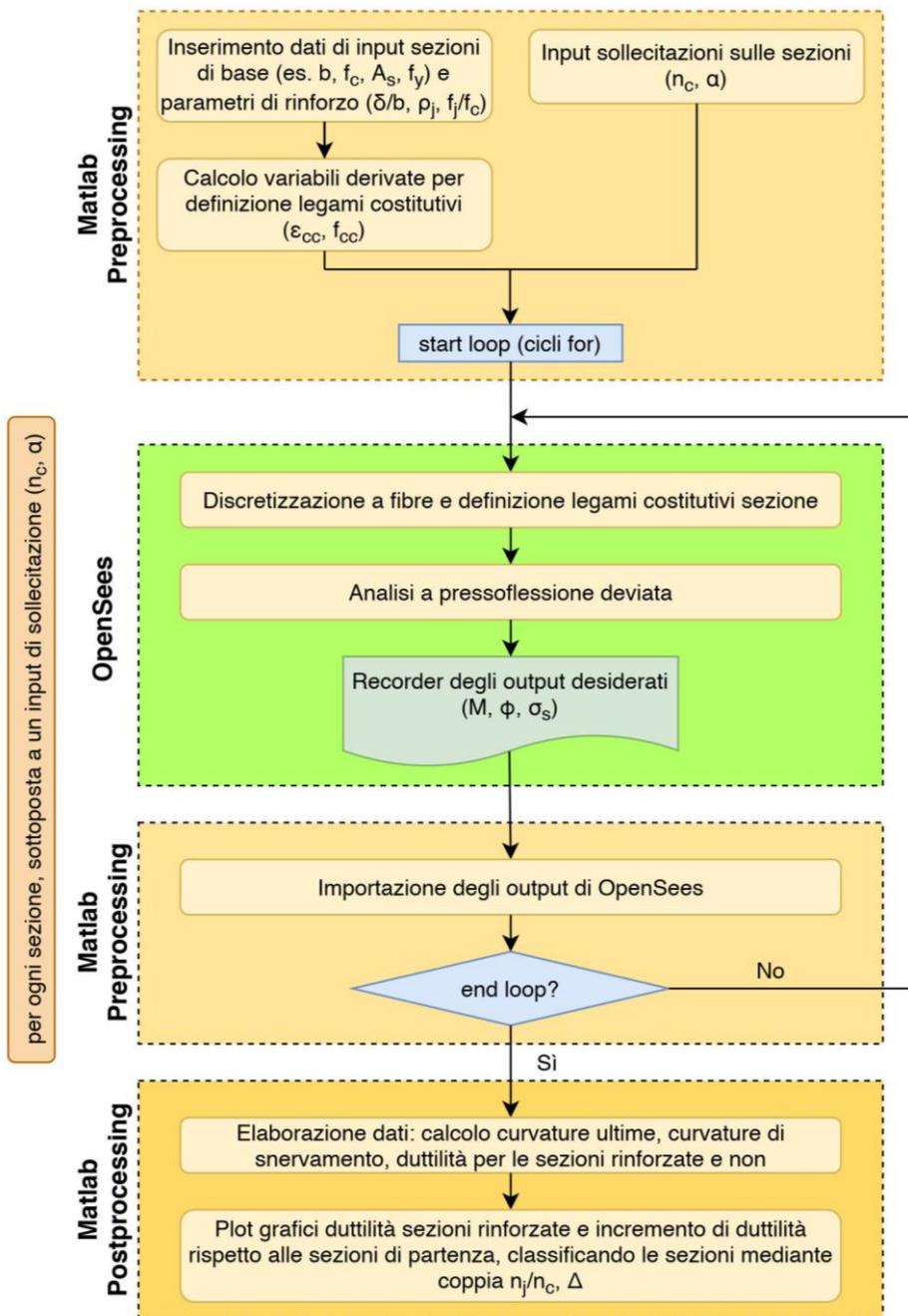
2. *postprocessing*

Sono recuperati i dati immagazzinati nel file "analisi.mat". Le informazioni relative alle curve momento-curvatura sono elaborate al fine di derivare (utilizzando, fra gli altri, i comandi *if-else-end*), per ogni sezione e condizione di carico, i parametri

d'interesse: curvatura ultima, curvatura di snervamento e duttilità. Questi valori sono esportati nel file "calcoli.mat".

3. plot

Sono importati i file "analisi.mat" e "calcoli.mat". Si producono i grafici desiderati.



3.5. Validazione del modello

In questa sezione, sulla base della modellazione degli elementi, della discretizzazione in fibre e della scelta dei modelli costitutivi dei materiali enunciati nei precedenti paragrafi, sono riportati i risultati in termini di resistenza e duttilità delle sezioni confrontati con dati sperimentali (Ersoy et al., 1993) e con il modello a fibre proposto da Sfakianakis nel 2002. Questa operazione ha lo scopo di validare il modello proposto.

3.5.1. Ersoy et al. (1993)

Lo studio condotto da Ersoy et al. nel 1993 è finalizzato alla raccolta e all'analisi dei risultati sperimentali relativi a test condotti su colonne in calcestruzzo armato rinforzate mediante tecnica del concrete jacketing. La prima serie di provini consiste in colonne rinforzate sottoposte a carico assiale. Nella seconda serie, invece, i provini sono soggetti a pressoflessione (monotonica o ciclica).

La “serie 1” è costituita da quattro colonne base con dimensioni e armature identiche testate a sforzo normale centrato monotonic. Dopo il test, le sezioni di base sono incamiciate e ritestate. L'intervento di incamiciamento è chiamato di “repair” (riparazione) se viene eseguito dopo che la colonna di base abbia raggiunto un evidente e critico livello di danneggiamento. L'intervento è altrimenti chiamato di “strengthening” (rinforzo) se viene eseguito quando il carico raggiunge il 75% della capacità massima della sezione. Due provini vengono incamiciati dopo aver scaricato la colonna di base (“after unloading”), mentre gli altri due vengono rivestiti sotto carico (“under load”). Oltre alle quattro colonne rinforzate, è testato un provino monolitico avente le stesse dimensioni degli altri. In conclusione, si hanno cinque colonne identificate da alcune lettere: M per monolitico, LS per intervento di rinforzo eseguito sotto carico, US per intervento di rinforzo eseguito dopo aver rimosso il carico, LR per intervento di riparazione eseguito sotto carico, UR per intervento di riparazione eseguito dopo aver rimosso il carico. Le dimensioni delle sezioni sono riportate in Fig. 57 e in Tab. 13 in base alla nomenclatura utilizzata nei paragrafi precedenti (Fig. 33). Le colonne di base hanno dimensioni 130 x 130 mm e sono armate con quattro barre longitudinali da 10 mm e staffe di 4 mm con passo 40 mm. L'armatura del jacketing è identica a quella della

sezione di base. La sezione rinforzata raggiunge le dimensioni 180 x 180 mm. La resistenza degli acciai impiegati è pari a 280 MPa. Le resistenze a compressione del calcestruzzo sono di 28 MPa per la base e 23 MPa per la camicia.

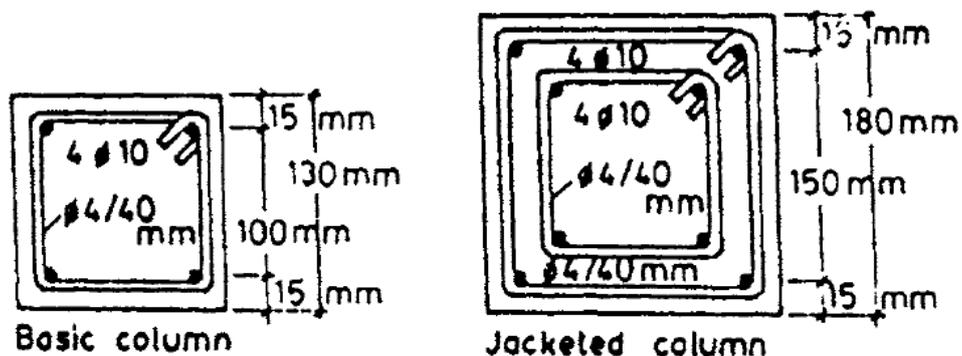


Fig. 57. Dimensioni dei provini serie 1 (Ersoy et al. 1993)

Sezione di base		Concrete jacketing	
<i>parametri geometrici</i>			
b [mm]	130	B [mm]	180
h [mm]	130	H [mm]	180
d_c [mm]	10	d_j [mm]	10
c_c [mm]	6	c_j [mm]	6
Φ_c [mm]	4	Φ_j [mm]	4
s_c [mm]	40	s_j [mm]	40
<i>parametri materiali</i>			
f_c [MPa]	28	f_j [MPa]	23
f_y [MPa]	280	f_y [MPa]	280

Tab. 13. Parametri dei provini serie 1

Una sezione avente tali caratteristiche è modellata secondo la procedura esposta nei paragrafi precedenti e sottoposta a deformazioni ϵ_x (nella direzione dell'asse dell'elemento) monotonamente crescenti. In corrispondenza di queste, vengono registrati i valori di sforzo normale atti a garantire l'equilibrio. I risultati ottenuti sono riportati in un grafico sforzo assiale – deformazione insieme ai risultati sperimentali ottenuti da Ersoy

et al.. Come si può apprezzare dalla Fig. 58, la curva ottenuta mediante modello proposto registra un andamento che è comparabile con quello delle curve sperimentali. L'unica curva sperimentale che si discosta dalle altre, e quindi anche da quella blu rappresentativa dei risultati ottenuti mediante modellazione con OpenSees, è la curva relativa al provino LR che, come è riportato nell'articolo, non mostra un comportamento soddisfacente e raggiunge solo il 50 % della resistenza del campione di riferimento.

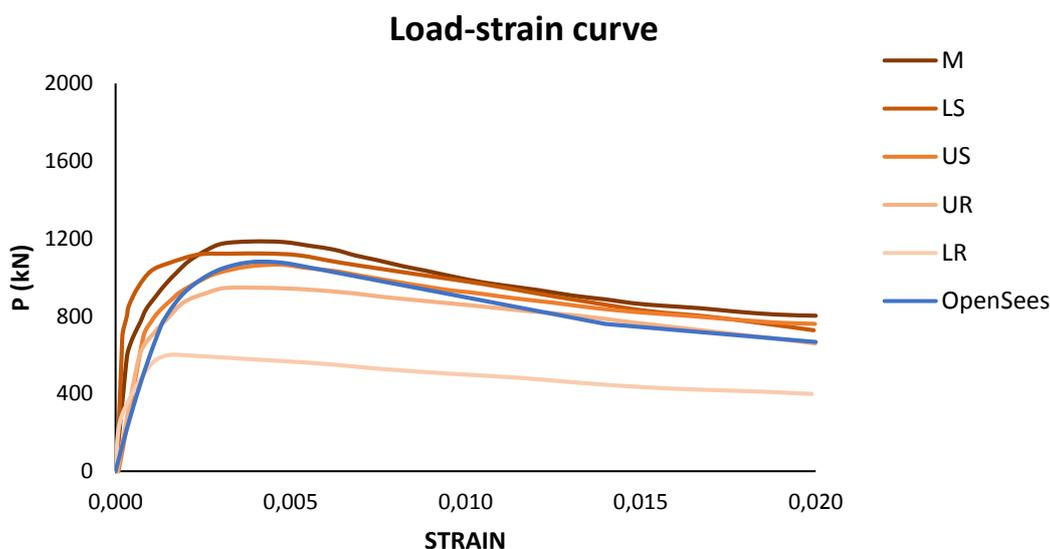


Fig. 58. Curve carico – deformazione provini serie 1 (Ersoy et al. 1993)

La “serie 2”, invece, è costituita da tre sezioni rinforzate e due provini monolitici di riferimento. Tutti i campioni sono testati a pressoflessione. Due di questi sono sottoposti a sollecitazioni monotonamente crescenti, mentre gli altri tre sono testati con carichi ciclici inversi. Le cinque sezioni sono identificate mediante alcune lettere: MBM monolitica con sollecitazione monotonica, RBM intervento di riparazione con sollecitazione monotonica, MBR monolitica con sollecitazione ciclica, RBR intervento di riparazione con sollecitazione ciclica, SBR intervento di rinforzo con sollecitazione ciclica.

La procedura del test consiste nell'applicazione iniziale di un carico assiale di 500 kN, attraverso una macchina di prova universale, mantenuto costante durante il test. La flessione, invece, è applicata a incrementi predeterminati mediante la precompressione dei cavi collegati alle travi (si veda Fig. 59).

Al fine di verificare l'affidabilità del modello proposto nella presente tesi, è considerata la sola sezione MBM poiché testata secondo procedure che rispecchiano maggiormente quelle considerate nel modello (sezione monolitica testata monotonamente). Le dimensioni della sezione MBM sono riportate in Fig. 60 e in Tab. 14. La sezione di base è quadrata con lato di 160 mm. Questa è rinforzata con quattro barre longitudinali da 12 mm e staffe da 4 mm con passo 100 mm. Il concrete jacketing ha spessore 35 mm ed è rinforzato con quattro barre longitudinali da 12 mm e staffe da 8 mm con passo 100 mm. La resistenza dell'acciaio delle barre è pari a 300 MPa, mentre quello delle staffe pari a 260 MPa. I calcestruzzi di base e di rinforzo hanno resistenza 27 MPa.

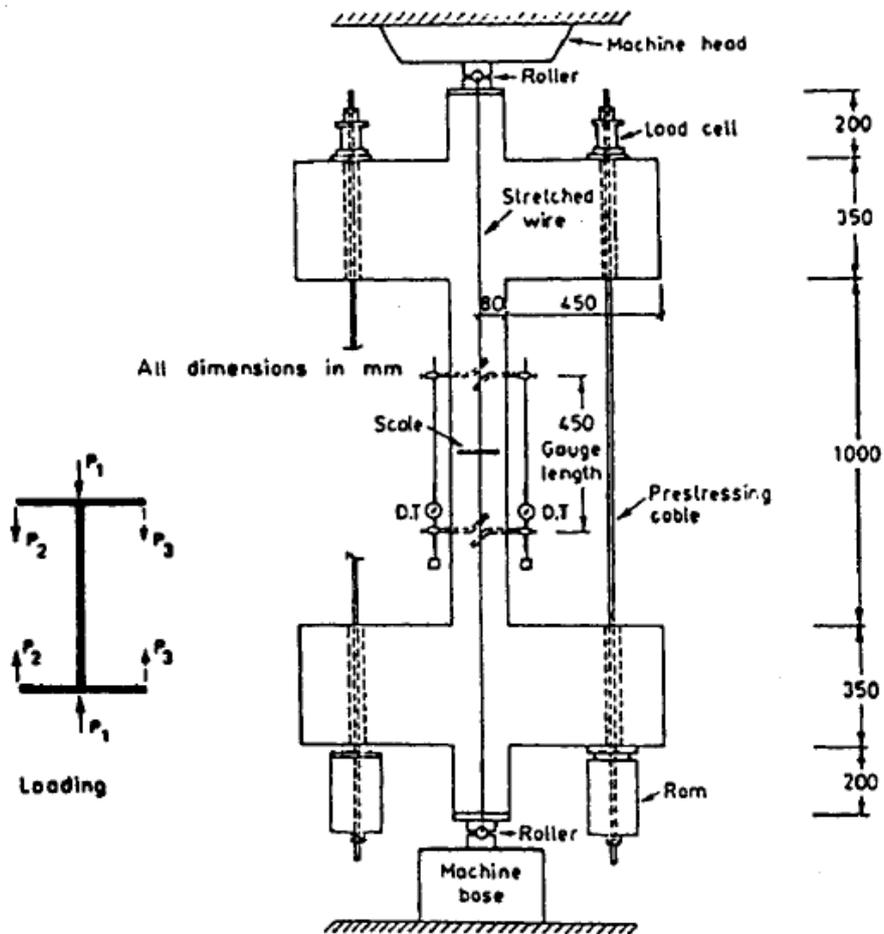


Fig. 59. Strumentazione e procedura del test serie 2 (Ersoy et al. 1993)

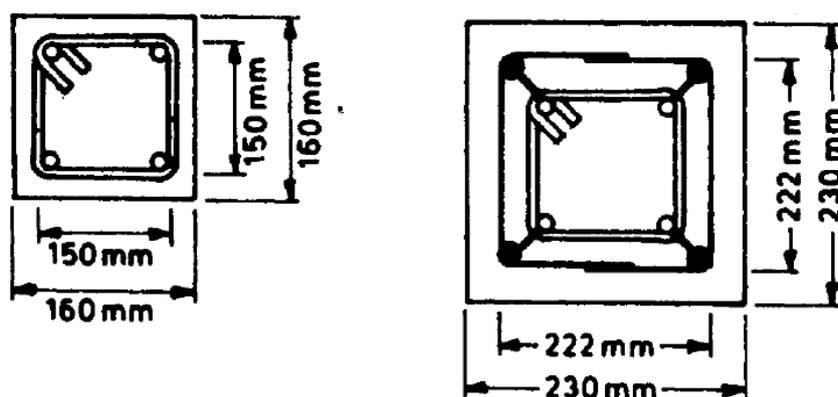


Fig. 60. Dimensioni dei provini serie 2 (Ersoy et al. 1993)

Sezione di base		Concrete jacketing	
<i>parametri geometrici</i>			
b [mm]	160	B [mm]	230
h [mm]	160	H [mm]	230
d_c [mm]	12	d_j [mm]	12
c_c [mm]	5	c_j [mm]	4
Φ_c [mm]	4	Φ_j [mm]	8
s_c [mm]	100	s_j [mm]	100
<i>parametri materiali</i>			
f_c [MPa]	27	f_j [MPa]	27
f_y [MPa]	300	f_y [MPa]	300
f_{y,staffe} [MPa]	260	f_{y,staffe} [MPa]	260

Tab. 14. Parametri del provino MBM serie 2

Nell'articolo è riportato che, per la sezione MBM, lo sforzo normale complessivo che si registra in corrispondenza del momento massimo M_{max} , dato dalla somma del carico iniziale (500 kN) e di quello impresso attraverso i cavi, è pari a 620 kN. Quindi, il calcolo numerico di confronto viene eseguito con N pari a 620 kN e curvatura φ monotonamente crescente. L'angolo α della sollecitazione è fissato pari a 0° .

In Fig. 61 sono confrontate le curve momento-curvatura ottenute, rispettivamente, per via sperimentale (provino MBM) e mediante procedura numerica. È possibile

osservare come il risultato numerico sottostimi lievemente la resistenza della sezione (M_{Rd} è trovato sperimentalmente pari a 71,5 kNm, mentre la resistenza ottenuta per via numerica è inferiore del 10% circa, pari a 64 kNm), ma come riproduca in maniera abbastanza fedele il comportamento post-picco, responsabile della duttilità che è l'oggetto di studio principale di questa tesi.

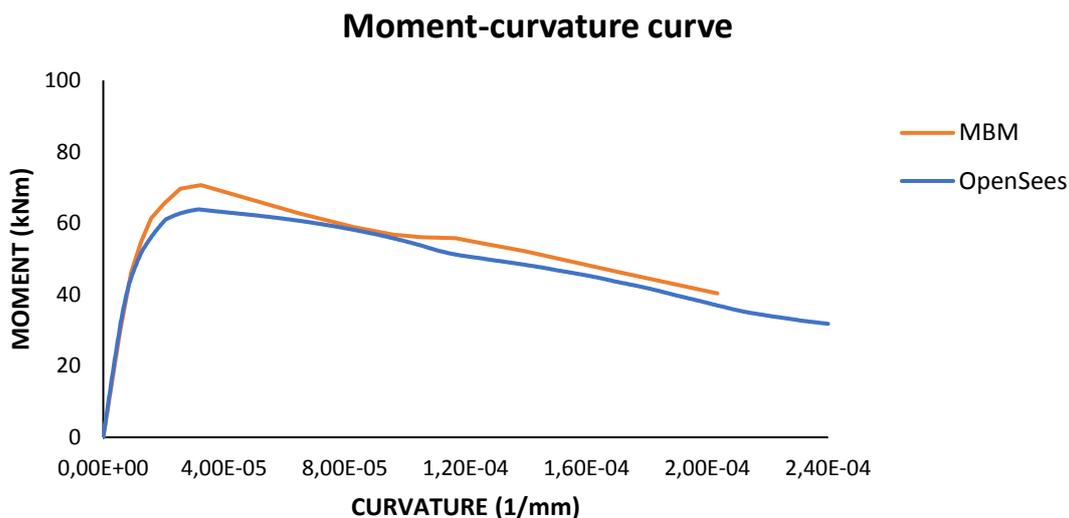


Fig. 61. Curva momento – curvatura provino MBM serie 2 (Ersoy et al. 1993)

3.5.2. Sfakianakis (2002)

Un ulteriore confronto per il modello, questa volta solo lato resistenza della sezione, è fatto con lo studio di Sfakianakis del 2002. Egli propone un modello per lo studio dei meccanismi di collasso delle sezioni in calcestruzzo armato di forma arbitraria in pressoflessione deviata. La procedura è un modello a fibre alternativo che impiega computer grafica come strumento computazionale per l'integrazione delle tensioni normali su tutta l'area. Il metodo non prevede alcuna procedura iterativa durante gli step. In questo modo, non si hanno gli svantaggi legati alla possibile non-convergenza.

L'esempio che viene utilizzato per il confronto è quello proposto da Sfakianakis in Fig. 62. Si considera una sezione rettangolare 300 x 350 mm con calcestruzzo di resistenza 16 MPa, 4 barre d'armatura del diametro di 16 mm e staffe Ø8. L'acciaio considerato è un S220. La sezione è poi rinforzata con aggiunta di camicia di calcestruzzo di resistenza 25 MPa. I 12 tondini Ø14 e la staffa Ø10 nella camicia appartengono alla

classe d'acciaio S400. Il passo delle staffe non è fornito nell'articolo di Sfakianakis: è arbitrariamente ipotizzato pari a 100 mm per entrambi i livelli.

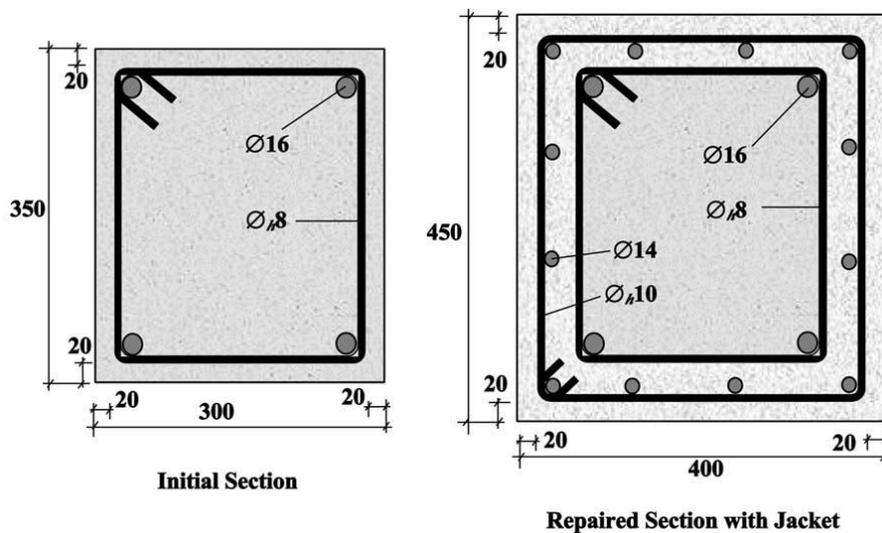


Fig. 62. Dimensioni della sezione (Sfakianakis 2002)

Sezione di base		Concrete jacketing	
<i>parametri geometrici</i>			
b [mm]	300	B [mm]	400
h [mm]	350	H [mm]	450
d_c [mm]	16	d_j [mm]	14
c_c [mm]	20	c_j [mm]	20
Φ_c [mm]	8	Φ_j [mm]	10
s_c [mm]	100	s_j [mm]	100
<i>parametri materiali</i>			
f_c [MPa]	16	f_j [MPa]	25
f_y [MPa]	220	f_y [MPa]	400

Tab. 15. Parametri della sezione

Per le sezioni, di base e rinforzata, lo studio propone i diagrammi di interazione M-N trovati per 3 situazioni differenti: pressoflessione semplice con α pari a 0° ; pressoflessione semplice con α pari a 90° ; pressoflessione deviata con α pari a 45° . Al fine di ottenere tali diagrammi anche per via numerica, si ripete l'analisi descritta in

questo capitolo per i 3 valori dell'angolo e per diversi valori di sforzo normale nel range [- 3000 kN, 1000 kN], per ognuno dei quali è calcolato il momento resistente M_{Rd} , che, nel caso di α pari a 45° , è scomposto lungo gli assi principali d'inerzia della sezione.

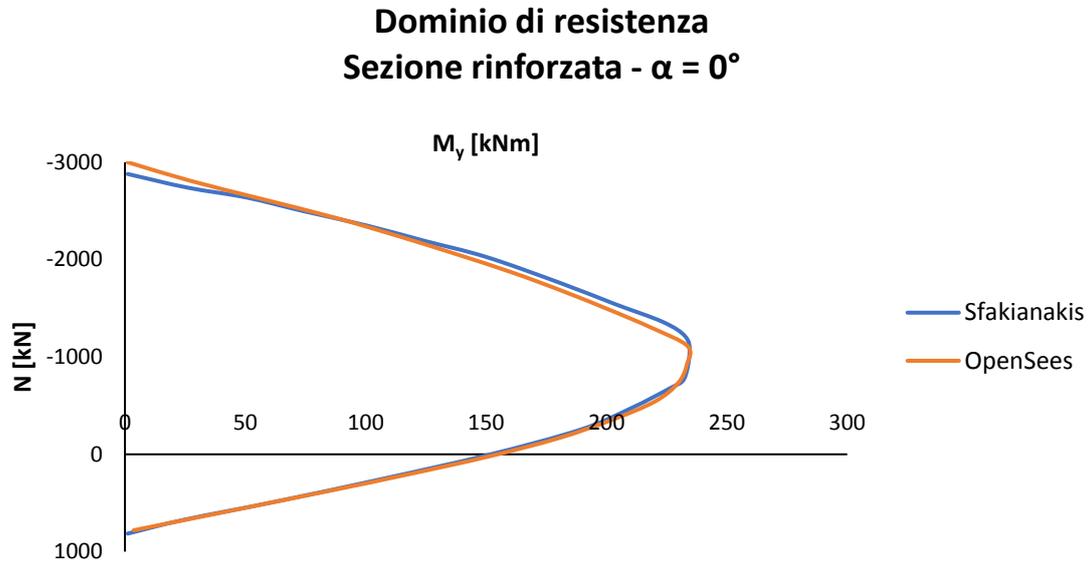


Fig. 63. Dominio di resistenza M-N sezione rinforzata per $\alpha = 0^\circ$ (Sfakianakis 2002)

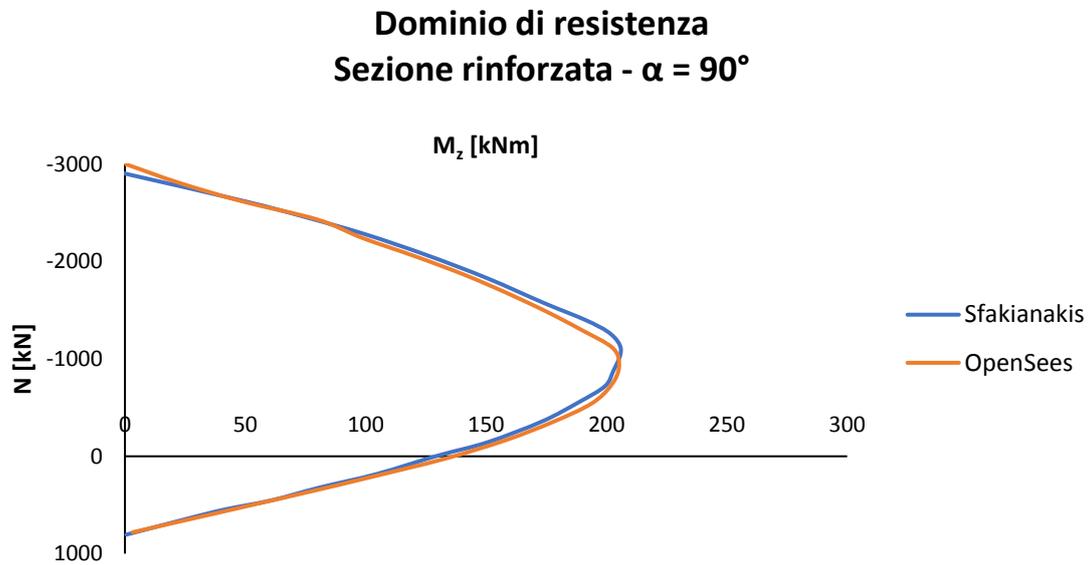


Fig. 64. Dominio di resistenza M-N sezione rinforzata per $\alpha = 90^\circ$ (Sfakianakis 2002)

Dominio di resistenza Sezione rinforzata - $\alpha = 45^\circ$

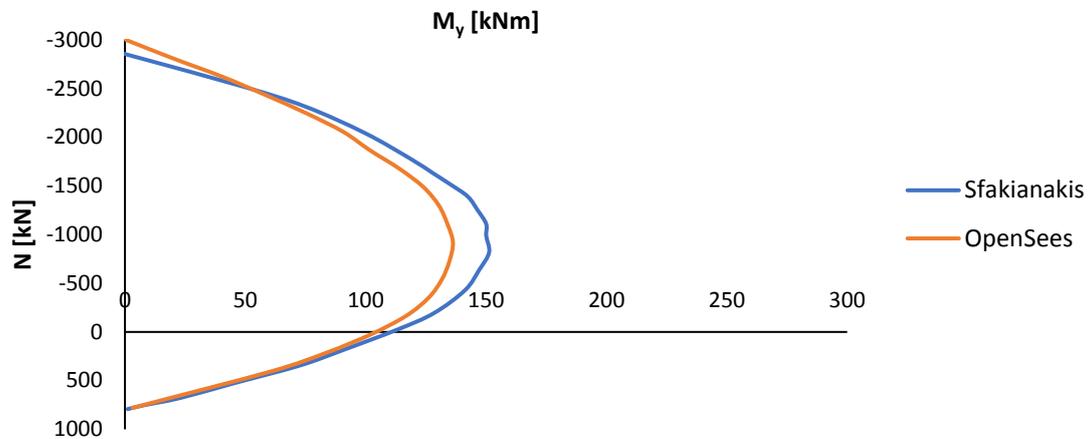


Fig. 65. Dominio di resistenza M-N sezione rinforzata per $\alpha = 45^\circ$ (Sfakianakis 2002)

Dal confronto emerge una modellazione perfettamente compatibile con quella di Sfakianakis per la pressoflessione semplice (Fig. 63 e Fig. 64) e una sottostima della resistenza (errore a favore di sicurezza) per la pressoflessione deviata (Fig. 65) in corrispondenza di sforzi normali di compressione nell'ordine dei 1000 kN. In linea generale, si può osservare come le resistenze siano più elevate quando il momento flette la sezione lungo il suo asse forte (direzione in cui la sezione fornisce un braccio di leva maggiore), più contenute quando agisce lungo l'asse debole e, infine, decisamente ridotte quando la sollecitazione è di pressoflessione deviata.

Capitolo 4 – ANALISI PARAMETRICA

La metodologia descritta nel capitolo terzo è applicata a sezioni in calcestruzzo armato rinforzate aventi caratteristiche differenti, al fine di investigare l'influenza che diversi parametri adimensionali hanno sul comportamento resistente e duttile delle sezioni.

È introdotta una colonna di base quadrata (Fig. 66) di dimensioni 400 x 400 mm, rinforzata con 4 barre d'acciaio del diametro di 20 mm. La resistenza del calcestruzzo f_c è pari a 20 MPa. Questa sezione è rinforzata con una camicia in c.a. di spessore δ e resistenza f_j . L'armatura aggiuntiva è costituita da 8 barre d'acciaio di diametro d_j . Le leggi costitutive considerate per i materiali sono quelle espone nel paragrafo 3.1. Si tiene conto del confinamento dei calcestruzzi ipotizzando, per la sezione di base, staffe $\text{Ø}10$ con passo 200 mm e, per il jacketing, staffe $\text{Ø}10$ con passo 100 mm. I copriferri c_c e c_j sono considerati di 25 mm. La tensione di snervamento degli acciai utilizzati assume valore 450 MPa.

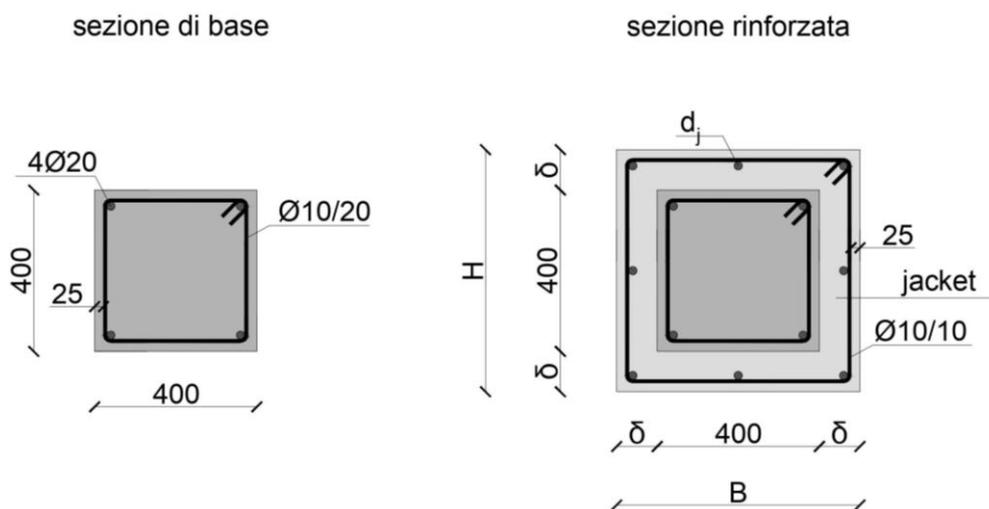


Fig. 66. Geometria della sezione (analisi parametrica)

Sono investigati 3 parametri. Il primo riguarda le dimensioni della camicia rispetto alla colonna base:

$$\frac{\delta}{b} = \frac{B - b}{2b} = 0,5 \left(\frac{B}{b} - 1 \right)$$

Sono esaminati 3 livelli del parametro δ/b (0,15, 0,25 e 0,35). Il secondo parametro è invece il rapporto geometrico di armatura di jacketing calcolato come rapporto fra l'area dell'armatura A_{sj} e l'area di calcestruzzo della sezione di base:

$$\rho_j = \frac{A_{sj}}{bh} = \frac{A_{sj}}{b^2}$$

Al parametro ρ_j vengono fatti assumere i valori di 0,6%, 1,0% e 1,6% (rispettivamente, camicia lievemente, mediamente e fortemente armata). L'ultimo parametro investigato è relativo al rapporto fra le resistenze dei calcestruzzi f_j/f_c . I 4 valori di f_j/f_c considerati sono: 1,0; 1,5; 2,0; 2,5. Essi sono corrispondenti a calcestruzzo della camicia di resistenza pari a quello della colonna esistente, e poi di qualità via via superiore. Le 36 sezioni analizzate sono riassunte in Tab. 17.

Sezione di base	
<i>parametri geometrici</i>	
b [mm]	400
h [mm]	400
d_c [mm]	20
c_c [mm]	25
Φ_c [mm]	10
s_c [mm]	200
<i>parametri materiali</i>	
f_c [MPa]	20
f_y [MPa]	450

Tab. 16. Parametri della sezione di base

L'analisi momento-curvatura è condotta applicando alle sezioni 4 livelli di sforzo normale N dedotti da altrettanti valori dello sforzo normale adimensionale n_c (0,2; 0,3; 0,4; 0,5) così definito:

$$n_c = \frac{N}{f_c b h} = \frac{N}{f_c b^2} \Rightarrow N = n_c f_c b^2$$

Il carico assiale è adimensionalizzato rispetto alla sola sezione di base. Per quanto riguarda, invece, la scelta degli angoli di sollecitazione da investigare, si decide di discretizzare l'angolo retto con passo 5° , per un totale di 19 valori di α . Per ottimizzare il tempo computazionale, considerata la simmetria delle sezioni, è possibile eseguire i calcoli per i soli angoli α compresi fra 0° e 45° .

I grafici ottenuti dall'analisi sono riportati in allegato A3. I domini delle sezioni rinforzate sono confrontati anche con quelli della sezione di base (“unjacketed”).

	B	d_j	f_j	δ/b	ρ_j	f_j/f_c
	[mm]	[mm]	[MPa]	[-]	[-]	[-]
1	520	12	20	0,15	0,006	1,0
2	600	12	20	0,25	0,006	1,0
3	680	12	20	0,35	0,006	1,0
4	520	16	20	0,15	0,010	1,0
5	600	16	20	0,25	0,010	1,0
6	680	16	20	0,35	0,010	1,0
7	520	20	20	0,15	0,016	1,0
8	600	20	20	0,25	0,016	1,0
9	680	20	20	0,35	0,016	1,0
10	520	12	30	0,15	0,006	1,5
11	600	12	30	0,25	0,006	1,5
12	680	12	30	0,35	0,006	1,5
13	520	16	30	0,15	0,010	1,5
14	600	16	30	0,25	0,010	1,5
15	680	16	30	0,35	0,010	1,5
16	520	20	30	0,15	0,016	1,5
17	600	20	30	0,25	0,016	1,5
18	680	20	30	0,35	0,016	1,5
19	520	12	40	0,15	0,006	2,0
20	600	12	40	0,25	0,006	2,0
21	680	12	40	0,35	0,006	2,0
22	520	16	40	0,15	0,010	2,0
23	600	16	40	0,25	0,010	2,0
24	680	16	40	0,35	0,010	2,0
25	520	20	40	0,15	0,016	2,0
26	600	20	40	0,25	0,016	2,0
27	680	20	40	0,35	0,016	2,0
28	520	12	50	0,15	0,006	2,5
29	600	12	50	0,25	0,006	2,5
30	680	12	50	0,35	0,006	2,5
31	520	16	50	0,15	0,010	2,5
32	600	16	50	0,25	0,010	2,5
33	680	16	50	0,35	0,010	2,5
34	520	20	50	0,15	0,016	2,5
35	600	20	50	0,25	0,016	2,5
36	680	20	50	0,35	0,016	2,5

Tab. 17. Parametri della sezione rinforzata

4.1. Influenza del parametro δ/b

Analizzando i domini di curvatura ultima, è evidente come, in linea generale, quelli delle sezioni rinforzate risultino più ampi rispetto a quelli relativi alla sezione di base. Tale osservazione permette di affermare che la tecnica di rinforzo del concrete jacketing migliori la capacità deformativa delle sezioni. Focalizzandoci sul parametro δ/b , si nota tipicamente un incremento dell'area dei domini all'aumentare del parametro (Fig. 67). È, però, da riportare la tendenza opposta che si osserva (Fig. 68) per bassi valori di f_j/f_c (1,0). Tale anomalia è più marcata per livelli ridotti di sforzo normale ($n_c = 0,2$).

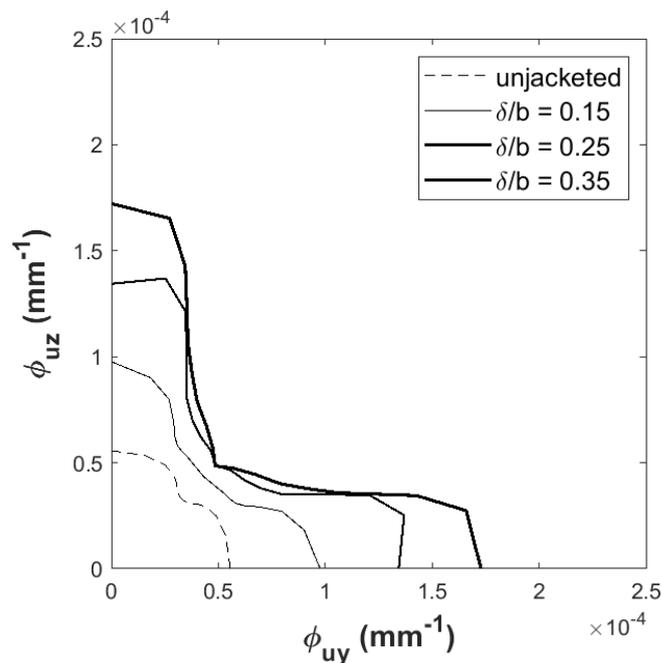


Fig. 67. Dominio di curvatura ultima. Influenza del parametro δ/b . $\rho_j = 1,6\%$. $f_j/f_c = 2,5$. $n_c = 0,3$.

Passando, invece, ai domini di curvatura di snervamento, quelli delle sezioni rinforzate risultano molto meno estesi rispetto a quelli della colonna non rinforzata. In particolare, sono tanto meno estesi quanto maggiore è il parametro δ/b (Fig. 69).

L'analisi sui domini di duttilità discende dalle riflessioni fatte per i domini di curvatura ultima e di curvatura elastica. La duttilità risulta migliorata, in termini di area del dominio, dall'utilizzo del rinforzo. L'aumento di δ/b è legato a un aumento di duttilità (Fig. 70), tranne che per il caso riportato in precedenza: per bassi valori di f_j/f_c , l'incremento dell'area della camicia non apporta alcun beneficio all'estensione del

dominio, come evidente dalla Fig. 71. Questo accade perché, per f_j/f_c pari a 1,0, all'aumentare di δ/b , sono ridotti sia la curvatura ultima che quella di snervamento, lasciando pressoché invariata la duttilità.

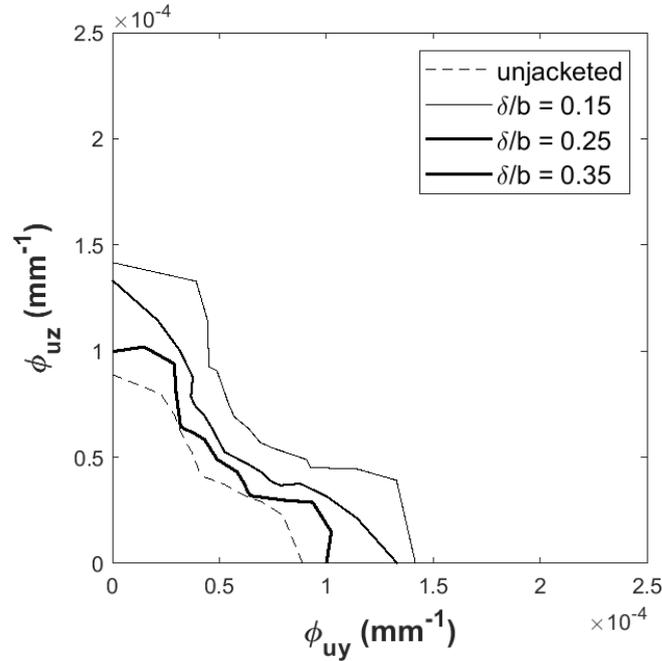


Fig. 68. Dominio di curvatura ultima. Influenza del parametro δ/b . $\rho_j = 1,6\%$. $f_j/f_c = 1,0$. $n_c = 0,2$.

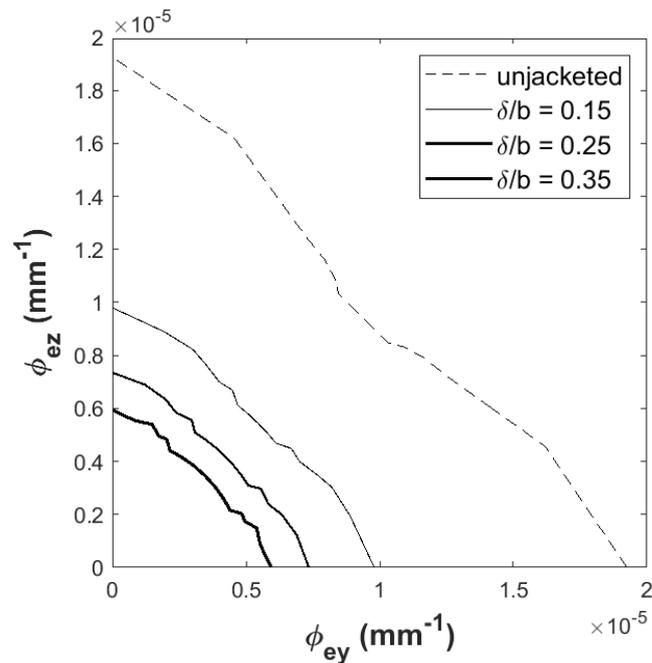


Fig. 69. Dominio di curvatura elastica. Influenza del parametro δ/b . $\rho_j = 1,0\%$. $f_j/f_c = 1,5$. $n_c = 0,4$.

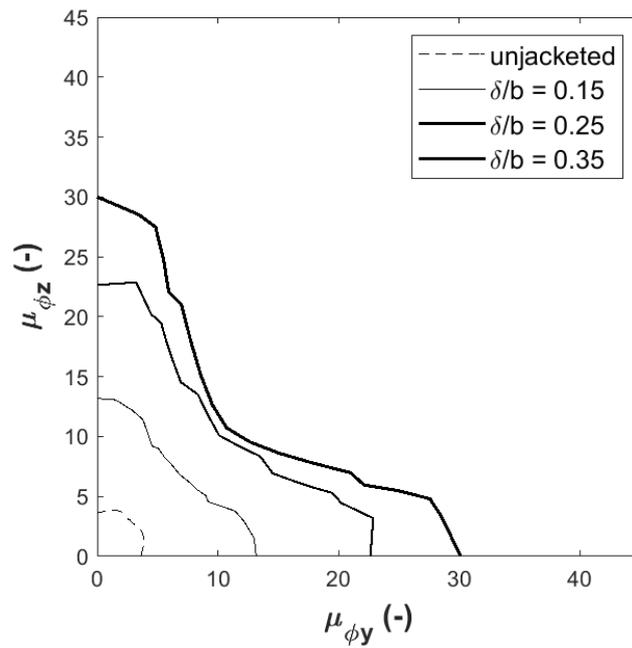


Fig. 70. Dominio di duttilità. Influenza del parametro δ/b . $\rho_j = 0,6\%$. $f_j/f_c = 2,5$. $n_c = 0,3$.

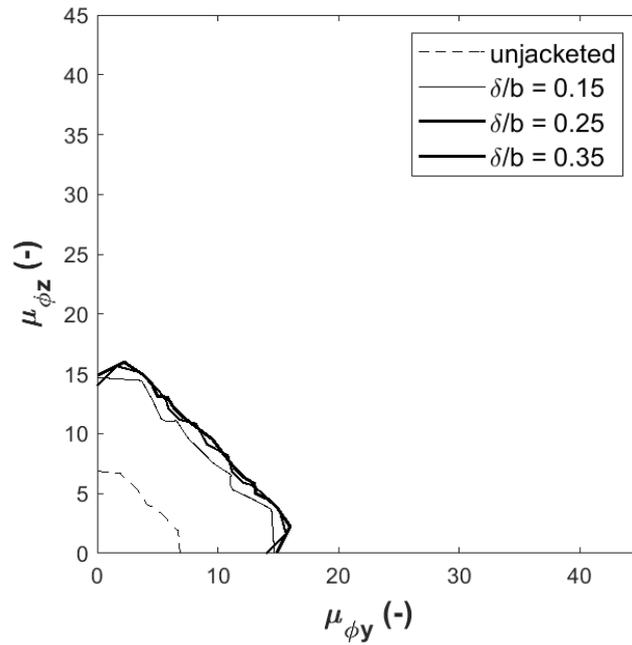


Fig. 71. Dominio di duttilità. Influenza del parametro δ/b . $\rho_j = 1,0\%$. $f_j/f_c = 1,0$. $n_c = 0,2$.

Il momento resistente, come si evince dal dominio in Fig. 72, è via via incrementato se il rapporto fra lo spessore della camicia ed il lato della sezione di base aumenta. Tale comportamento è intuitivo, così come è facile comprendere perché il

momento resistente della sezione aumenti al crescere dello sforzo normale agente (Fig. 73).

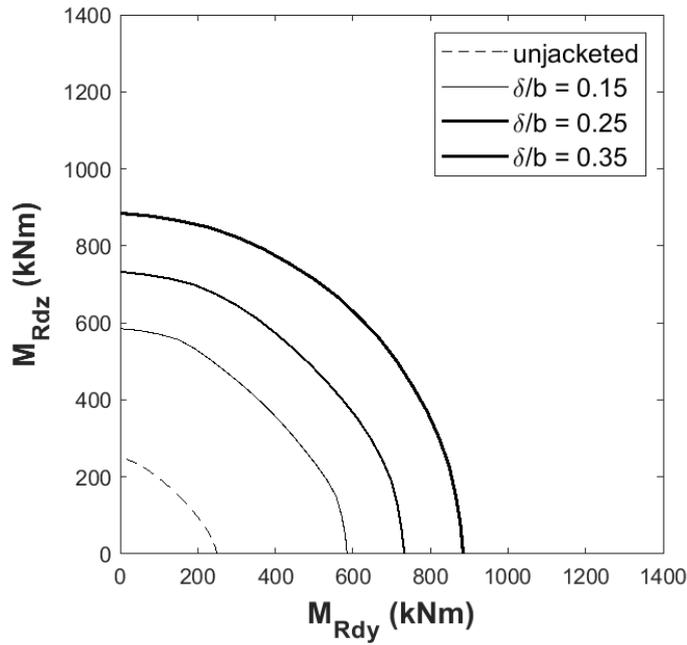


Fig. 72. Dominio del momento resistente. Influenza del parametro δ/b . $\rho_j = 1,6\%$. $f_j/f_c = 1,0$. $n_c = 0,4$.

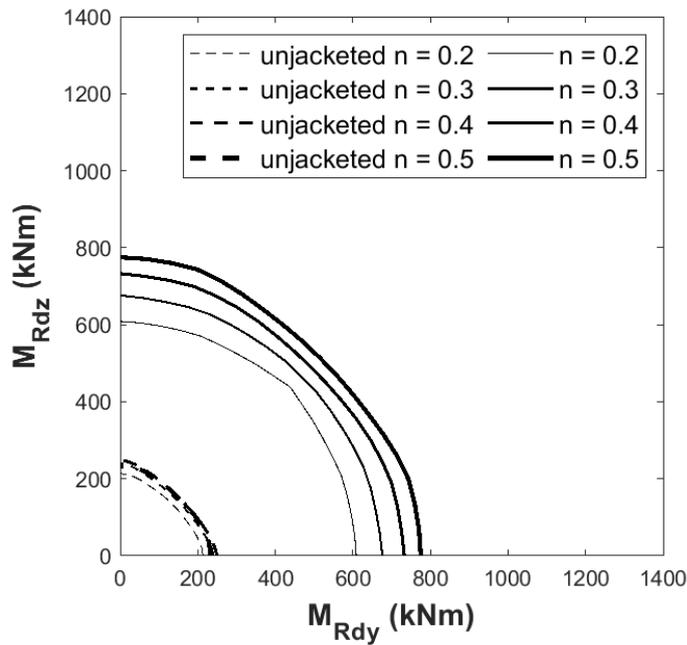


Fig. 73. Dominio del momento resistente. Influenza di n_c . $\delta/b = 0,25$. $\rho_j = 1,6\%$. $f_j/f_c = 1,0$.

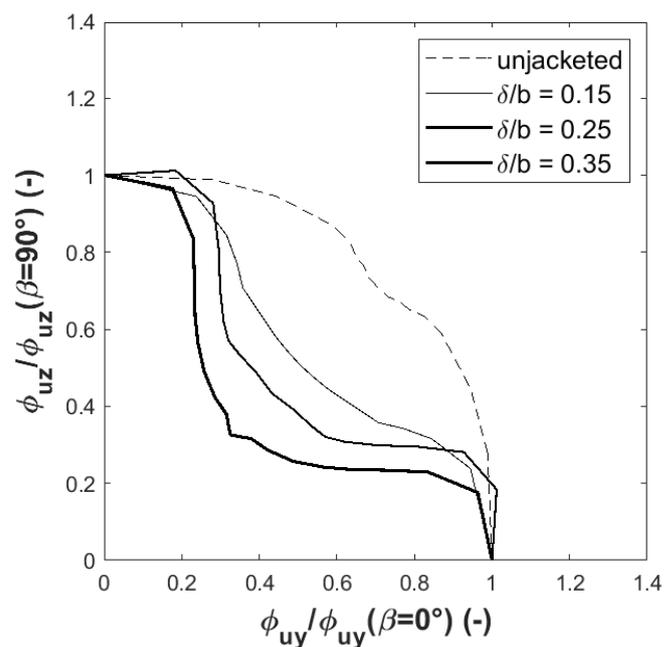


Fig. 74. Dominio di curvatura ultima adimensionalizzato. Influenza del parametro δ/b .

$\rho_j = 1,6\%$. $f_j/f_c = 2,5$. $n_c = 0,4$.

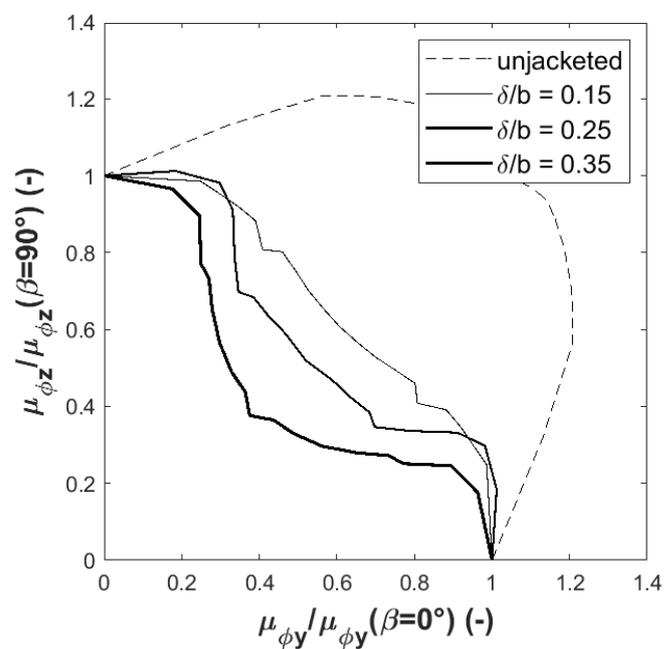


Fig. 75. Dominio di duttilità adimensionalizzato. Influenza del parametro δ/b .

$\rho_j = 1,6\%$. $f_j/f_c = 2,5$. $n_c = 0,4$.

Per analizzare il comportamento biassiale, è utile far riferimento al dominio di curvatura ultima adimensionalizzato (Fig. 74) ed al dominio di duttilità adimensionalizzato (Fig. 75). Benché i valori dimensionali beneficino dell'incremento di δ/b , la curvatura ultima e la duttilità biassiale, rapportate ai valori calcolati sugli assi y e z, sono penalizzate dall'utilizzo del rinforzo.

4.2. Influenza del parametro ρ_j

In questa sezione si analizza l'influenza del parametro ρ_j , valutato nell'intervallo [0,6%, 1,6%]. Si osserva che, per il basso livello di sforzo normale $n_c = 0,2$, l'incremento del parametro è legato ad una crescita di curvatura ultima (Fig. 76) e duttilità (Fig. 77). La curvatura elastica invece non risulta influenzata dalla quantità di armatura di jacketing. Questa, però, risulta essere l'eccezione e non la regola, poiché, per tutti gli altri livelli di sforzo normale, i domini di curvatura ultima (Fig. 78), curvatura di snervamento (Fig. 79) e duttilità (Fig. 80) sono indifferenti alla variazione di ρ_j .

Il momento resistente, invece, è ovviamente legato alla quantità di armatura e ne è direttamente proporzionale, come confermato dal dominio in Fig. 81.

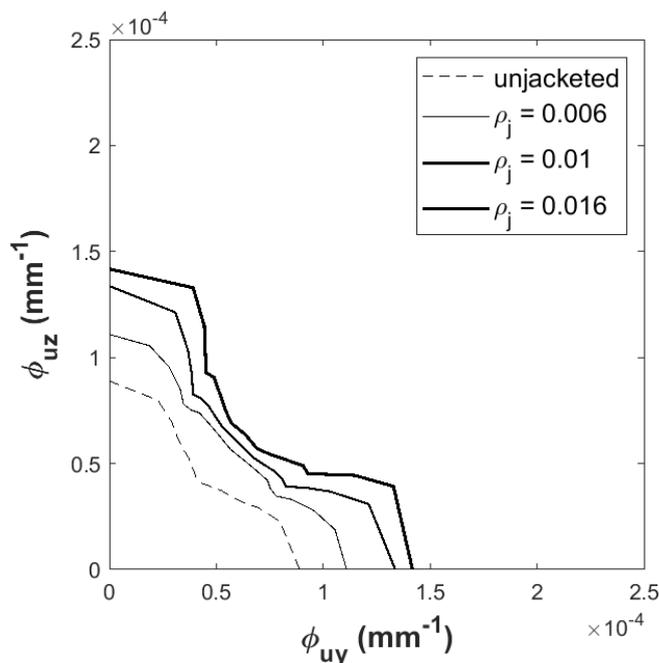


Fig. 76. Dominio di curvatura ultima. Influenza del parametro ρ_j . $\delta/b = 0,15$. $f_j/f_c = 1,0$. $n_c = 0,2$.

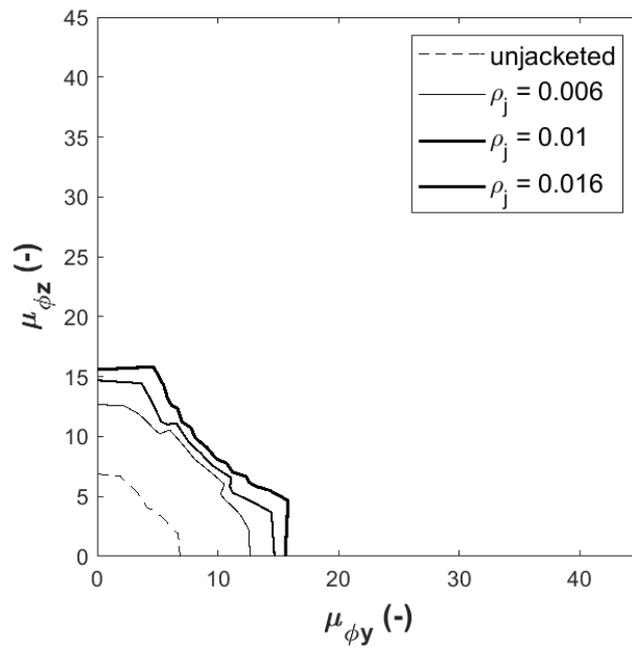


Fig. 77. Dominio di duttilità. Influenza del parametro ρ_j . $\delta/b = 0,15$. $f_j/f_c = 1,0$. $n_c = 0,2$.

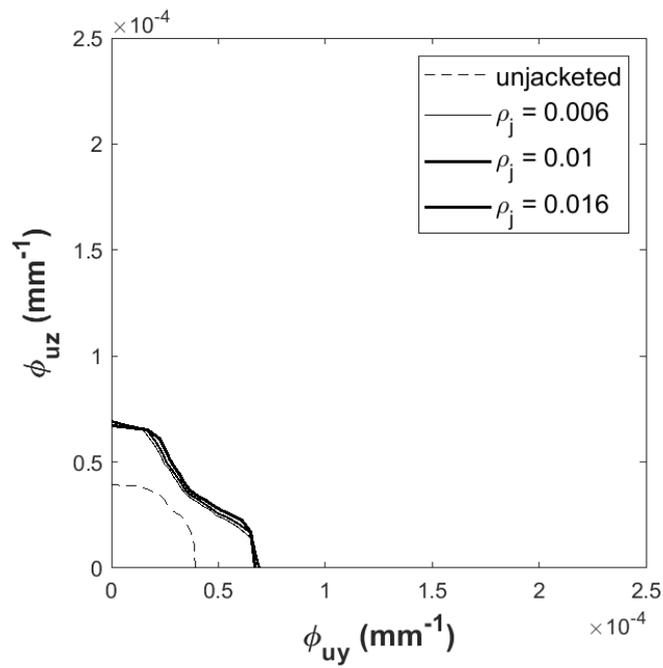


Fig. 78. Dominio di curvatura ultima. Influenza del parametro ρ_j . $\delta/b = 0,15$. $f_j/f_c = 2,0$. $n_c = 0,4$.

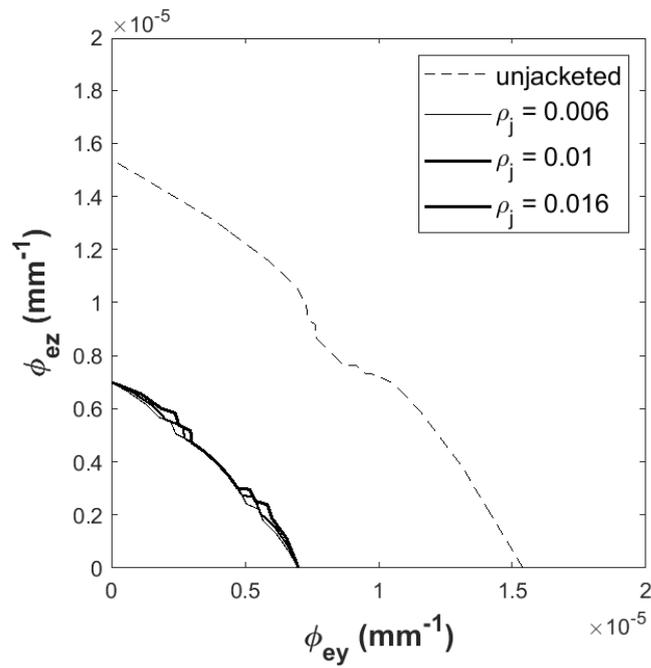


Fig. 79. Dominio di curvatura elastica. Influenza del parametro ρ_j . $\delta/b = 0,20$. $f_j/f_c = 1,5$. $n_c = 0,3$.

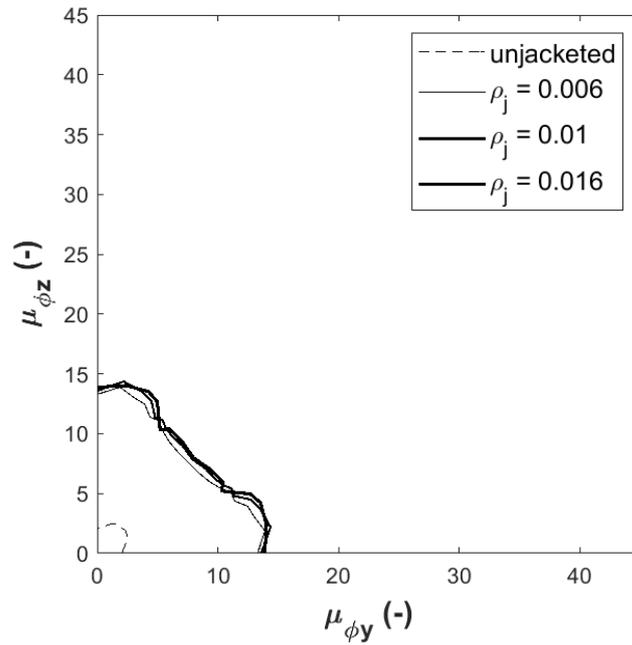


Fig. 80. Dominio di duttilità. Influenza del parametro ρ_j . $\delta/b = 0,25$. $f_j/f_c = 2,0$. $n_c = 0,4$.

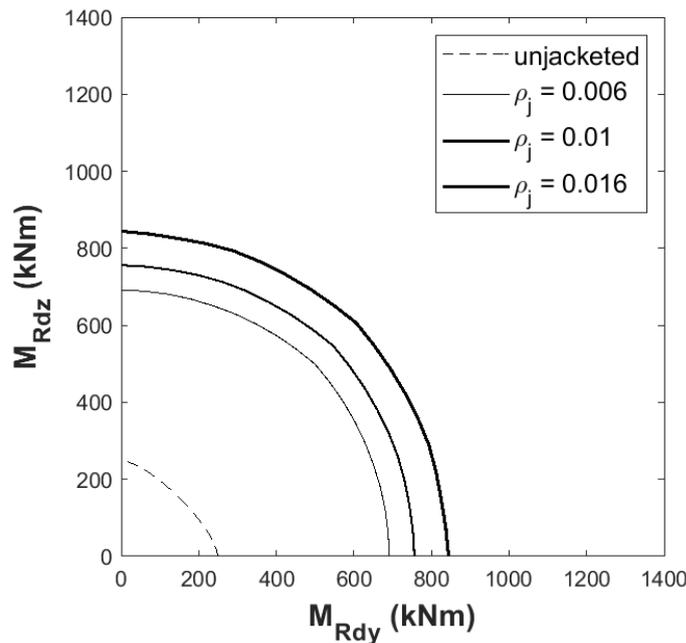


Fig. 81. Dominio del momento resistente. Influenza del parametro ρ_j . $\delta/b = 0,20$. $f_j/f_c = 2,0$. $n_c = 0,4$.

4.3. Influenza del parametro f_j/f_c

I trend registrati dai domini a f_j/f_c variabile seguono sommariamente quelli trovati per δ/b . La curvatura ultima è incrementata se viene aumentata la resistenza del calcestruzzo di jacketing (Fig. 82). Questa tendenza è tanto più marcata quanto più estesa è la sezione rinforzata.

La curvatura limite elastica è ridotta se il calcestruzzo della camicia ha resistenze maggiori (Fig. 83). Si nota, però, che la variazione prodotta da f_j/f_c sulla curvatura di snervamento è meno importante di quella prodotta sulla curvatura ultima.

In base a quanto detto, la duttilità è migliorata se il rapporto f_j/f_c assume valori più elevati. Come mostrato in Fig. 84, la duttilità della sezione base è incrementata fino a 10 volte se rinforzata con camicia di calcestruzzo avente buone caratteristiche meccaniche.

Anche il dominio del momento resistente (Fig. 85) risulta più esteso quanto più resistente è il calcestruzzo del jacketing.

In Fig. 86 e Fig. 87, sono infine riportati, rispettivamente, il dominio di curvatura ultima adimensionalizzato e quello di duttilità adimensionalizzato. Come per il parametro δ/b , anche l'incremento del rapporto f_j/f_c porta ad un miglioramento assoluto di φ_u e μ_φ

per tutti gli angoli di sollecitazione α , ma il comportamento biassiale risulta via via più penalizzato se confrontato con quello monoassiale.

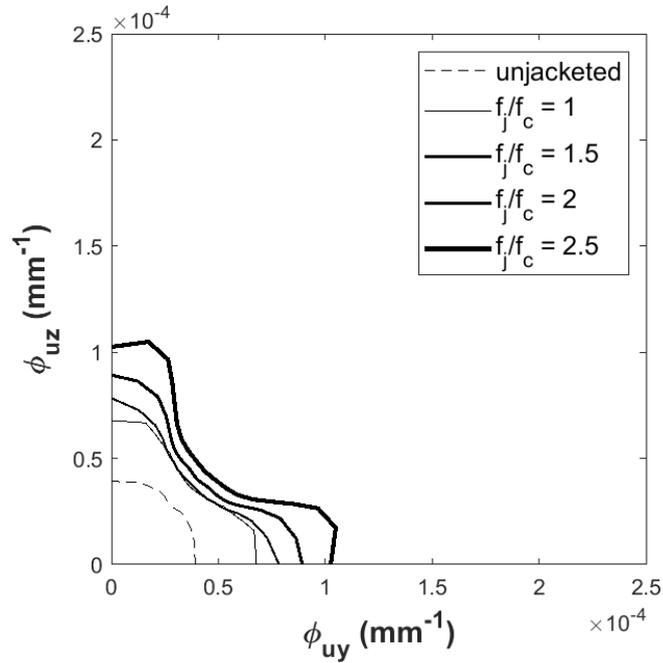


Fig. 82. Dominio di curvatura ultima. Influenza del parametro f_j/f_c . $\delta/b = 0,20$. $\rho_j = 1,0\%$. $n_c = 0,4$.

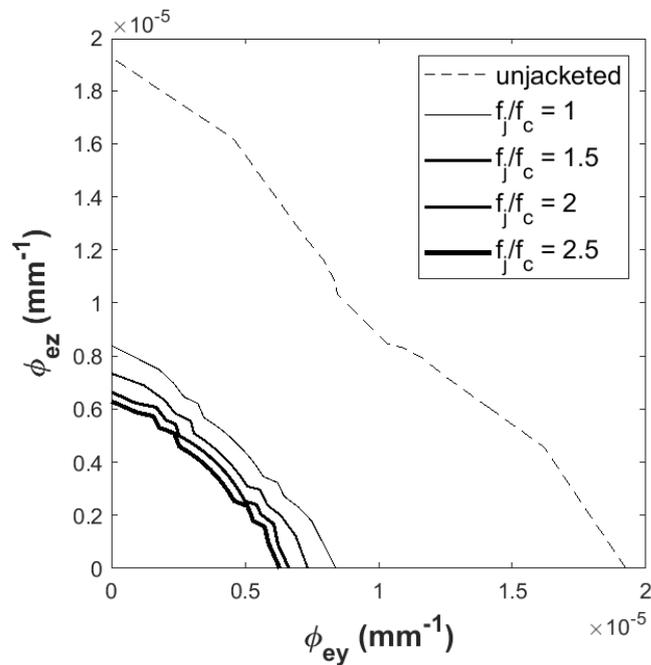


Fig. 83. Dominio di curvatura elastica. Influenza del parametro f_j/f_c . $\delta/b = 0,20$. $\rho_j = 1,0\%$. $n_c = 0,4$.

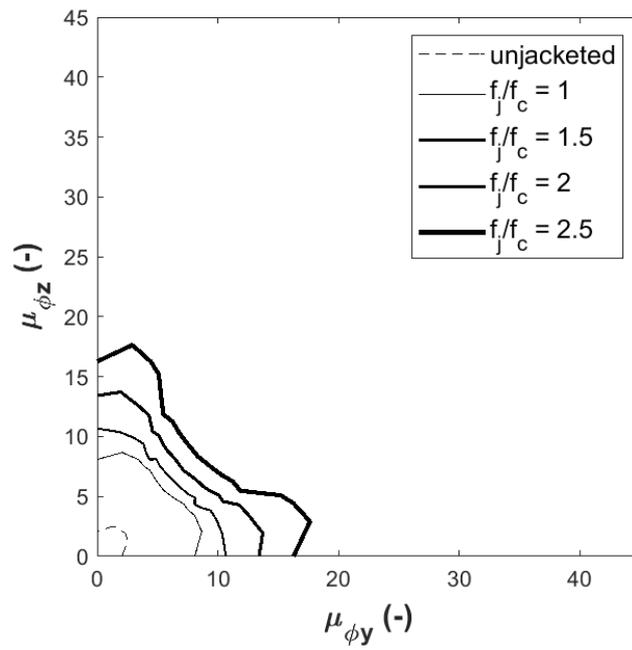


Fig. 84. Dominio di duttilità. Influenza del parametro f_j/f_c . $\delta/b = 0,20$. $\rho_j = 1,0\%$. $n_c = 0,4$.

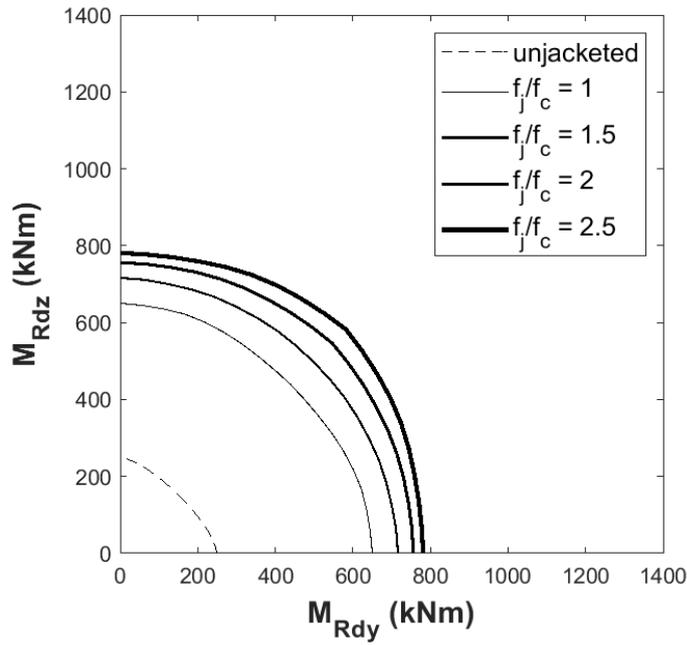


Fig. 85. Dominio del momento resistente. Influenza del parametro f_j/f_c . $\delta/b = 0,20$. $\rho_j = 1,0\%$. $n_c = 0,4$.

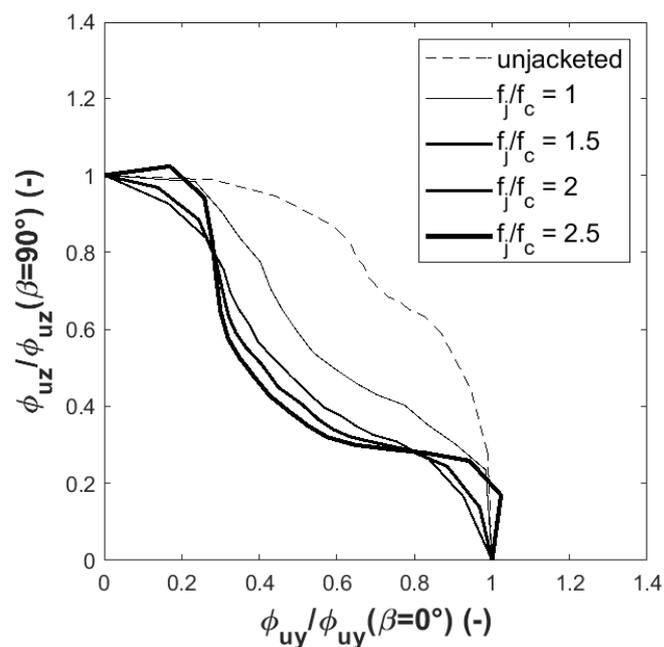


Fig. 86. Dominio di curvatura ultima adimensionalizzato. Influenza del parametro f_j/f_c .

$\delta/b = 0,20$. $\rho_j = 1,0\%$. $n_c = 0,4$.

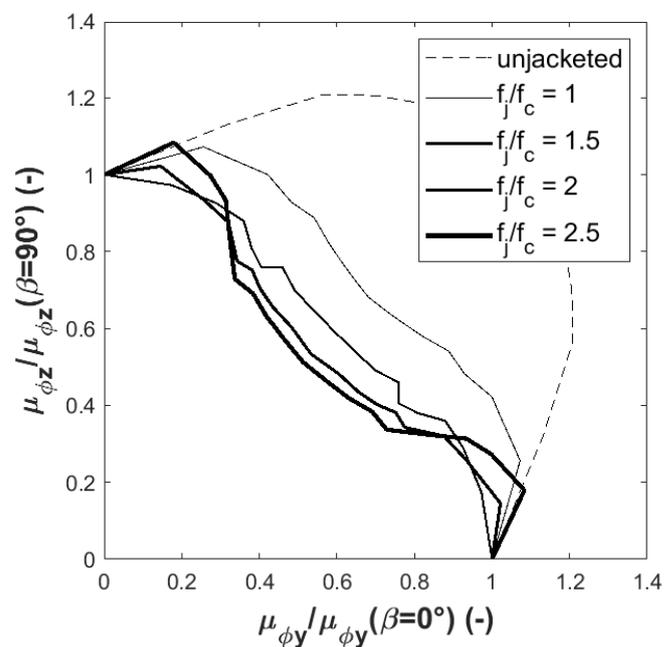


Fig. 87. Dominio di duttilità adimensionalizzato. Influenza del parametro f_j/f_c .

$\delta/b = 0,20$. $\rho_j = 1,0\%$. $n_c = 0,4$.

4.4. Conclusioni

Il rinforzo delle sezioni in calcestruzzo armato migliora la risposta resistente e duttile degli elementi. L'azione biassiale ha un impatto importante sulla capacità di curvatura e sulla duttilità, tipicamente producendo una riduzione significativa rispetto alla risposta monoassiale. Questi aspetti sono mostrati nei domini dimensionali e adimensionali riportati in questo capitolo e nell'allegato A3. La valutazione dei domini biassiali può diventare uno strumento importante per la progettazione sismica. In particolare, dalla loro analisi, possono essere ricavate informazioni importanti per la calibrazione delle cerniere plastiche, la definizione dei fattori di riduzione spettrale e la valutazione della capacità di spostamento anelastico delle strutture in generale.

Nei paragrafi precedenti, mediante elaborazione dell'analisi parametrica, è stato possibile determinare l'influenza che hanno diversi parametri adimensionali sul comportamento delle sezioni rinforzate. I parametri considerati sono: lo spessore della camicia adimensionalizzato (δ/b), il rapporto geometrico di armatura di jacketing (ρ_j) e il rapporto fra le resistenze dei calcestruzzi (f_j/f_c). L'analisi ha evidenziato come tutti questi parametri siano fortemente e positivamente responsabili della resistenza della sezione rinforzata. La duttilità, invece, è influenzata significativamente dai parametri legati al calcestruzzo e, molto meno, dal parametro relativo all'armatura, se considerato compreso fra i valori 0,6% e 1,6%. Le variazioni apportate alla curvatura ultima ed alla curvatura elastica sono legate (ne sono la causa) a quelle riportate per la duttilità: un incremento di δ/b o f_j/f_c produce, in generale, un incremento dell'estensione del dominio di curvatura massima ed una riduzione di quella del dominio di curvatura elastica e, di conseguenza, un dominio di duttilità di area maggiore. La risposta biassiale, però, se rapportata a quella monoassiale, è sempre meno positiva all'aumentare dei valori parametrici.

Capitolo 5 – METODOLOGIA DI ANALISI E PROGETTO

Sulla base di quanto appreso dall'analisi parametrica, è sviluppata una metodologia di analisi e progettazione del rinforzo di colonne in c.a. in pressoflessione deviata mediante concrete jacketing. Sono proposti dei domini che, per una colonna base assegnata, consentono di progettare il rinforzo strutturale con incremento di duttilità fissato o, in alternativa, con duttilità della sezione rinforzata scelto.

È introdotto un parametro che deriva dai rapporti adimensionali δ/b e f_j/f_c trattati nell'analisi parametrica. Esso è il rapporto che esprime quanto il livello di sforzo normale agente sulla sezione rinforzata n_j sia ridotto rispetto a quello a cui è soggetta la colonna base non rinforzata n_c , a parità di carico normale dimensionale N .

$$\frac{n_j}{n_c} = \frac{\frac{N}{f_c \cdot bh + f_j \cdot (BH - bh)}}{\frac{N}{f_c \cdot bh}} = \frac{f_c \cdot bh}{f_c \cdot bh + f_j \cdot (BH - bh)}$$

Ipotizzando di trattare sezioni quadrate ($b = h$; $B = H$) ed esprimendo B in funzione di b e δ , si ottiene:

$$\frac{n_j}{n_c} = \frac{f_c \cdot b^2}{f_c \cdot b^2 + f_j \cdot (B^2 - b^2)} = \frac{f_c \cdot b^2}{f_c \cdot b^2 + f_j \cdot [(b + 2\delta)^2 - b^2]}$$

Si dividono il numeratore ed il denominatore per la quantità $f_c \cdot b^2$:

$$\frac{n_j}{n_c} = \frac{1}{1 + \frac{f_j \cdot [(b + 2\delta)^2 - b^2]}{f_c \cdot b^2}} = \frac{1}{1 + \frac{f_j}{f_c} \cdot 4 \left[\frac{\delta}{b} + \left(\frac{\delta}{b} \right)^2 \right]}$$

È introdotta ora la quantità Δ , espressione della somma fra il parametro δ/b ed il suo quadrato:

$$\Delta = \left(\frac{\delta}{b} \right)^2 + \frac{\delta}{b}$$

Il rapporto fra i livelli di sforzo normale è quindi definito come:

$$\frac{n_j}{n_c} = \frac{1}{1 + 4 \frac{f_j}{f_c} \Delta}$$

Analizzando la formula, è evidente come un incremento dei parametri δ/b e f_j/f_c porti ad una riduzione dello sforzo normale adimensionalizzato agente sulla colonna incamiciata se confrontato con n_c . Tale variazione influenza fortemente il comportamento duttile della sezione, che è migliore quanto più il livello di sforzo normale n_j è ridotto.

Sono considerate 3 diverse geometrie di colonne base quadrate (Fig. 88): 300 x 300 mm, 400 x 400 mm e 500 x 500 mm. Il calcestruzzo ha resistenza f_c , che assume valori 15 MPa, 20 MPa e 25 MPa, per un totale di 9 sezioni di base. Queste sono rinforzate con 8 barre d'acciaio tali per cui il rapporto geometrico d'armatura ρ_c sia pari a 1,0%.

$$\rho_c = \frac{A_{sc}}{bh} = \frac{A_{sc}}{b^2} = 1,0\%$$

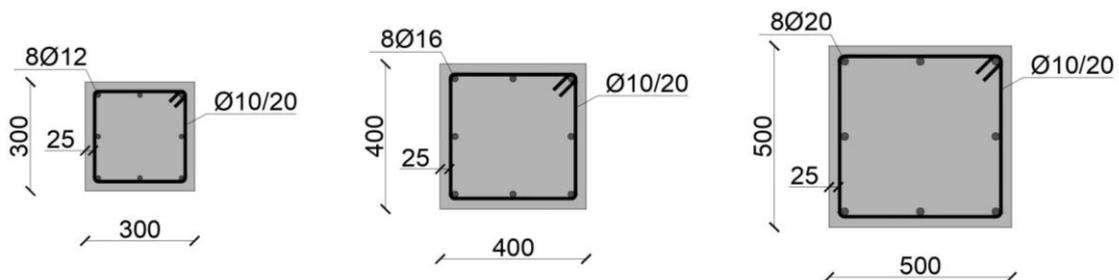


Fig. 88. Geometrie delle colonne base

Sono ipotizzate 36 diverse soluzioni di rinforzo per ognuna delle 9 sezioni introdotte. Esse sono caratterizzate da: 3 valori di Δ (0,2; 0,3 e 0,4) legati ad altrettanti valori di δ/b (0,20; 0,25; 0,30); 4 valori di n_j/n_c (0,15; 0,20; 0,30; 0,40) e 3 valori di ρ_j (0,5%; 1,0%; 1,5%). Per un totale di 324 sezioni generate. Il concrete jacketing è armato con 8 ferri di diametro d_j ottenuto in funzione di ρ_j . Le leggi costitutive considerate per i materiali sono quelle espone nel paragrafo 3.1. Si tiene conto del confinamento dei calcestruzzi ipotizzando, per la sezione di base, staffe Ø10 con passo 200 mm e, per il jacketing, staffe Ø10 con passo 100 mm. I copriferri c_c e c_j sono considerati di 25 mm.

La tensione di snervamento degli acciai utilizzati assume valore 450 MPa. I rapporti f_j/f_c sono scelti in modo da ottenere i valori di n_j/n_c dichiarati se combinati con i 3 valori di Δ , come mostrato in Tab. 18, in cui le celle segnate con (-) indicano i valori per i quali non è svolta l'analisi.

$\frac{n_j}{n_c}$	Δ		
	0,2	0,3	0,4
1,0	-	-	0,40
1,2	-	0,40	-
1,5	0,40	-	0,30
2,0	-	0,30	-
$\frac{f_j}{f_c}$ 2,5	0,30	-	0,20
3,0	-	0,20	-
3,5	0,20	-	0,15
4,5	-	0,15	-
5,5	0,15	-	-

Tab. 18. Parametri n_j/n_c in funzione di Δ e f_j/f_c

Per tutte le sezioni base e rinforzate sono ricavate le curve momento-curvatura per sforzo assiale relativo a $n_c = 0,5$ e per tutti gli angoli di sollecitazione α necessari a discretizzare l'angolo retto con passo 5° . Dall'elaborazione di queste curve è possibile ottenere i valori di duttilità delle sezioni, per ogni valore di α , come rapporto fra la curvatura ultima e la curvatura elastica.

5.1. Duttività della sezione rinforzata

Nelle tabelle che seguono sono riportati i domini di duttilità per le sezioni rinforzate. Si sceglie poi di mostrare i dati con una tipologia alternativa di rappresentazione, in cui la duttilità è rappresentata in funzione dell'angolo di sollecitazione.

Come evidenziato dall'analisi parametrica, la riduzione di n_j/n_c , e quindi l'incremento dei parametri δ/b e/o f_j/f_c , è legata a domini di curvatura più ampi, ma per i quali la differenza fra la risposta biassiale e quella monoassiale diventa più marcata. Infatti, osservando la Tab. 26, ad esempio, per un rapporto fra gli sforzi normali pari a 0,40, la duttilità delle sezioni si attesta su valori vicini a 8 per tutti gli angoli. Passando invece a valori di n_j/n_c più bassi, fino a 0,15, μ_φ è incrementata del 350% circa per angoli 0° e 90° e del 100% circa per $\alpha = 45^\circ$.

Si nota, inoltre, un incremento di duttilità legato a valori di resistenza del calcestruzzo più alti. La spiegazione è fornita dall'analisi dei diagrammi momento-curvatura in Fig. 89. È riportato, a titolo esemplificativo, il caso di 3 sezioni di base aventi le stesse dimensioni (300 x 300 mm) ma calcestruzzi di resistenze differenti (15 MPa, 20 MPa e 25 MPa). L'armatura è composta da 8 Ø12 (corrispondenti a $\rho_c = 1,0\%$). Le colonne sono rinforzate mediante concrete jacketing, i cui parametri di rinforzo sono unici: $\Delta = 0,4$; $n_j/n_c = 0,15$; $\rho_j = 1,0\%$ (Tab. 19). Tali valori sono relativi a sezioni rinforzate di dimensioni totali 480 x 480 mm, con camicie armate con 8 ferri da 12 mm e resistenza del calcestruzzo di jacketing pari a 3,5 volte f_c (rispettivamente, 52,5 MPa, 70 MPa e 87,5 MPa).

	b	d_c	f_c	B	d_j	f_j	Δ	n_j/n_c	ρ_j
	[mm]	[mm]	[MPa]	[mm]	[mm]	[MPa]	[-]	[-]	[-]
1	300	12	15	480	12	52,5	0,4	0,15	0,001
2	300	12	20	480	12	70	0,4	0,15	0,001
3	300	12	25	480	12	87,5	0,4	0,15	0,001

Tab. 19. Geometrie e materiali delle sezioni rinforzate investigate

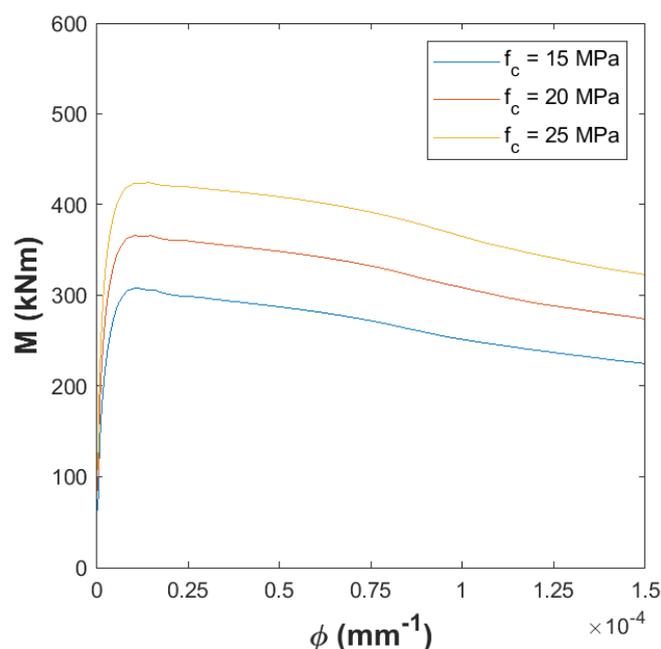


Fig. 89. Curve momento-curvatura per sezioni rinforzate aventi diversi f_c

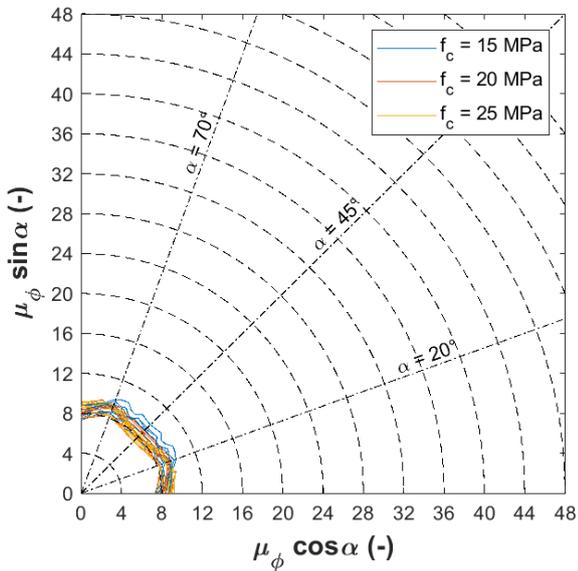
	$f_c = 15 \text{ MPa}$	$f_c = 20 \text{ MPa}$	$f_c = 25 \text{ MPa}$
$M_{Rd} \text{ [kNm]}$	308,28	366,34	424,59
$0,85 M_{Rd} \text{ [kNm]}$	262,04	311,39	360,90
$\varphi_u \text{ [mm}^{-1}\text{]}$	8,68E-05	9,70E-05	1,04E-04
$\varphi_e \text{ [mm}^{-1}\text{]}$	5,95E-06	5,95E-06	5,95E-06
$\mu_\varphi \text{ [-]}$	14,59	16,29	17,41

Tab. 20. Risultati ottenuti per le 3 diverse curve momento-curvatura

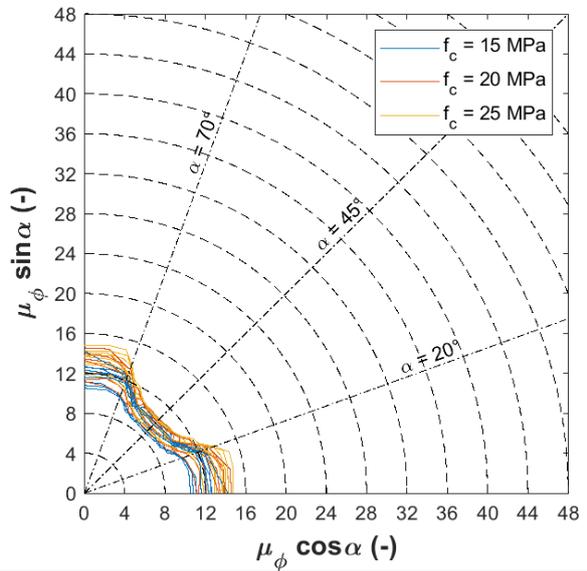
Come evidenziato dai risultati riportati in Tab. 20, le sezioni rinforzate hanno, come ovvio, resistenze maggiori se le caratteristiche f_c e f_j dei calcestruzzi sono migliori. Di conseguenza, anche i momenti in corrispondenza dei quali si individuano le curvature ultime ($0,85 M_{Rd}$) sono differenti. Si registrano capacità di curvatura via via maggiori incrementando le resistenze dei calcestruzzi (da $8,68E-05 \text{ mm}^{-1}$ a $1,04E-04 \text{ mm}^{-1}$). Le curvature elastiche, invece, sono equivalenti per le 3 sezioni considerate (pari a $5,95E-06$). Come risultato finale si hanno, quindi, rapporti di duttilità crescenti andando verso sezioni con più alti valori di f_c .

$\Delta = 0.2$

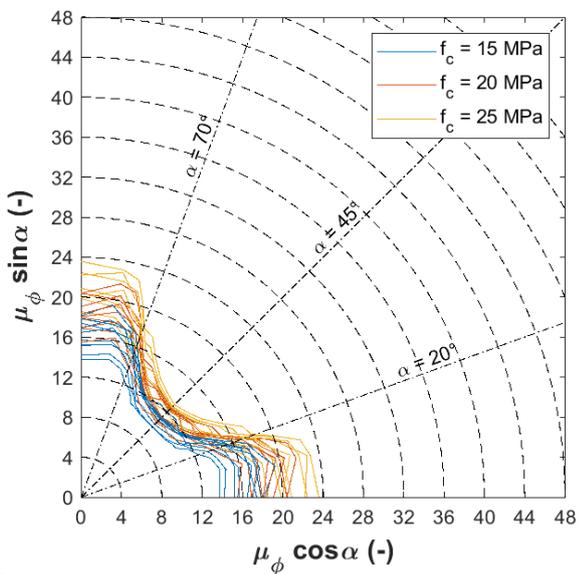
$n_j/n_c = 0.40$



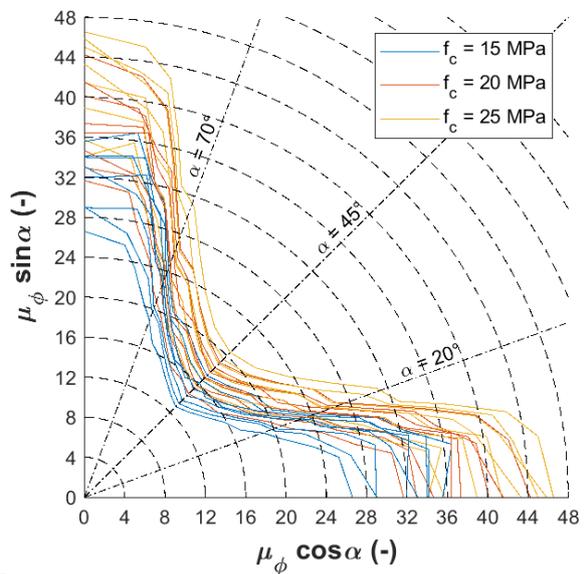
$n_j/n_c = 0.30$



$n_j/n_c = 0.20$

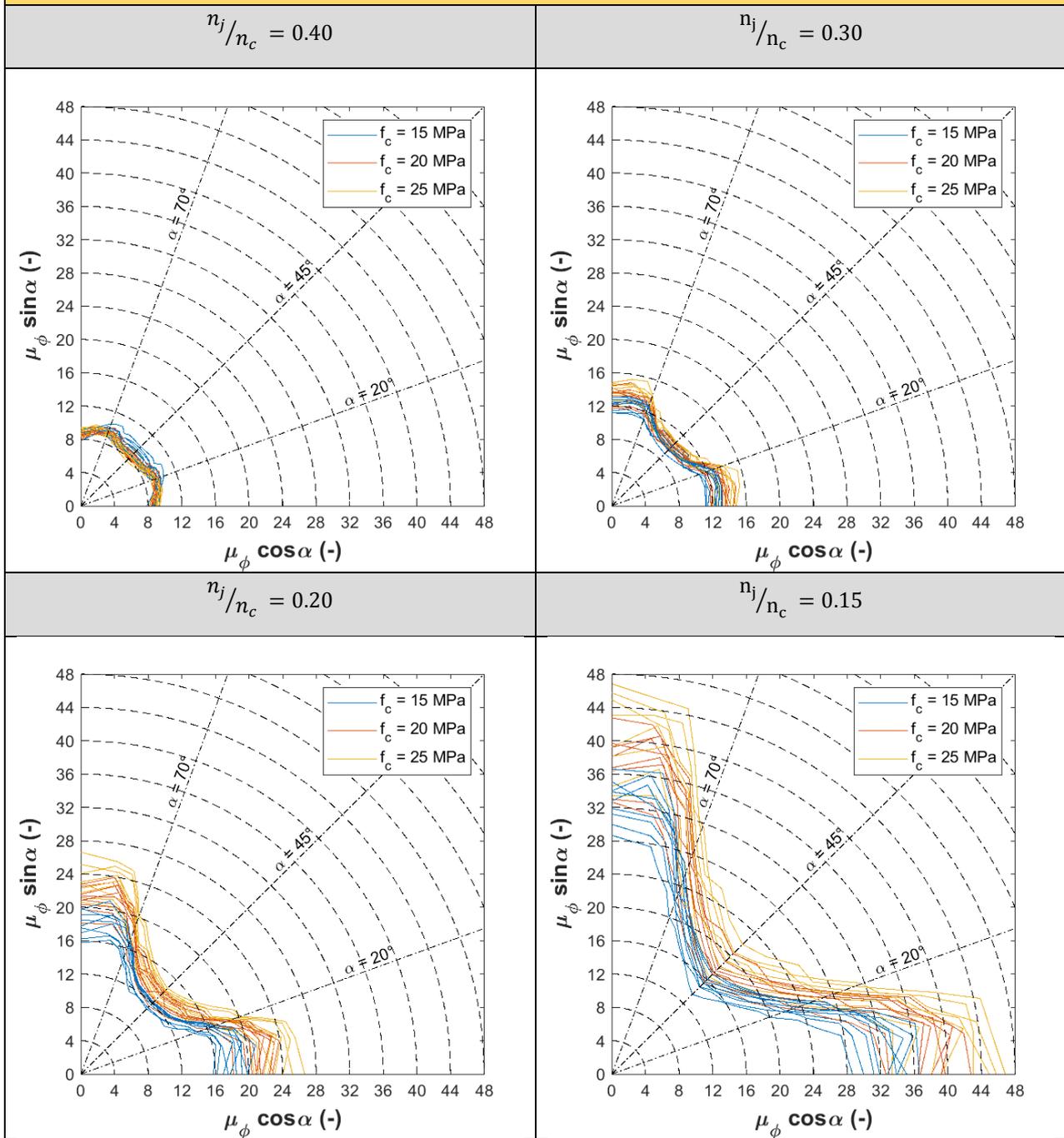


$n_j/n_c = 0.15$



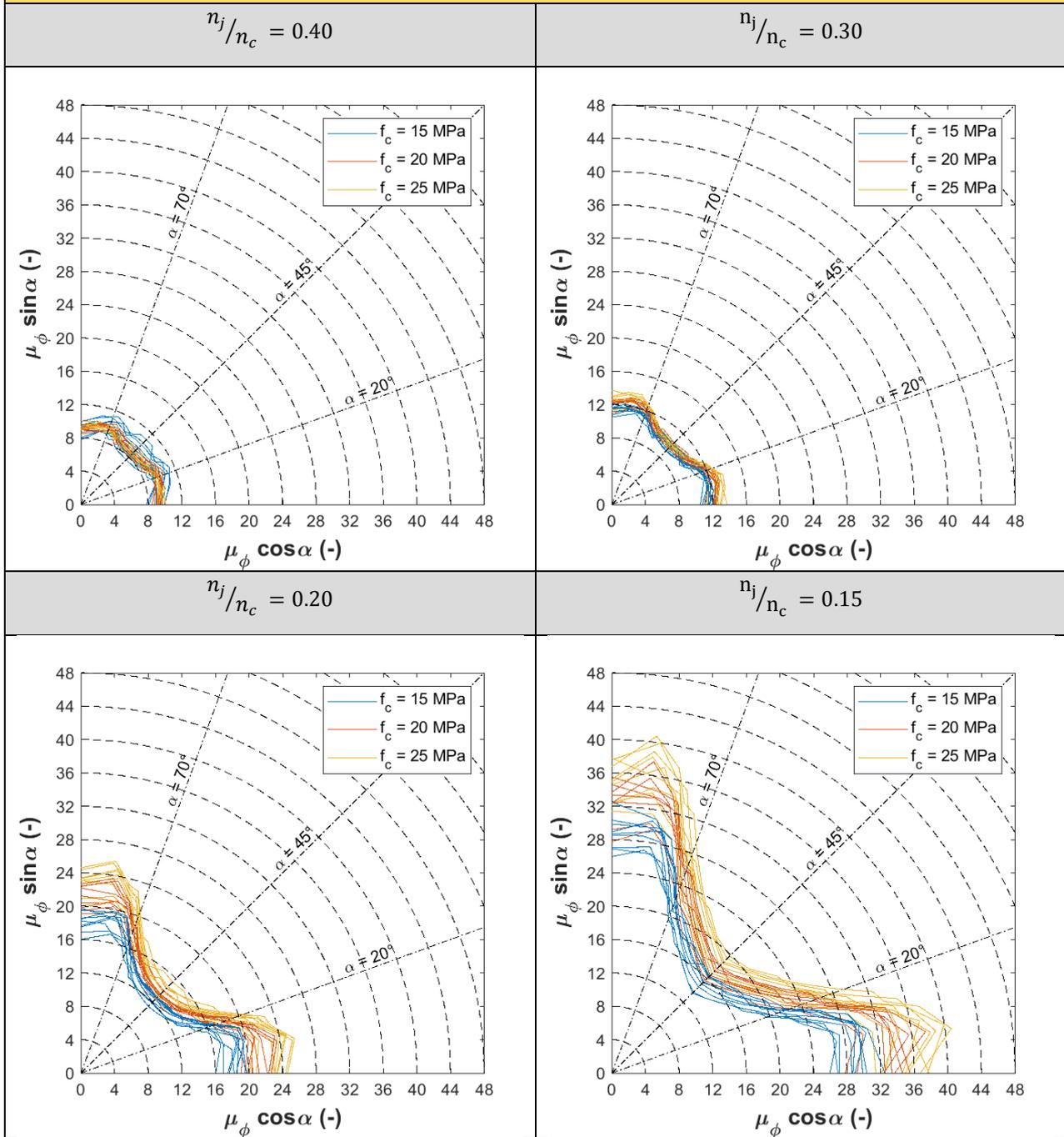
Tab. 21. Domini di duttilità delle sezioni rinforzate. $\Delta = 0,2$.

$\Delta = 0.3$



Tab. 22. Domini di duttilità delle sezioni rinforzate. $\Delta = 0,3$.

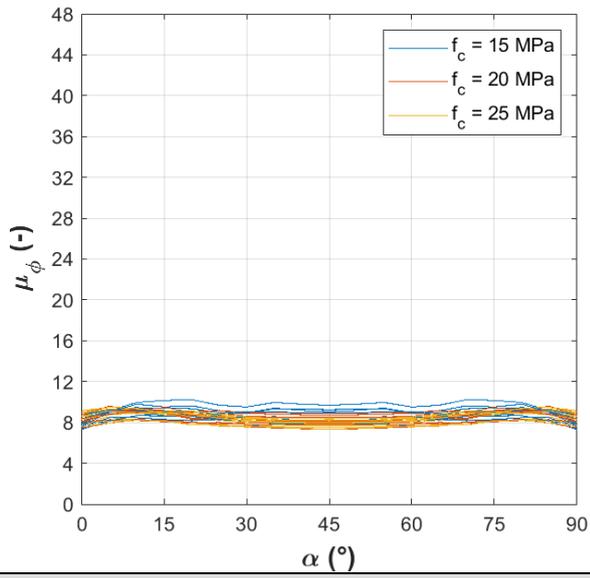
$\Delta = 0.4$



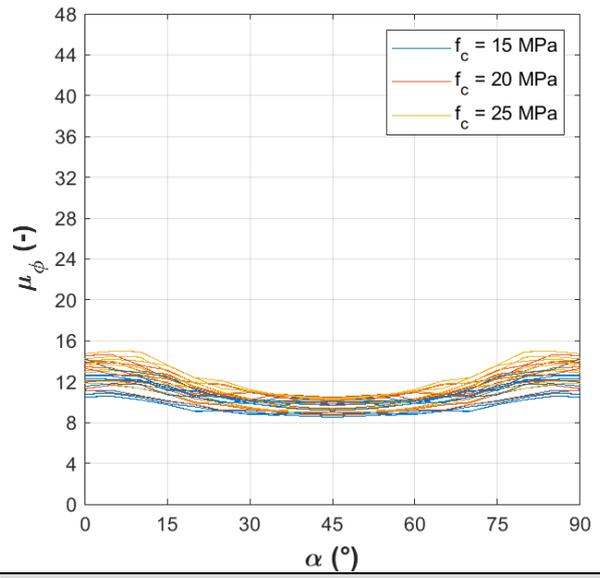
Tab. 23. Domini di duttilità delle sezioni rinforzate. $\Delta = 0,4$.

$\Delta = 0.2$

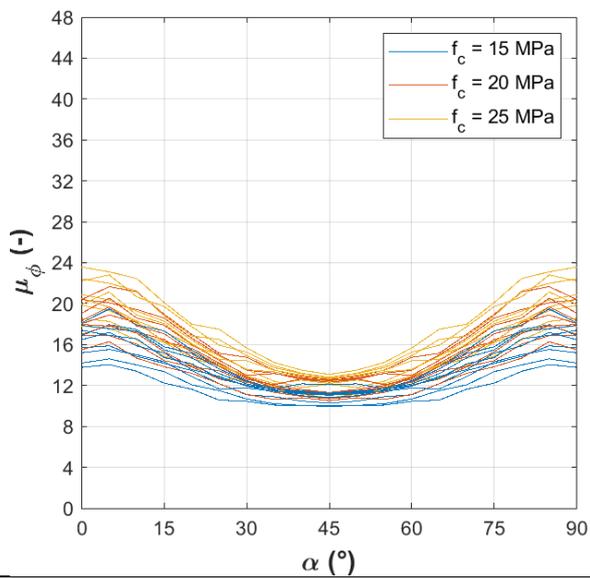
$n_j/n_c = 0.40$



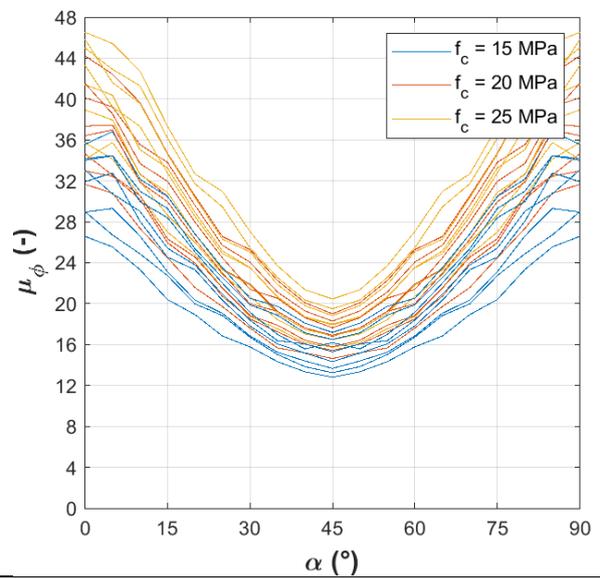
$n_j/n_c = 0.30$



$n_j/n_c = 0.20$



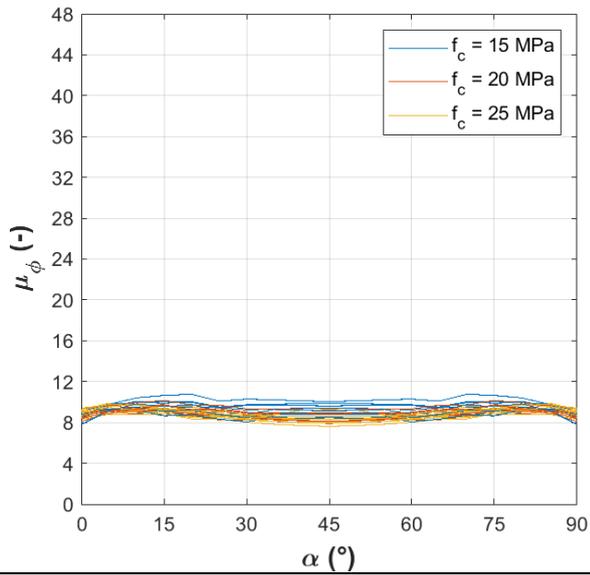
$n_j/n_c = 0.15$



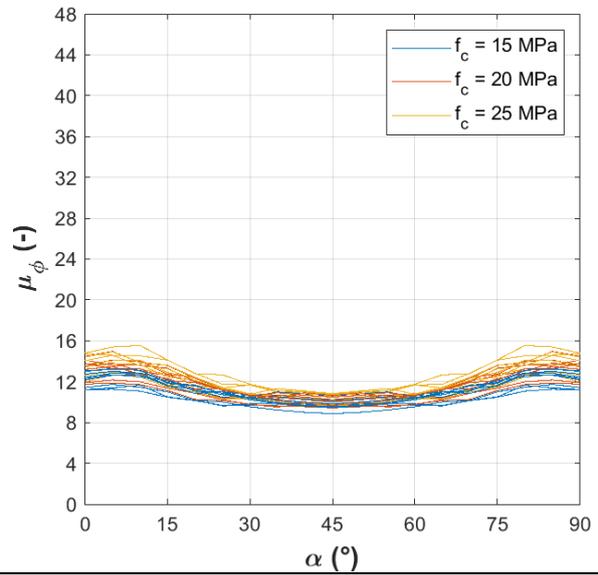
Tab. 24. Duttività delle sezioni rinforzate in funzione di α . $\Delta = 0,2$.

$\Delta = 0.3$

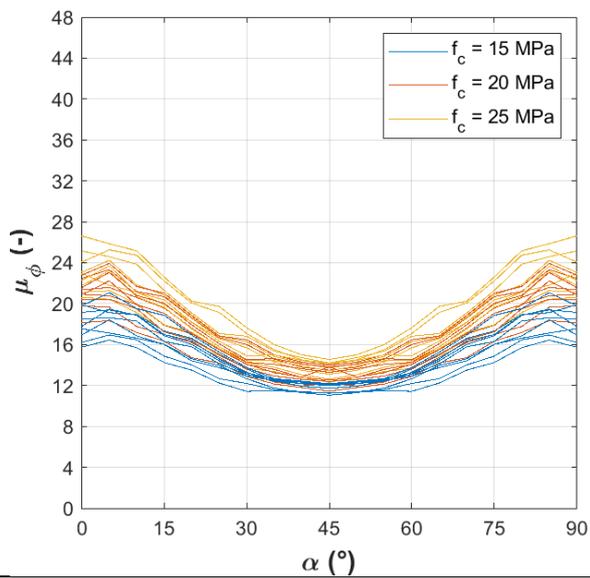
$n_j/n_c = 0.40$



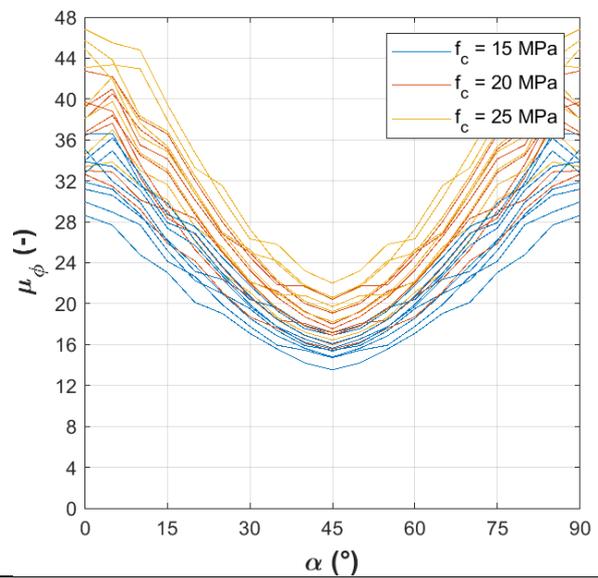
$n_j/n_c = 0.30$



$n_j/n_c = 0.20$



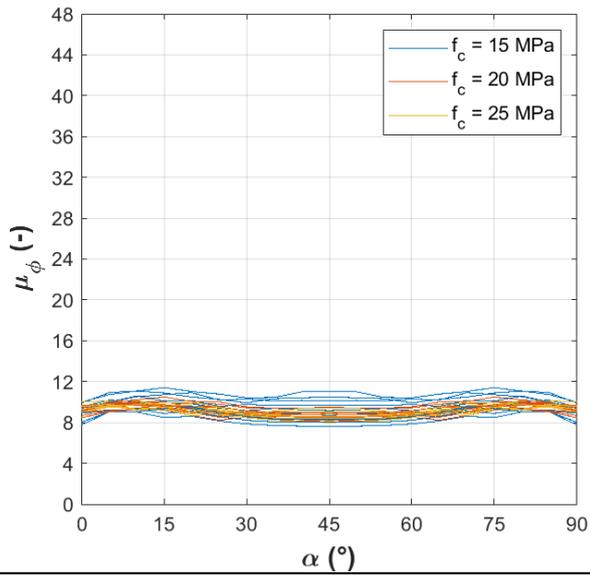
$n_j/n_c = 0.15$



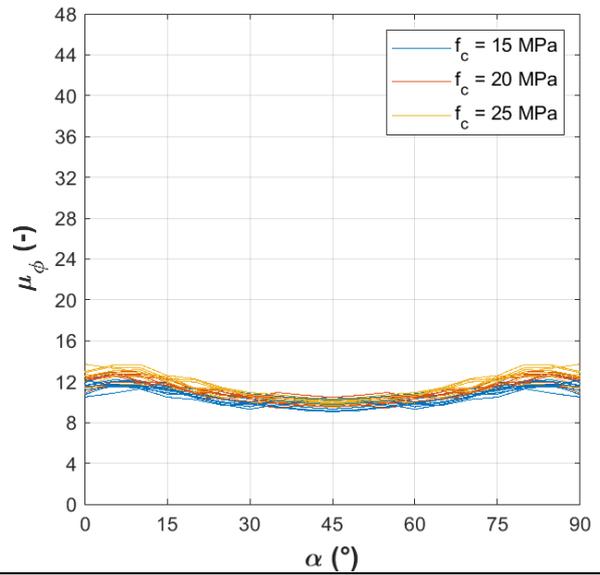
Tab. 25. Duttività delle sezioni rinforzate in funzione di α . $\Delta = 0,3$.

$\Delta = 0.4$

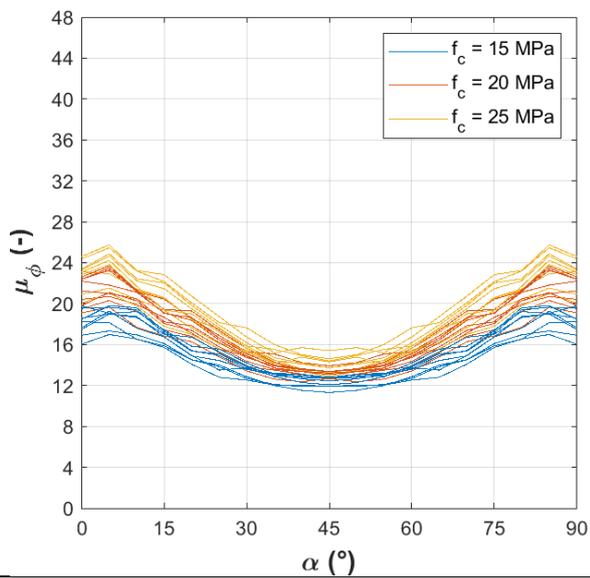
$n_j/n_c = 0.40$



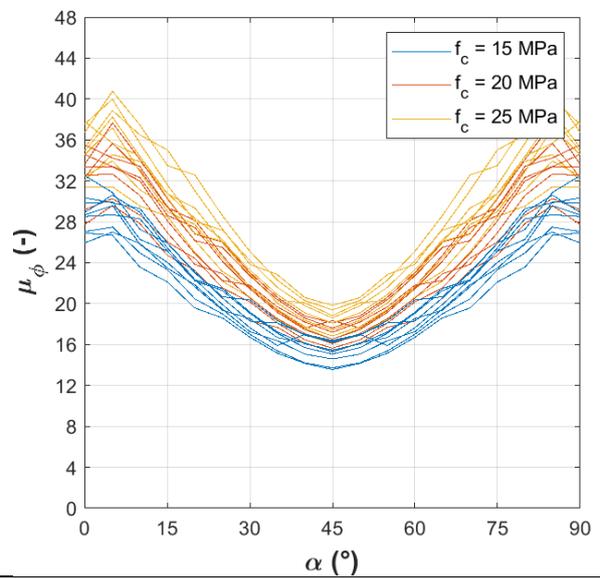
$n_j/n_c = 0.30$



$n_j/n_c = 0.20$



$n_j/n_c = 0.15$



Tab. 26. Duttività delle sezioni rinforzate in funzione di α . $\Delta = 0,4$.

5.2. Progetto del rinforzo a duttilità assegnata

Sulla base delle considerazioni fatte, sono calcolate le curve medie per i domini di duttilità delle sezioni rinforzate a Δ , n_j/n_c e f_c fissati. Esse sono riportate nelle Tab. 30 - Tab. 35.

La proposta di queste curve è finalizzata alla progettazione del rinforzo di colonne in c.a. in pressoflessione deviata mediante concrete jacketing a duttilità assegnata. In particolare, per un livello di duttilità desiderato, è possibile scegliere fra diverse soluzioni di rinforzo caratterizzate da specifici valori di Δ e n_j/n_c , legati alla geometria e ai materiali da utilizzare. Infatti, δ/b è ricavato a partire da Δ come:

$$\frac{\delta}{b} = \frac{-1 + \sqrt{1 + 4\Delta}}{2}$$

e, quindi, lo spessore della camicia è pari a:

$$\delta = \left(\frac{-1 + \sqrt{1 + 4\Delta}}{2} \right) b$$

e il lato della sezione rinforzata è calcolato come segue:

$$B = b + 2\delta = b\sqrt{1 + 4\Delta}$$

La resistenza del calcestruzzo della camicia, invece, è ottenuta in funzione di Δ e n_j/n_c :

$$f_j = \left(\frac{1 - \frac{n_j}{n_c}}{4 \frac{n_j}{n_c} \Delta} \right) f_c$$

L'armatura di jacketing, infine, si considera relativa a valori di ρ_j compresi fra 0,5% e 1,5%.

È di seguito riportato un esempio applicativo delle curve in Tab. 30 - Tab. 35. È assegnata una colonna quadrata (Fig. 90) di lato 350 mm armata omogeneamente da 8 armature di diametro 14 mm. La resistenza del calcestruzzo è stimata 15 MPa. La tensione di snervamento dell'acciaio è 450 MPa. Si procede alla progettazione del rinforzo affinché la sezione rinforzata soggetta a pressoflessione deviata con sforzo normale di 1000 kN e angolo d'inclinazione della sollecitazione di flessione pari a 30° esprima una duttilità finale pari almeno a 12.

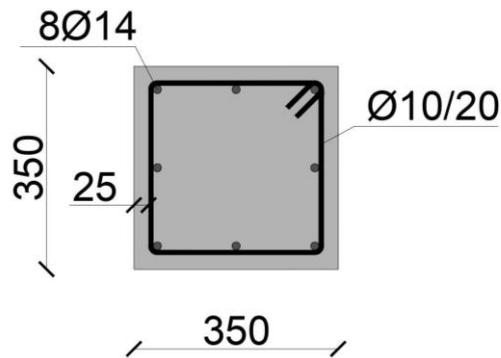


Fig. 90. Geometria della colonna base 350 x 350 mm

Sezione di base	
<i>parametri geometrici</i>	
b [mm]	350
d_c [mm]	14
c_c [mm]	25
Φ_c [mm]	10
s_c [mm]	200
<i>parametri materiali</i>	
f_c [MPa]	15
f_y [MPa]	450

Tab. 27. Parametri della sezione di base

Consultando le Tab. 30 - Tab. 35, si desume che, per $f_c = 15$ MPa e $\alpha = 30^\circ$, è possibile ottenere una duttilità $\mu_\phi = 12$ rinforzando la sezione con $\Delta = 0,3$ e $n_j/n_c = 0,20$, oppure con $\Delta = 0,4$ e $n_j/n_c = 0,20$. Tutte le soluzioni che prevedono rinforzi più prestanti di questi (ad esempio con $n_j/n_c = 0,15$) consentono di raggiungere ugualmente l'obiettivo richiesto, ma risultano economicamente svantaggiose.

Le 2 soluzioni di rinforzo sono riassunte in Tab. 28, nella quale sono calcolati i valori dimensionali legati al rinforzo a partire dai parametri adimensionali. Si sceglie di armare la camicia con 8 Ø14 ($\rho_j = 1,0\%$) per entrambe le soluzioni, rappresentate in Fig. 91. Per i valori relativi ai copriferri, alle staffe e alla tensione di snervamento dell'acciaio si rimanda alle ipotesi di partenza di questo capitolo.

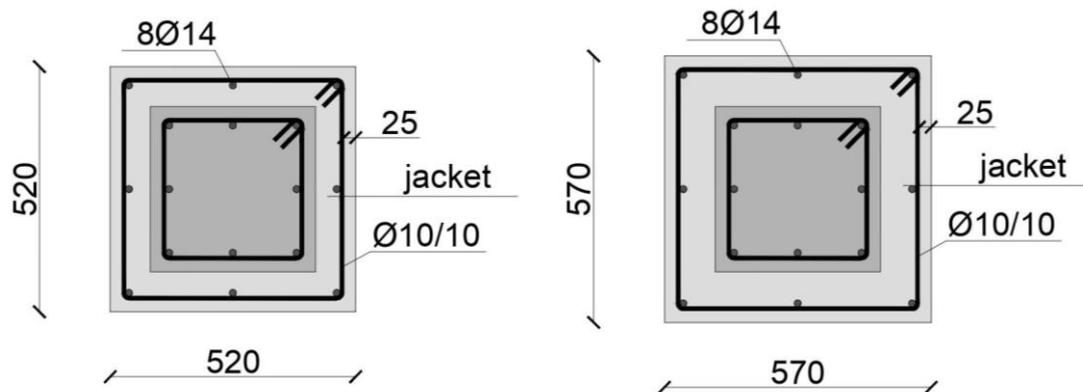


Fig. 91. Geometrie delle soluzioni di rinforzo

	Δ [-]	n_j/n_c [-]	δ [mm]	B [mm]	f_j/f_c [-]	f_j [MPa]
1	0,3	0,20	85	520	3,0	45
2	0,4	0,20	110	570	2,5	37,5

Tab. 28. Parametri delle soluzioni di rinforzo

Per le sezioni rinforzate sono ricavate le curve momento-curvatura (Fig. 92) mediante utilizzo del software OpenSees. I risultati riportati in Tab. 29 mostrano come entrambe le soluzioni forniscono valori di duttilità superiori a 12, come richiesto. È inoltre interessante osservare come le 2 sezioni rinforzate, diverse fra di loro (una sezione 520 x 520 mm con calcestruzzo di resistenza 45 MPa e l'altra di lato 570 mm con f_j pari a 37,5 MPa), si comportino in maniera quasi identica (si veda la Fig. 92).

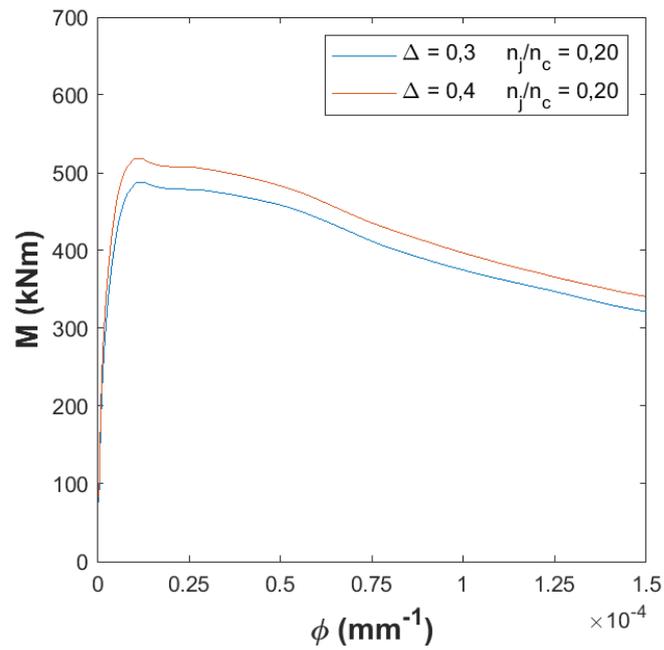
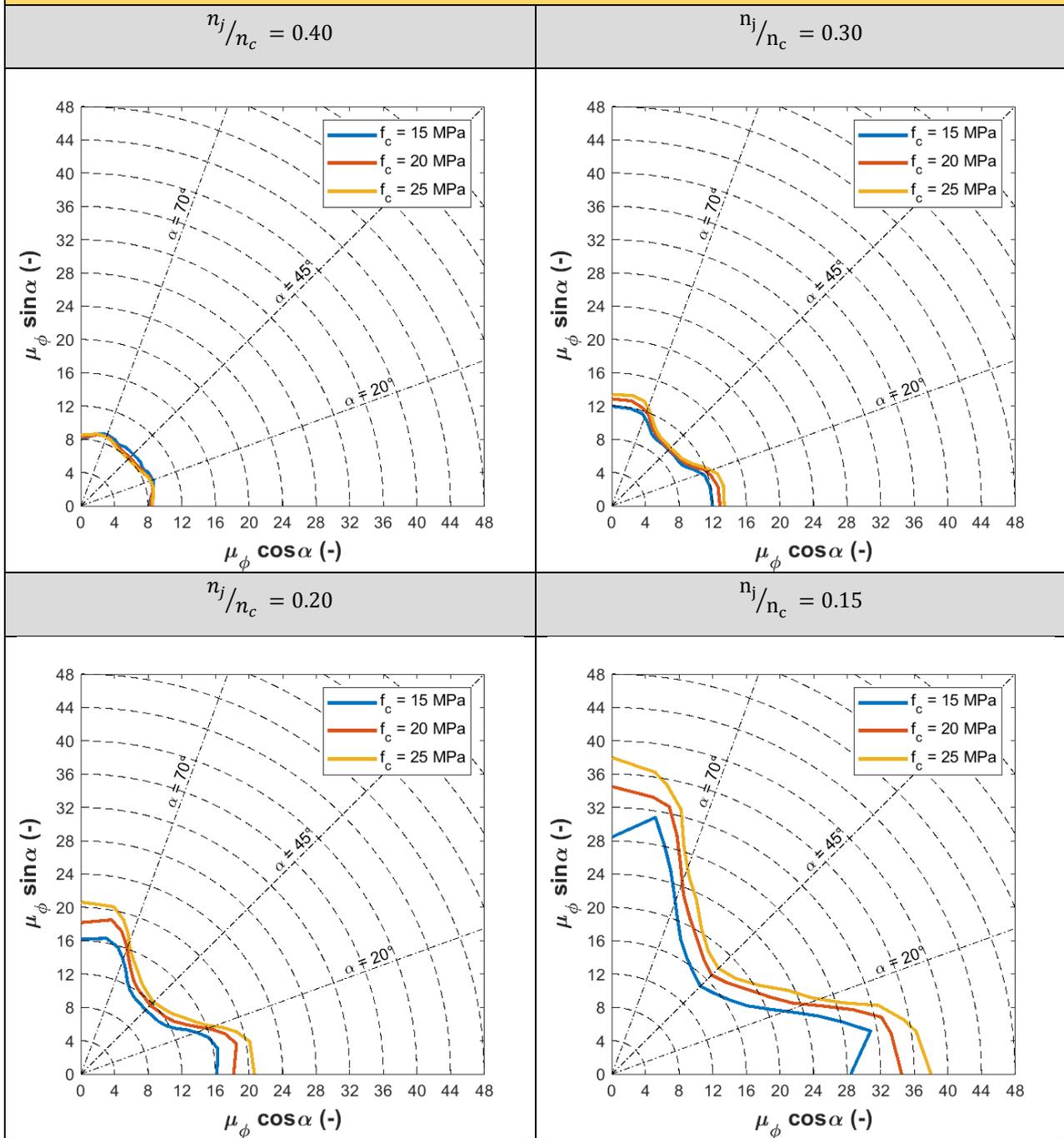


Fig. 92. Curve momento-curvatura per le 2 soluzioni di rinforzo

	$\Delta = 0,3$ $n_j/n_c = 0,20$	$\Delta = 0,4$ $n_j/n_c = 0,20$
M_{Rd} [kNm]	488,00	518,50
$0,85 M_{Rd}$ [kNm]	414,80	440,73
φ_u [mm ⁻¹]	7,40E-05	7,25E-05
φ_e [mm ⁻¹]	5,95E-06	5,60E-06
μ_φ [-]	12,36	12,94

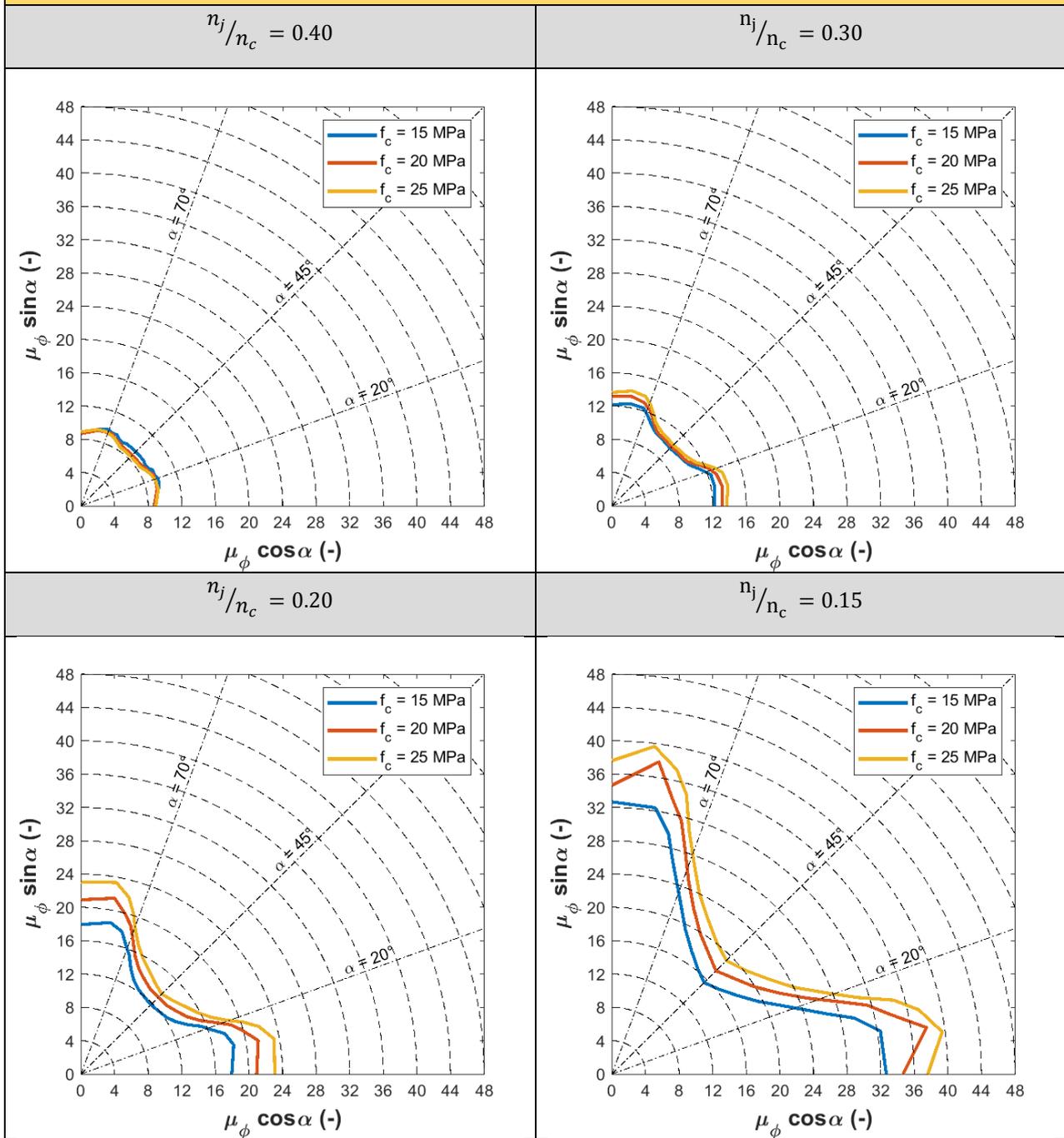
Tab. 29. Risultati ottenuti per le 2 soluzioni di rinforzo

$$\Delta = 0.2$$



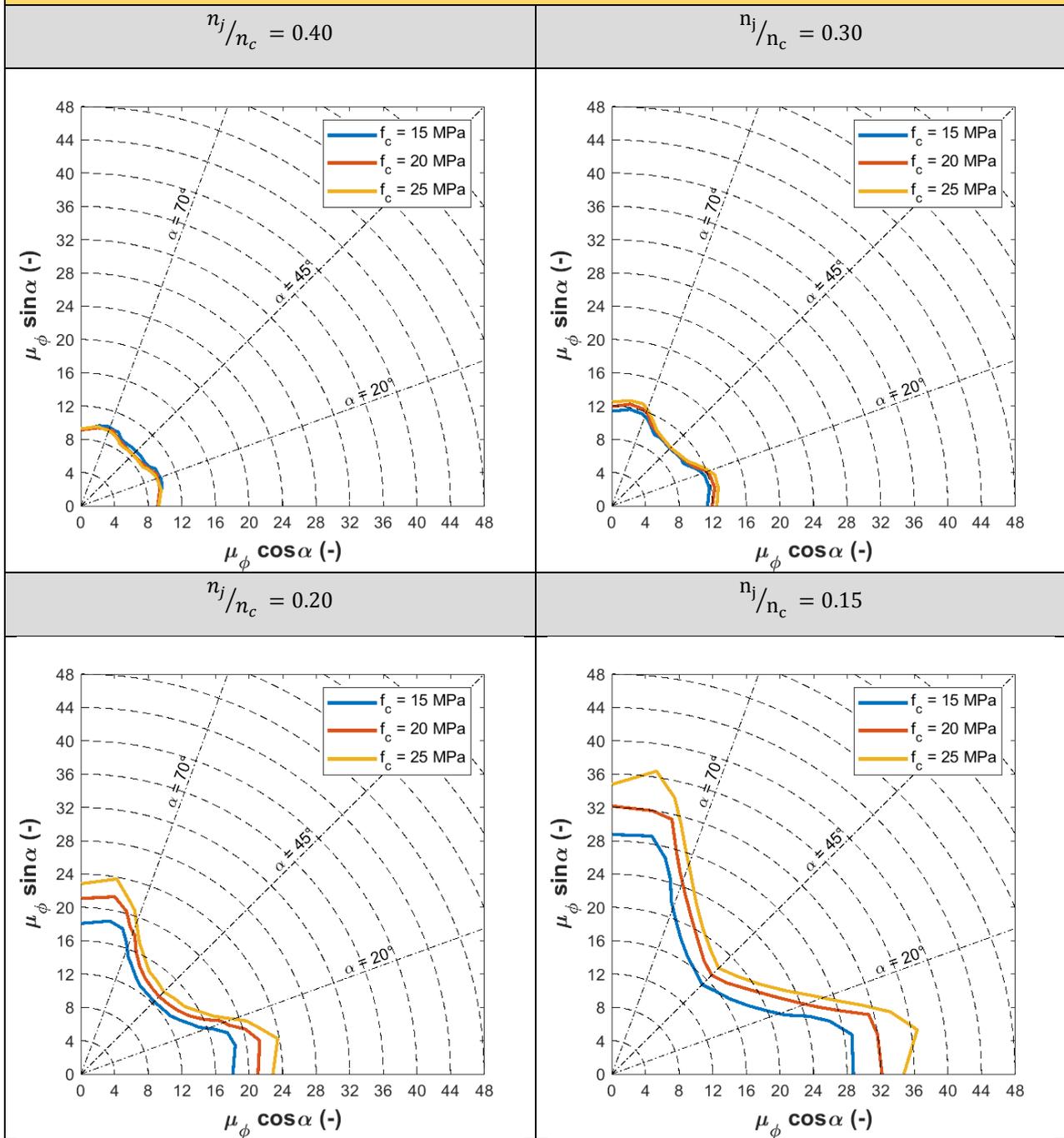
Tab. 30. Domini di duttilità delle sezioni rinforzate. Curve medie. $\Delta = 0,2$.

$\Delta = 0.3$

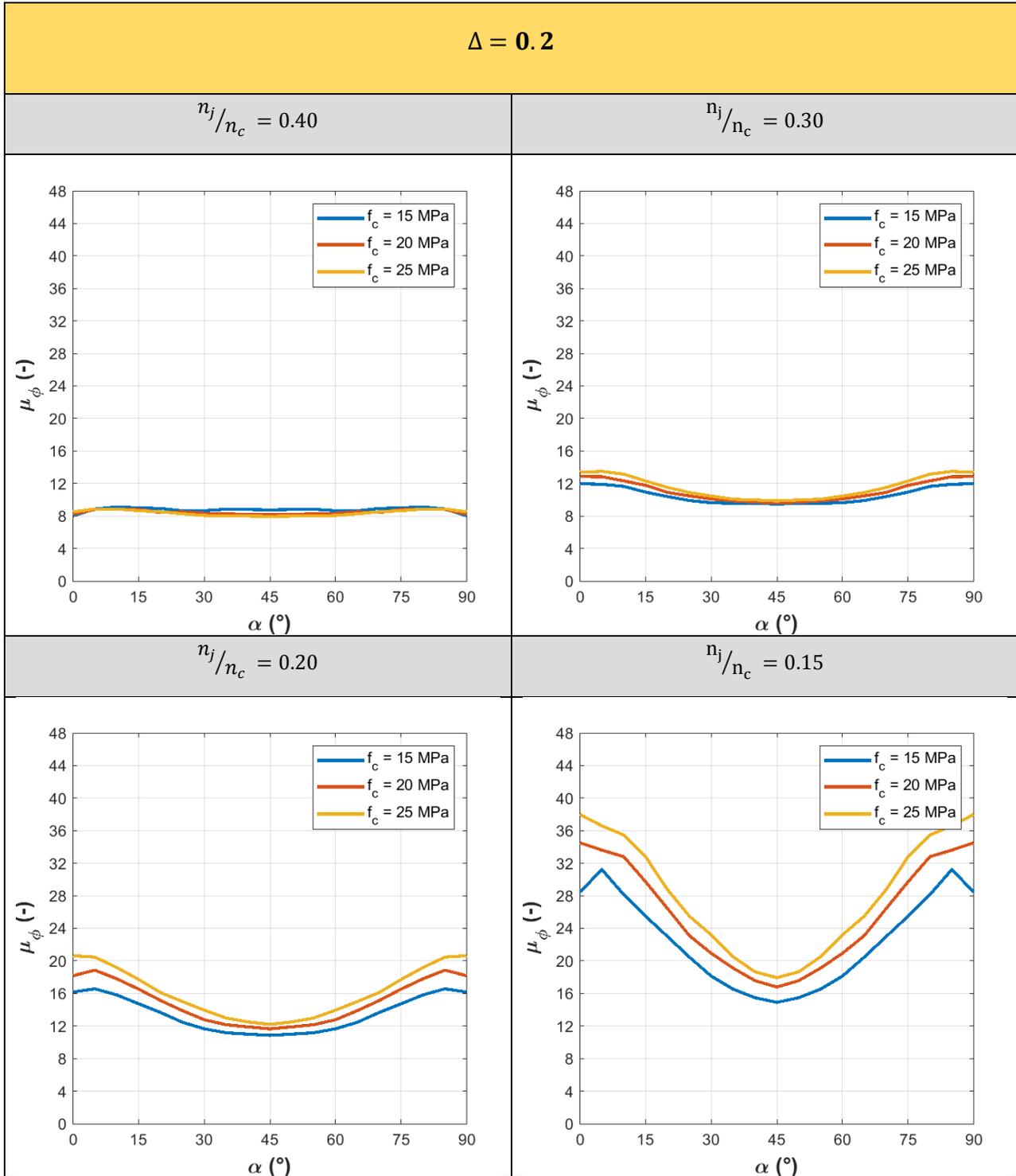


Tab. 31. Domini di duttilità delle sezioni rinforzate. Curve medie. $\Delta = 0,3$.

$\Delta = 0.4$



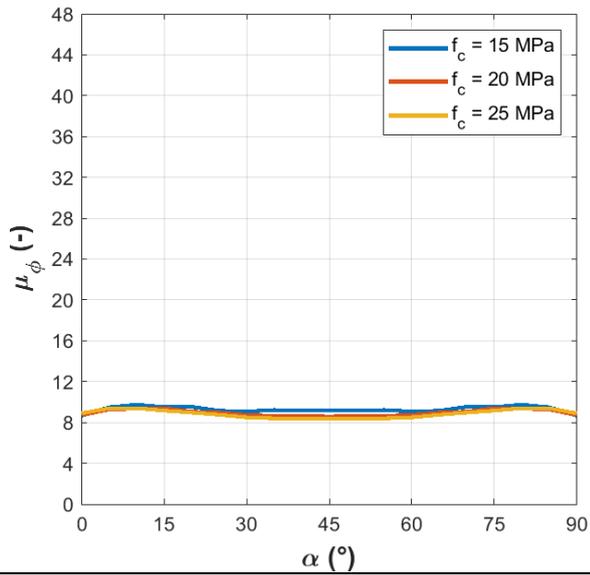
Tab. 32. Domini di duttilità delle sezioni rinforzate. Curve medie. $\Delta = 0,4$.



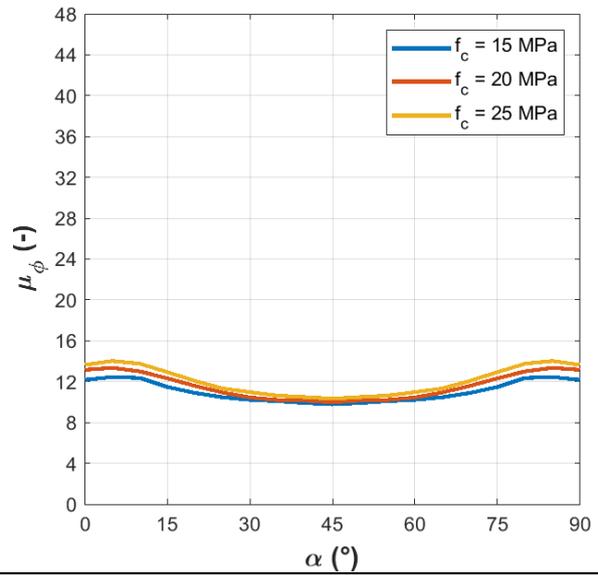
Tab. 33. Duttività delle sezioni rinforzate in funzione di α . Curve medie. $\Delta = 0,2$.

$\Delta = 0.3$

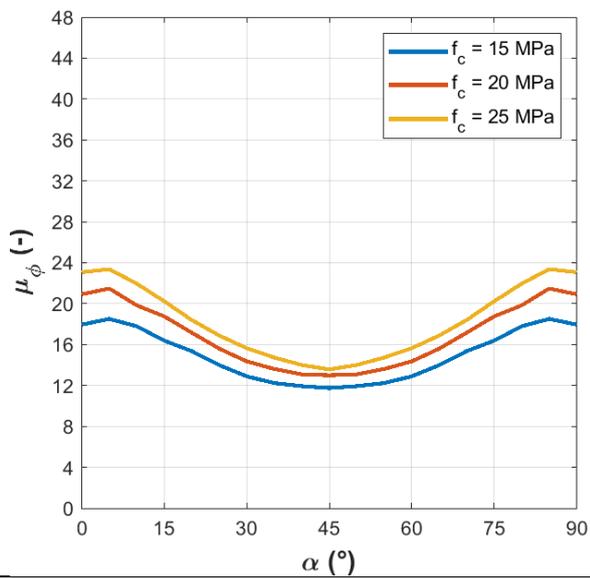
$n_j/n_c = 0.40$



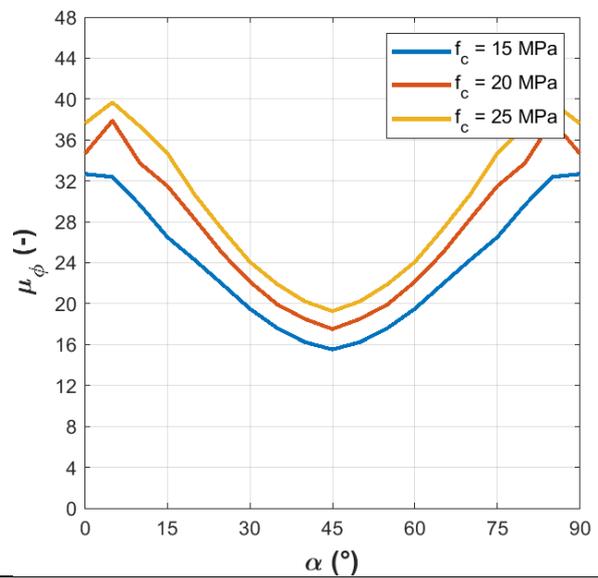
$n_j/n_c = 0.30$



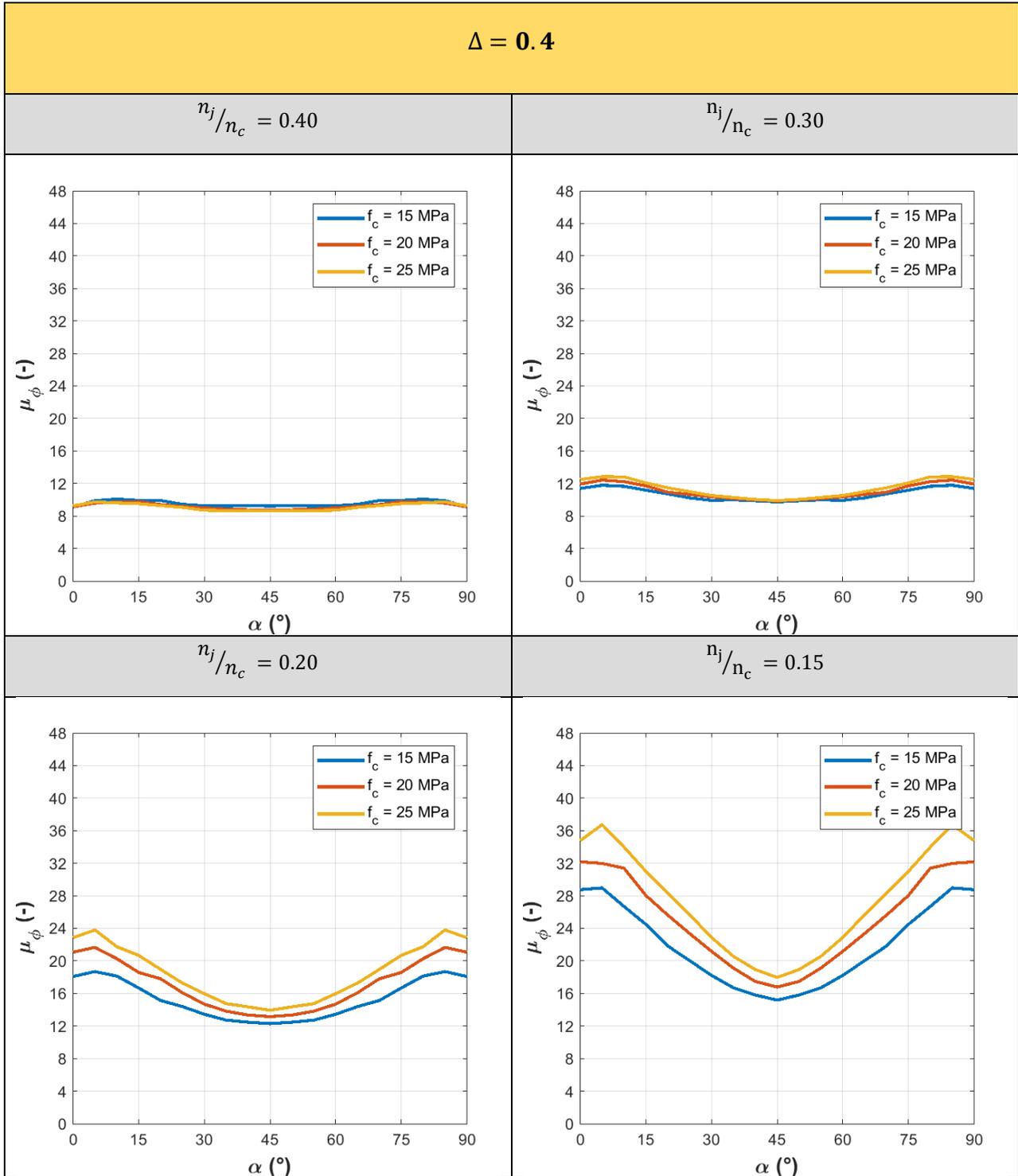
$n_j/n_c = 0.20$



$n_j/n_c = 0.15$



Tab. 34. Duttilit  delle sezioni rinforzate in funzione di α . Curve medie. $\Delta = 0,3$.



Tab. 35. Duttilità delle sezioni rinforzate in funzione di α . Curve medie. $\Delta = 0,4$.

5.3. Incremento di duttilità della sezione rinforzata rispetto alla sezione di base

Le duttilità delle sezioni rinforzate trovate per il paragrafo 5.1 sono riproposte rapportate alle corrispondenti duttilità delle colonne non rinforzate (“unjacketed”). In questo modo è possibile realizzare grafici che mostrino l’incremento di duttilità della sezione rinforzata rispetto alla sezione di base: $\mu_{\phi} / \mu_{\phi,unjacketed}$.

Nelle Tab. 38 –Tab. 40 sono riportati i domini di incremento di duttilità ottenuti nel piano $\mu_{\phi} / \mu_{\phi,unjacketed} \cos \alpha - \mu_{\phi} / \mu_{\phi,unjacketed} \sin \alpha$, dove α è l’angolo di sollecitazione sulla sezione. Nelle Tab. 41 - Tab. 43, invece, l’incremento di duttilità è graficato in funzione dell’angolo.

Come nel paragrafo precedente, dall’analisi dei grafici, si deduce che è possibile ottenere incrementi di duttilità maggiori se il rinforzo progettato è legato a valori di n_j/n_c più bassi. È, inoltre, osservata, anche in questo caso, la dipendenza da f_c . A tal riguardo è riproposto l’esempio in Tab. 19, per il quale vengono ora fornite le curve momento-curvatura della sezione non rinforzata (Fig. 93).

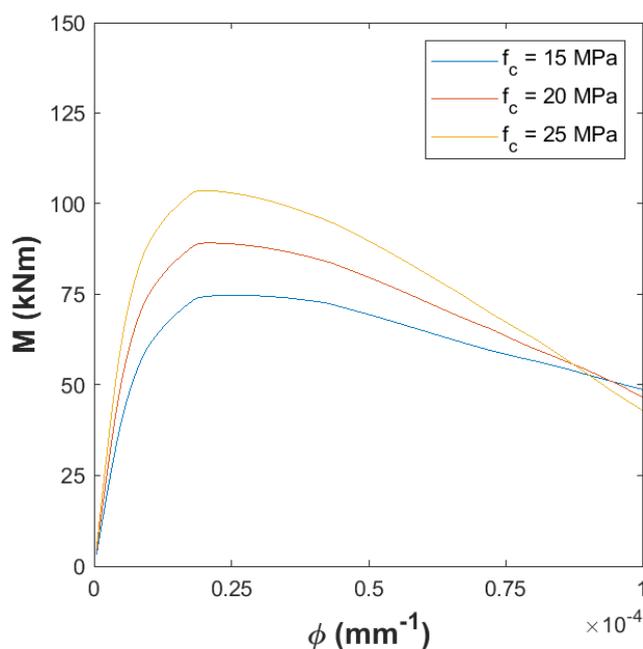


Fig. 93. Curve momento-curvatura per sezioni non rinforzate aventi diversi f_c .

	$f_c = 15 \text{ MPa}$	$f_c = 20 \text{ MPa}$	$f_c = 25 \text{ MPa}$
$M_{Rd} \text{ [kNm]}$	74,77	89,17	103,68
$0,85 M_{Rd} \text{ [kNm]}$	63,55	75,79	88,13
$\varphi_u \text{ [mm}^{-1}\text{]}$	6,30E-05	5,64E-05	5,22E-05
$\varphi_e \text{ [mm}^{-1}\text{]}$	1,93E-05	1,93E-05	1,93E-05
$\mu_{\varphi,unj.} \text{ [-]}$	3,27	2,93	2,71

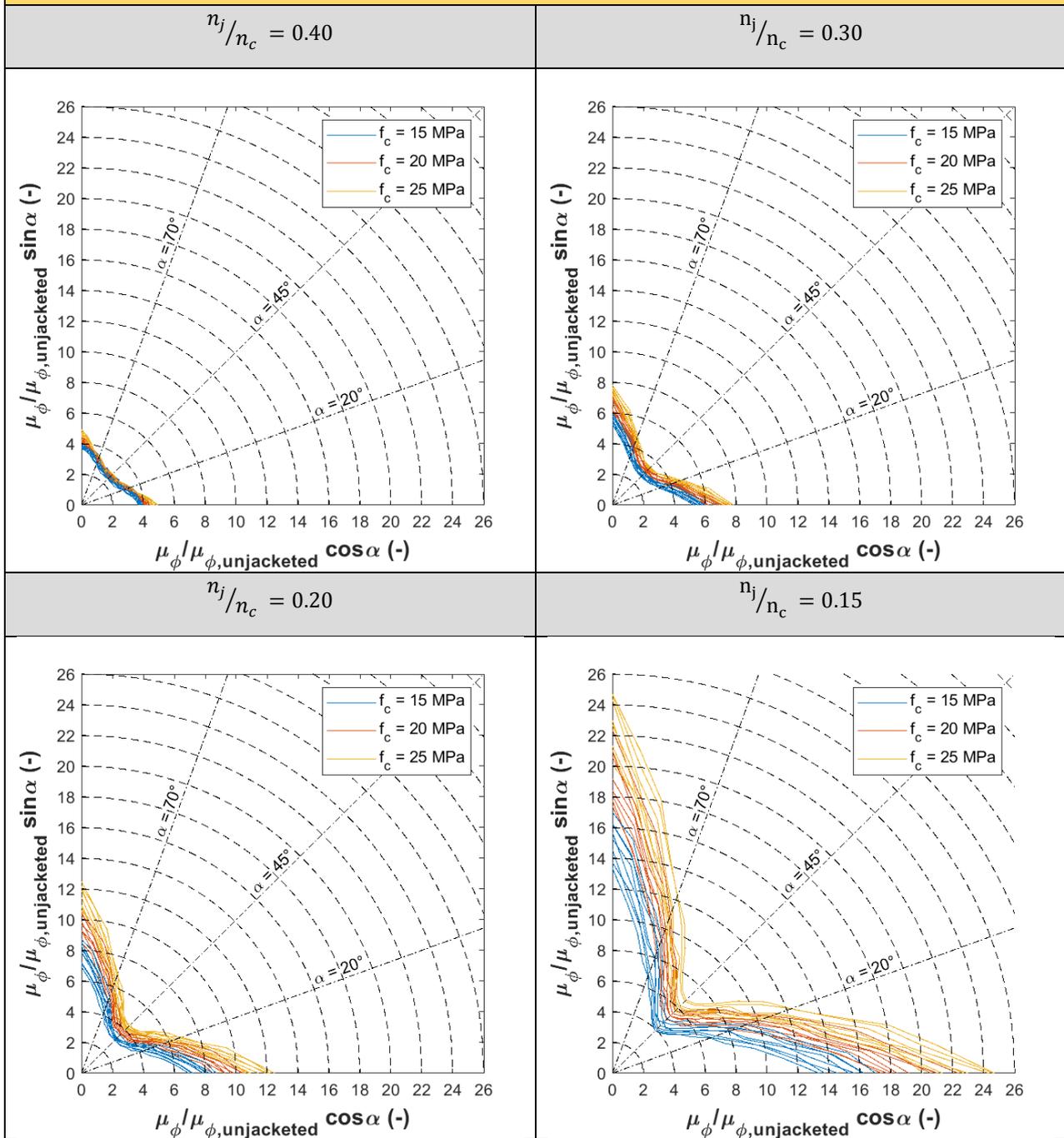
Tab. 36. Risultati ottenuti per le 3 diverse curve momento-curvatura

Al contrario di quanto detto per la duttilità della sezione rinforzata (Tab. 20), si osserva un peggioramento del comportamento duttile man mano che la resistenza della sezione passa da 15 a 25 MPa (Tab. 36). Per questa ragione, l'incremento di duttilità ottenuto per le sezioni più resistenti è più marcato. Si riportano, in Tab. 37, i valori di duttilità delle colonne base, quelli delle colonne rinforzate e, quindi, i loro rapporti.

	$f_c = 15 \text{ MPa}$	$f_c = 20 \text{ MPa}$	$f_c = 25 \text{ MPa}$
$\mu_{\varphi,unj.} \text{ [-]}$	3,27	2,93	2,71
$\mu_{\varphi} \text{ [-]}$	14,59	16,29	17,41
$\mu_{\varphi}/\mu_{\varphi,unj.} \text{ [-]}$	4,46	5,57	6,43

Tab. 37. Incrementi di duttilità ottenuti per le 3 sezioni

$$\Delta = 0.2$$

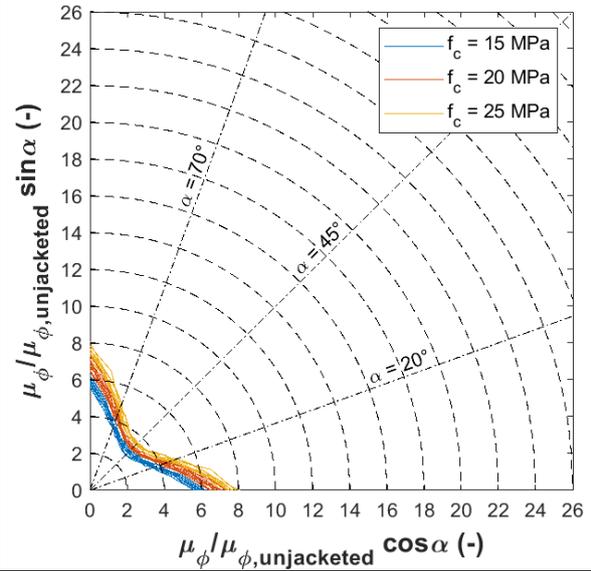
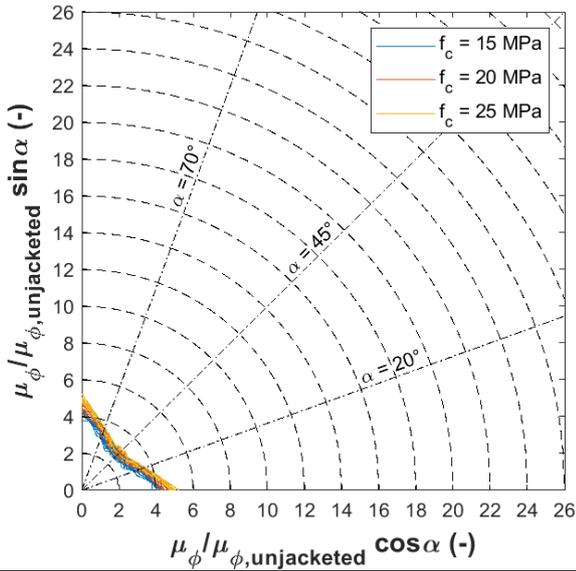


Tab. 38. Domini di incremento di duttilità delle sezioni rinforzate. $\Delta = 0,2$.

$\Delta = 0.3$

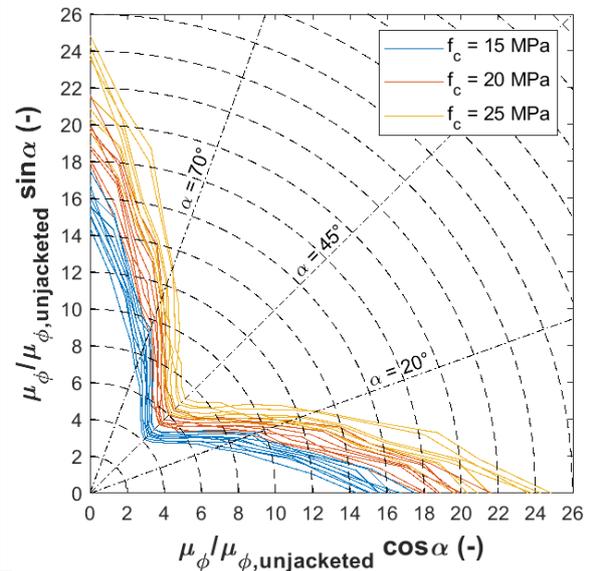
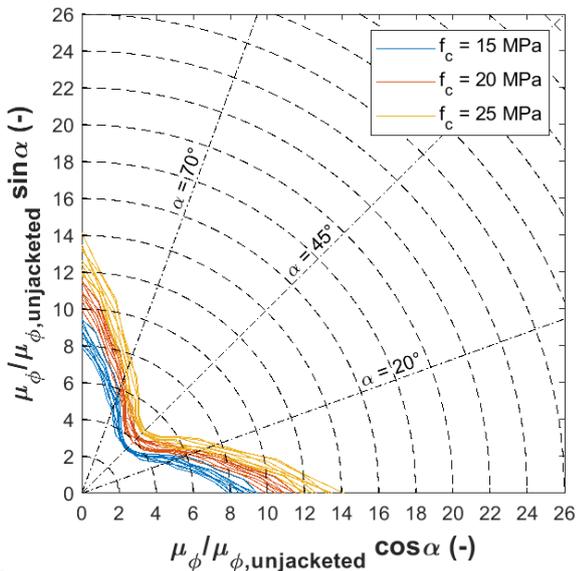
$n_j/n_c = 0.40$

$n_j/n_c = 0.30$



$n_j/n_c = 0.20$

$n_j/n_c = 0.15$

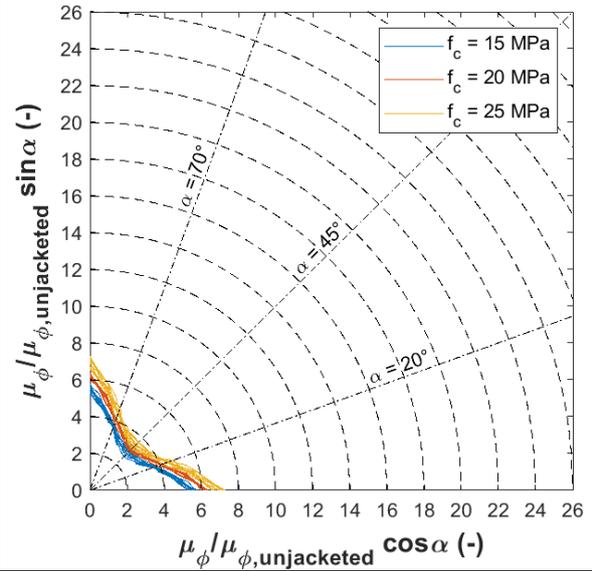
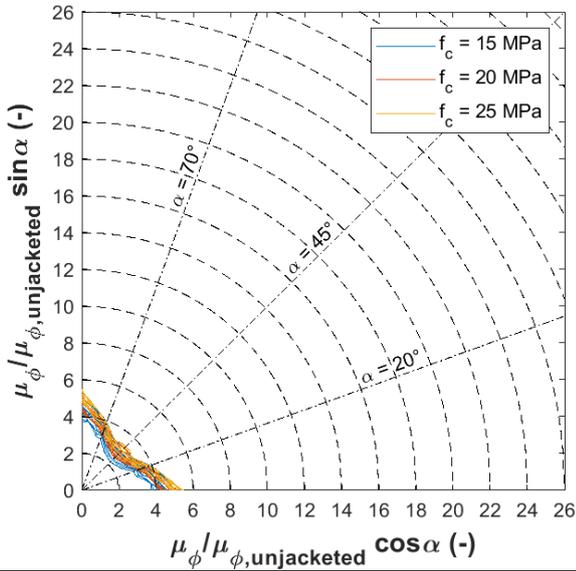


Tab. 39. Domini di incremento di duttilità delle sezioni rinforzate. $\Delta = 0,3$.

$\Delta = 0.4$

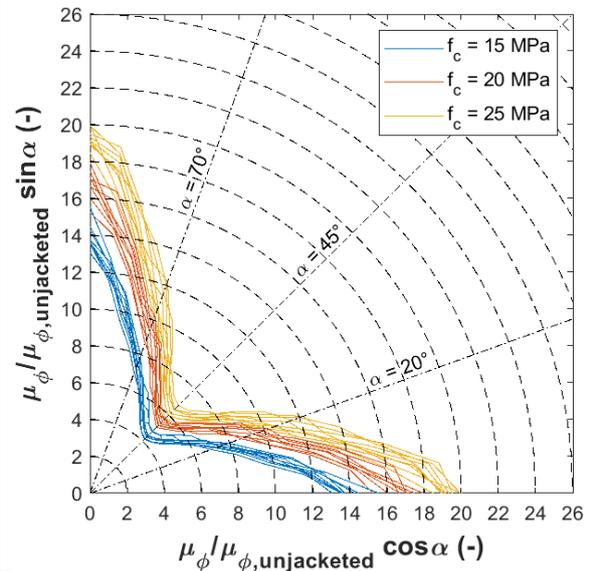
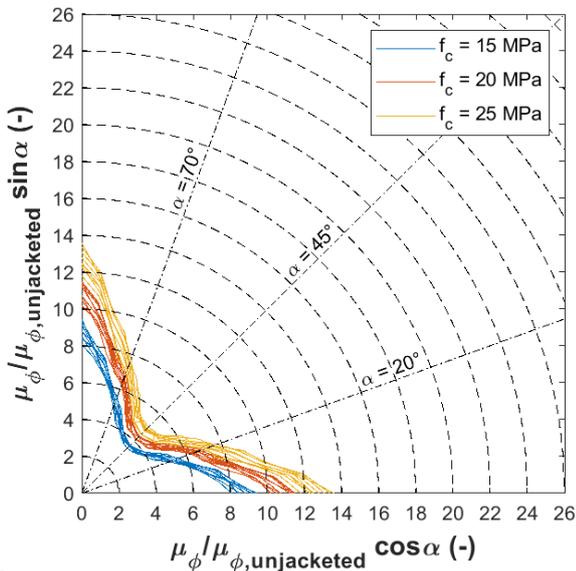
$n_j/n_c = 0.40$

$n_j/n_c = 0.30$

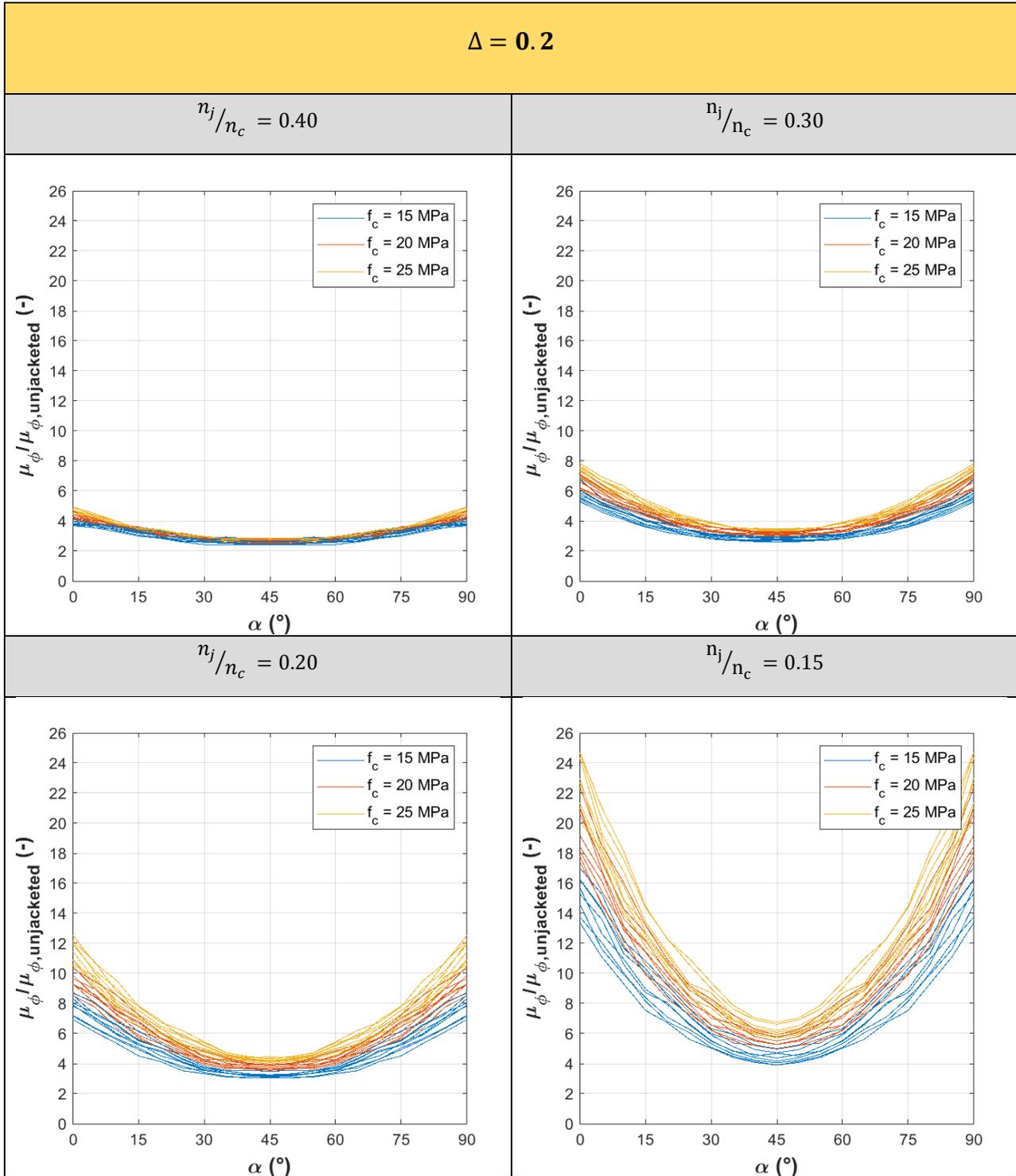


$n_j/n_c = 0.20$

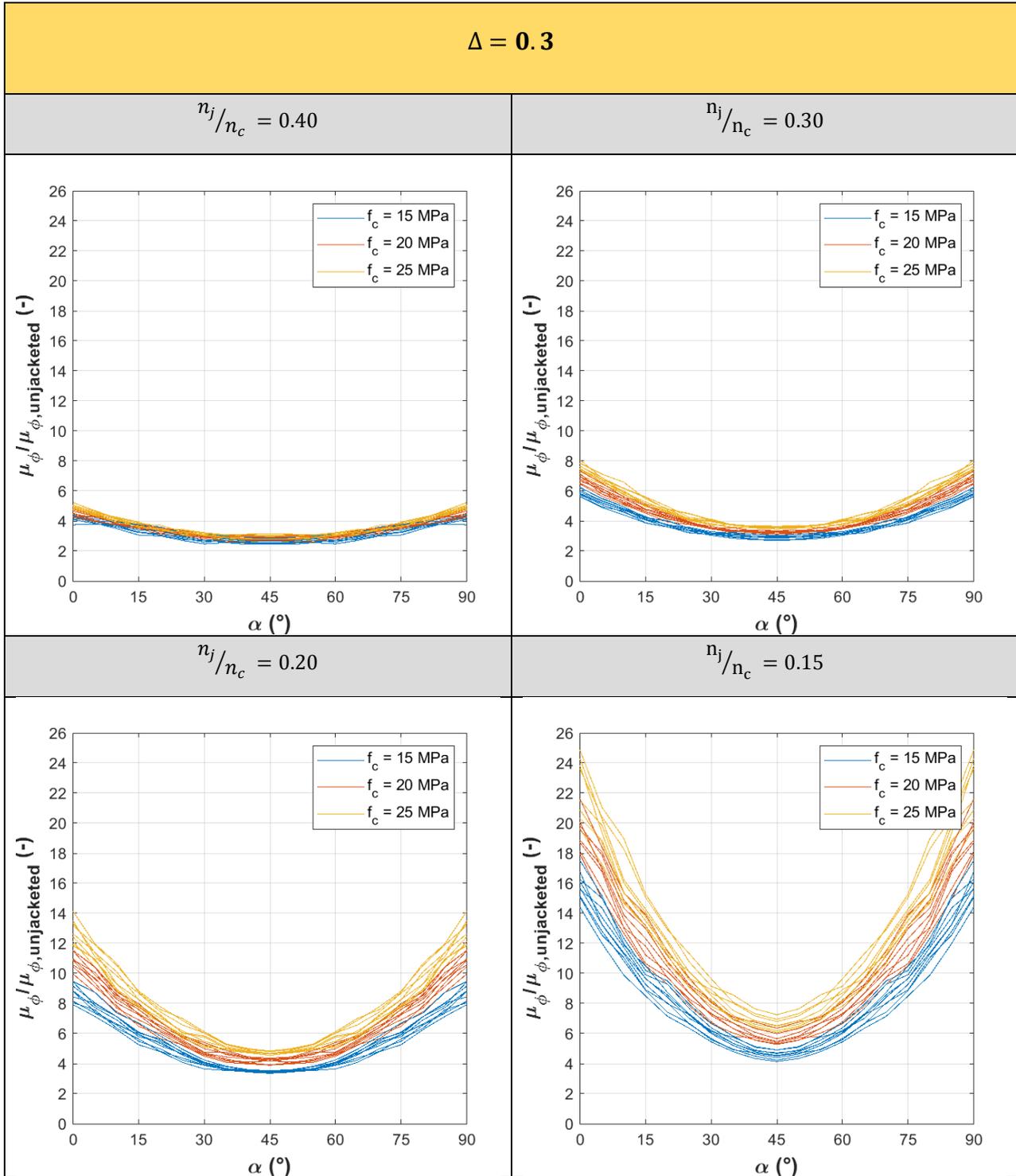
$n_j/n_c = 0.15$



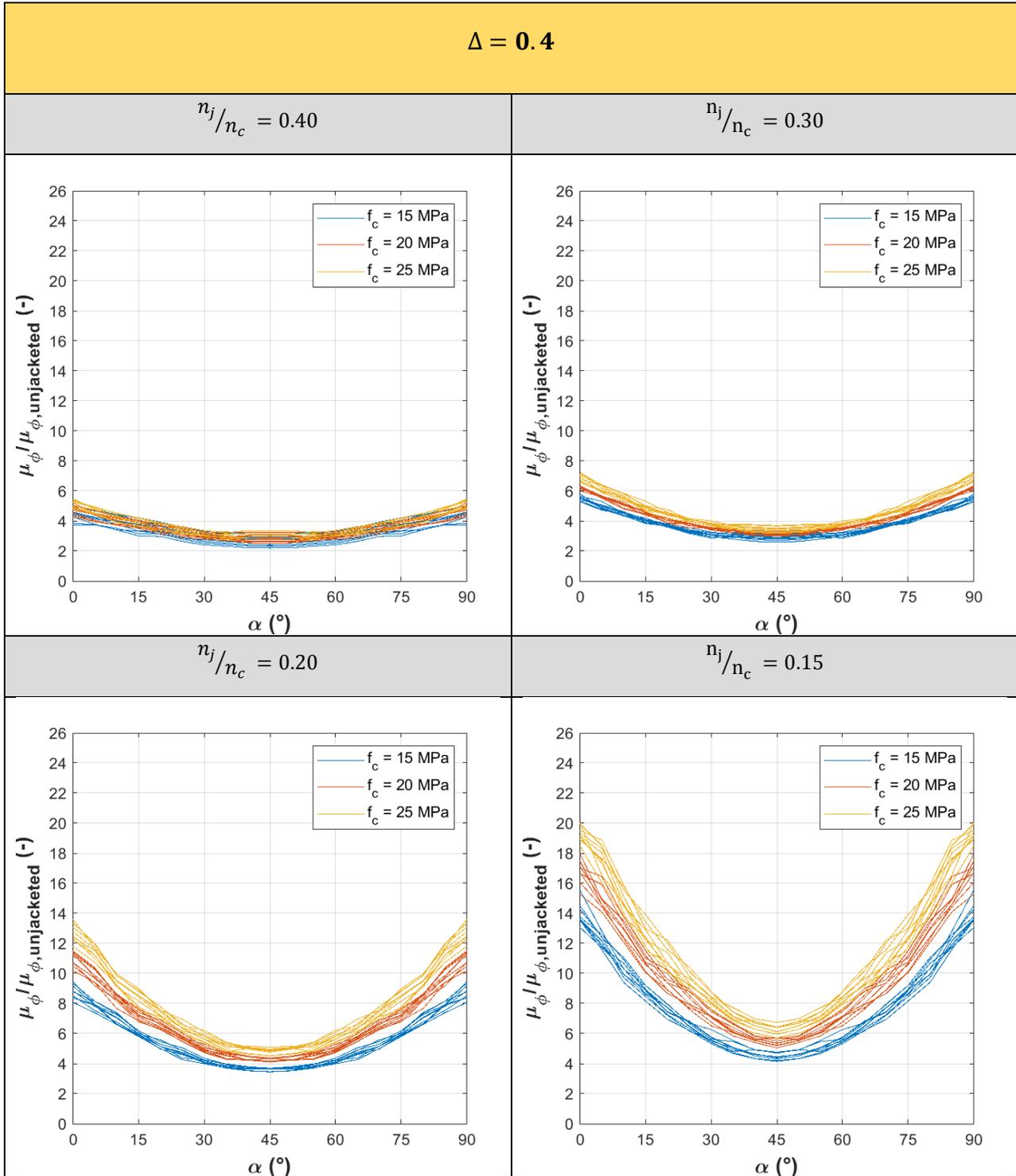
Tab. 40. Domini di incremento di duttilità delle sezioni rinforzate. $\Delta = 0,4$.



Tab. 41. Incremento di duttilità delle sezioni rinforzate in funzione di α . $\Delta = 0,2$.



Tab. 42. Incremento di duttilità delle sezioni rinforzate in funzione di α . $\Delta = 0,3$.



Tab. 43. Incremento di duttilità delle sezioni rinforzate in funzione di α . $\Delta = 0,4$.

5.4. Progetto del rinforzo a incremento di duttilità assegnata

Sono proposte, nelle pagine che seguono, le curve medie di incremento di duttilità rispetto alle colonne base, per Δ , n_j/n_c e f_c fissati. L'utilizzo di questi domini può essere una guida per la progettazione del rinforzo con concrete jacketing in regime di pressoflessione deviata, quando si desidera ottenere un determinato incremento di duttilità rispetto a quella posseduta dalla sezione originaria. La scelta della soluzione costruttiva è guidata dai parametri Δ e n_j/n_c , che caratterizzano la geometria e i materiali di rinforzo.

È fornito un esempio di applicazione delle curve per la progettazione del rinforzo a incremento di duttilità assegnata. Si ipotizza di voler incrementare di 4 volte la duttilità di una colonna base (Fig. 94) 430 x 430 mm con calcestruzzo di resistenza 20 MPa e armato con 8 Ø18 che si snervano ad una tensione di 450 MPa, sottoposta a sforzo normale pari a 1800 kN (circa $n_c = 0,5$) e a momento flettente biassiale agente con angolo di 45°. Le staffe sono costituite da ferri di diametro 10 mm disposte con passo 200 mm. Il copriferro c_c è di 25 mm.

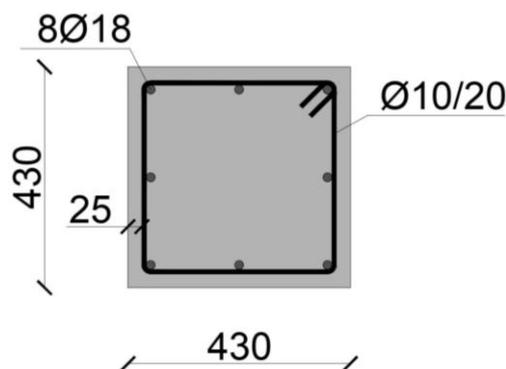


Fig. 94. Geometria della colonna base 430 x 430 mm

Sezione di base	
<i>parametri geometrici</i>	
b [mm]	430
d_c [mm]	18
c_c [mm]	25
Φ_c [mm]	10
s_c [mm]	200
<i>parametri materiali</i>	
f_c [MPa]	20
f_y [MPa]	450

Tab. 44. Parametri della sezione di base

Dalla consultazione delle Tab. 48 - Tab. 53, si evince che, nota la resistenza del calcestruzzo base pari a 20 MPa, è possibile ottenere un incremento di duttilità almeno pari a 4 (300% di incremento), per $\alpha = 45^\circ$, adottando un rinforzo che rispetti le condizioni seguenti: $\Delta = 0,4$ e $n_j/n_c = 0,15$. In Tab. 45 sono riportati i parametri geometrici e dei materiali che permettono di conseguire tali obiettivi. ρ_j è scelta pari allo 0,7 %, quindi la camicia è armata con 8 Ø14 con $f_y = 450$ MPa (Fig. 95).

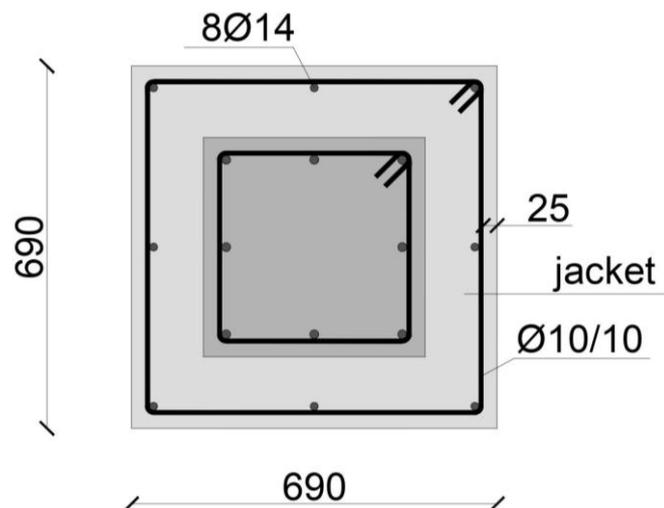


Fig. 95. Geometria della colonna rinforzata 690 x 690 mm

Δ	n_j/n_c	δ	B	f_j/f_c	f_j
[-]	[-]	[mm]	[mm]	[-]	[MPa]
0,4	0,15	130	690	3,5	70

Tab. 45. Parametri della soluzione di rinforzo

Al fine di verificare il reale ottenimento del miglioramento richiesto, sono riportate le curve momento-curvatura per la sezione non rinforzata e quella a rinforzo avvenuto (Fig. 96). Queste sono ottenute mediante utilizzo del software OpenSees, come spiegato nel capitolo terzo.

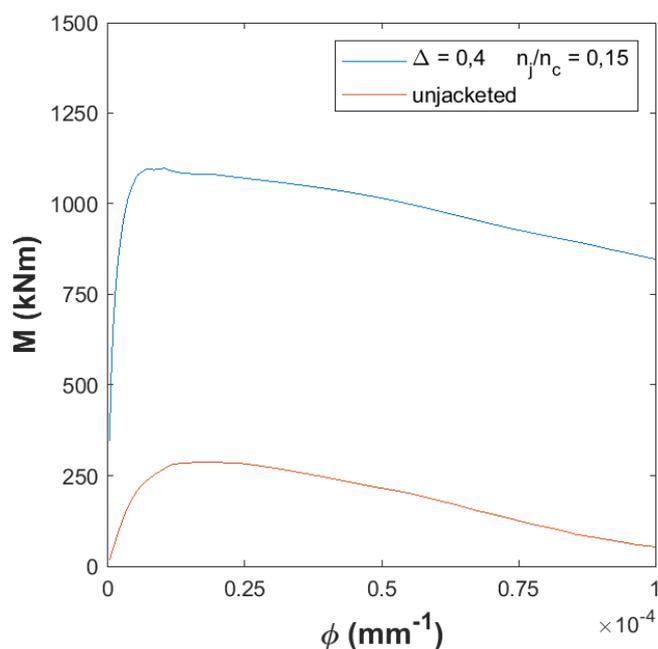


Fig. 96. Curve momento-curvatura per la sezione base e per quella rinforzata

Attraverso il concrete jacketing, si ottiene innanzitutto un incremento di resistenza del 280 % (si vedano le Tab. 46 - Tab. 47). Si nota, poi, una riduzione della curvatura elastica ed un incremento di quella ultima, con conseguente miglioramento della duttilità in curvatura posseduta dalla sezione. È raggiunto un rapporto $\mu_\phi / \mu_{\phi,unjacketed}$ pari a 5,15 e quindi maggiore di quello richiesto (4).

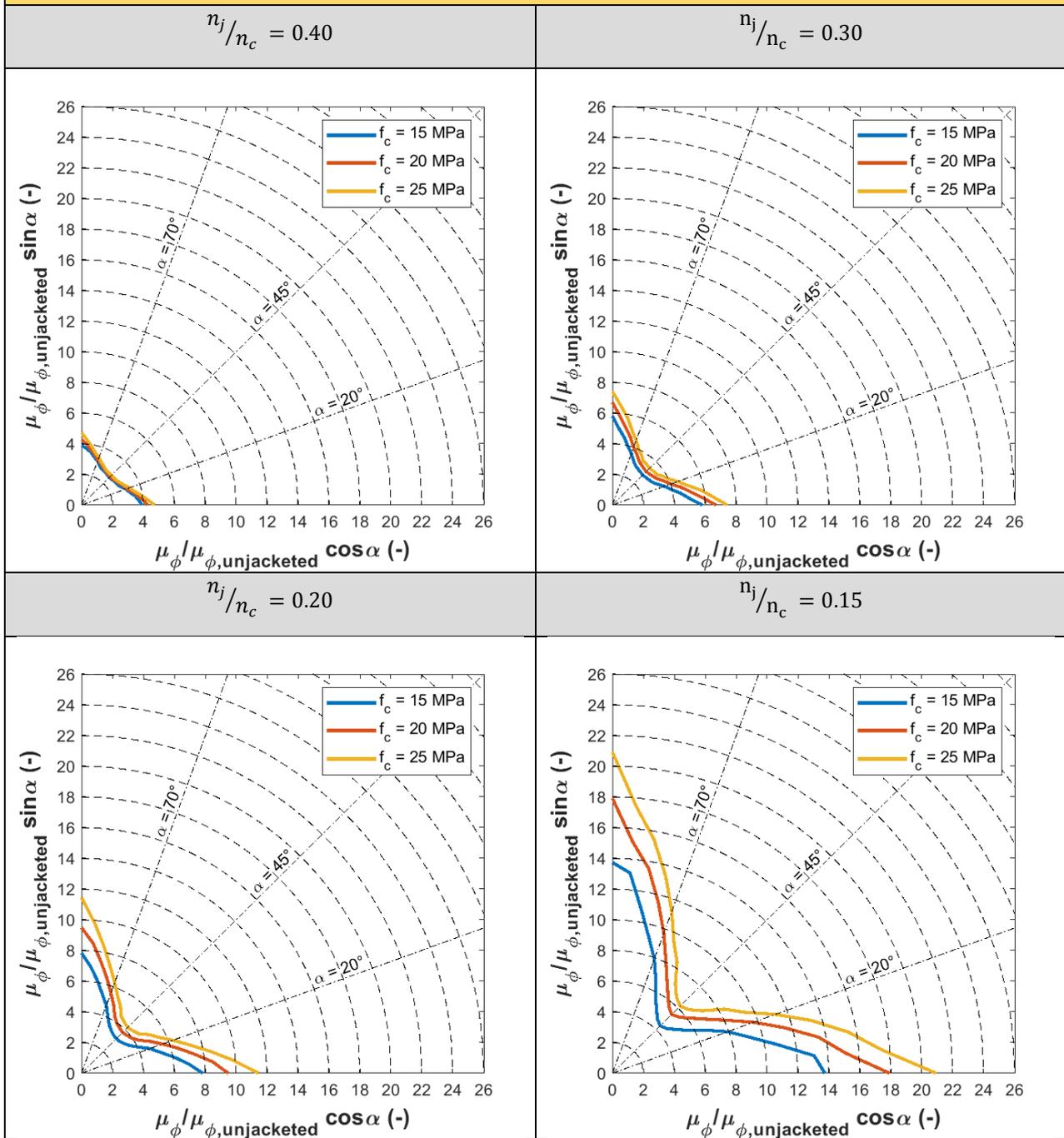
	unjacketed
M_{Rd} [kNm]	286,51
0,85 M_{Rd} [kNm]	243,53
φ_u [mm⁻¹]	4,03E-05
φ_e [mm⁻¹]	1,19E-05
$\mu_{\varphi, unjack.}$ [-]	3,38

Tab. 46. Risultati ottenuti per la sezione base

	$\Delta = 0,4$ $n_j/n_c = 0,15$
M_{Rd} [kNm]	1097,64
0,85 M_{Rd} [kNm]	932,99
φ_u [mm⁻¹]	7,32E-05
φ_e [mm⁻¹]	4,20E-06
μ_{φ} [-]	17,42
$\mu_{\varphi}/\mu_{\varphi, unj.}$ [-]	5,15

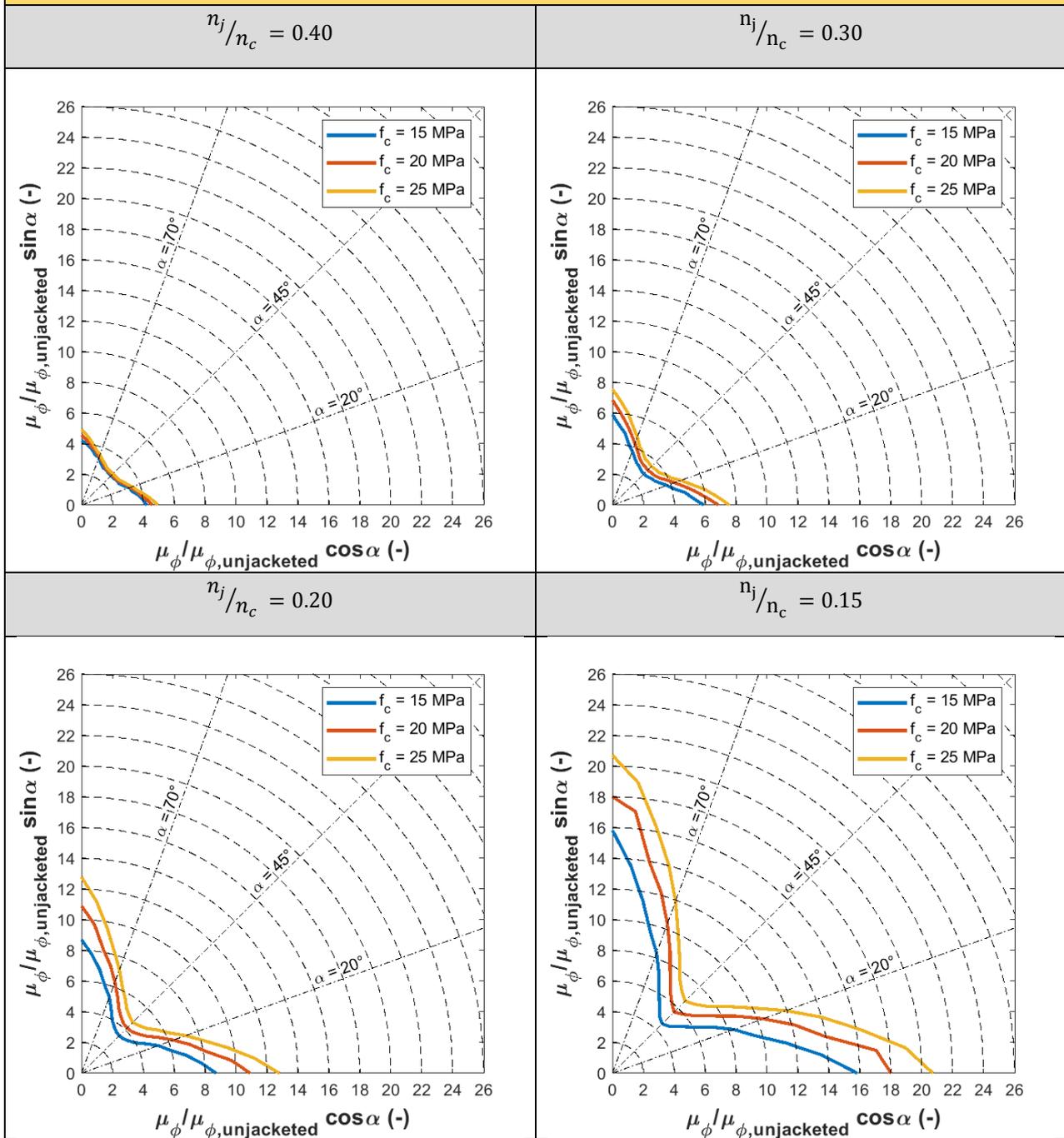
Tab. 47. Risultati ottenuti per la sezione rinforzata

$\Delta = 0.2$



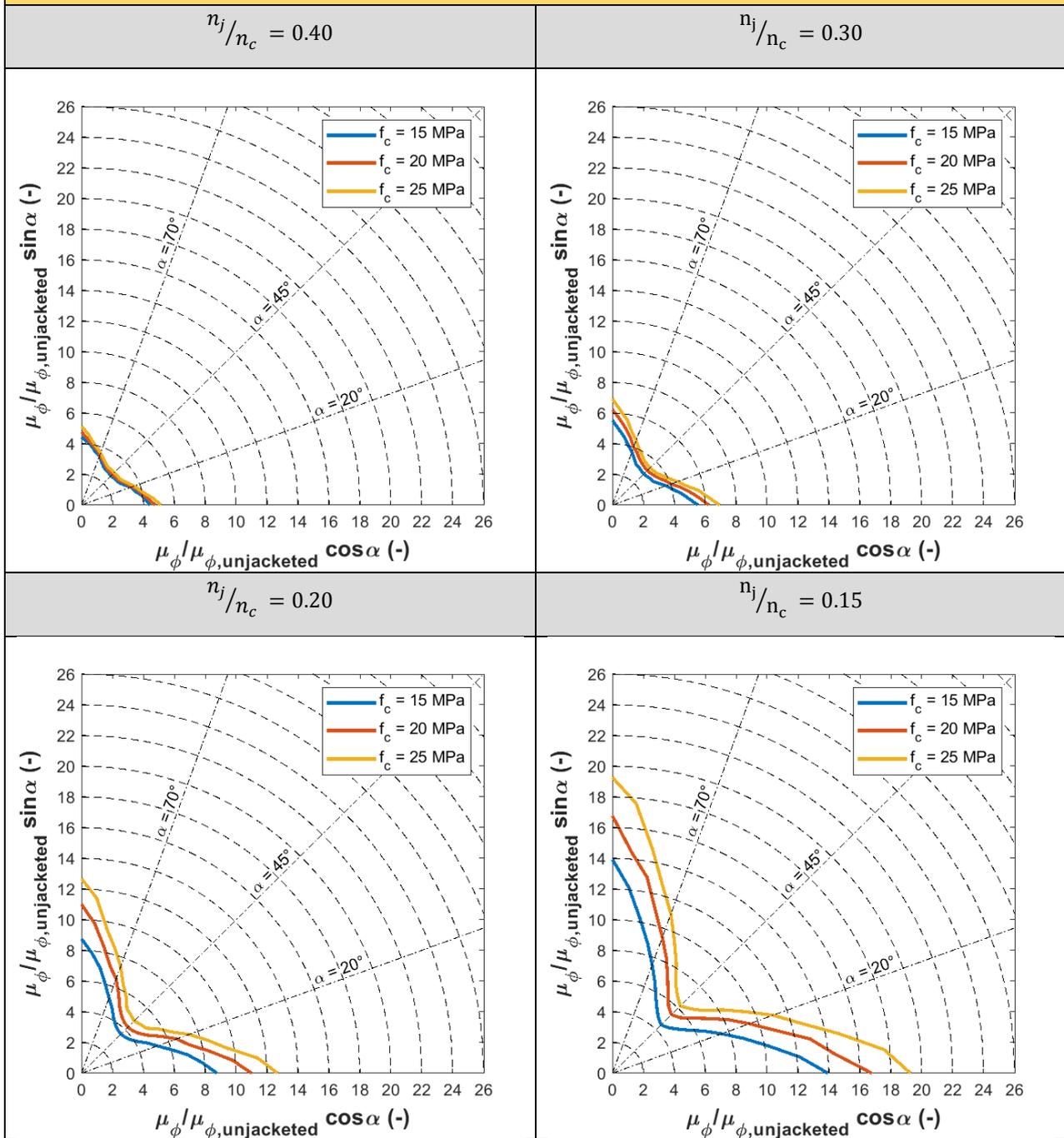
Tab. 48. Domini di incremento di duttilità delle sezioni rinforzate. Curve medie. $\Delta = 0,2$.

$\Delta = 0.3$

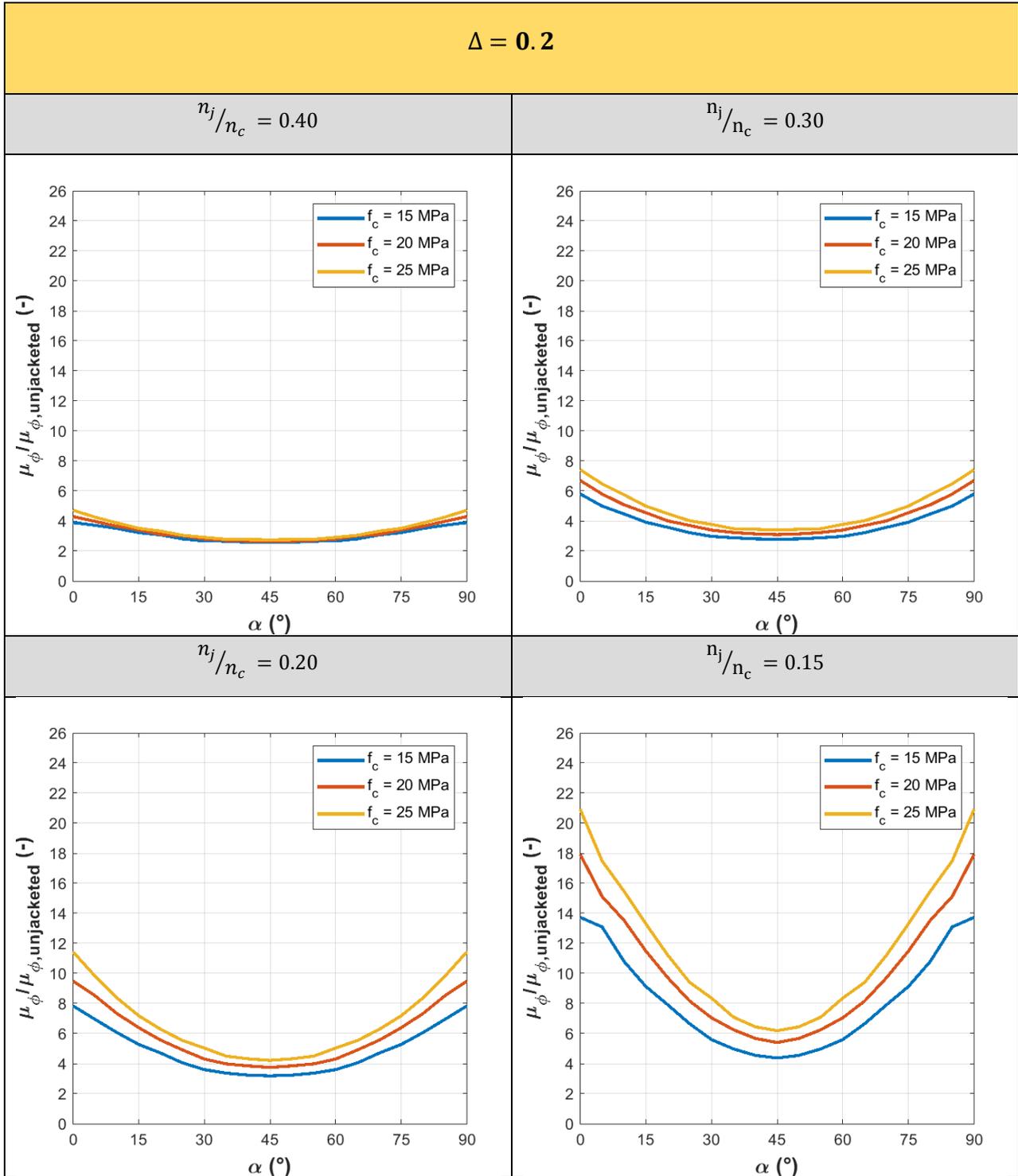


Tab. 49. Domini di incremento di duttilità delle sezioni rinforzate. $\Delta = 0,3$.

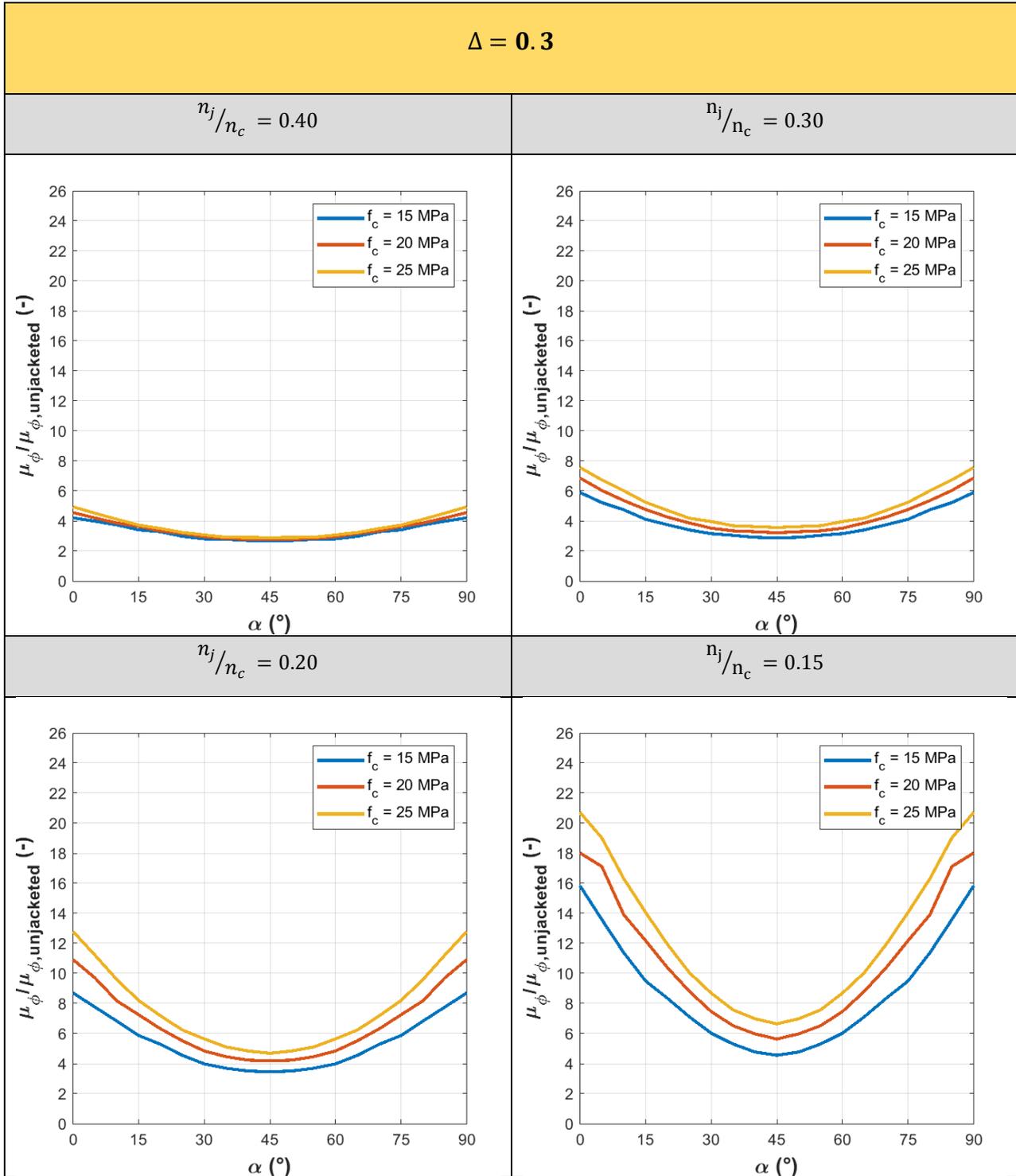
$\Delta = 0.4$



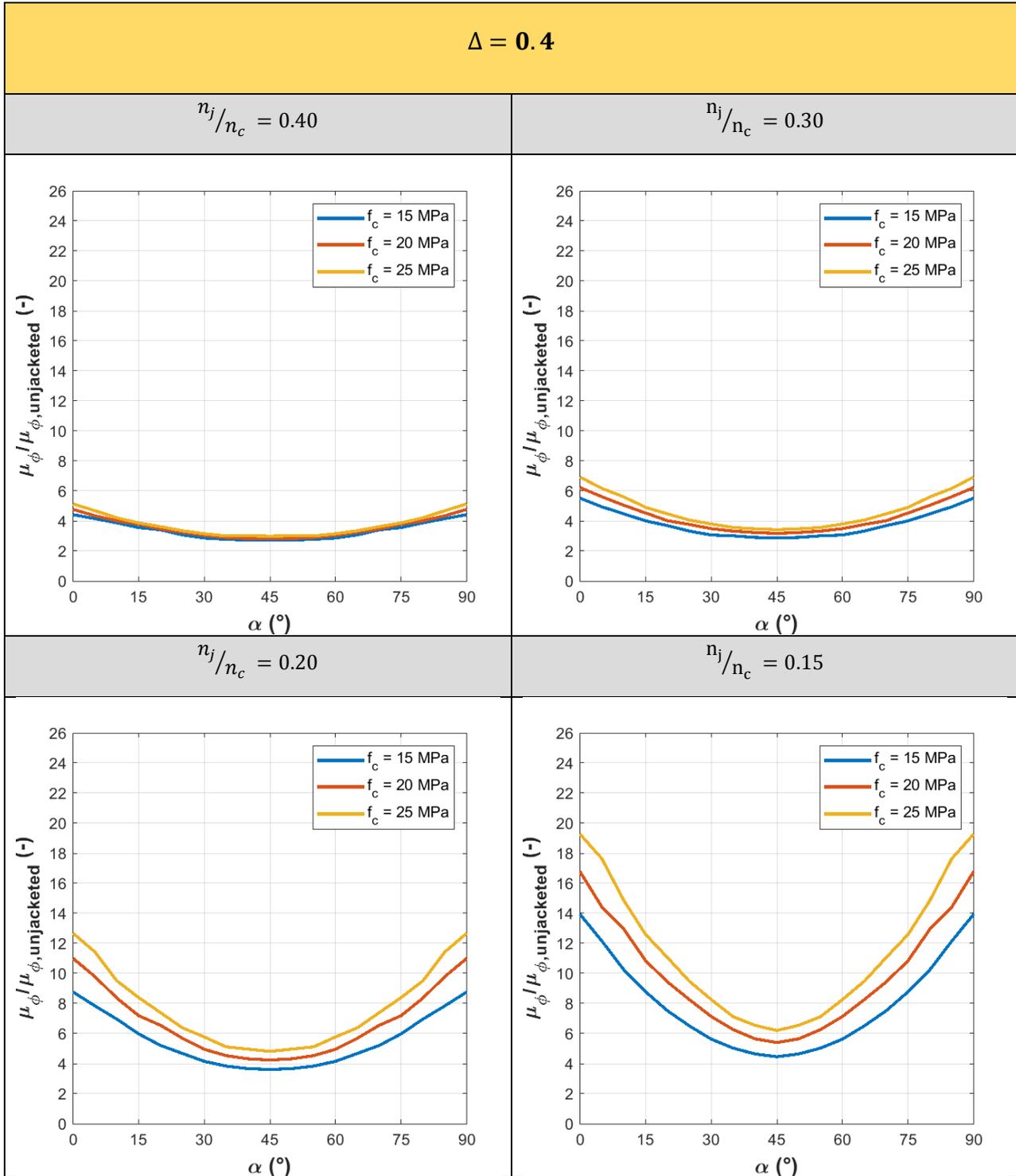
Tab. 50. Domini di incremento di duttilità delle sezioni rinforzate. Curve medie. $\Delta = 0,4$.



Tab. 51. Incremento di duttilità delle sezioni rinforzate in funzione di α . Curve medie. $\Delta = 0,2$.



Tab. 52. Incremento di duttilità delle sezioni rinforzate in funzione di α . Curve medie. $\Delta = 0,3$.



Tab. 53. Incremento di duttilità delle sezioni rinforzate in funzione di α . Curve medie. $\Delta = 0,4$.

CONCLUSIONI

Nella presente tesi è stato trattato il tema del comportamento delle sezioni quadrate in c.a. rinforzate con concrete jacketing in pressoflessione deviata.

È stato evidenziato il peggioramento delle capacità duttili delle sezioni quando sollecitate a sforzo normale e flessione attorno a un asse diverso da quelli principali d'inerzia. Tale peculiarità è osservata nelle colonne non rinforzate così come in quelle incamiciate.

Nella parte centrale della tesi è stata introdotta una metodologia di analisi del rinforzo basata sull'automatizzazione fornita dai software OpenSees e Matlab. Grazie ad essa, è stata condotta un'analisi parametrica finalizzata all'individuazione dei parametri rilevanti per il comportamento post-elastico delle colonne con jacketing soggette a $N - M_y - M_z$. Le risposte delle sezioni sono risultate maggiormente influenzate dalle variazioni dei parametri δ/b (spessore della camicia adimensionalizzato rispetto al lato della sezione) e f_j/f_c (rapporto fra la resistenza del calcestruzzo della camicia e quella del calcestruzzo della sezione di partenza). A partire da queste osservazioni, è stata introdotta la grandezza n_j/n_c (rapporto fra i livelli di sforzo normale, rispettivamente, sulla sezione rinforzata e sulla colonna base) che dipende direttamente dai due parametri. Si ricava che la duttilità della sezione incamiciata, così come il suo rapporto rispetto alla duttilità della sezione originaria, è tanto maggiore quanto più basso è il valore legato a n_j/n_c , o, analogamente, quanto più alti sono i valori dei parametri δ/b e f_j/f_c . Gli incrementi di duttilità apportati dalla camicia sono ottenuti per tutti gli angoli di sollecitazione, ma, per i valori di α vicini a 45° (comportamento biassiale), tali miglioramenti hanno margini più ridotti. Per comodità di formulazione, la grandezza δ/b è stata poi sostituita con Δ , pari alla somma di δ/b e del suo quadrato.

Sono stati, infine, proposti dei domini per il progetto del rinforzo a duttilità assegnata e a incremento di duttilità assegnata. Essi sono il frutto dell'elaborazione dei

dati relativi a 9 sezioni di base, 324 sezioni rinforzate e 10 diversi angoli di sollecitazione. I domini sono stati utilizzati per la presentazione di esempi applicativi.

Quanto messo in evidenza e prodotto da questo lavoro di tesi si configura come base che può essere implementata in software di analisi strutturale come strumento di progetto del concrete jacketing, in termini di duttilità, in pressoflessione deviata. Questi aspetti non risultano attualmente trattati dalle normative di riferimento.

BIBLIOGRAFIA

Bresler, B., *Design Criteria for reinforced columns under axial load and biaxial bending*. Journal of the American Concrete Institute, Farmington Hills, Mi, November 1960

Campione G, Fossetti M, Giacchino C, Minafò G., *RC columns externally strengthened with RC jackets*. Mater Struct 2014;47:1715–28.

Campione G., Cavaleri L., Di Trapani F., Macaluso G., Scaduto G., *Biaxial deformation and ductility domains for engineered rectangular RC cross-sections: A parametric study highlighting the positive roles of axial load, geometry and materials*. Engineering Structures, Volume 107, 15 January 2016, Pages 116-134

Ersoy U, Tankut AT, Suleiman R., *Behavior of jacketed columns*. ACI Struct J 1993;90:288–93.

Hsu C. T. T., *Analysis and design of square and rectangular Columns by Equation of Failure Surface*, ACI Structural Journal, V. 85, No. 2, Mar.-Apr. 1988.

Kupfer H., Hilsdorf H. K., Rusch H., *Behaviour of Concrete Under Biaxial Stresses*. J. Am. Concrete Inst., No. 66, 1969, pp. 656 -666.

Macaluso G., *Risposta teorico - sperimentale di colonne presso-inflesse in c.a. in assenza e in presenza di rinforzi*. Tesi di Dottorato, Università degli Studi di Palermo, 2014.

Mander, J. B., Priestley, M. J. N., and Park, R., *Theoretical Stress-Strain Model for Confined Concrete*, Journal of the Structural Division, ASCE, V. 114, No. ST8, Aug. 1988, pp. 1804- 1825.

Minafò G., Di Trapani F., Amato G., *Strength and ductility of RC jacketed columns: A simplified analytical method*. Engineering Structures 122 (2016) 184–195

Saatcioglu M., Member, ASCE, Razvi S. R., *Strength and Ductility of Confined Concrete*.
Article in Journal of Structural Engineering · June 1992 DOI: 10.1061/(ASCE)0733-
9445(1992)118:6(1590)

Sfakianakis MG, *Biaxial bending with axial force of reinforced, composites and repaired concrete sections of arbitrary shape by fiber model and computer graphics*. (2002). Adv Eng Softw 33:227–242

NORMATIVA DI RIFERIMENTO

Decreto 17 gennaio 2018. *Aggiornamento delle “Norme tecniche per le costruzioni”*.
Ministero delle Infrastrutture e dei Trasporti.

SITOGRAFIA

https://opensees.berkeley.edu/wiki/index.php/Main_Page

ALLEGATO A1 – script OpenSees

modello_no_jack.tcl

```
# unità: N, mm, MPa

# rimuovere modello esistente
wipe;

# creare model builder (ndm=dimensioni, ndf=dofs)
model BasicBuilder -ndm 3 -ndf 6

# NODI - coordinate x, y, z
node 1 0 0 0; # i nodi 1 e 2 sono utilizzati per definire l'elemento zeroLengthSection, con
il quale viene modellata la sezione da analizzare
node 2 0 0 0

# VINCOLI
# node Fx Fy Fz Mx My Mz
fix 1 1 1 1 1 1 1
fix 2 0 1 1 1 0 0

# definizione parametri materiali

# cls base confinato da 1 staffe
set openfcc_c1 [open "filemat/fcc_c1.txt" r];
set fcc_c1 [read $openfcc_c1]; #resistenza a compressione
close $openfcc_c1

set openepscc_c1 [open "filemat/epscc_c1.txt" r];
set epscc_c1 [read $openepscc_c1]; #deformazione a tensione massima
close $openepscc_c1

set openepscc20_c1 [open "filemat/epscc20_c1.txt" r];
set epscc20_c1 [read $openepscc20_c1]; #deformazione a perdita di resistenza 80%
close $openepscc20_c1
```

```

# cls concrete base non confinato
set openfc          [open "filemat/fc.txt" r];
set fc              [read $openfc];                #resistenza a compressione
close $openfc

# acciaio armature
set openfy          [open "filemat/fy.txt" r];
set fy              [read $openfy];                #tensione di snervamento armature
close $openfy

# MATERIALI
# uniaxialMaterial Concrete02 $matTag $fpc $sepsc0 $fpcu $sepsU $lambda $ft $Ets
uniaxialMaterial Concrete02 1 -$fcc_c1 -$sepsc_c1 [expr -0.20*$fcc_c1]
-$sepsc20_c1 0.1 3 1000; # cls base confinato da 1 staffa
uniaxialMaterial Concrete02 2 -$fc -0.002 0
-0.014 0.1 3 1000; # cls base non confinato
# uniaxialMaterial Steel01 $matTag $Fy $E0 $b
uniaxialMaterial Steel01 3 $fy 210000 0.00; # acciaio armature

# definizione parametri geometrici
# base sezione base
set openb          [open "filemat/b.txt" r];
set b              [read $openb];
close $openb

# altezza sezione base
set openh          [open "filemat/h.txt" r];
set h              [read $openh];
close $openh

# copriferro sezione base (copriferro inteso come distanza fra fibra più esterna di cls e baricentro armatura)
set opencint       [open "filemat/cint.txt" r];
set cint           [read $opencint];
close $opencint

# diametro armatura long. (sezione base)
set opencd         [open "filemat/d_c.txt" r];
set dc             [read $opencd];
close $opencd

```

```

set    rc          [expr $dc/2];          # raggio armatura long. (sezione base)
set    pi          [expr 2*asin(1)];      # pigreco
set    Asint       [expr $pi*pow($rc,2)]; #area di 1 barra (sezione base)
set    nbint       3;                    #numero di barre superiori = inferiori (sezione base)

# SEZIONE
section Fiber 1 {

# patch rect $matTag $numSubdivY $numSubdivZ $yI $zI $yJ $zJ

# sezione base cls confinato interno
patch rect 1 [expr round(($b-2*$scint)/20)] [expr round(($h-2*$scint)/20)]
           [expr -($b/2)+$scint-($dc/2)] [expr -($h/2)+$scint-($dc/2)] [expr ($b/2)-$scint+($dc/2)]
           [expr ($h/2)-$scint+($dc/2)]

# sezione base cls non confinato (sopra, sotto, sx, dx)
patch rect 2 [expr round($b/20)] [expr round($scint/20)] [expr -$b/2]
           [expr ($h/2)-$scint+($dc/2)] [expr $b/2] [expr $h/2]
patch rect 2 [expr round($b/20)] [expr round($scint/20)] [expr -$b/2]
           [expr -$h/2] [expr $b/2] [expr -($h/2)+$scint-($dc/2)]
patch rect 2 [expr round($scint/20)] [expr round(($h-2*$scint)/20)] [expr -$b/2]
           [expr -($h/2)+$scint-($dc/2)] [expr -($b/2)+$scint-($dc/2)] [expr ($h/2)-$scint+($dc/2)]
patch rect 2 [expr round($scint/20)] [expr round(($h-2*$scint)/20)]
           [expr ($b/2)-$scint+($dc/2)] [expr -($h/2)+$scint-($dc/2)] [expr $b/2]
           [expr ($h/2)-$scint+($dc/2)]

# layer straight $matTag $numBars $areaBar $yStart $zStart $yEnd
           $zEnd

# armatura base
layer straight 3 $nbint $Asint [expr -($b/2)+$scint] [expr $h/2-$scint]
           [expr ($b/2)-$scint] [expr $h/2-$scint]
layer straight 3 $nbint $Asint [expr -($b/2)+$scint] [expr -$h/2+$scint]
           [expr ($b/2)-$scint] [expr -$h/2+$scint]
layer straight 3 1 $Asint [expr -($b/2)+$scint] 0
           [expr -($b/2)+$scint] 0
layer straight 3 1 $Asint [expr ($b/2)-$scint] 0
           [expr ($b/2)-$scint] 0

```

```

}

#zero Lenght section
set openalpha [open "filemat/alpha.txt" r];
set alpha [read $openalpha]; # angolo fra y globale e y locale (rotazione della sezione) in gradi sessagesimali
close $openalpha
set alphasad [expr $alpha*$pi/180]; # alpha in radianti
set cos [expr cos($alphasad)]
set sin [expr sin($alphasad)]

# element zeroLengthSection $eleTag $iNode $jNode $secTag < -orient $x1 $x2 $x3 $yp1
$yp2 $yp3>
element zeroLengthSection 1 1 2 1 -orient 1 0 0 0 $cos
$sin

# OSS: l'asse x locale della sezione è orientato come l'asse x globale;
# l'asse y locale, invece, ha un angolo di rotazione alpha rispetto all'asse y globale.

# SFORZO NORMALE
# al nodo 2 viene applicata una forza N in direzione opposta a x (sforzo normale di compressione per la sezione)
set openfc [open "filemat/fc.txt" r];
set fc [read $openfc]; #resistenza a compressione nucleo
close $openfc
set open_n [open "filemat/n.txt" r];
set n [read $open_n]; # sforzo normale adimensionalizzato
close $open_n
set N [expr $n*$fc*$b*$h]

pattern Plain 1 "Constant" {
# node Fx Fy Fz Mx My Mz
load 2 [expr -$N] 0 0 0 0 0
}

#analisi con sforzo normale
constraints Plain;
numberer RCM;
system BandGeneral;
test NormDispIncr 1.0e-10 1000;
algorithm Newton;

```

```

integrator LoadControl 0.1;
analysis Static;
analyze 10;

# una volta eseguita l'analisi per lo sforzo normale, i carichi assegnati vengono mantenuti costanti e il tempo resettato al
# valore 0.0
loadConst -time 0.0

# CARICO ORIZZONTALE
# al nodo 2 viene applicata una forza Fz, che genera un momento flettente sulla sezione di base
# la sezione di base è, però, ruotata di un angolo alpha rispetto agli assi globali; quindi, la sezione risulta soggetta a
# pressoflessione deviata

#recorder
recorder Element -file fileos/N_Mz_My.out -ele 1 section force;           # recorder N, Mz, My
recorder Element -file fileos/deformation.out -ele 1 section deformation; # recorder deformation sezione
# (colonna 2: curvatura attorno asse z phi_z; colonna 3: curvatura attorno asse y phi_y)
recorder Element -file fileos/tens_def_acciaio.out -ele 1 section fiber [expr $b/2-$scint] [expr $h/2-$scint] stressStrain;
# #tensione-deformazione acciaio, per valutare curvatura di snervamento

pattern Plain 2 "Linear" {
#   node      Fx    Fy    Fz    Mx    My    Mz
load  2        0    0    0    0    1    0
}

# analizza push

# l'analisi viene eseguita controllando la rotazione attorno all'asse y del nodo 2
# viene calcolata per ogni step la forza H necessaria ad ottenere una rotazione via via maggiore (incrementi di $dphi ad
# ogni step)

set numIncr      1000
set maxphi       0.00035;      #massima curvatura alla quale viene spinta l'analisi
set dphi         [expr $maxphi/$numIncr]
integrator DisplacementControl 2 5 $dphi

analyze $numIncr

```

modello.tcl

unità: N, mm, MPa

rimuovere modello esistente

wipe;

creare model builder (ndm=dimensioni, ndf=dofs)

model BasicBuilder -ndm 3 -ndf 6

NODI - coordinate x, y, z

node 1 0 0 0; # i nodi 1 e 2 sono utilizzati per definire l'elemento zeroLengthSection, con
il quale viene modellata la sezione da analizzare

node 2 0 0 0

VINCOLI

#	node	Fx	Fy	Fz	Mx	My	Mz
---	------	----	----	----	----	----	----

fix	1	1	1	1	1	1	1
-----	---	---	---	---	---	---	---

fix	2	0	1	1	1	0	0
-----	---	---	---	---	---	---	---

definizione parametri materiali

cls base confinato da 2 staffe

set openfcc_c2 [open "filemat2/fcc_c2.txt" r];

set fcc_c2 [read \$openfcc_c2]; #resistenza a compressione

close \$openfcc_c2

set openepscc_c2[open "filemat2/epscc_c2.txt" r];

set epscc_c2 [read \$openepscc_c2]; #deformazione a tensione massima

close \$openepscc_c2

set openepscc20_c2 [open "filemat2/epscc20_c2.txt" r];

set epscc20_c2 [read \$openepscc20_c2]; #deformazione a perdita di resistenza 80%

close \$openepscc20_c2

cls base confinato da 1 staffe

set openfcc_c1 [open "filemat2/fcc_c1.txt" r];

set fcc_c1 [read \$openfcc_c1]; #resistenza a compressione

close \$openfcc_c1

```

set openepscc_c1      [open "filemat2/epscc_c1.txt" r];
set epscc_c1         [read $openepscc_c1];           #deformazione a tensione massima
close $openepscc_c1

set openepscc20_c1   [open "filemat2/epscc20_c1.txt" r];
set epscc20_c1      [read $openepscc20_c1];        #deformazione a perdita di resistenza 80%
close $openepscc20_c1

```

cls concrete jacketing confinato

```

set openfcc_cj       [open "filemat2/fcc_cj.txt" r];
set fcc_cj          [read $openfcc_cj];           #resistenza a compressione
close $openfcc_cj

set openepscc_cj     [open "filemat2/epscc_cj.txt" r];
set epscc_cj        [read $openepscc_cj];        #deformazione a tensione massima
close $openepscc_cj

set openepscc20_cj   [open "filemat2/epscc20_cj.txt" r];
set epscc20_cj      [read $openepscc20_cj];      #deformazione a perdita di resistenza 80%
close $openepscc20_cj

```

cls concrete jacketing non confinato

```

set openfj           [open "filemat2/fj.txt" r];
set fj               [read $openfj];             #resistenza a compressione
close $openfj

```

acciaio armature

```

set openfy           [open "filemat2/fy.txt" r];
set fy               [read $openfy];             #tensione di snervamento armature
close $openfy

```

MATERIALI

```

# uniaxialMaterial Concrete02 $matTag  $fpc      $eps0  $fpcu  $epsU  $lambda  $ft  $Ets
uniaxialMaterial Concrete02  1  -$fcc_c2  -$epscc_c2  [expr -0.20*$fcc_c2]  -$epscc20_c2
    0.1      3  1000;          # cls base confinato da 2 staffe
uniaxialMaterial Concrete02  2  -$fcc_c1  -$epscc_c1  [expr -0.20*$fcc_c1]  $epscc20_c1
    0.1      3  1000;          # cls base confinato da 1 staffa
uniaxialMaterial Concrete02  3  -$fcc_cj  -$epscc_cj  [expr -0.20*$fcc_cj]  -$epscc20_cj
    0.1      3  1000;          # cls concrete jacketing confinato

```

```

uniaxialMaterial Concrete02      4      -$fj      -0.002  0      -0.014  0.1      3      1000;
      # cls concrete jacketing non confinato
# uniaxialMaterial Steel01      $matTag      $Fy      $E0      $b
uniaxialMaterial Steel01      5      $fy      210000      0.00; # acciaio armature

# definizione parametri geometrici
      # base sezione base
set openb      [open "filemat2/b.txt" r];
set b      [read $openb];
close $openb

      # altezza sezione base
set openh      [open "filemat2/h.txt" r];
set h      [read $openh];
close $openh

      # copriferro sezione base (copriferro inteso come distanza fra fibra più esterna di cls e baricentro armatura)
set opencint      [open "filemat2/cint.txt" r];
set cint      [read $opencint];
close $opencint

      # diametro armatura long. (sezione base)
set opendc      [open "filemat2/d_c.txt" r];
set dc      [read $opendc];
close $opendc

      # base sezione jacketing
set openB      [open "filemat2/bb.txt" r];
set B      [read $openB];
close $openB

      # altezza sezione jacketing
set openH      [open "filemat2/hh.txt" r];
set H      [read $openH];
close $openH

      # copriferro sezione jacketing (copriferro inteso come distanza fra fibra più esterna di cls e baricentro armatura)
set openc      [open "filemat2/c.txt" r];
set c      [read $openc];
close $openc

      # diametro armatura long. (concrete jacketing)
set opendj      [open "filemat2/d_j.txt" r];
set dj      [read $opendj];

```

close \$opendj

```
set rc [expr $dc/2]; # raggio armatura long. (sezione base)
set rj [expr $dj/2]; # raggio armatura long. (concrete jacketing)
set pi [expr 2*asin(1)]; # pigreco
set Asint [expr $pi*pow($rc,2)]; #area di 1 barra (sezione base)
set As [expr $pi*pow($rj,2)]; #area di 1 barra (concrete jacketing)
set nbint 3; #numero di barre superiori = inferiori (sezione base)
set nb 3; #numero di barre superiori = inferiori (concrete jacketing)
set nblat 1; #numero di barre sx = dx (concrete jacketing)
set iz [expr ($H-(2*$c))/($nblat+1)]; #interasse lungo z barre laterali
```

SEZIONE

```
section Fiber 1 {
```

```
# patch rect $matTag $numSubdivY $numSubdivZ $yI $zI $yJ $zJ
```

sezione base cls confinato interno

```
patch rect 1 [expr round(($b-2*$cint)/20)] [expr round(($h-2*$cint)/20)]
[expr -($b/2)+$cint-($dc/2)] [expr -($h/2)+$cint-($dc/2)] [expr ($b/2)-$cint+($dc/2)]
[expr ($h/2)-$cint+($dc/2)]
```

sezione base cls confinato esterno (sopra, sotto, sx, dx)

```
patch rect 2 [expr round($b/20)] [expr round($cint/20)]
[expr -$b/2] [expr ($h/2)-$cint+($dc/2)] [expr $b/2]
[expr $h/2]
```

```
patch rect 2 [expr round($b/20)] [expr round($cint/20)]
[expr -$b/2] [expr -$h/2] [expr $b/2]
[expr -($h/2)+$cint-($dc/2)]
```

```
patch rect 2 [expr round($cint/20)] [expr round(($h-2*$cint)/20)]
[expr -$b/2] [expr -($h/2)+$cint-($dc/2)] [expr -($b/2)+$cint-($dc/2)]
[expr ($h/2)-$cint+($dc/2)]
```

```
patch rect 2 [expr round($cint/20)] [expr round(($h-2*$cint)/20)]
[expr ($b/2)-$cint+($dc/2)] [expr -($h/2)+$cint-($dc/2)] [expr $b/2]
[expr ($h/2)-$cint+($dc/2)]
```

sezione cls concrete jacketing confinato (sopra, sotto, sx, dx)

```

patch rect 3 [expr round((\$B-2*\$cint)/20)] [expr round((\$H-\$h)/40)]
[expr -\$B/2+\$c] [expr \$h/2] [expr \$B/2-\$c]
[expr \$H/2-\$c]
patch rect 3 [expr round((\$B-2*\$cint)/20)] [expr round((\$H-\$h)/40)]
[expr -\$B/2+\$c] [expr -\$H/2+\$c] [expr \$B/2-\$c]
[expr -\$h/2]
patch rect 3 [expr round((\$B-\$b)/40)] [expr round(\$h/20)]
[expr -\$B/2+\$c] [expr -\$h/2] [expr -\$b/2]
[expr \$h/2]
patch rect 3 [expr round((\$B-\$b)/40)] [expr round(\$h/20)]
[expr \$b/2] [expr -\$h/2] [expr \$B/2-\$c]
[expr \$h/2]

```

sezione cls concrete jacketing non confinato (sopra, sotto, sx, dx)

```

patch rect 4 [expr round(\$B/20)] [expr round(\$c/20)]
[expr -\$B/2] [expr \$H/2-\$c] [expr \$B/2]
[expr \$H/2]
patch rect 4 [expr round(\$B/20)] [expr round(\$c/20)]
[expr -\$B/2] [expr -\$H/2] [expr \$B/2]
[expr -\$H/2+\$c]
patch rect 4 [expr round(\$c/20)] [expr round(\$H/20)]
[expr -\$B/2] [expr -\$H/2+\$c] [expr -\$B/2+\$c]
[expr \$H/2-\$c]
patch rect 4 [expr round(\$c/20)] [expr round(\$H/20)]
[expr \$B/2-\$c] [expr -\$H/2+\$c] [expr \$B/2]
[expr \$H/2-\$c]

```

```

# layer straight $matTag $numBars $areaBar $yStart $zStart $yEnd
$zEnd

```

armatura base

```

layer straight 5 $nbint $Asint [expr -(\$b/2)+\$cint] [expr \$h/2-\$cint]
[expr (\$b/2-\$cint)] [expr \$h/2-\$cint]
layer straight 5 $nbint $Asint [expr -(\$b/2)+\$cint] [expr -\$h/2+\$cint]
[expr (\$b/2-\$cint)] [expr -\$h/2+\$cint]
layer straight 5 1 $Asint [expr -(\$b/2)+\$cint] 0
[expr -(\$b/2)+\$cint] 0
layer straight 5 1 $Asint [expr (\$b/2-\$cint)] 0
[expr (\$b/2-\$cint)] 0

```

```

# armatura concrete jacketing
layer straight 5 $nb $As [expr -$B/2+$c] [expr $H/2-$c]
                [expr $B/2-$c] [expr $H/2-$c]
layer straight 5 $nb $As [expr -$B/2+$c] [expr -$H/2+$c]
                [expr $B/2-$c] [expr -$H/2+$c]
layer straight 5 $nblat $As [expr -$B/2+$c] [expr -$H/2+$c+$iz]
                [expr -$B/2+$c] [expr $H/2-$c-$iz]
layer straight 5 $nblat $As [expr $B/2-$c] [expr -$H/2+$c+$iz]
                [expr $B/2-$c] [expr $H/2-$c-$iz]
}

```

```

#zero Lenght section

```

```

set openalpha [open "filemat2/alpha.txt" r];
set alpha [read $openalpha]; # angolo fra y globale e y locale (rotazione della sezione) in gradi sessagesimali
close $openalpha
set alphasad [expr $alpha*$pi/180]; # alpha in radianti
set cos [expr cos($alphasad)]
set sin [expr sin($alphasad)]

```

```

# element zeroLengthSection $eleTag $iNode $jNode $secTag < -orient $x1 $x2 $x3 $yp1
$yp2 $yp3>
element zeroLengthSection 1 1 2 1 -orient 1 0 0 0 $cos
$sin

```

```

# OSS: l'asse x locale della sezione è orientato come l'asse x globale;

```

```

# l'asse y locale, invece, ha un angolo di rotazione alpha rispetto all'asse y globale.

```

```

# SFORZO NORMALE

```

```

# al nodo 2 viene applicata una forza N in direzione opposta a x (sforzo normale di compressione per la sezione)

```

```

set openfc [open "filemat2/fc.txt" r];
set fc [read $openfc]; #resistenza a compressione nucleo
close $openfc
set open_n [open "filemat2/n.txt" r];
set n [read $open_n]; # sforzo normale adimensionalizzato
close $open_n
set N [expr $n*$fc*$b*$h]

```

```

pattern Plain 1 "Constant" {

```

```

#      node      Fx      Fy      Fz      Mx      My      Mz
load  2          [expr -$N]  0      0      0      0      0
}

```

```

#analizza con sforzo normale
constraints Plain;
numberer RCM;
system BandGeneral;
test NormDispIncr 1.0e-10 1000;
algorithm Newton;
integrator LoadControl 0.1;
analysis Static;
analyze 10;

```

```

# una volta eseguita l'analisi per lo sforzo normale, i carichi assegnati vengono mantenuti costanti e il tempo resettato al
valore 0.0
loadConst -time 0.0

```

```

# CARICO ORIZZONTALE

```

```

# al nodo 2 viene applicata una forza Fz, che genera un momento flettente sulla sezione di base
# la sezione di base è, però, ruotata di un angolo alpha rispetto agli assi globali; quindi, la sezione risulta soggetta a
pressoflessione deviata

```

```

#recorder

```

```

recorder Element -file fileos2/N_Mz_My.out -ele 1 section force;           # recorder N, Mz, My
recorder Element -file fileos2/deformation.out -ele 1 section deformation; # recorder deformation sezione
(colonna 2: curvatura attorno asse z phi_z; colonna 3: curvatura attorno asse y phi_y)
recorder Element -file fileos2/tens_def_acciaio.out -ele 1 section fiber [expr $B/2-$c] [expr $H/2-$c] stressStrain;
#tensione-deformazione acciaio, per valutare curvatura di snervamento

```

```

pattern Plain 2 "Linear" {

```

```

#      node      Fx      Fy      Fz      Mx      My      Mz
load  2          0      0      0      0      1      0
}

```

```

# analizza push

```

```

# l'analisi viene eseguita controllando la rotazione attorno all'asse y del nodo 2

```

viene calcolata per ogni step la forza H necessaria ad ottenere una rotazione via via maggiore (incrementi di \$dphi ad ogni step)

```
set numIncr      1000
set maxphi      0.00035;      #massima curvatura alla quale viene spinta l'analisi
set dphi        [expr $maxphi/$numIncr]
integrator DisplacementControl 2 5 $dphi

analyze $numIncr
```

ALLEGATO A2 – script Matlab

preproc.m

```
clear all;
close all;
clc;

% unità: N, mm, MPa

%% DATI DI INPUT
% MATERIALI
% resistenze calcestruzzi
in.fc=[15,20,25];          %calcestruzzo interno (non considerato il confinamento)
% snervamento acciaio
in.fy=450;

% GEOMETRIA
in.b=[300,400,500];      %base interna
in.h=in.b;                %altezza interna

in.d_c=round(sqrt(0.01.*in.b.*in.h/(2*pi)),0);      %diametro armatura longitudinale
interna
in.phi_c=10;              %diametro staffe interne
in.s_c=200;               %passo staffe interne

in.c_c=25;                %copriferro interno

in.phi_j=10;              %diametro staffe esterne
in.s_j=100;               %passo staffe esterne

in.c_j=25;                %copriferro jacketing

%% ANALISI PARAMETRICA
par.alpha=[0:5:45];      %angoli alpha
par.n=[0.2,0.3,0.4,0.5]; %sforzo normale adimensionalizzato

par.delta_b_ratio=[0.0,0.20,0.25,0.30];           %rapporto delta/b
par.fj_fc_ratio=[1.00,1.20,1.50,2.00,2.50,3.00,3.50,4.50,5.50]; %rapporto fj/fc
par.rho_j=[0.5,1.0,1.5]/100;                      %rapporto Asj/bh

% Parametri derivati
for k=1:length(par.delta_b_ratio)
    for w=1:length(par.fj_fc_ratio)
        par2.DELTA(k)=((par.delta_b_ratio(k))^2)+par.delta_b_ratio(k);
    %parametro DELTA
        par2.nj_nc(k,w)=1/(4*par.fj_fc_ratio(w)*par2.DELTA(k)+1);
    %rapporto fra gli sforzi normali adimensionalizzati
    end
end
```

```

%% INIZIO ANALISI
for x=1:length(par.alpha)
  for y=1:length(par.n)
    for q=1:length(in.b)
      for p=1:length(in.fc)
        for k=1:length(par.delta_b_ratio)

          if par.delta_b_ratio(k)==0                                %sezione non rinforzata

            %% PARAMETRI DERIVATI

            der.cint=in.c_c+in.phi_c+in.d_c(q)/2;                %copriferri di calcolo

            %% CALCOLO PARAMETRI CALCESTRUZZO CONFINATO
            % staffe interne
            der.b0c=in.b(q)-2*in.c_c-in.phi_c;                %braccio staffe interne
            der.h0c=in.h(q)-2*in.c_c-in.phi_c;
            der.As_c=pi*(in.phi_c/2)^2;                        %area staffa interna
            der.fl_c_y=2*der.As_c*in.fy/(der.h0c*in.s_c);      %confinamento laterale
            medio staffe interne, lungo y
            der.fl_c_z=2*der.As_c*in.fy/(der.b0c*in.s_c);      %confinamento laterale
            medio staffe interne, lungo z
            der.k2_c_y=min([0.26*sqrt((der.h0c/in.s_c)*(1/der.fl_c_y));1]);
            der.k2_c_z=min([0.26*sqrt((der.b0c/in.s_c)*(1/der.fl_c_z));1]);
            der.fle_c_y=der.k2_c_y*der.fl_c_y;                %confinamento laterale
            equivalente staffe interne, lungo y
            der.fle_c_z=der.k2_c_z*der.fl_c_z;                %confinamento laterale
            equivalente staffe interne, lungo z

            der.fle_c=(der.fle_c_y*der.h0c+der.fle_c_z*der.b0c)/(der.h0c+der.b0c);
            %confinamento laterale equivalente staffe interne

            %calcestruzzo interno confinato da 1 livello di staffe
            der.fle_c1=der.fle_c;                                %confinamento laterale
            der.k1_c1=6.7*(der.fle_c1)^(-0.17);
            der.fcc_c1=in.fc(p)+der.k1_c1*der.fle_c1;          %tensione massima
            der.K_c1=(der.fcc_c1-in.fc(p))/in.fc(p);
            der.epscc_c1=0.002*(1+5*der.K_c1); %deformazione in corrispondenza
            della tensione massima

            der.epscc85_c1=0.0038+260*((4*der.As_c)/(in.s_c*(der.b0c+der.h0c)))*der.epscc_c1;
            %deformazione in corrispondenza di una perdita di tensione del 15%
            der.epscc20_c1=(0.8/0.15)*(der.epscc85_c1-der.epscc_c1)+der.epscc_c1;
            %deformazione in corrispondenza di una perdita di tensione dell'80%

            %% SEZIONE NON RINFORZATA
            %% generazione file .txt usati da opensees come input

            mkdir filemat
            mkdir fileos

            %geometria
            file.bfile=fopen('filemat/b.txt','w');

```

```
fprintf(file.bfile, '%i', in.b(q));
fclose(file.bfile);
file.hfile=fopen('filemat/h.txt', 'w');
fprintf(file.hfile, '%i', in.h(q));
fclose(file.hfile);
```

```
file.dcfiler=fopen('filemat/d_c.txt', 'w');
fprintf(file.dcfiler, '%i', in.d_c(q));
fclose(file.dcfiler);
```

```
file.cintfile=fopen('filemat/cint.txt', 'w');
fprintf(file.cintfile, '%i', der.cint);
fclose(file.cintfile);
```

%materiali

```
file.fccc1file=fopen('filemat/fcc_c1.txt', 'w');
fprintf(file.fccc1file, '%i', der.fcc_c1);
fclose(file.fccc1file);
file.fcfile=fopen('filemat/fc.txt', 'w');
fprintf(file.fcfile, '%i', in.fc(p));
fclose(file.fcfile);
```

```
file.epsc1file=fopen('filemat/epscc_c1.txt', 'w');
fprintf(file.epsc1file, '%i', der.epsc_c1);
fclose(file.epsc1file);
```

```
file.epsc20c1file=fopen('filemat/epscc20_c1.txt', 'w');
fprintf(file.epsc20c1file, '%i', der.epsc20_c1);
fclose(file.epsc20c1file);
```

```
file.fyfile=fopen('filemat/fy.txt', 'w');
fprintf(file.fyfile, '%i', in.fy);
fclose(file.fyfile);
```

%sforzo normale adimensionalizzato

```
file.nfile=fopen('filemat/n.txt', 'w');
fprintf(file.nfile, '%i', par.n(y));
fclose(file.nfile);
```

%angolo alpha

```
file.alphafile=fopen('filemat/alpha.txt', 'w');
fprintf(file.alphafile, '%i', par.alpha(x));
fclose(file.alphafile);
```

%% RUN OPENSEES

!opensees modello_no_jack.tcl

%% INPUT RISULTATI OPENSEES

%input curvature

```
fid=fopen('fileos/deformation.out', 'r');
deformation=textscan(fid, '%s %s %s %s');
```

```

out_nj.phi_y(x,y,q,p,1:length(str2double([deformation{3}])))=str2double([deformation{3}]);
out_nj.phi_z(x,y,q,p,1:length(str2double([deformation{2}])))=str2double([deformation{2}]);
fclose(fid);



```

```

der.h0j=der.H-2*in.c_j-in.phi_j;
der.As_j=pi*(in.phi_j/2)^2;           %area staffa esterna
der.fl_j_y=2*der.As_j*in.fy/(der.h0j*in.s_j); %confinamento laterale
medio staffe esterne, lungo y
der.fl_j_z=2*der.As_j*in.fy/(der.b0j*in.s_j); %confinamento laterale
medio staffe esterne, lungo z
der.k2_j_y=min([0.26*sqrt((der.h0j/in.s_j)*(1/der.fl_j_y));1]);
der.k2_j_z=min([0.26*sqrt((der.b0j/in.s_j)*(1/der.fl_j_z));1]);
der.fle_j_y=der.k2_j_y*der.fl_j_y;     %confinamento laterale
equivalente staffe esterne, lungo y
der.fle_j_z=der.k2_j_z*der.fl_j_z;     %confinamento laterale
equivalente staffe esterne, lungo z

der.fle_j=(der.fle_j_y*der.h0j+der.fle_j_z*der.b0j)/(der.h0j+der.b0j);
%confinamento laterale equivalente staffe esterne

%calcestruzzo interno confinato da 2 livelli di staffe
der.fle_c2=der.fle_c+der.fle_j;        %confinamento laterale
der.k1_c2=6.7*(der.fle_c2)^(-0.17);
der.fcc_c2=in.fc(p)+der.k1_c2*der.fle_c2; %tensione massima
der.K_c2=(der.fcc_c2-in.fc(p))/in.fc(p);
der.epscc_c2=0.002*(1+5*der.K_c2); %deformazione in
corrispondenza della tensione massima

der.epscc85_c2=0.0038+260*((4*der.As_c)/(in.s_c*(der.b0c+der.h0c))+(4*der.As_j)/(in.s_j
*(der.b0j+der.h0j)))*der.epscc_c2; %deformazione in corrispondenza di una perdita di
tensione del 15%
der.epscc20_c2=(0.8/0.15)*(der.epscc85_c2-
der.epscc_c2)+der.epscc_c2;           %deformazione in
corrispondenza di una perdita di tensione dell'80%

%calcestruzzo interno confinato da 1 livello di staffe
der.fle_c1=der.fle_j;                 %confinamento laterale
der.k1_c1=6.7*(der.fle_c1)^(-0.17);
der.fcc_c1=in.fc(p)+der.k1_c1*der.fle_c1; %tensione massima
der.K_c1=(der.fcc_c1-in.fc(p))/in.fc(p);
der.epscc_c1=0.002*(1+5*der.K_c1); %deformazione in
corrispondenza della tensione massima

der.epscc85_c1=0.0038+260*((4*der.As_j)/(in.s_j*(der.b0j+der.h0j)))*der.epscc_c1;
%deformazione in corrispondenza di una perdita di tensione del 15%
der.epscc20_c1=(0.8/0.15)*(der.epscc85_c1-
der.epscc_c1)+der.epscc_c1;          %deformazione in corrispondenza di una perdita di tensione
dell'80%

%calcestruzzo jacketing confinato
der.fle_cj=der.fle_j;                 %confinamento laterale
der.k1_cj=6.7*(der.fle_cj)^(-0.17);
der.fcc_cj=der.fj+der.k1_cj*der.fle_cj; %tensione massima
der.K_cj=(der.fcc_cj-der.fj)/der.fj;
der.epscc_cj=0.002*(1+5*der.K_cj); %deformazione in corrispondenza
della tensione massima

```

```
der.epscc85_cj=0.0038+260*((4*der.As_j)/(in.s_j*(der.b0j+der.h0j)))*der.epscc_cj;  
%deformazione in corrispondenza di una perdita di tensione del 15%  
der.epscc20_cj=(0.8/0.15)*(der.epscc85_cj-  
der.epscc_cj)+der.epscc_cj; %deformazione in corrispondenza di una perdita di tensione  
dell'80%
```

```
%% generazione file .txt usati da opensees come input
```

```
mkdir filemat2  
mkdir fileos2
```

```
%geometria
```

```
file.bfile=fopen('filemat2/b.txt','w');  
fprintf(file.bfile,'%i',in.b(q));  
fclose(file.bfile);  
file.hfile=fopen('filemat2/h.txt','w');  
fprintf(file.hfile,'%i',in.h(q));  
fclose(file.hfile);
```

```
file.Bfile=fopen('filemat2/bb.txt','w');  
fprintf(file.Bfile,'%i',der.B);  
fclose(file.Bfile);  
file.Hfile=fopen('filemat2/hh.txt','w');  
fprintf(file.Hfile,'%i',der.H);  
fclose(file.Hfile);
```

```
file.dcfiler=fopen('filemat2/d_c.txt','w');  
fprintf(file.dcfiler,'%i',in.d_c(q));  
fclose(file.dcfiler);
```

```
file.djfile=fopen('filemat2/d_j.txt','w');  
fprintf(file.djfile,'%i',der.d_j);  
fclose(file.djfile);
```

```
file.cintfile=fopen('filemat2/cint.txt','w');  
fprintf(file.cintfile,'%i',der.cint);  
fclose(file.cintfile);
```

```
file.cfile=fopen('filemat2/c.txt','w');  
fprintf(file.cfile,'%i',der.c);  
fclose(file.cfile);
```

```
%materiali
```

```
file.fccc2file=fopen('filemat2/fcc_c2.txt','w');  
fprintf(file.fccc2file,'%i',der.fcc_c2);  
fclose(file.fccc2file);  
file.fccc1file=fopen('filemat2/fcc_c1.txt','w');  
fprintf(file.fccc1file,'%i',der.fcc_c1);  
fclose(file.fccc1file);  
file.fcccjfile=fopen('filemat2/fcc_cj.txt','w');  
fprintf(file.fcccjfile,'%i',der.fcc_cj);  
fclose(file.fcccjfile);
```

```
file.fjfile=fopen('filemat2/fj.txt','w');
fprintf(file.fjfile,'%i',der.fj);
fclose(file.fjfile);
file.fcfile=fopen('filemat2/fc.txt','w');
fprintf(file.fcfile,'%i',in.fc(p));
fclose(file.fcfile);
```

```
file.fyfile=fopen('filemat2/fy.txt','w');
fprintf(file.fyfile,'%i',in.fy);
fclose(file.fyfile);
```

```
file.epsc2file=fopen('filemat2/epscc_c2.txt','w');
fprintf(file.epsc2file,'%i',der.epsc_c2);
fclose(file.epsc2file);
file.epsc1file=fopen('filemat2/epscc_c1.txt','w');
fprintf(file.epsc1file,'%i',der.epsc_c1);
fclose(file.epsc1file);
file.epsc2cfile=fopen('filemat2/epscc_cj.txt','w');
fprintf(file.epsc2cfile,'%i',der.epsc_cj);
fclose(file.epsc2cfile);
```

```
file.epsc20c2file=fopen('filemat2/epscc20_c2.txt','w');
fprintf(file.epsc20c2file,'%i',der.epsc20_c2);
fclose(file.epsc20c2file);
file.epsc20c1file=fopen('filemat2/epscc20_c1.txt','w');
fprintf(file.epsc20c1file,'%i',der.epsc20_c1);
fclose(file.epsc20c1file);
file.epsc20cjfile=fopen('filemat2/epscc20_cj.txt','w');
fprintf(file.epsc20cjfile,'%i',der.epsc20_cj);
fclose(file.epsc20cjfile);
```

%sforzo normale adimensionalizzato

```
file.nfile=fopen('filemat2/n.txt','w');
fprintf(file.nfile,'%i',par.n(y));
fclose(file.nfile);
```

%angolo alpha

```
file.alphafile=fopen('filemat2/alpha.txt','w');
fprintf(file.alphafile,'%i',par.alpha(x));
fclose(file.alphafile);
```

%% RUN OPENSEES

!opensees modello.tcl

%% INPUT RISULTATI OPENSEES

%input curvature

```
fid=fopen('fileos2/deformation.out','r');
deformation=textscan(fid,'%s %s %s %s');
```

```
out.phi_y(x,y,q,p,k,z,w,1:length(str2double([deformation{3}])))=str2double([deformation{3}
]);
```

```

out.phi_z(x,y,q,p,k,z,w,1:length(str2double([deformation{2}])))=str2double([deformation{2}
]);
        fclose(fid);

        %input CDS
        fid=fopen('fileos2/N_Mz_My.out','r');
        N_Mz_My=textscan(fid,'%s %s %s %s');

out.M_y(x,y,q,p,k,z,w,1:length([N_Mz_My{3}]))=(str2double([N_Mz_My{3}]))/1000000;

out.M_z(x,y,q,p,k,z,w,1:length([N_Mz_My{2}]))=(str2double([N_Mz_My{2}]))/1000000;
        fclose(fid);

        %input tens_def_acciaio
        fid=fopen('fileos2/tens_def_acciaio.out','r');
        tens_def_acciaio=textscan(fid,'%s %s');

out.sigma_s(x,y,q,p,k,z,w,1:length([tens_def_acciaio{1}]))=(str2double([tens_def_acciaio{1}
]));
        fclose(fid);

        rmdir('filemat2','s')
        rmdir('fileos2','s')

        end
        end
        end
        end
        end
        end
        end
        end

%% SALVATAGGIO DATI ANALISI
save('analisi.mat','in','par','par2','der','out_nj','out')

```

postproc.m

```
clear all;
close all;
clc;

% unità: N, mm, MPa

%% CARICAMENTO DATI ANALISI
load('analisi.mat')

%% INIZIO POSTPROCESSING
for x=1:length(par.alpha)
    for y=1:length(par.n)
        for q=1:length(in.b)
            for p=1:length(in.fc)
                for k=1:length(par.delta_b_ratio)

                    if par.delta_b_ratio(k)==0                                %sezione non rinforzata

                        %% CALCOLO PHI-M

                        post_nj.phi(x,y,q,p,:)=sqrt(((out_nj.phi_y(x,y,q,p,:)).^2)+((out_nj.phi_z(x,y,q,p,:)).^2));
                        post_nj.M(x,y,q,p,:)=sqrt(((out_nj.M_y(x,y,q,p,:)).^2)+((out_nj.M_z(x,y,q,p,:)).^2));

                        %% MOMENTO RESISTENTE
                        [post_nj.M_Rd_nojack(x,y,q,p),i_max] = max(post_nj.M(x,y,q,p,:));

                        post_nj.M_Rd_y_nojack(x,y,q,p)=post_nj.M_Rd_nojack(x,y,q,p)*cos(par.alpha(x)*pi/180);
                        post_nj.M_Rd_z_nojack(x,y,q,p)=post_nj.M_Rd_nojack(x,y,q,p)*sin(par.alpha(x)*pi/180);

                        %% CURVATURA PER PERDITA DI RESISTENZA > 15% (CURVATURA ULTIMA)
                        [Y,i_85] = min((abs(post_nj.M(x,y,q,p,i_max:end))-
                        0.85*post_nj.M_Rd_nojack(x,y,q,p))));
                        i_85=i_85+i_max-1;

                        post_nj.phi_u_nojack(x,y,q,p)=post_nj.phi(x,y,q,p,i_85);

                        %% BETA
                        if par.alpha(x)==0
                            post_nj.beta_nojack(x,y,q,p)=0;
                        else
                            if par.alpha(x)==90
                                post_nj.beta_nojack(x,y,q,p)=90;
                            else

                                post_nj.beta_nojack(x,y,q,p)=atan(out_nj.phi_z(x,y,q,p,i_85)/out_nj.phi_y(x,y,q,p,i_85));
```

```

post_nj.beta_nojack(x,y,q,p)=abs(post_nj.beta_nojack(x,y,q,p)*180/pi);
    end
end

%% COMPONENTI CURVATURA ULTIMA

post_nj.phi_u_y_nojack(x,y,q,p)=post_nj.phi_u_nojack(x,y,q,p)*cos(post_nj.beta_nojack(x,y,
q,p)*pi/180);

post_nj.phi_u_z_nojack(x,y,q,p)=post_nj.phi_u_nojack(x,y,q,p)*sin(post_nj.beta_nojack(x,y,
q,p)*pi/180);

%% CURVATURA DI SNERVAMENTO
[Y,i_y] = min(abs(out_nj.sigma_s(x,y,q,p,:)-in.fy));

post_nj.phi_e_nojack(x,y,q,p)=post_nj.phi(x,y,q,p,i_y);

if post_nj.phi_e_nojack(x,y,q,p)>post_nj.phi_u_nojack(x,y,q,p)
    post_nj.phi_e_nojack(x,y,q,p)>post_nj.phi_u_nojack(x,y,q,p);
end

if post_nj.phi_e_nojack(x,y,q,p)==0
    post_nj.phi_e_nojack(x,y,q,p)>post_nj.phi_u_nojack(x,y,q,p);
end

post_nj.phi_e_y_nojack(x,y,q,p)=post_nj.phi_e_nojack(x,y,q,p)*cos(post_nj.beta_nojack(x,y,
q,p)*pi/180);

post_nj.phi_e_z_nojack(x,y,q,p)=post_nj.phi_e_nojack(x,y,q,p)*sin(post_nj.beta_nojack(x,y,
q,p)*pi/180);

%% DUTTILITA' IN CURVATURA

post_nj.mu_phi_nojack(x,y,q,p)=post_nj.phi_u_nojack(x,y,q,p)/post_nj.phi_e_nojack(x,y,q,p)
;

post_nj.mu_phi_y_nojack(x,y,q,p)=post_nj.mu_phi_nojack(x,y,q,p)*cos(post_nj.beta_nojack(
x,y,q,p)*pi/180);

post_nj.mu_phi_z_nojack(x,y,q,p)=post_nj.mu_phi_nojack(x,y,q,p)*sin(post_nj.beta_nojack(
x,y,q,p)*pi/180);

else %sezione rinforzata

for z=1:length(par.rho_j)
    for w=1:length(par.fj_fc_ratio)

%% CALCOLO PHI-M

```

```
post.phi(x,y,q,p,k,z,w,:)=sqrt(((out.phi_y(x,y,q,p,k,z,w,:)).^2)+((out.phi_z(x,y,q,p,k,z,w,:)).^2));
```

```
post.M(x,y,q,p,k,z,w,:)=sqrt(((out.M_y(x,y,q,p,k,z,w,:)).^2)+((out.M_z(x,y,q,p,k,z,w,:)).^2));
```

```
%% MOMENTO RESISTENTE
```

```
[post.M_Rd(x,y,q,p,k,z,w),i_max] = max(post.M(x,y,q,p,k,z,w,:));
```

```
post.M_Rd_y(x,y,q,p,k,z,w)=post.M_Rd(x,y,q,p,k,z,w)*cos(par.alpha(x)*pi/180);
```

```
post.M_Rd_z(x,y,q,p,k,z,w)=post.M_Rd(x,y,q,p,k,z,w)*sin(par.alpha(x)*pi/180);
```

```
%% CURVATURA PER PERDITA DI RESISTENZA > 15% (CURVATURA  
ULTIMA)
```

```
[Y,i_85] = min((abs(post.M(x,y,q,p,k,z,w,i_max:end)-  
0.85*post.M_Rd(x,y,q,p,k,z,w)))));
```

```
i_85=i_85+i_max-1;
```

```
post.phi_u(x,y,q,p,k,z,w)=post.phi(x,y,q,p,k,z,w,i_85);
```

```
%% BETA
```

```
if par.alpha(x)==0
```

```
post.beta(x,y,q,p,k,z,w)=0;
```

```
else
```

```
if par.alpha(x)==90
```

```
post.beta(x,y,q,p,k,z,w)=90;
```

```
else
```

```
post.beta(x,y,q,p,k,z,w)=atan(out.phi_z(x,y,q,p,k,z,w,i_85)/out.phi_y(x,y,q,p,k,z,w,i_85));  
post.beta(x,y,q,p,k,z,w)=abs(post.beta(x,y,q,p,k,z,w)*180/pi);
```

```
end
```

```
end
```

```
%% COMPONENTI CURVATURA ULTIMA
```

```
post.phi_u_y(x,y,q,p,k,z,w)=post.phi_u(x,y,q,p,k,z,w)*cos(post.beta(x,y,q,p,k,z,w)*pi/180);
```

```
post.phi_u_z(x,y,q,p,k,z,w)=post.phi_u(x,y,q,p,k,z,w)*sin(post.beta(x,y,q,p,k,z,w)*pi/180);
```

```
%% CURVATURA DI SNERVAMENTO
```

```
[Y,i_y] = min(abs(out.sigma_s(x,y,q,p,k,z,w,:)-in.fy));
```

```
post.phi_e(x,y,q,p,k,z,w)=post.phi(x,y,q,p,k,z,w,i_y);
```

```
if post.phi_e(x,y,q,p,k,z,w)>post.phi_u(x,y,q,p,k,z,w)
```

```
post.phi_e(x,y,q,p,k,z,w)>post.phi_u(x,y,q,p,k,z,w);
```

```
end
```

```
if post.phi_e(x,y,q,p,k,z,w)==0
```

```
post.phi_e(x,y,q,p,k,z,w)>post.phi_u(x,y,q,p,k,z,w);
```

end

post.phi_e_y(x,y,q,p,k,z,w)=post.phi_e(x,y,q,p,k,z,w)*cos(post.beta(x,y,q,p,k,z,w)*pi/180);

post.phi_e_z(x,y,q,p,k,z,w)=post.phi_e(x,y,q,p,k,z,w)*sin(post.beta(x,y,q,p,k,z,w)*pi/180);

%% DUTTILITA' IN CURVATURA

post.mu_phi(x,y,q,p,k,z,w)=post.phi_u(x,y,q,p,k,z,w)/post.phi_e(x,y,q,p,k,z,w);

post.mu_phi_y(x,y,q,p,k,z,w)=post.mu_phi(x,y,q,p,k,z,w)*cos(post.beta(x,y,q,p,k,z,w)*pi/180);

post.mu_phi_z(x,y,q,p,k,z,w)=post.mu_phi(x,y,q,p,k,z,w)*sin(post.beta(x,y,q,p,k,z,w)*pi/180);

%% VALORI ADIMENSIONALIZZATI RISPETTO ALLA SEZIONE NON

RINFORZATA

post.phi_u_y_phi_u_y_nojack(x,y,q,p,k,z,w)=(post.phi_u(x,y,q,p,k,z,w)/post_nj.phi_u_nojack(x,y,q,p))*cos(par.alpha(x)*pi/180);

post.phi_u_z_phi_u_z_nojack(x,y,q,p,k,z,w)=(post.phi_u(x,y,q,p,k,z,w)/post_nj.phi_u_nojack(x,y,q,p))*sin(par.alpha(x)*pi/180);

post.phi_e_y_phi_e_y_nojack(x,y,q,p,k,z,w)=(post.phi_e(x,y,q,p,k,z,w)/post_nj.phi_e_nojack(x,y,q,p))*cos(par.alpha(x)*pi/180);

post.phi_e_z_phi_e_z_nojack(x,y,q,p,k,z,w)=(post.phi_e(x,y,q,p,k,z,w)/post_nj.phi_e_nojack(x,y,q,p))*sin(par.alpha(x)*pi/180);

post.mu_phi_y_mu_phi_y_nojack(x,y,q,p,k,z,w)=(post.mu_phi(x,y,q,p,k,z,w)/post_nj.mu_phi_nojack(x,y,q,p))*cos(par.alpha(x)*pi/180);

post.mu_phi_z_mu_phi_z_nojack(x,y,q,p,k,z,w)=(post.mu_phi(x,y,q,p,k,z,w)/post_nj.mu_phi_nojack(x,y,q,p))*sin(par.alpha(x)*pi/180);

if par.alpha(x)==0

post.phi_u_z_phi_u_z_nojack(x,y,q,p,k,z,w)=0;

post.phi_e_z_phi_e_z_nojack(x,y,q,p,k,z,w)=0;

post.mu_phi_z_mu_phi_z_nojack(x,y,q,p,k,z,w)=0;

end

if par.alpha(x)==90

post.phi_u_y_phi_u_y_nojack(x,y,q,p,k,z,w)=0;

post.phi_e_y_phi_e_y_nojack(x,y,q,p,k,z,w)=0;

post.mu_phi_y_mu_phi_y_nojack(x,y,q,p,k,z,w)=0;

end

```
end  
end  
end  
end  
end  
end  
end  
end
```

```
%% SALVATAGGIO DATI POSTPROCESSING  
save('calcoli.mat','post','post_nj')
```

plot_g.m

```
clear all;
close all;
clc;

% unità: N, mm, MPa

%% CARICAMENTO DATI ANALISI
load('analisi.mat')
load('calcoli.mat')

%% PLOT INCREMENTO DI DUTTILITA'
%% Plot incremento di duttilità
graph1=figure;
col=lines(3);

n_target=0.5           %sforzo normale adimensionalizzato rispetto alla sezione non
rinforzata che si vuole plottare
nj_nc_target=0.4       %rapporto fra gli sforzi normali adimensionalizzati che si vuole
plottare
delta_b_target=0.30    %rapporto delta/b che si vuole plottare

j=1
for y=1:length(par.n)
    for q=1:length(in.b)
        for k=1:length(par.delta_b_ratio)
            for w=1:length(par.fj_fc_ratio)
                for z=1:length(par.rho_j)
                    for p=1:length(in.fc)

                        if par.n(y)==n_target
                            if round(par2.nj_nc(k,w),1)==nj_nc_target
                                if par.delta_b_ratio(k)==delta_b_target

fig.p(j)=plot([squeeze(post.mu_phi_y_mu_phi_y_nojack(:,y,q,p,k,z,w));flipud(squeeze(post.
mu_phi_z_mu_phi_z_nojack(:,y,q,p,k,z,w)))],[squeeze(post.mu_phi_z_mu_phi_z_nojack(:,y,
q,p,k,z,w));flipud(squeeze(post.mu_phi_y_mu_phi_y_nojack(:,y,q,p,k,z,w)))],'color',col(p,:));

                                legendinfo{j} = ['f_c = ',num2str(in.fc(p)),' MPa'];

                                grid off;
                                axis([0 26 0 26]);
                                axis square;
                                xticks([0:2:26])
                                yticks([0:2:26])
                                xlabel('\mu_\phi/\mu_\phi_{u_n_j_a_c_k_e_t_e_d} \cos\alpha (-
)', 'FontSize',14,'FontWeight','bold');
                                ylabel('\mu_\phi/\mu_\phi_{u_n_j_a_c_k_e_t_e_d} \sin\alpha (-
)', 'FontSize',14,'FontWeight','bold');
                                hold on;

```

```

        j=j+1;
    end
end
end

end
end
end
end
end
end

%aggiunta curve isoduttilità
for r=2:2:40
    ascisse=[0:0.1:r]
    plot(ascisse,sqrt(r^2-ascisse.^2),'k--')
    hold on
end

%aggiunta rette ad alpha costante
ascisse=[0:5:30]
for a=20:25:70
    plot(ascisse,ascisse.*(tan(a*pi/180)),'k-')
    text(18*cos(a*pi/180),18*sin(a*pi/180),"\alpha =
"+num2str(a)+"°", 'Rotation',a,'HorizontalAlignment','center','VerticalAlignment','bottom');
    hold on
end

legend([fig.p(1:3)],legendinfo)
set(legend,'FontSize',10);

hold off;
filename=sprintf("Ductility_n_"+num2str(n_target)+"_nj_nc_"+num2str(nj_nc_target)+"delta
_b_"+num2str(delta_b_target)+"_"+w+".png");
saveas(graph1,filename);

%% Plot incremento di duttilità (average)
graph2=figure;
col=lines(3);

n_target=0.5           %sforzo normale adimensionalizzato rispetto alla sezione non
rinforzata che si vuole plottare
nj_nc_target=0.4       %rapporto fra gli sforzi normali adimensionalizzati che si vuole
plottare
delta_b_target=0.30    %rapporto delta/b che si vuole plottare

j=1
for x=1:length(par.alpha)
    for y=1:length(par.n)
        for q=1:length(in.b)
            for k=1:length(par.delta_b_ratio)
                for w=1:length(par.fj_fc_ratio)
                    for z=1:length(par.rho_j)

```

```

for p=1:length(in.fc)

    if par.n(y)==n_target
        if round(par2.nj_nc(k,w),1)==nj_nc_target
            if par.delta_b_ratio(k)==delta_b_target

post.mu_phi_y_mu_phi_y_nojack_plot(x,y,q,p,k,z,w)=post.mu_phi_y_mu_phi_y_nojack(x,y,q
,p,k,z,w);

post.mu_phi_z_mu_phi_z_nojack_plot(x,y,q,p,k,z,w)=post.mu_phi_z_mu_phi_z_nojack(x,y,q,
p,k,z,w);

                else
                    post.mu_phi_y_mu_phi_y_nojack_plot(x,y,q,p,k,z,w)=NaN;
                    post.mu_phi_z_mu_phi_z_nojack_plot(x,y,q,p,k,z,w)=NaN;
                end
            else
                post.mu_phi_y_mu_phi_y_nojack_plot(x,y,q,p,k,z,w)=NaN;
                post.mu_phi_z_mu_phi_z_nojack_plot(x,y,q,p,k,z,w)=NaN;
            end
        end
    end
end
end
end
end
end
end

for x=1:length(par.alpha)
    for y=1:length(par.n)
        for p=1:length(in.fc)

post.mu_phi_y_mu_phi_y_nojack_average(x,y,p)=mean(squeeze(post.mu_phi_y_mu_phi_y_
nojack_plot(x,y,:,p,2:length(par.delta_b_ratio),:,1)), 'all', 'omitnan');

post.mu_phi_z_mu_phi_z_nojack_average(x,y,p)=mean(squeeze(post.mu_phi_z_mu_phi_z_n
ojack_plot(x,y,:,p,2:length(par.delta_b_ratio),:,1)), 'all', 'omitnan');

                end
            end
        end
    end
end

j=1
for y=1:length(par.n)
    for q=1:length(in.b)
        for k=1:length(par.delta_b_ratio)
            for w=1:length(par.fj_fc_ratio)
                for z=1:length(par.rho_j)
                    for p=1:length(in.fc)

                        if par.n(y)==n_target
                            if round(par2.nj_nc(k,w),1)==nj_nc_target
                                if par.delta_b_ratio(k)==delta_b_target

```

```

fig.p(j)=plot([squeeze(post.mu_phi_y_mu_phi_y_nojack_average(:,y,p));flipud(squeeze(post.
mu_phi_z_mu_phi_z_nojack_average(:,y,p)))],[squeeze(post.mu_phi_z_mu_phi_z_nojack_av
erage(:,y,p));flipud(squeeze(post.mu_phi_y_mu_phi_y_nojack_average(:,y,p)))],'color',col(p,
:),'linewidth',2);

```

```

legendinfo{j} = ['f_c = ',num2str(in.fc(p)),' MPa'];

```

```

grid off;
axis([0 26 0 26]);
axis square;
xticks([0:2:26])
yticks([0:2:26])
xlabel('\mu_\phi/\mu_\phi_,_u_n_j_a_c_k_e_t_e_d cos\alpha (-
)', 'FontSize',14,'FontWeight','bold');
ylabel('\mu_\phi/\mu_\phi_,_u_n_j_a_c_k_e_t_e_d sin\alpha (-
)', 'FontSize',14,'FontWeight','bold');
hold on;
j=j+1;
end
end
end

```

```

end
end
end
end
end
end
end

```

```

%aggiunta curve isoduttilità

```

```

for r=2:2:40
    ascisse=[0:0.1:r]
    plot(ascisse,sqrt(r^2-ascisse.^2),'k--')
    hold on
end

```

```

%aggiunta rette ad alpha costante

```

```

ascisse=[0:5:30]
for a=20:25:70
    plot(ascisse,ascisse.*(tan(a*pi/180)),'k-')
    text(18*cos(a*pi/180),18*sin(a*pi/180),"alpha =
"+num2str(a)+"°",'Rotation',a,'HorizontalAlignment','center','VerticalAlignment','bottom');
    hold on
end

```

```

legend([fig.p(1:3)],legendinfo)
set(legend,'FontSize',10);

```

```

hold off;
filename=sprintf("Average_Ductility_n_"+num2str(n_target)+"_nj_nc_"+num2str(nj_nc_targe
t)+"delta_b_"+num2str(delta_b_target)+".png");
saveas(graph2,filename);

```

```
%% PLOT INCREMENTO DI DUTTILITA' IN FUNZIONE DI ALPHA
```

```
%% Plot incremento di duttilità
```

```
graph3=figure;
```

```
col=lines(3);
```

```
n_target=0.5 %sforzo normale adimensionalizzato rispetto alla sezione non
```

```
rinforzata che si vuole plottare
```

```
nj_nc_target=0.4 %rapporto fra gli sforzi normali adimensionalizzati che si vuole
```

```
plottare
```

```
delta_b_target=0.30 %rapporto delta/b che si vuole plottare
```

```
j=1
```

```
for y=1:length(par.n)
```

```
for q=1:length(in.b)
```

```
for k=1:length(par.delta_b_ratio)
```

```
for w=1:length(par.fj_fc_ratio)
```

```
for z=1:length(par.rho_j)
```

```
for p=1:length(in.fc)
```

```
if par.n(y)==n_target
```

```
if round(par2.nj_nc(k,w),1)==nj_nc_target
```

```
if par.delta_b_ratio(k)==delta_b_target
```

```
fig.p(j)=plot([par.alpha.';45+par.alpha.'],[squeeze(sqrt((post.mu_phi_y_mu_phi_y_nojack(:,y),q,p,k,z,w)).^2+(post.mu_phi_z_mu_phi_z_nojack(:,y,q,p,k,z,w)).^2));flipud(squeeze(sqrt((post.mu_phi_y_mu_phi_y_nojack(:,y,q,p,k,z,w)).^2+(post.mu_phi_z_mu_phi_z_nojack(:,y,q,p,k,z,w)).^2)))],'color',col(p,:));
```

```
legendinfo{j} = ['f_c = ',num2str(in.fc(p)),' MPa'];
```

```
grid on;
```

```
axis([0 90 0 26]);
```

```
axis square;
```

```
xticks([0:15:90])
```

```
yticks([0:2:26])
```

```
xlabel('\alpha (°)', 'FontSize',14,'FontWeight','bold');
```

```
ylabel('\mu_\phi/\mu_\phi,_u_n_j_a_c_k_e_t_e_d (-
```

```
)', 'FontSize',14,'FontWeight','bold');
```

```
hold on;
```

```
j=j+1;
```

```
end
```



```
end
```

```
legend([fig.p(1:3)],legendinfo)  
set(legend,'FontSize',10);
```

```
hold off;  
filename=sprintf("Straight_Average_Ductility_n_"+num2str(n_target)+"_nj_nc_"+num2str(nj_nc_target)+"delta_b_"+num2str(delta_b_target)+".png");  
saveas(graph4,filename);
```

```
%% PLOT DUTTILITA'  
%% Plot duttilità  
graph5=figure;  
col=lines(3);
```

```
n_target=0.5           %sforzo normale adimensionalizzato rispetto alla sezione non  
rinforzata che si vuole plottare  
nj_nc_target=0.4       %rapporto fra gli sforzi normali adimensionalizzati che si vuole  
plottare  
delta_b_target=0.30    %rapporto delta/b che si vuole plottare
```

```
j=1  
for y=1:length(par.n)  
    for q=1:length(in.b)  
        for k=1:length(par.delta_b_ratio)  
            for w=1:length(par.fj_fc_ratio)  
                for z=1:length(par.rho_j)  
                    for p=1:length(in.fc)  
  
                        if par.n(y)==n_target  
                            if round(par2.nj_nc(k,w),1)==nj_nc_target  
                                if par.delta_b_ratio(k)==delta_b_target
```

```
fig.p(j)=plot([squeeze(post.mu_phi_y(:,y,q,p,k,z,w));flipud(squeeze(post.mu_phi_z(:,y,q,p,k,z,w)))],[squeeze(post.mu_phi_z(:,y,q,p,k,z,w));flipud(squeeze(post.mu_phi_y(:,y,q,p,k,z,w)))],  
'color',col(p,:));
```

```
legendinfo{j} = ['f_c = ',num2str(in.fc(p)),' MPa'];
```

```
grid off;  
axis([0 48 0 48]);  
axis square;  
xticks([0:4:48])  
yticks([0:4:48])  
xlabel('\mu_\phi cos\alpha (-)','FontSize',14,'FontWeight','bold');  
ylabel('\mu_\phi sin\alpha (-)','FontSize',14,'FontWeight','bold');  
hold on;  
j=j+1;  
end  
end  
end
```

```

end
end
end
end
end
end

```

```

%aggiunta curve isoduttività

```

```

for r=4:4:60
    ascisse=[0:0.1:r]
    plot(ascisse,sqrt(r^2-ascisse.^2),'k--')
    hold on
end

```

```

%aggiunta rette ad alpha costante

```

```

ascisse=[0:5:50]
for a=20:25:70
    plot(ascisse,ascisse.*(tan(a*pi/180)),'k-')
    text(37*cos(a*pi/180),37*sin(a*pi/180),"\alpha =
"+num2str(a)+"°",'Rotation',a,'HorizontalAlignment','center','VerticalAlignment','bottom');
    hold on
end

```

```

legend([fig.p(1:3)],legendinfo)
set(legend,'FontSize',10);

```

```

hold off;
filename=sprintf("Ductility_j_n_"+num2str(n_target)+"_nj_nc_"+num2str(nj_nc_target)+"delta_b_"+num2str(delta_b_target)+"_"+w+".png");
saveas(graph5,filename);

```

```

%% Plot duttilità (average)

```

```

graph6=figure;
col=lines(3);

```

```

n_target=0.5           %sforzo normale adimensionalizzato rispetto alla sezione non
rinforzata che si vuole plottare
nj_nc_target=0.4       %rapporto fra gli sforzi normali adimensionalizzati che si vuole
plottare
delta_b_target=0.30    %rapporto delta/b che si vuole plottare

```

```

j=1

```

```

for x=1:length(par.alpha)
    for y=1:length(par.n)
        for q=1:length(in.b)
            for k=1:length(par.delta_b_ratio)
                for w=1:length(par.fj_fc_ratio)
                    for z=1:length(par.rho_j)
                        for p=1:length(in.fc)

                            if par.n(y)==n_target
                                if round(par2.nj_nc(k,w),1)==nj_nc_target
                                    if par.delta_b_ratio(k)==delta_b_target

```



```

axis([0 48 0 48]);
axis square;
xticks([0:4:48])
yticks([0:4:48])
xlabel('\mu_\phi cos\alpha (-)','FontSize',14,'FontWeight','bold');
ylabel('\mu_\phi sin\alpha (-)','FontSize',14,'FontWeight','bold');
hold on;
j=j+1;
end
end
end
end
end
end
end
end
end

%aggiunta curve isoduttilità
for r=4:4:60
    ascisse=[0:0.1:r]
    plot(ascisse,sqrt(r^2-ascisse.^2),'k--')
    hold on
end

%aggiunta rette ad alpha costante
ascisse=[0:5:50]
for a=20:25:70
    plot(ascisse,ascisse.*(tan(a*pi/180)),'k-')
    text(37*cos(a*pi/180),37*sin(a*pi/180),"\alpha =
"+num2str(a)+"°",'Rotation',a,'HorizontalAlignment','center','VerticalAlignment','bottom');
    hold on
end

legend([fig.p(1:3)],legendinfo)
set(legend,'FontSize',10);

hold off;
filename=sprintf("Average_Ductility_j_n_"+num2str(n_target)+"_nj_nc_"+num2str(nj_nc_target)+"delta_b_"+num2str(delta_b_target)+".png");
saveas(graph6,filename);

%% PLOT DUTTILITA' IN FUNZIONE DI ALPHA
%% Plot duttilità
graph7=figure;
col=lines(3);

n_target=0.5           %sforzo normale adimensionalizzato rispetto alla sezione non
rinforzata che si vuole plottare
nj_nc_target=0.4       %rapporto fra gli sforzi normali adimensionalizzati che si vuole
plottare
delta_b_target=0.30    %rapporto delta/b che si vuole plottare

```

```

j=1
for y=1:length(par.n)
    for q=1:length(in.b)
        for k=1:length(par.delta_b_ratio)
            for w=1:length(par.fj_fc_ratio)
                for z=1:length(par.rho_j)
                    for p=1:length(in.fc)

                        if par.n(y)==n_target
                            if round(par2.nj_nc(k,w),1)==nj_nc_target
                                if par.delta_b_ratio(k)==delta_b_target

fig.p(j)=plot([par.alpha.';45+par.alpha.'],[squeeze(post.mu_phi(:,y,q,p,k,z,w));flipud(squeeze
(post.mu_phi(:,y,q,p,k,z,w)))],'color',col(p,:));

                                legendinfo{j} = ['f_c = ',num2str(in.fc(p)), ' MPa'];

                                grid on;
                                axis([0 90 0 48]);
                                axis square;
                                xticks([0:15:90])
                                yticks([0:4:48])
                                xlabel('\alpha (°)', 'FontSize',14,'FontWeight','bold');
                                ylabel('\mu_\phi (-)', 'FontSize',14,'FontWeight','bold');
                                hold on;
                                j=j+1;
                            end
                        end
                    end
                end
            end
        end
    end
end

legend([fig.p(1:3)],legendinfo)
set(legend,'FontSize',10);

hold off;
filename=sprintf("Straight_Ductility_j_n_"+num2str(n_target)+"_nj_nc_"+num2str(nj_nc_tar
get)+"_delta_b_"+num2str(delta_b_target)+"_"+w+".png");
saveas(graph7,filename);

%% Plot incremento di duttilità (average)
graph8=figure;
col=lines(3);

n_target=0.5 %sforzo normale adimensionalizzato rispetto alla sezione non
rinforzata che si vuole plottare

```

```

nj_nc_target=0.2           %rapporto fra gli sforzi normali adimensionalizzati che si vuole
plottare
delta_b_target=0.30       %rapporto delta/b che si vuole plottare

```

```

j=1
for x=1:length(par.alpha)
    for y=1:length(par.n)
        for q=1:length(in.b)
            for k=1:length(par.delta_b_ratio)
                for w=1:length(par.fj_fc_ratio)
                    for z=1:length(par.rho_j)
                        for p=1:length(in.fc)

                            if par.n(y)==n_target
                                if round(par2.nj_nc(k,w),1)==nj_nc_target
                                    if par.delta_b_ratio(k)==delta_b_target
                                        post.mu_phi_plot(x,y,q,p,k,z,w)=post.mu_phi(x,y,q,p,k,z,w);
                                    else
                                        post.mu_phi_plot(x,y,q,p,k,z,w)=NaN;
                                    end
                                else
                                    post.mu_phi_plot(x,y,q,p,k,z,w)=NaN;
                                end
                            end
                        end
                    end
                end
            end
        end
    end
end

```

```

for x=1:length(par.alpha)
    for y=1:length(par.n)
        for p=1:length(in.fc)

```

```

        post.mu_phi_average(x,y,p)=mean(squeeze(post.mu_phi_plot(x,y,:,p,2:length(par.delta_b_ratio)),:,:),'all','omitnan');
        end
    end
end

```

```

j=1
for y=1:length(par.n)
    for q=1:length(in.b)
        for k=1:length(par.delta_b_ratio)
            for w=1:length(par.fj_fc_ratio)
                for z=1:length(par.rho_j)
                    for p=1:length(in.fc)

                        if par.n(y)==n_target
                            if round(par2.nj_nc(k,w),1)==nj_nc_target
                                if par.delta_b_ratio(k)==delta_b_target

```

```
fig.p(j)=plot([par.alpha.';45+par.alpha.'],[squeeze(post.mu_phi_average(:,y,p));flipud(squeez  
e(post.mu_phi_average(:,y,p)))],'color',col(p,:),'linewidth',2);
```

```
    legendinfo{j} = ['f_c = ',num2str(in.fc(p)), ' MPa'];
```

```
    grid on;  
    axis([0 90 0 48]);  
    axis square;  
    xticks([0:15:90])  
    yticks([0:4:48])  
    xlabel('\alpha (°)', 'FontSize',14, 'FontWeight', 'bold');  
    ylabel('\mu_\phi (-)', 'FontSize',14, 'FontWeight', 'bold');  
    hold on;  
    j=j+1;
```

```
end
```

```
legend([fig.p(1:3)],legendinfo)  
set(legend,'FontSize',10);
```

```
hold off;  
filename=sprintf("Straight_Average_Ductility_j_n_"+num2str(n_target)+"_nj_nc_"+num2str(  
nj_nc_target)+"delta_b_"+num2str(delta_b_target)+".png");  
saveas(graph8,filename);
```

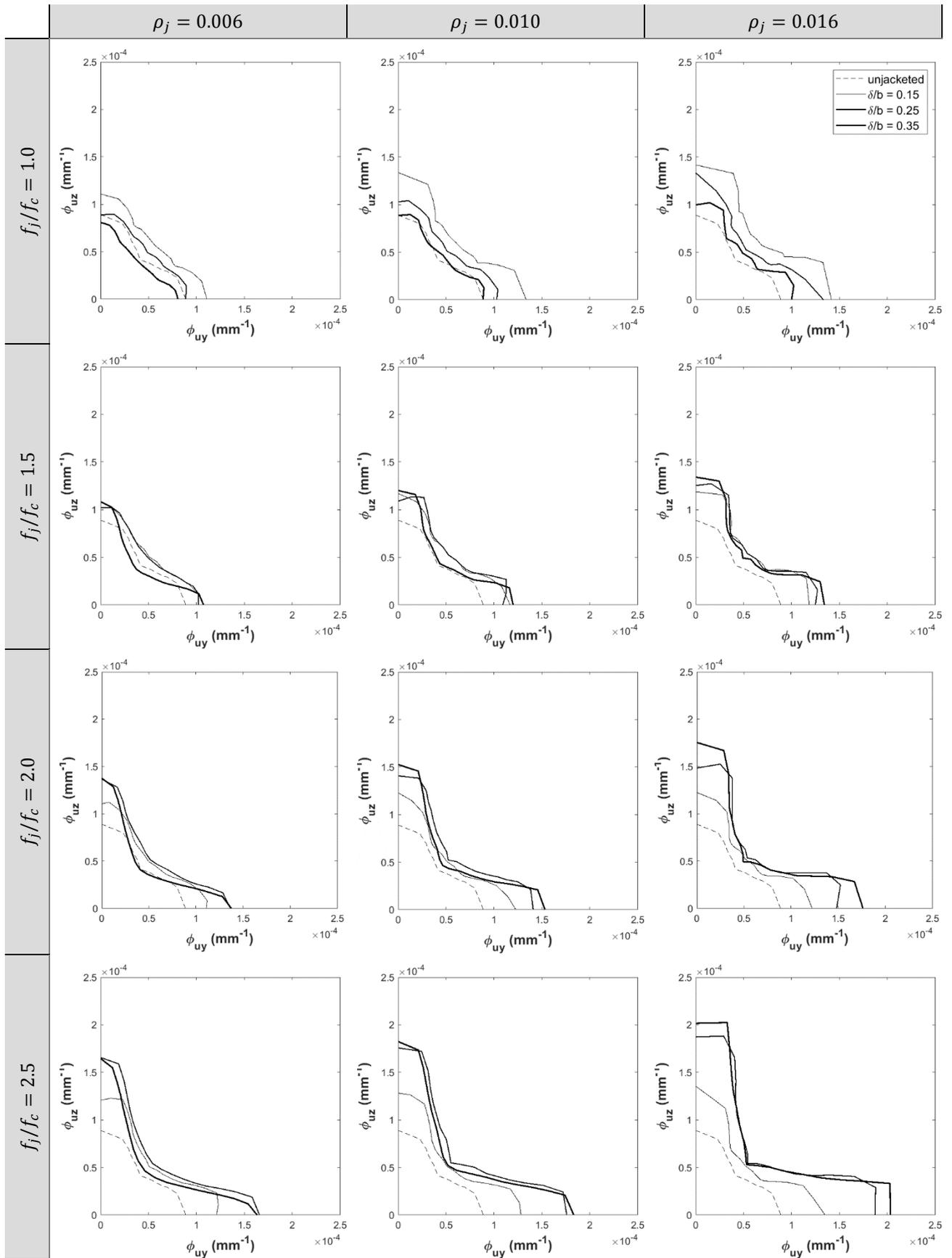
ALLEGATO A3 – grafici analisi parametrica

Sommario

Ultimate curvature domain for different values of δ/b	2
Ultimate curvature domain for different values of ρ_j	6
Ultimate curvature domain for different values of f_j/f_c	10
Ultimate curvature domain for different values of n	14
Yielding curvature domain for different values of δ/b	17
Yielding curvature domain for different values of ρ_j	21
Yielding curvature domain for different values of f_j/f_c	25
Yielding curvature domain for different values of n	29
Curvature ductility domain for different values of δ/b	32
Curvature ductility domain for different values of ρ_j	36
Curvature ductility domain for different values of f_j/f_c	40
Curvature ductility domain for different values of n	44
Resistant moment domain for different values of δ/b	47
Resistant moment domain for different values of ρ_j	51
Resistant moment domain for different values of f_j/f_c	55
Resistant moment domain for different values of n	59
Dimensionless ultimate curvature domain for different values of δ/b	62
Dimensionless ultimate curvature domain for different values of ρ_j	66
Dimensionless ultimate curvature domain for different values of f_j/f_c	70
Dimensionless ultimate curvature domain for different values of n	74
Dimensionless curvature ductility domain for different values of δ/b	77
Dimensionless curvature ductility domain for different values of ρ_j	81
Dimensionless curvature ductility domain for different values of f_j/f_c	85
Dimensionless curvature ductility domain for different values of n	89

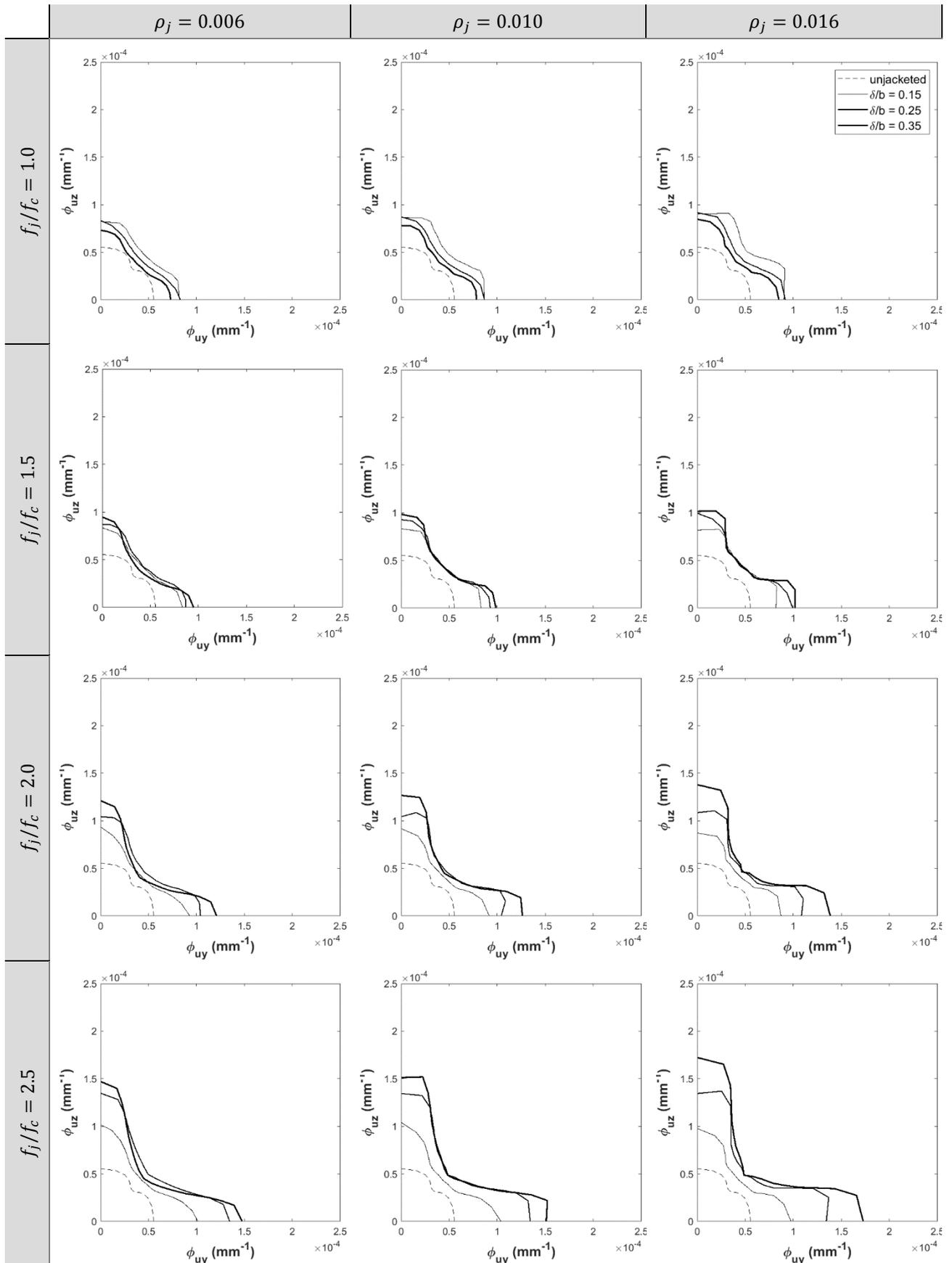
Ultimate curvature domain for different values of δ/b

[$n = 0,2$]



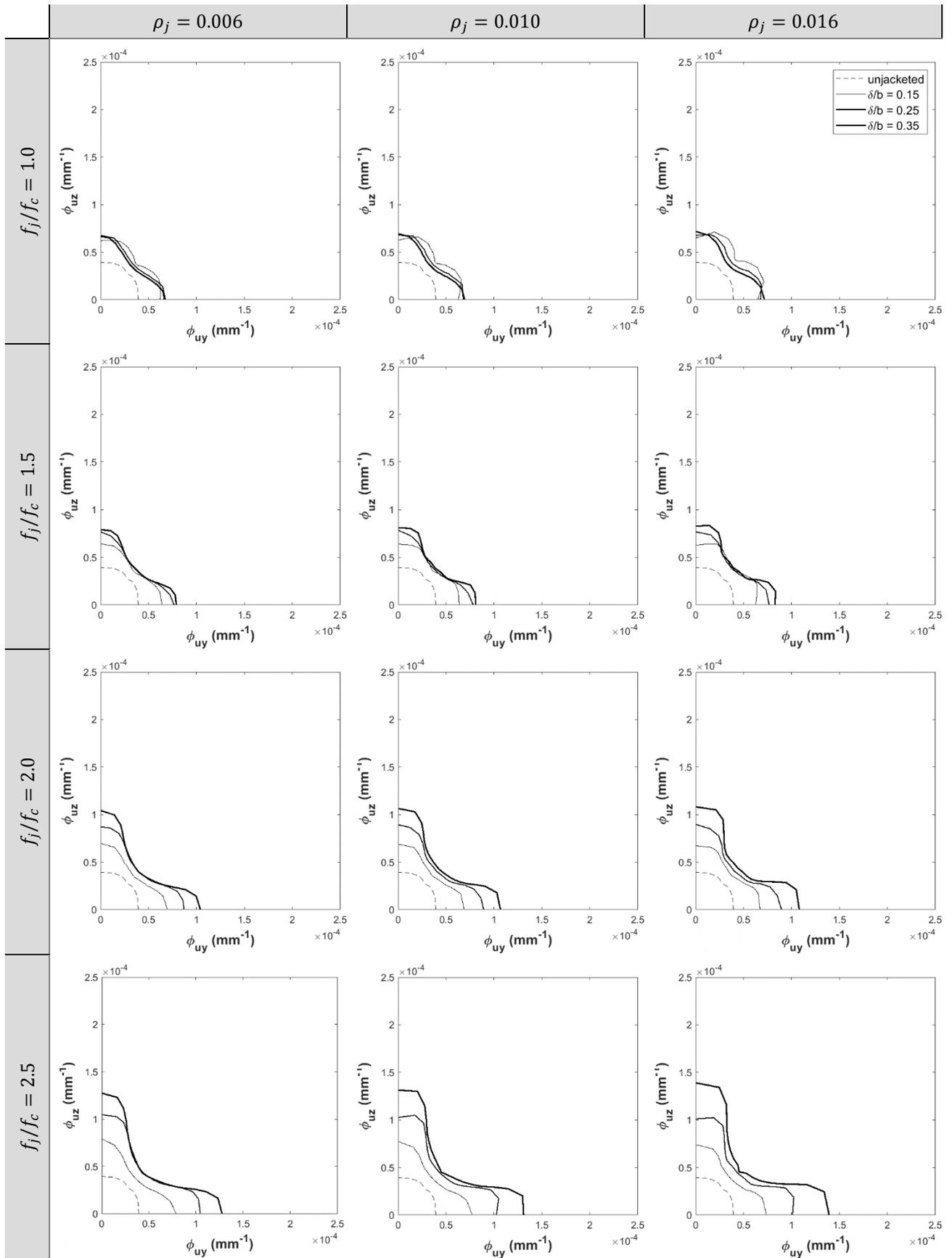
Ultimate curvature domain for different values of δ/b

[$n = 0,3$]



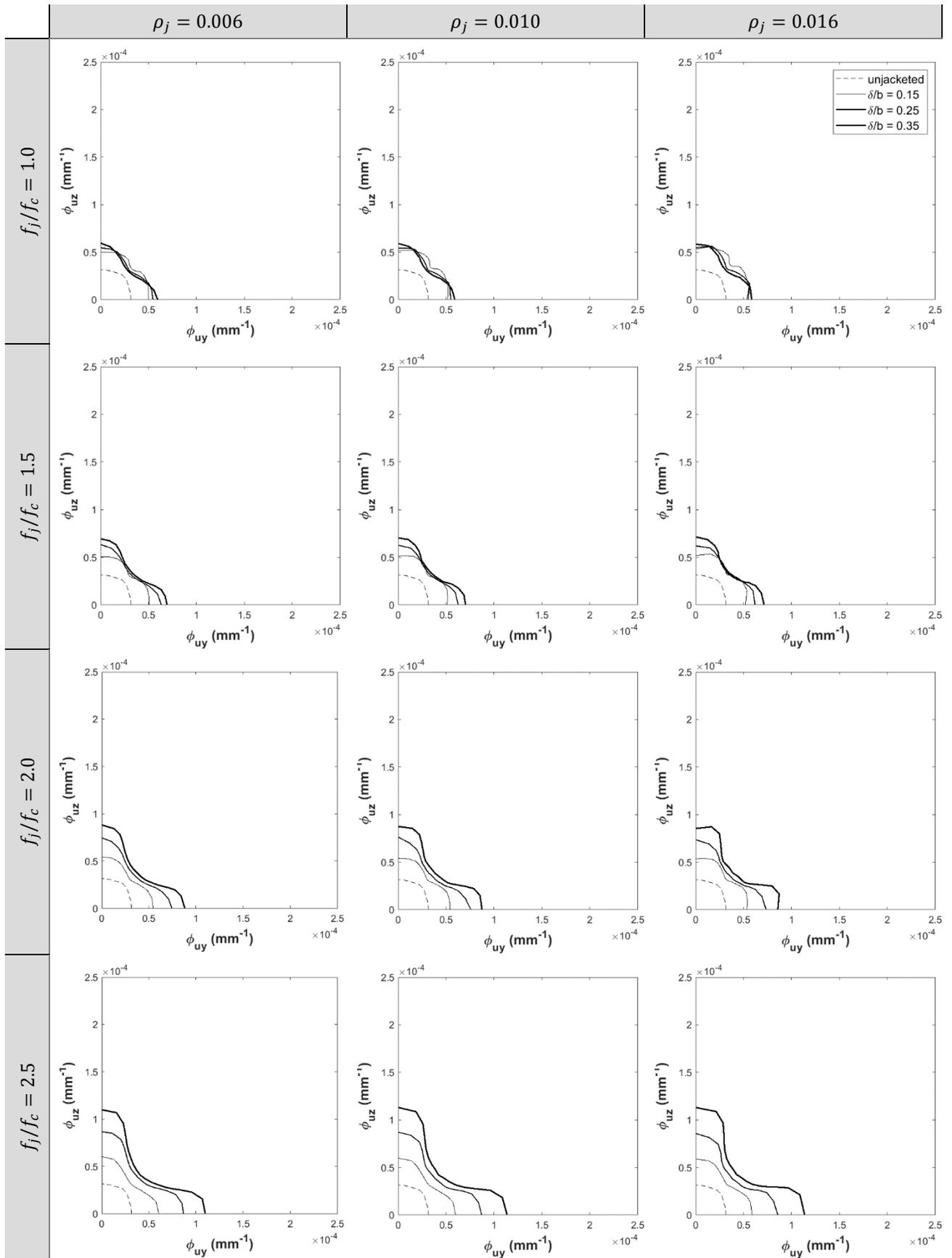
Ultimate curvature domain for different values of δ/b

[$n = 0,4$]



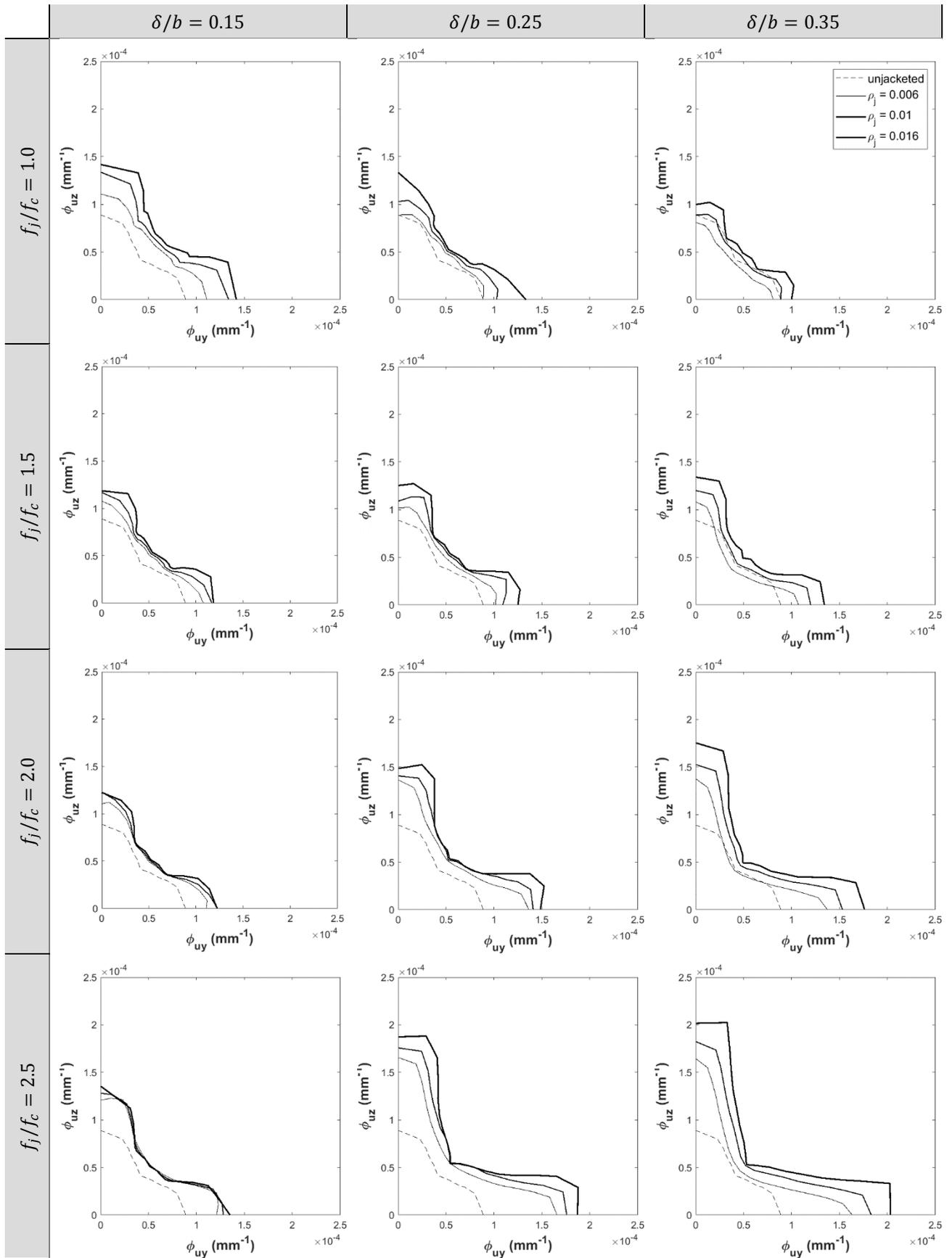
Ultimate curvature domain for different values of δ/b

[$n = 0,5$]



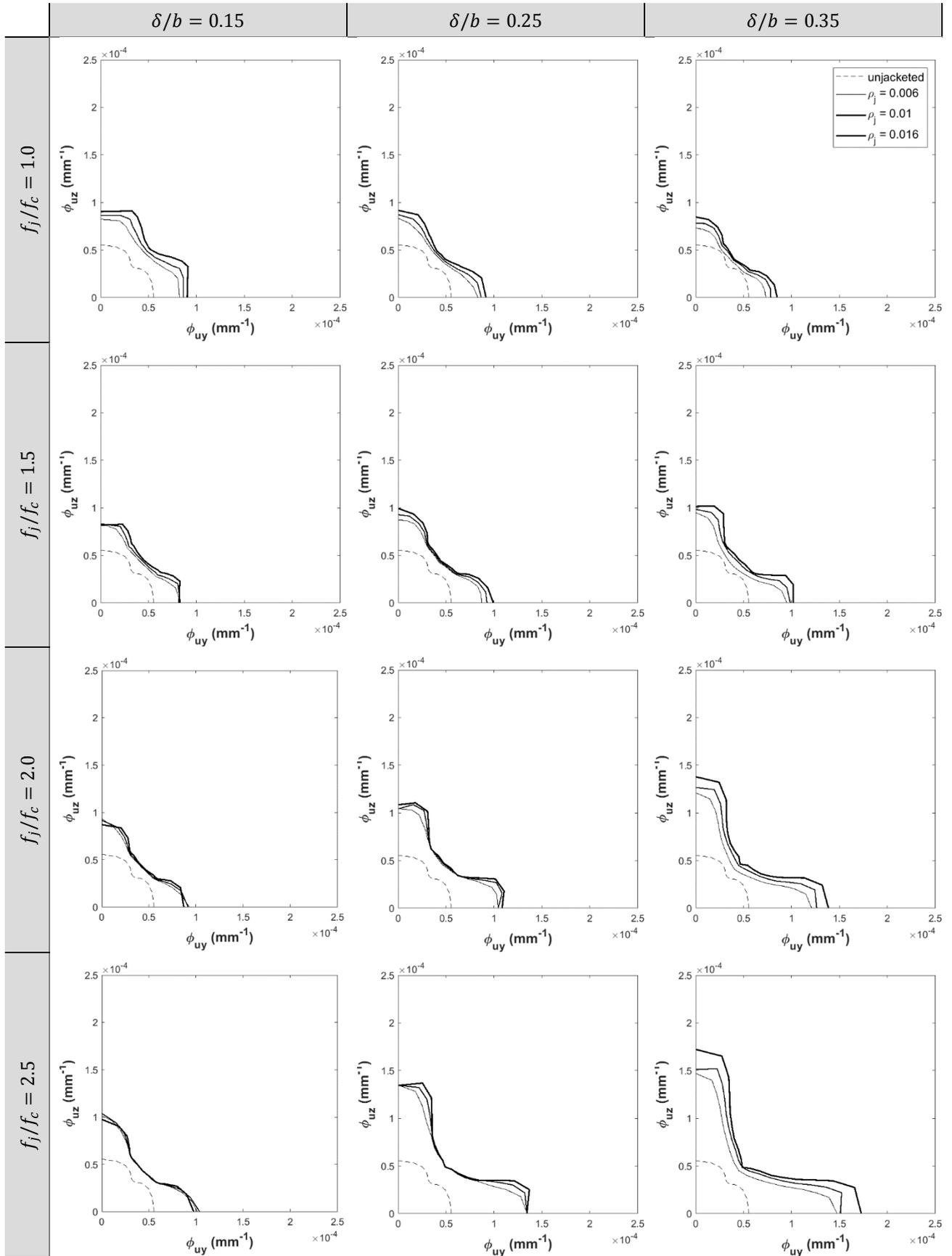
Ultimate curvature domain for different values of ρ_j

[n = 0,2]



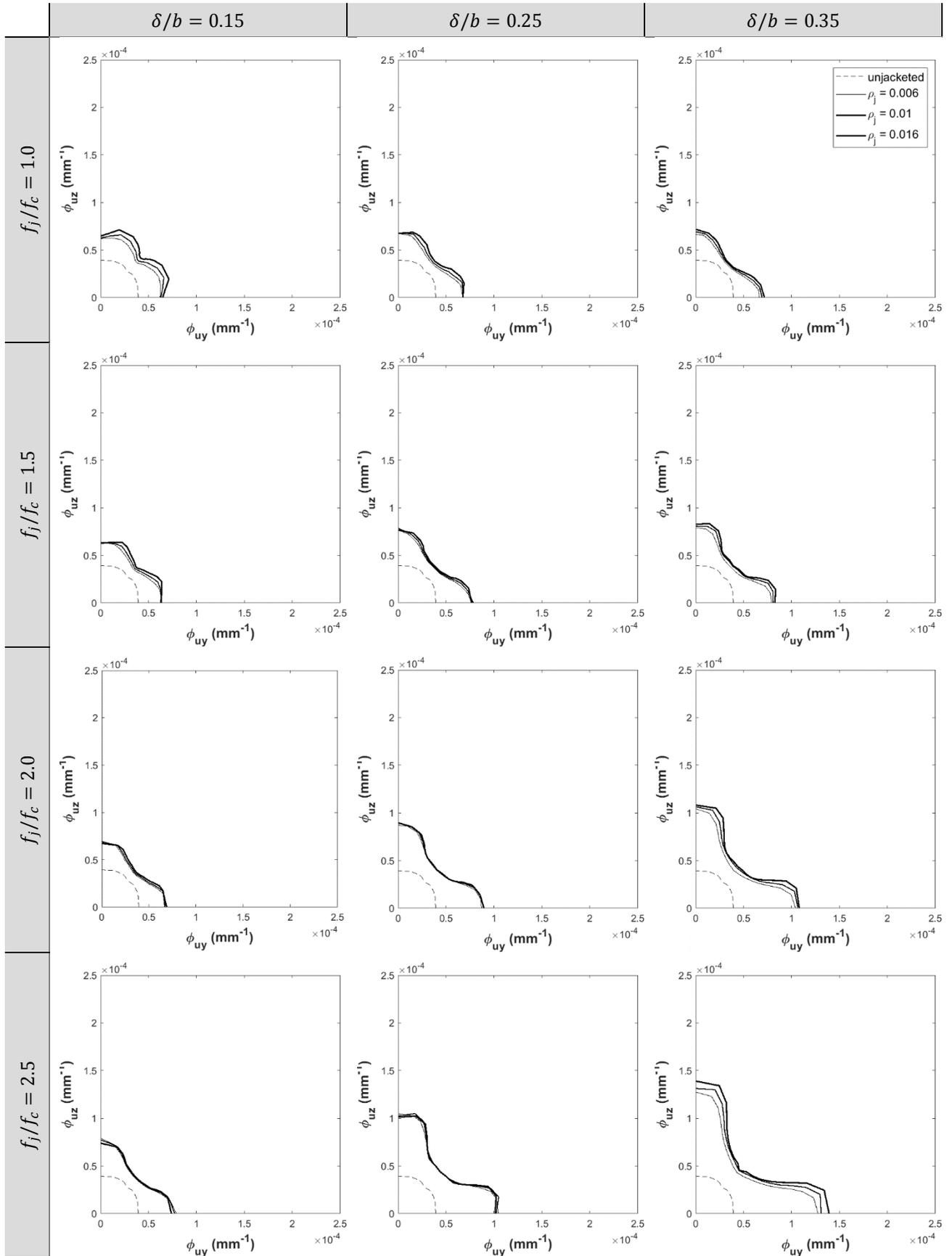
Ultimate curvature domain for different values of ρ_j

[$n = 0,3$]



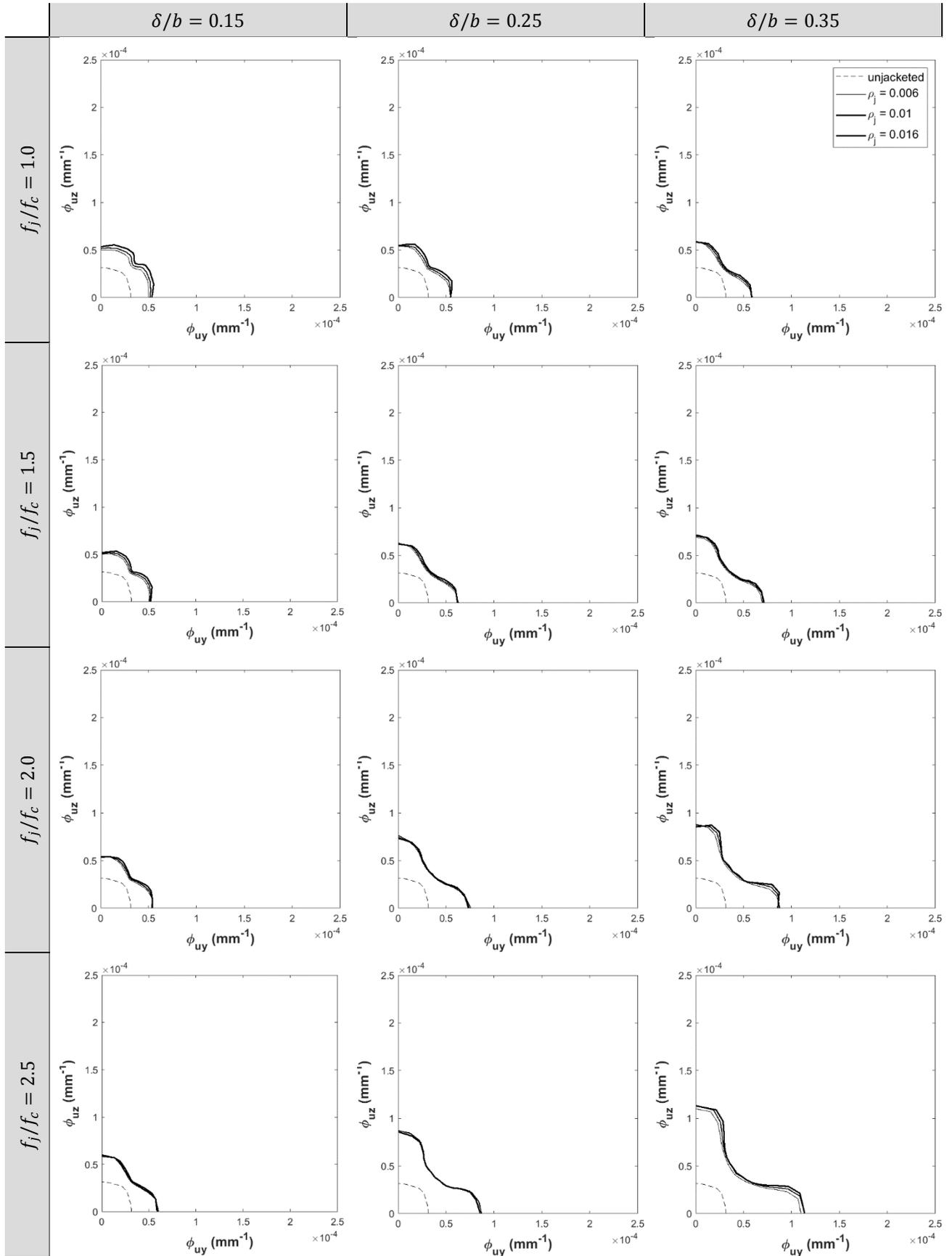
Ultimate curvature domain for different values of ρ_j

[$n = 0,4$]



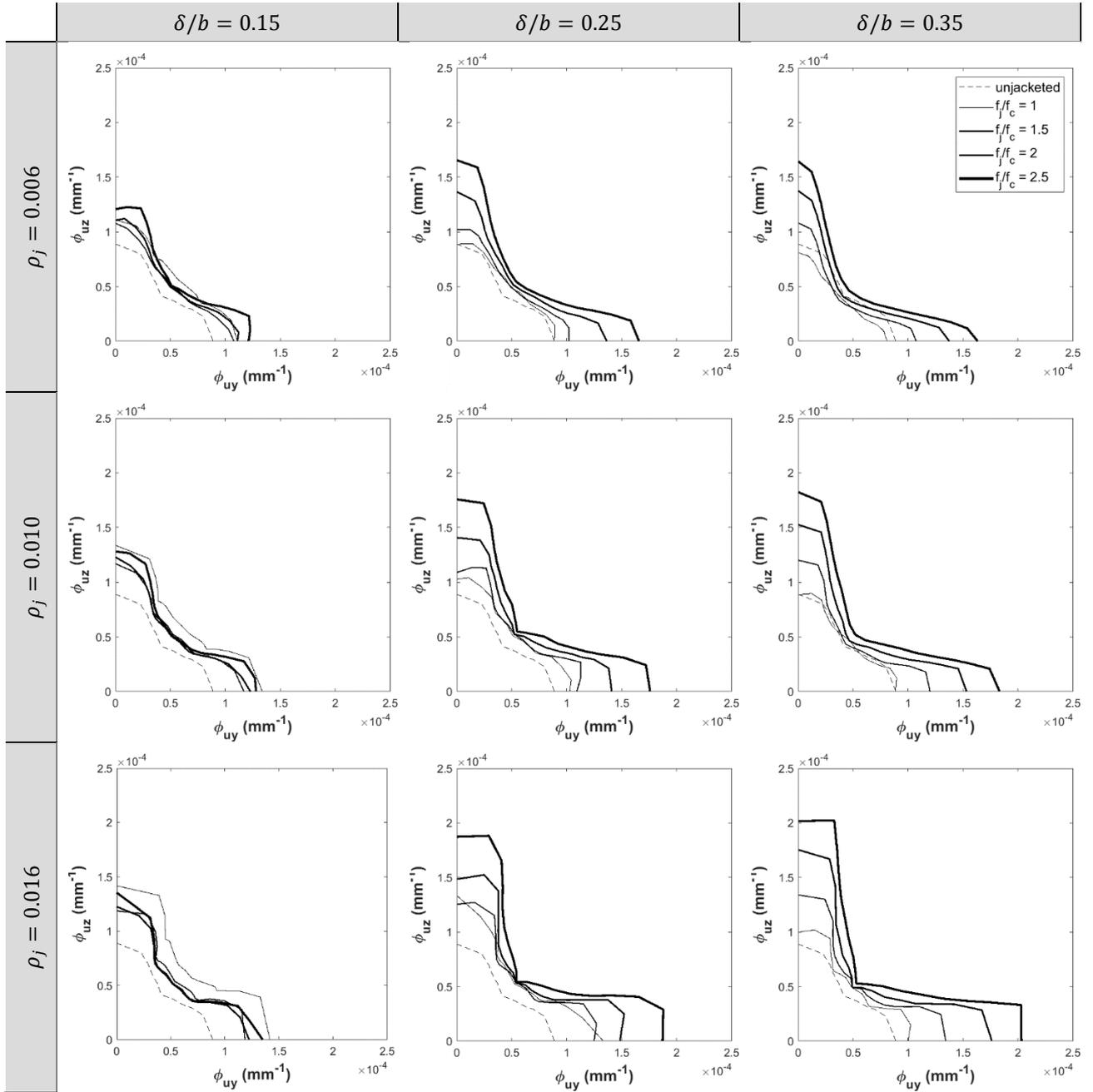
Ultimate curvature domain for different values of ρ_j

[$n = 0,5$]



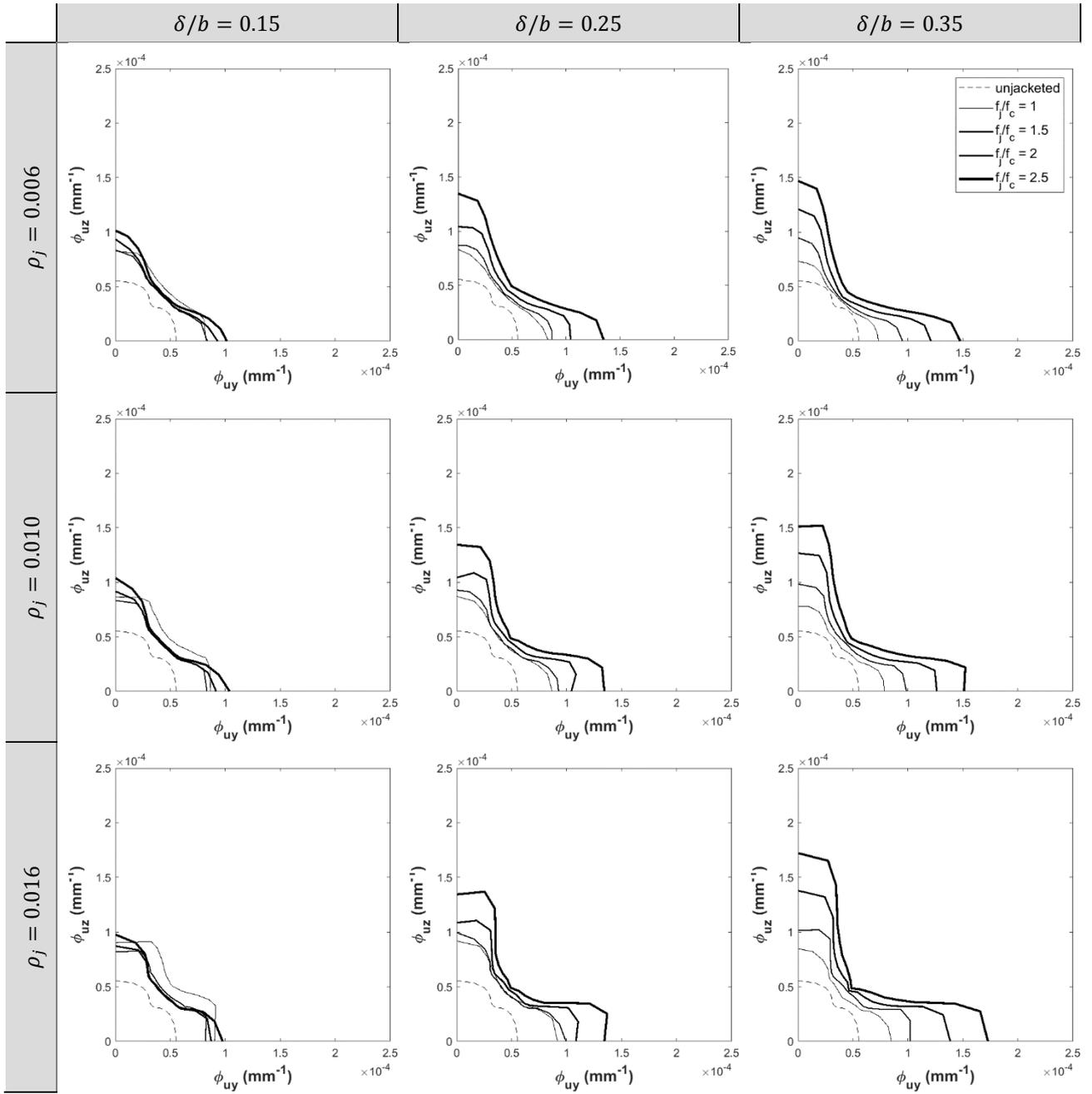
Ultimate curvature domain for different values of f_j/f_c

[$n = 0,2$]



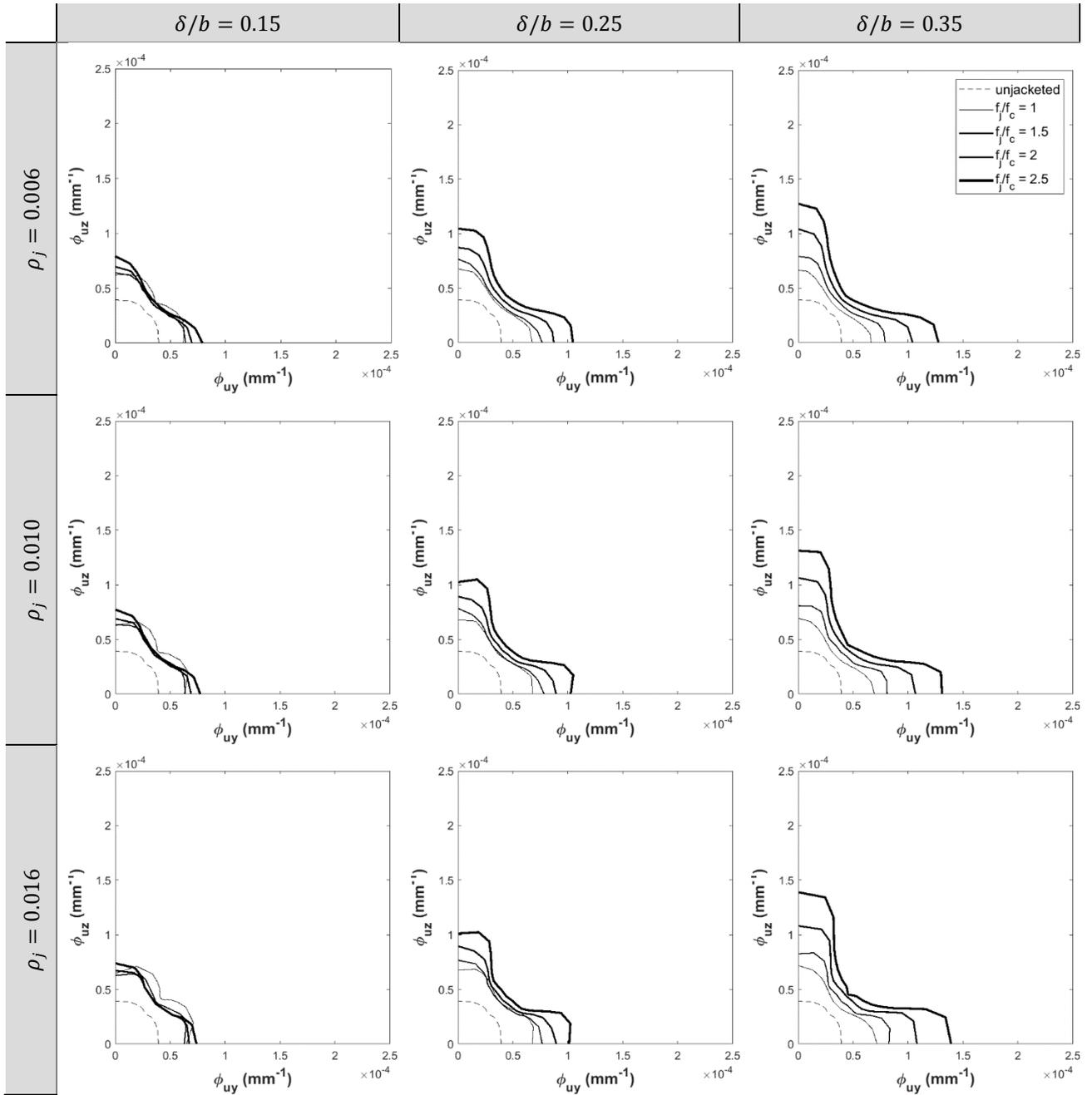
Ultimate curvature domain for different values of f_j/f_c

[$n = 0,3$]



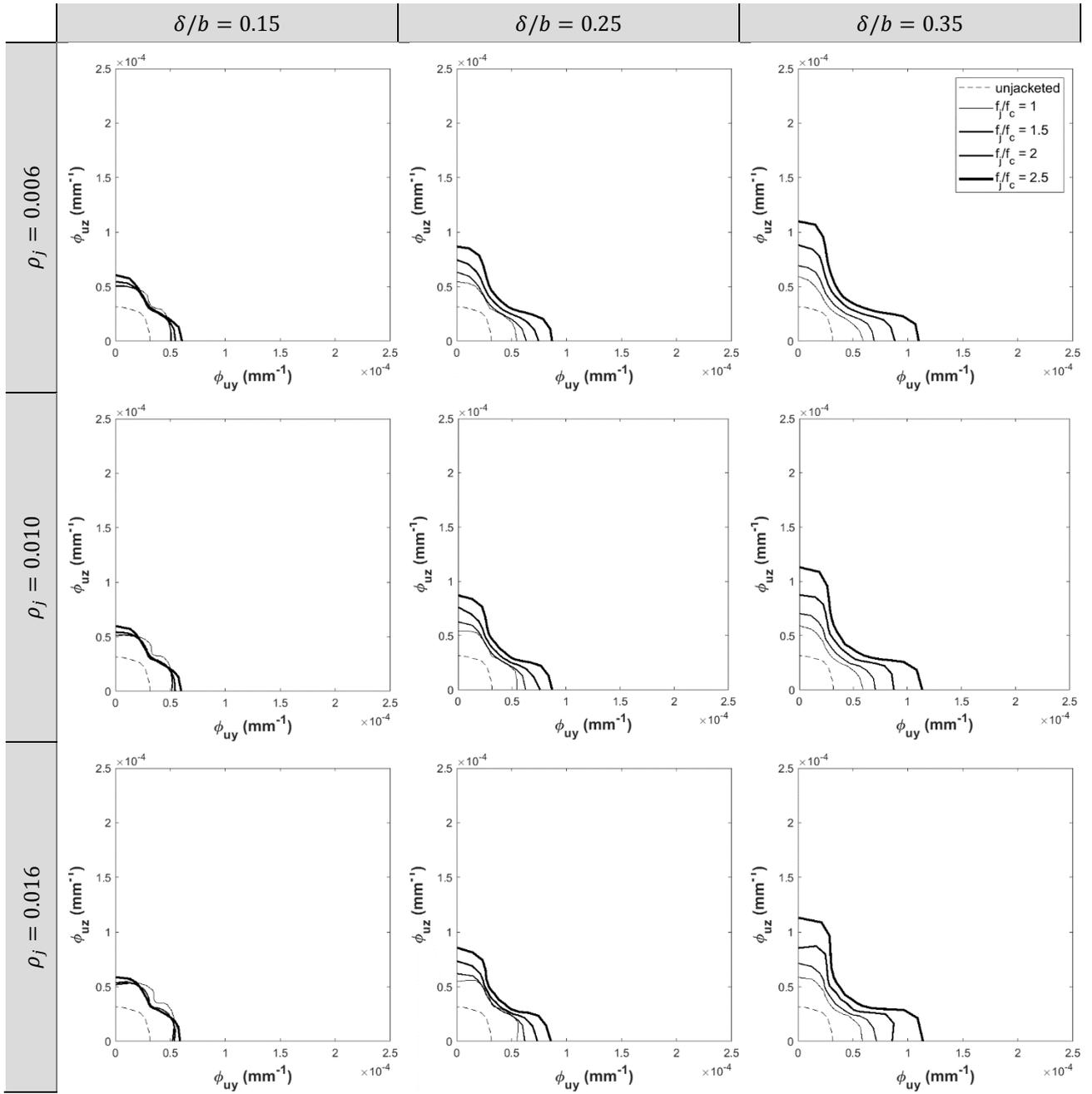
Ultimate curvature domain for different values of f_j/f_c

[n = 0,4]



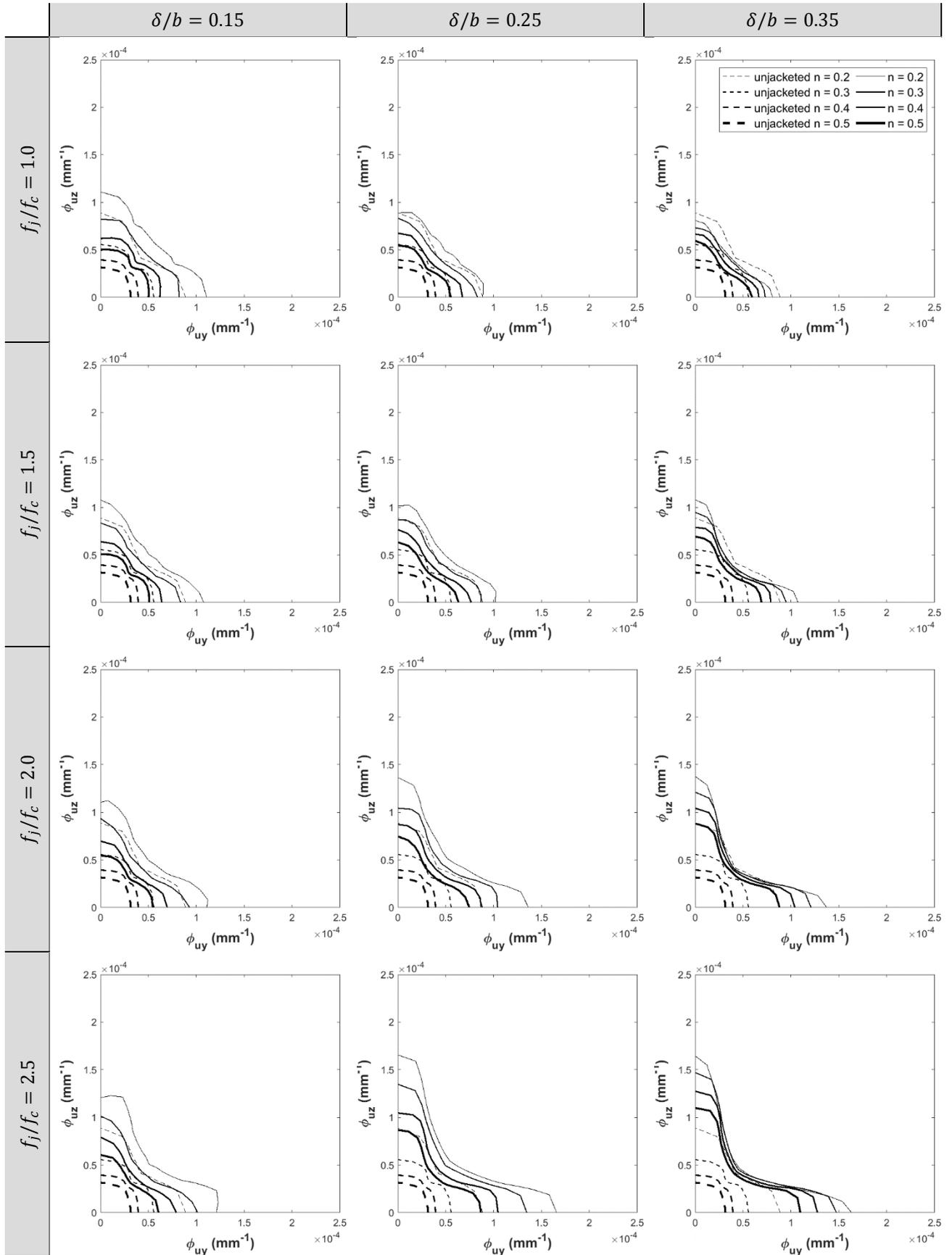
Ultimate curvature domain for different values of f_j/f_c

[$n = 0,5$]



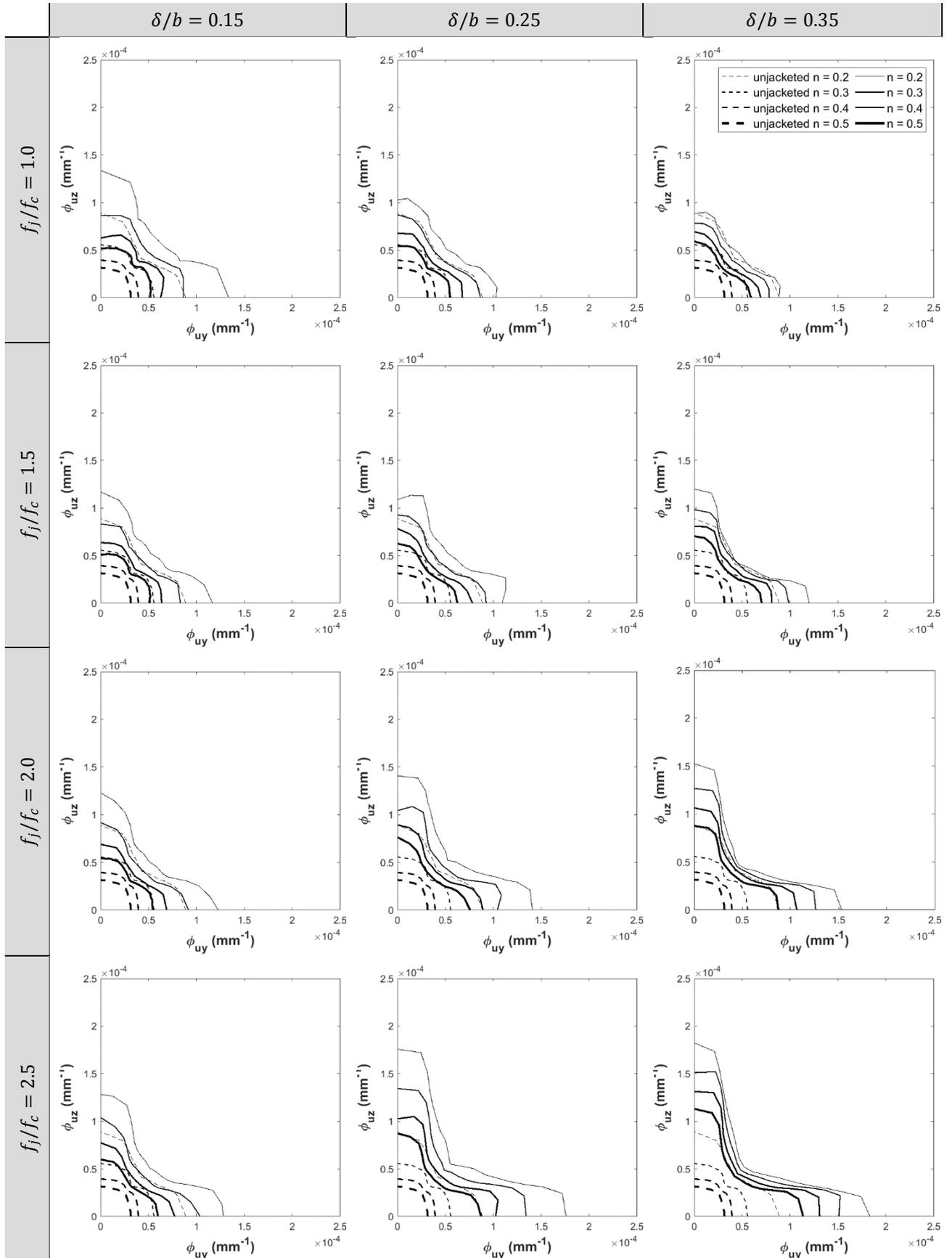
Ultimate curvature domain for different values of n

$[\rho_j = 0,006]$



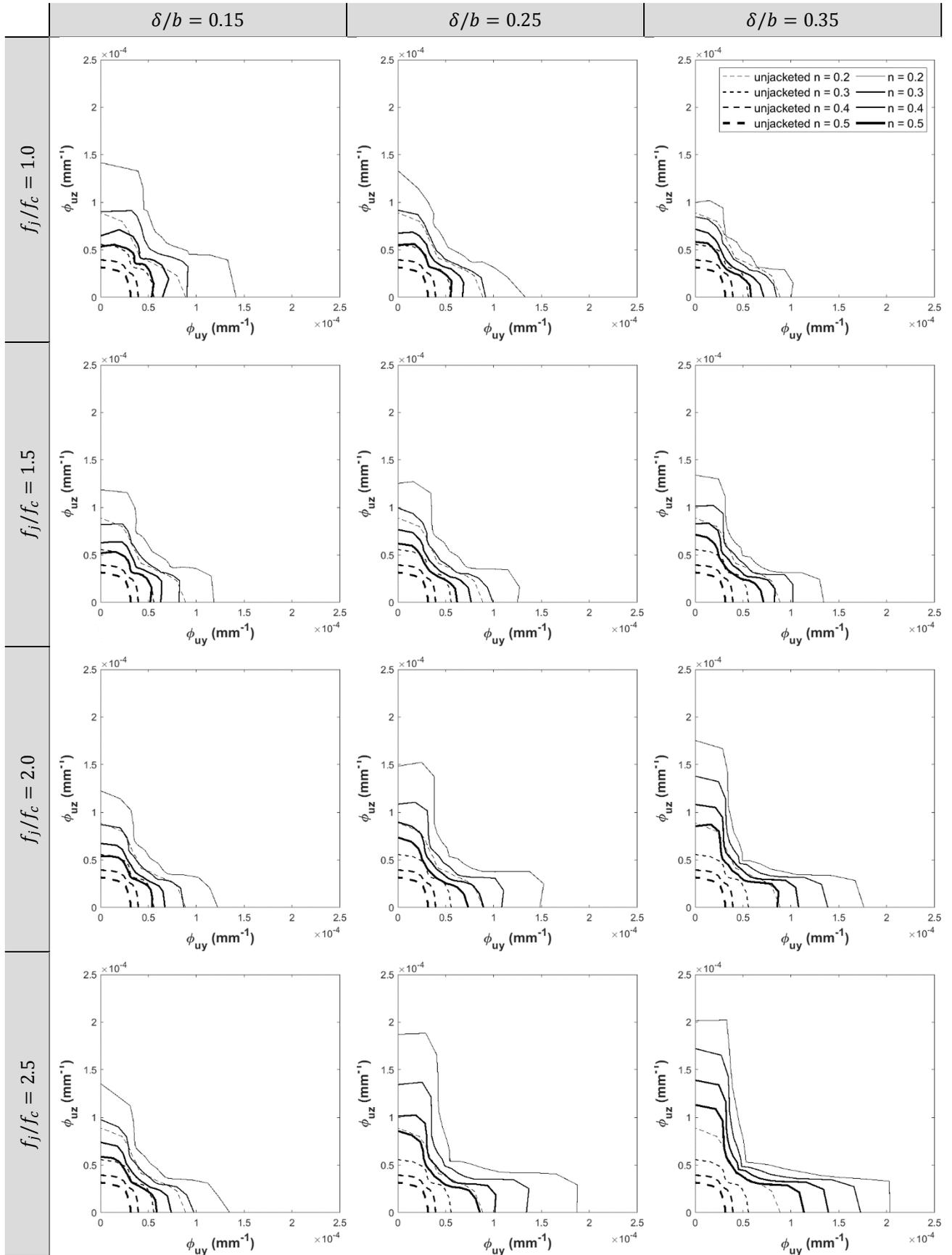
Ultimate curvature domain for different values of n

$[\rho_j = 0,010]$



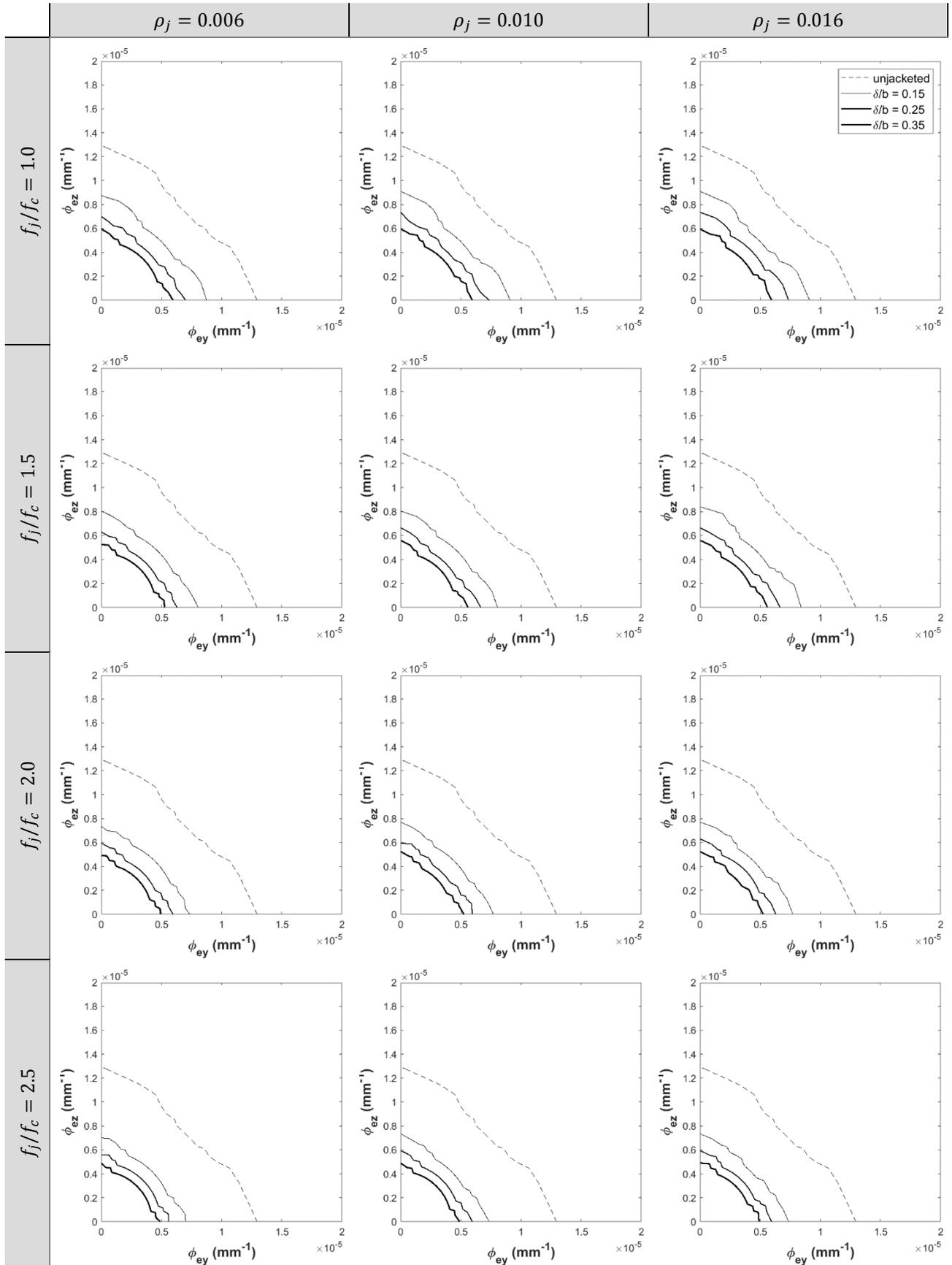
Ultimate curvature domain for different values of n

$[\rho_j = 0,016]$



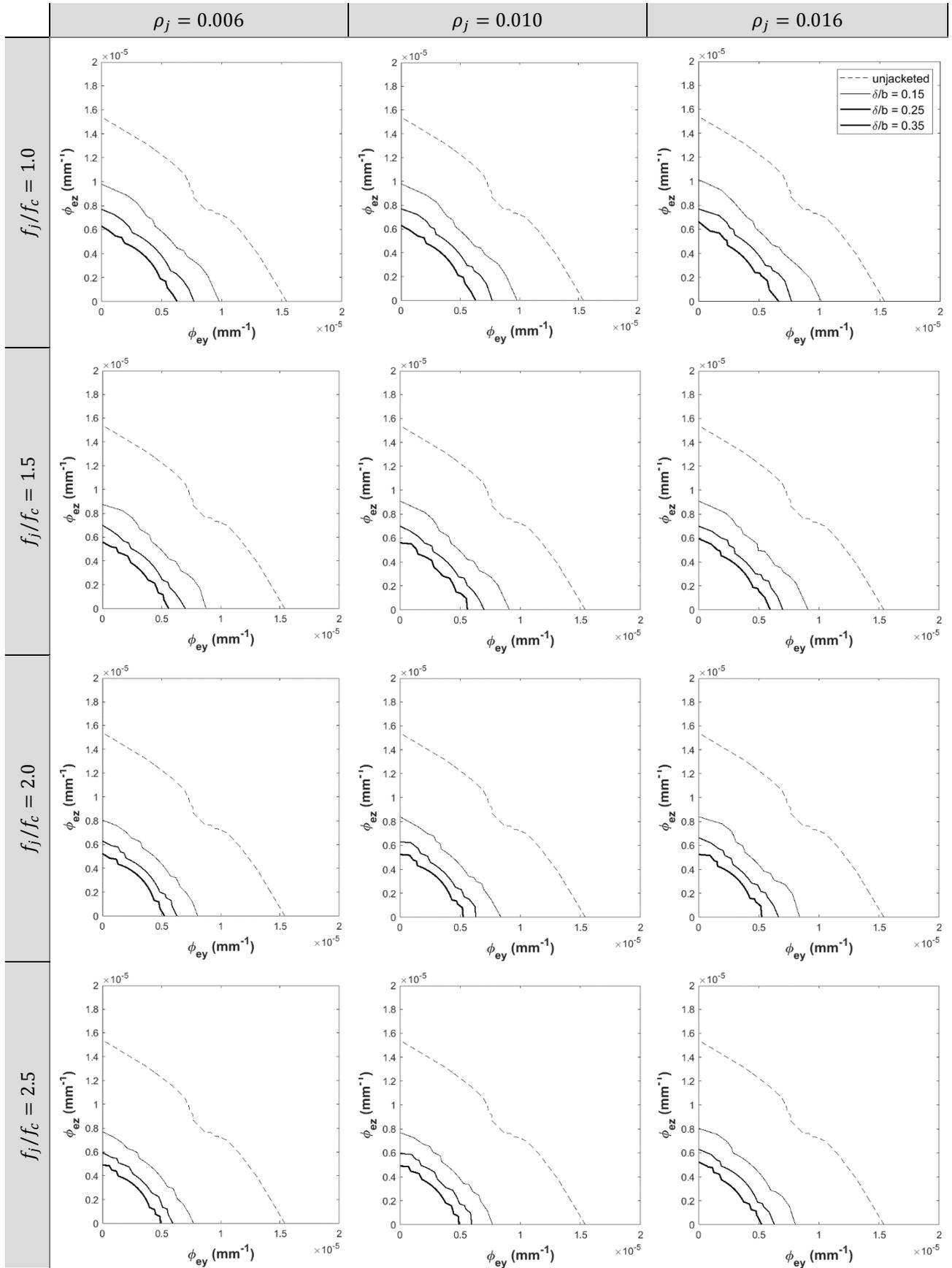
Yielding curvature domain for different values of δ/b

[$n = 0,2$]



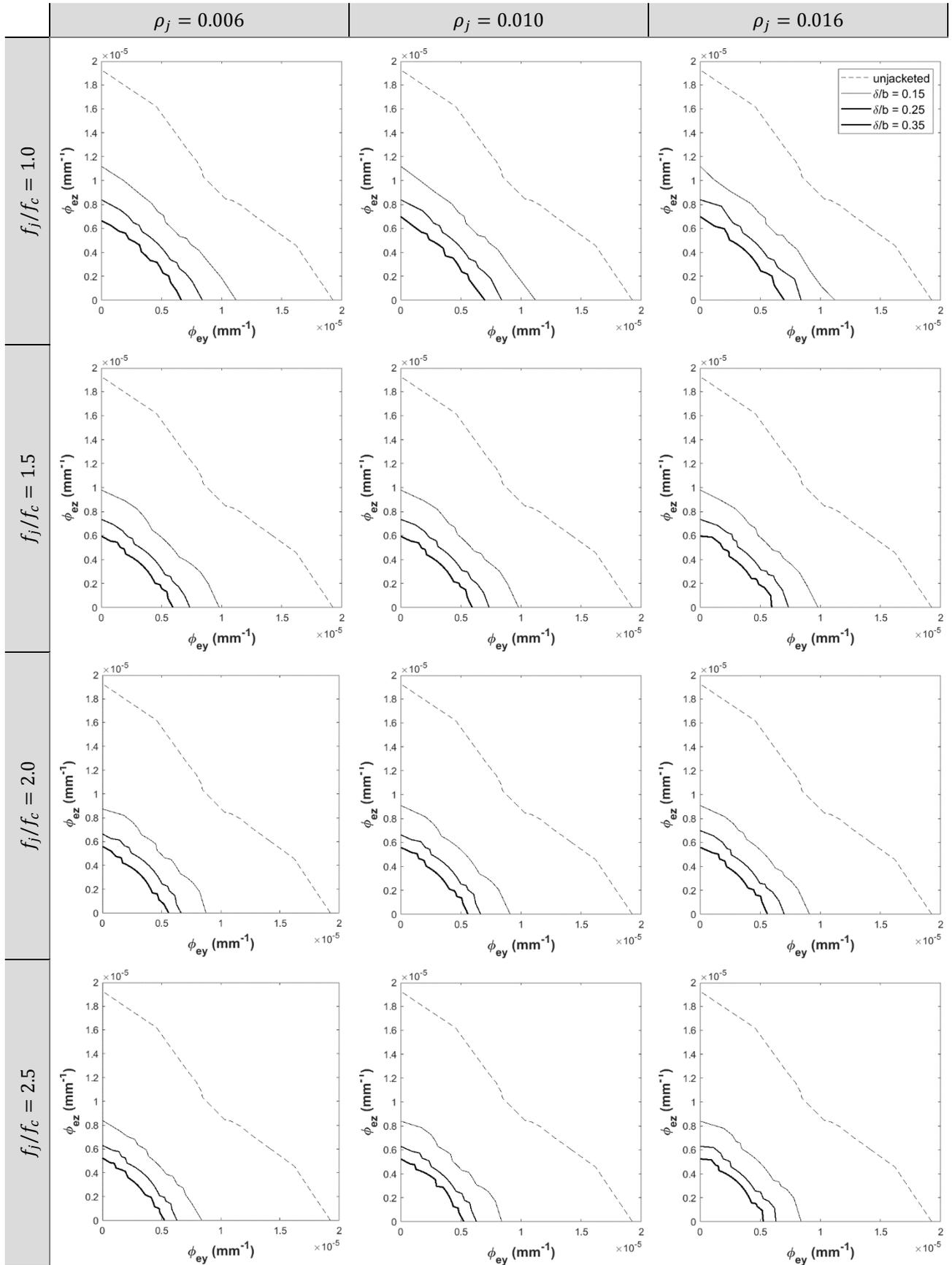
Yielding curvature domain for different values of δ/b

[$n = 0,3$]



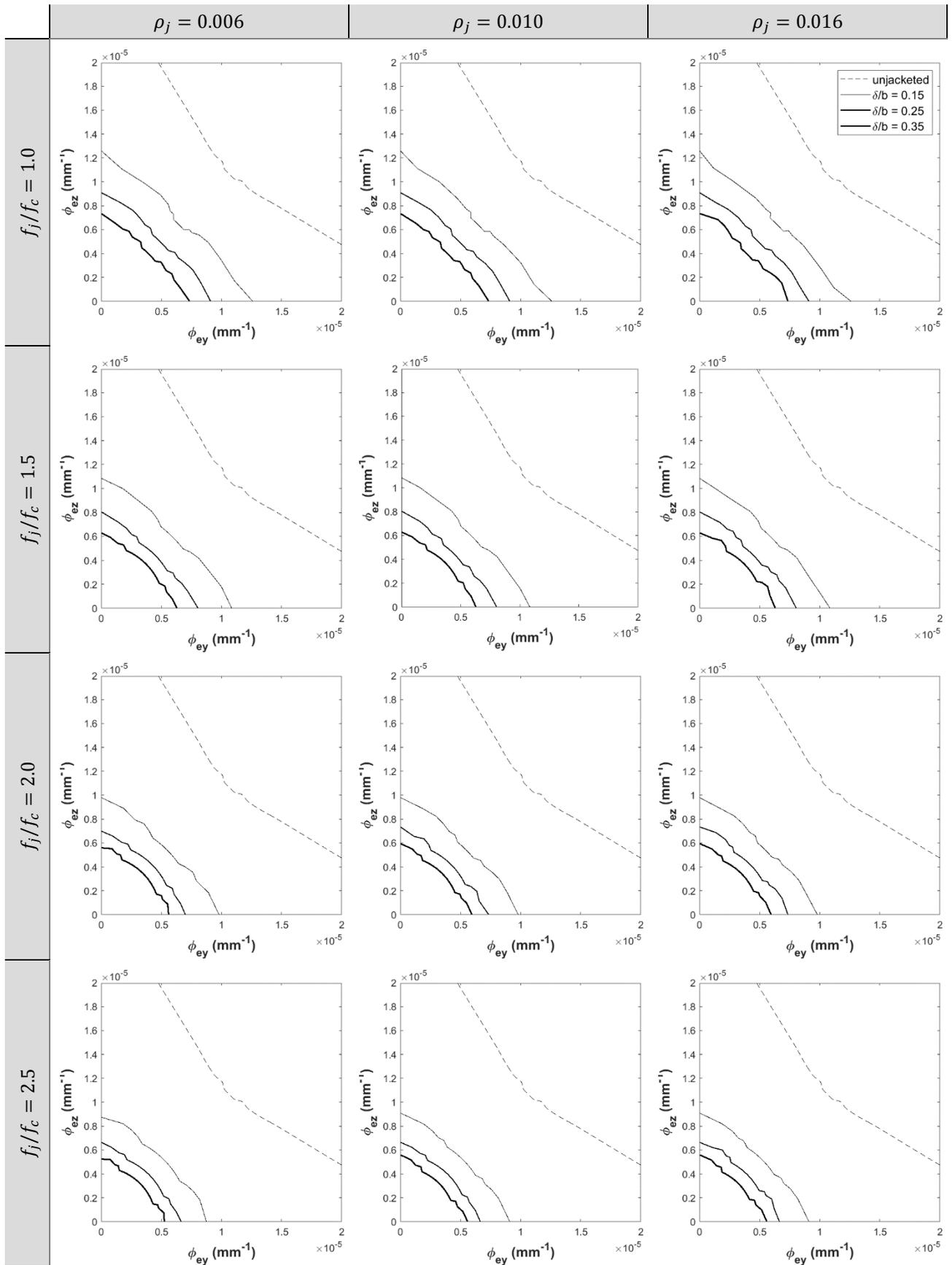
Yielding curvature domain for different values of δ/b

[$n = 0,4$]



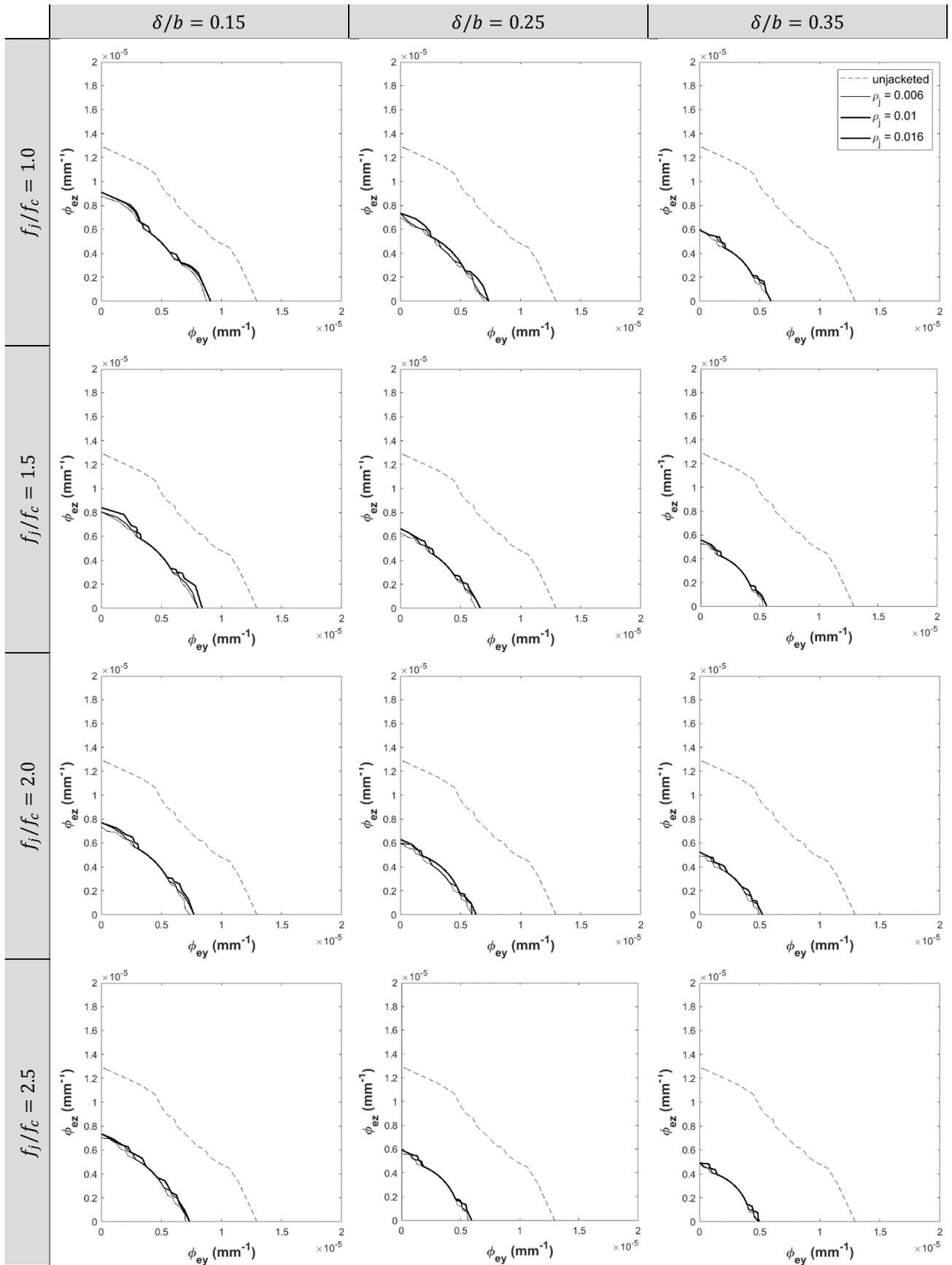
Yielding curvature domain for different values of δ/b

[$n = 0,5$]



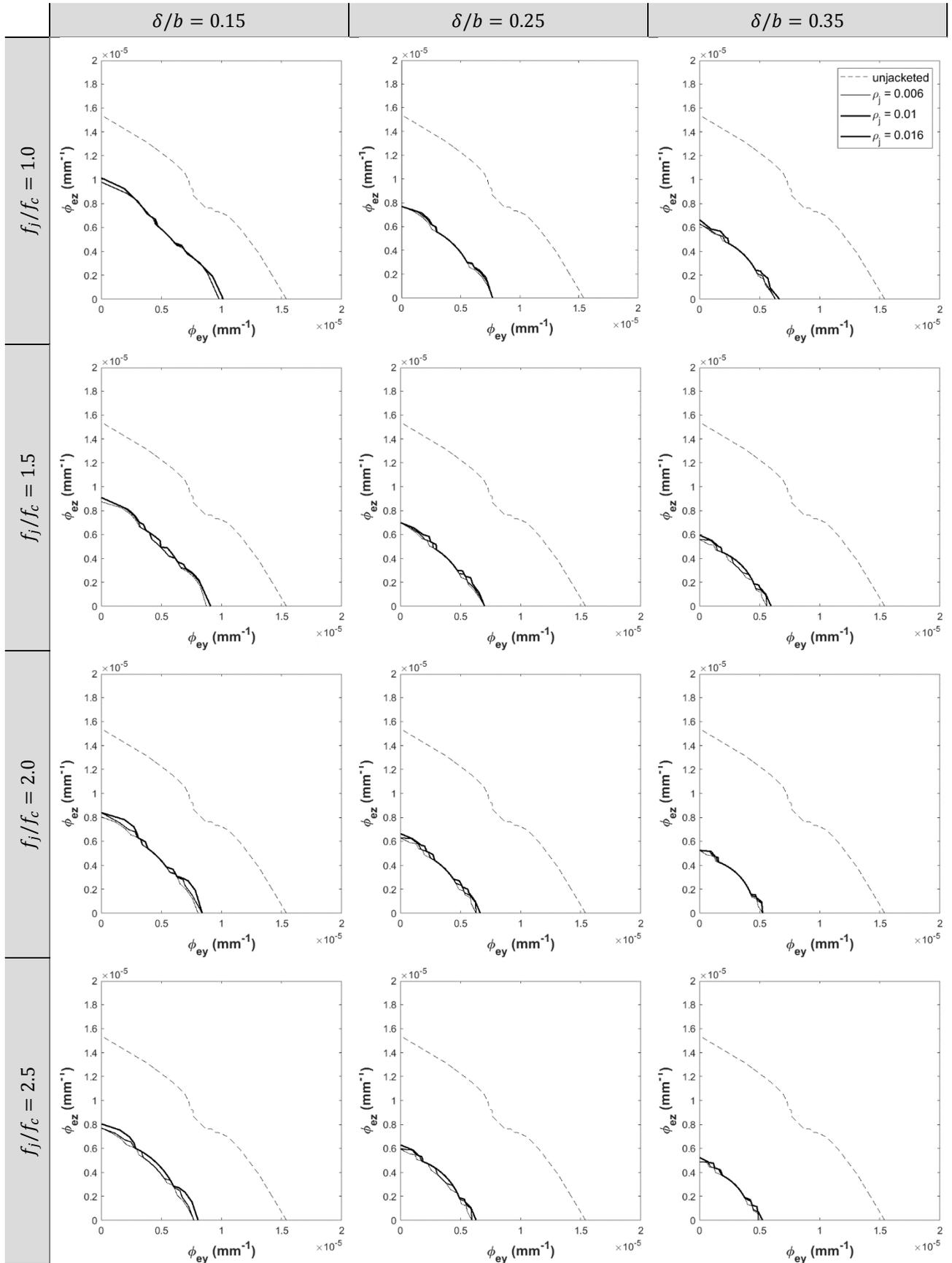
Yielding curvature domain for different values of ρ_j

[$n = 0, 2$]



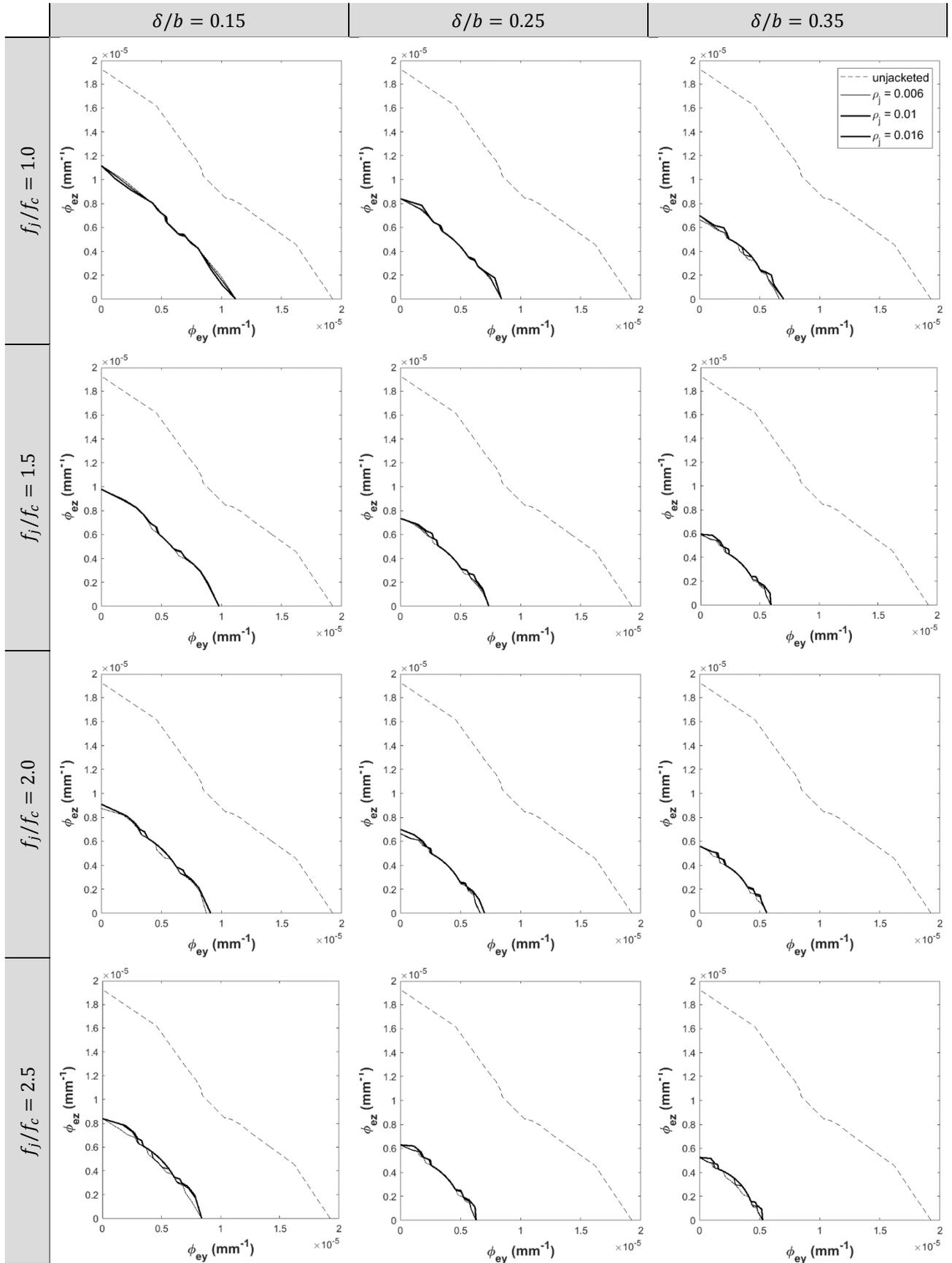
Yielding curvature domain for different values of ρ_j

[$n = 0,3$]



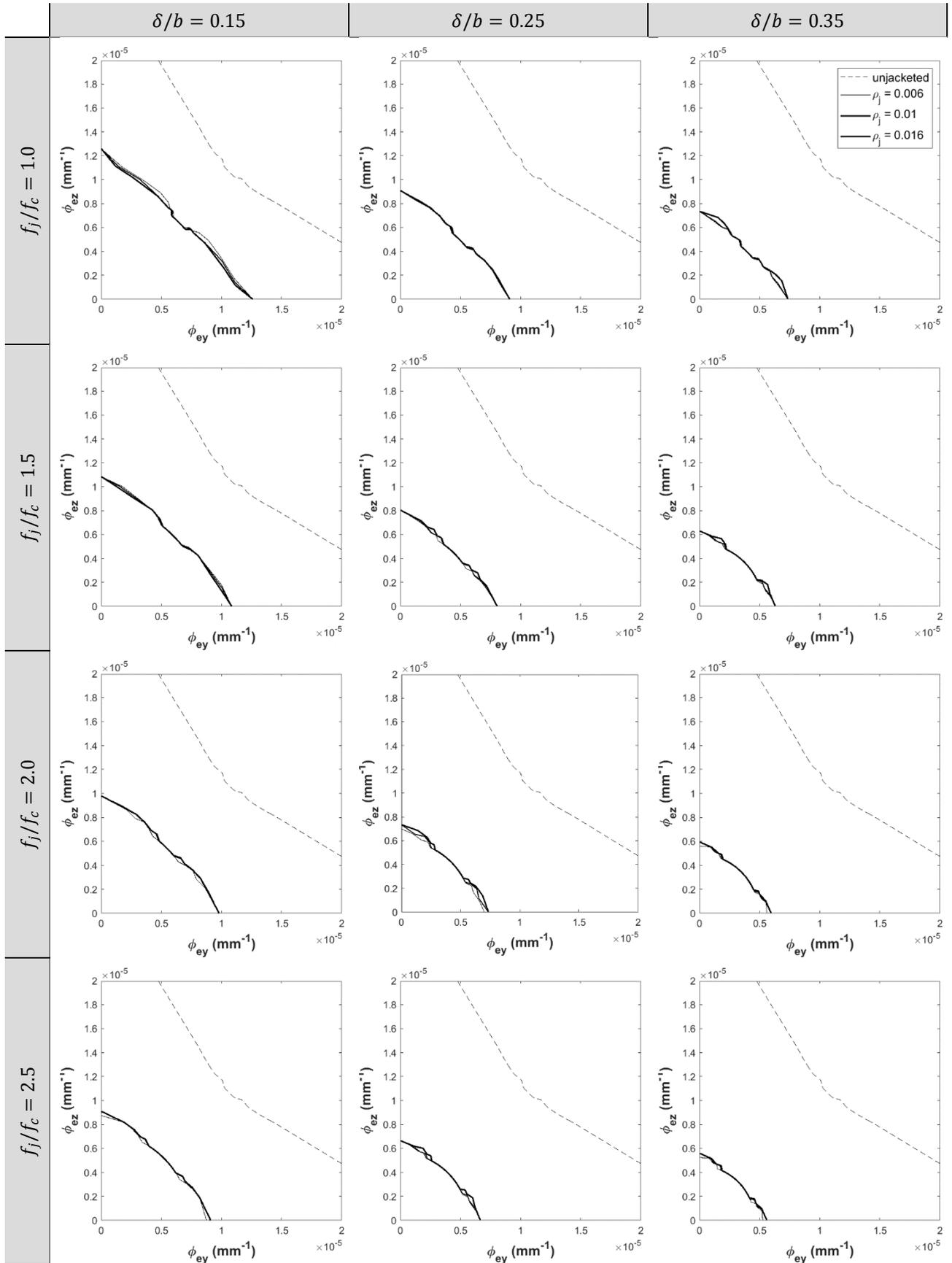
Yielding curvature domain for different values of ρ_j

[$n = 0,4$]



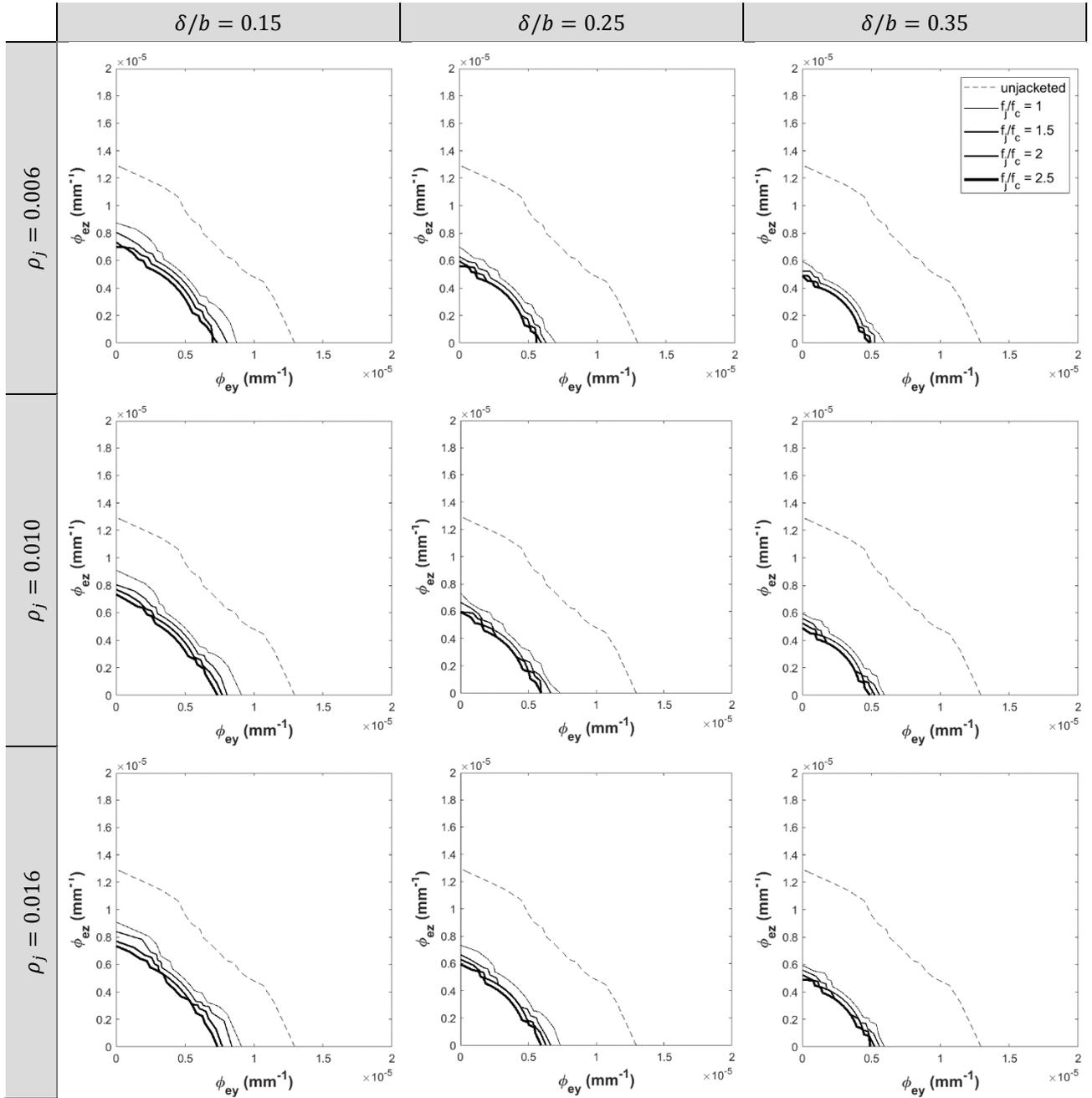
Yielding curvature domain for different values of ρ_j

[$n = 0,5$]



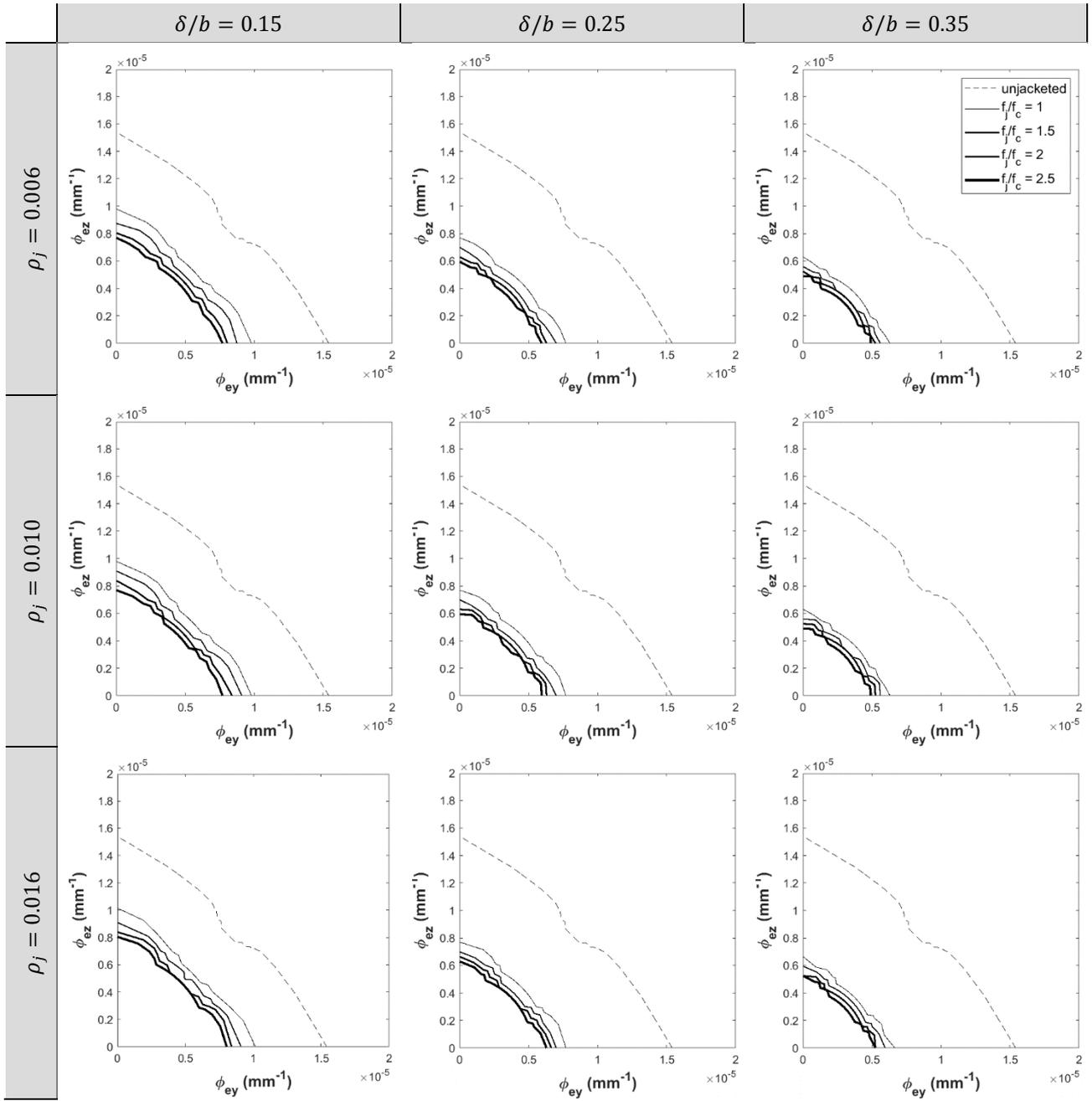
Yielding curvature domain for different values of f_j/f_c

[$n = 0,2$]



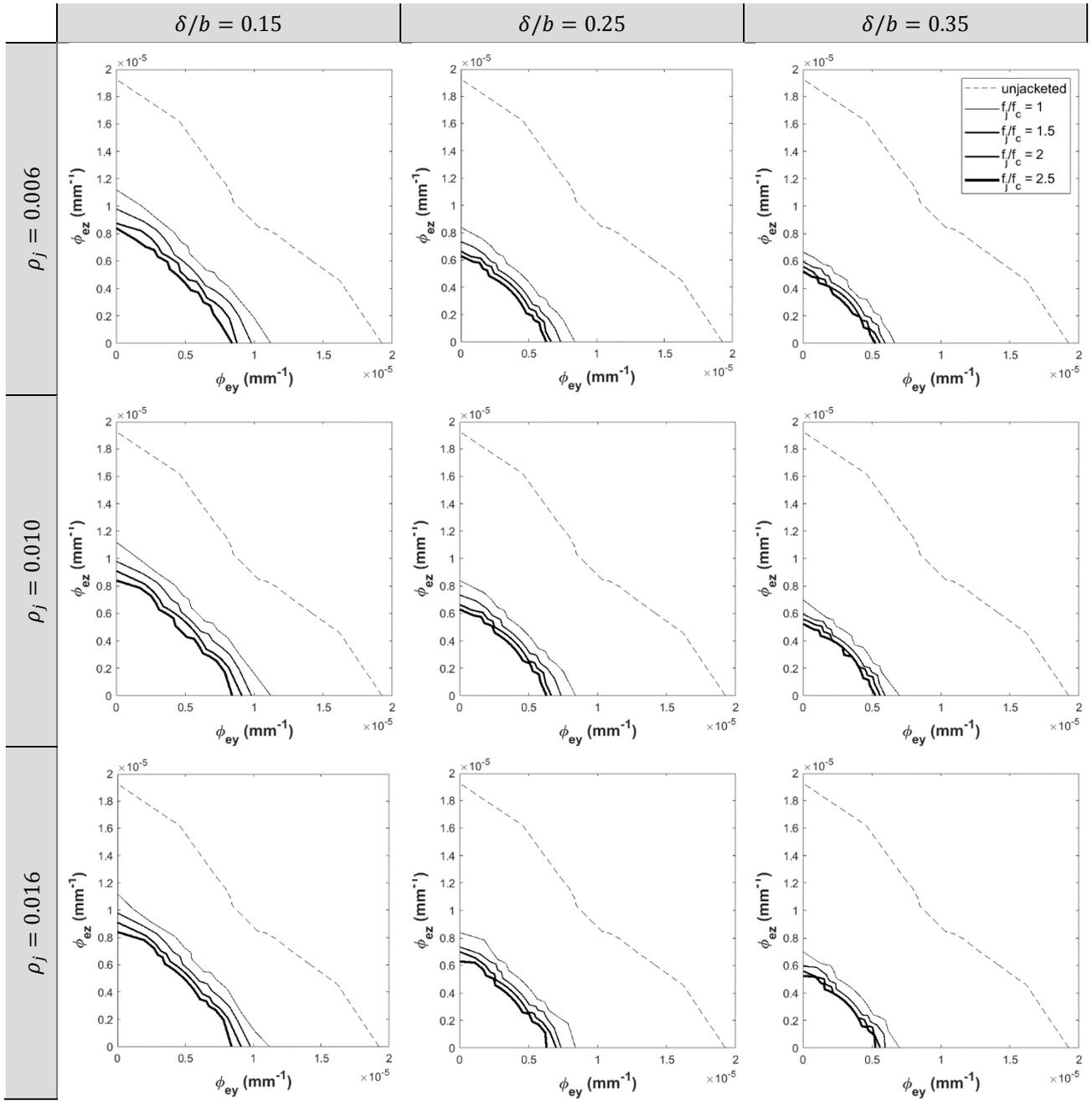
Yielding curvature domain for different values of f_j/f_c

[$n = 0,3$]



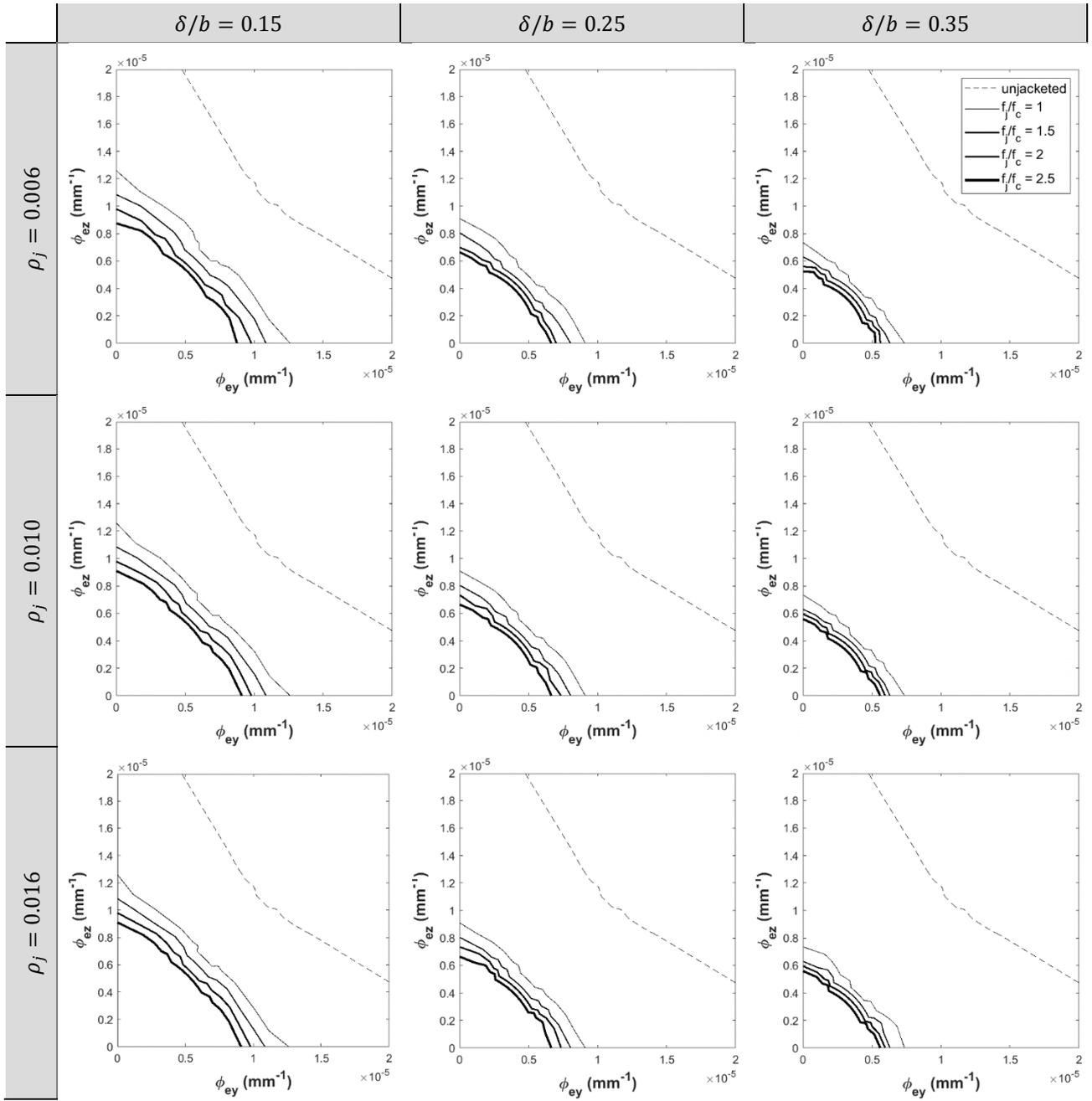
Yielding curvature domain for different values of f_j/f_c

[$n = 0,4$]



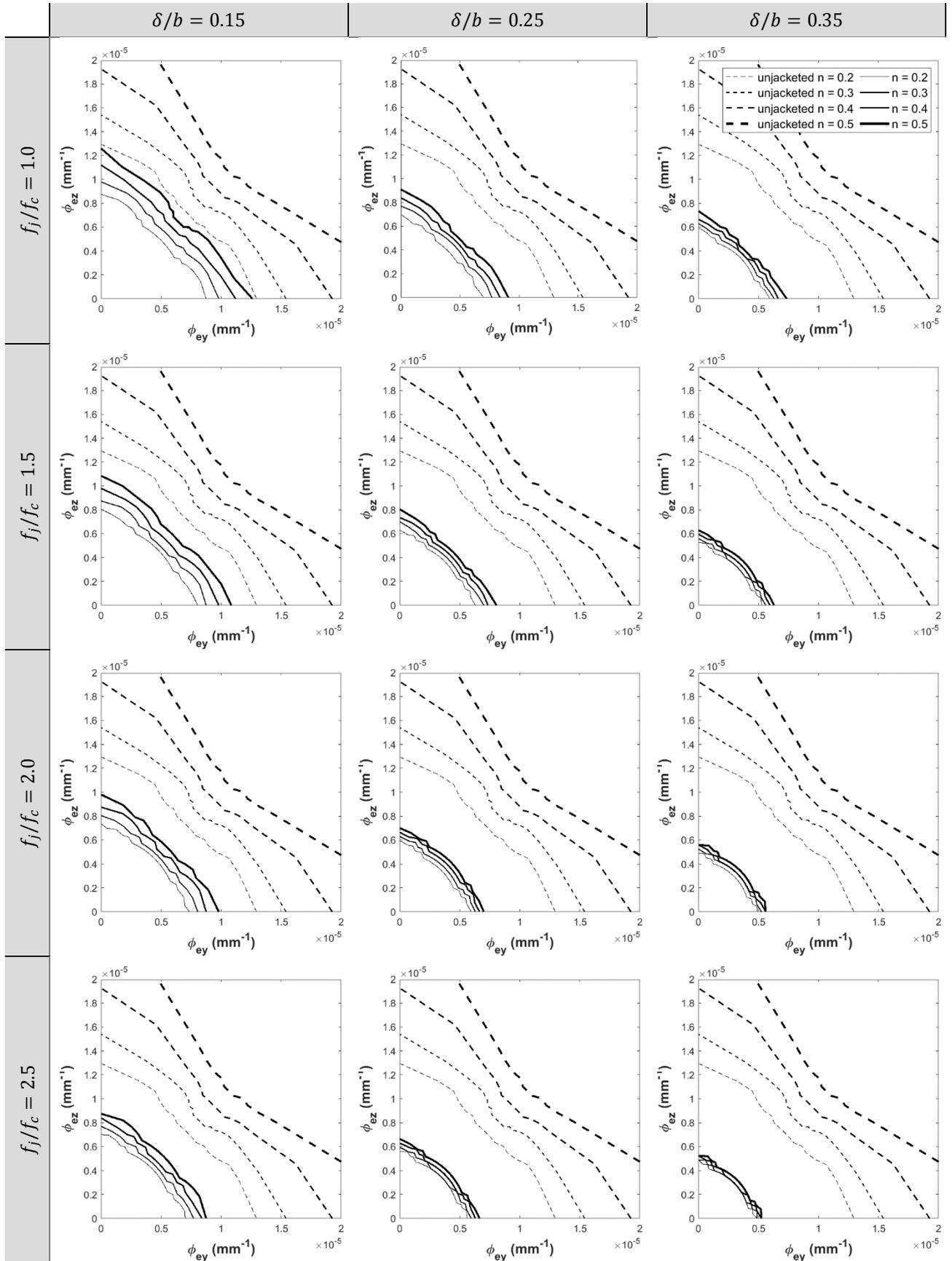
Yielding curvature domain for different values of f_j/f_c

[$n = 0,5$]



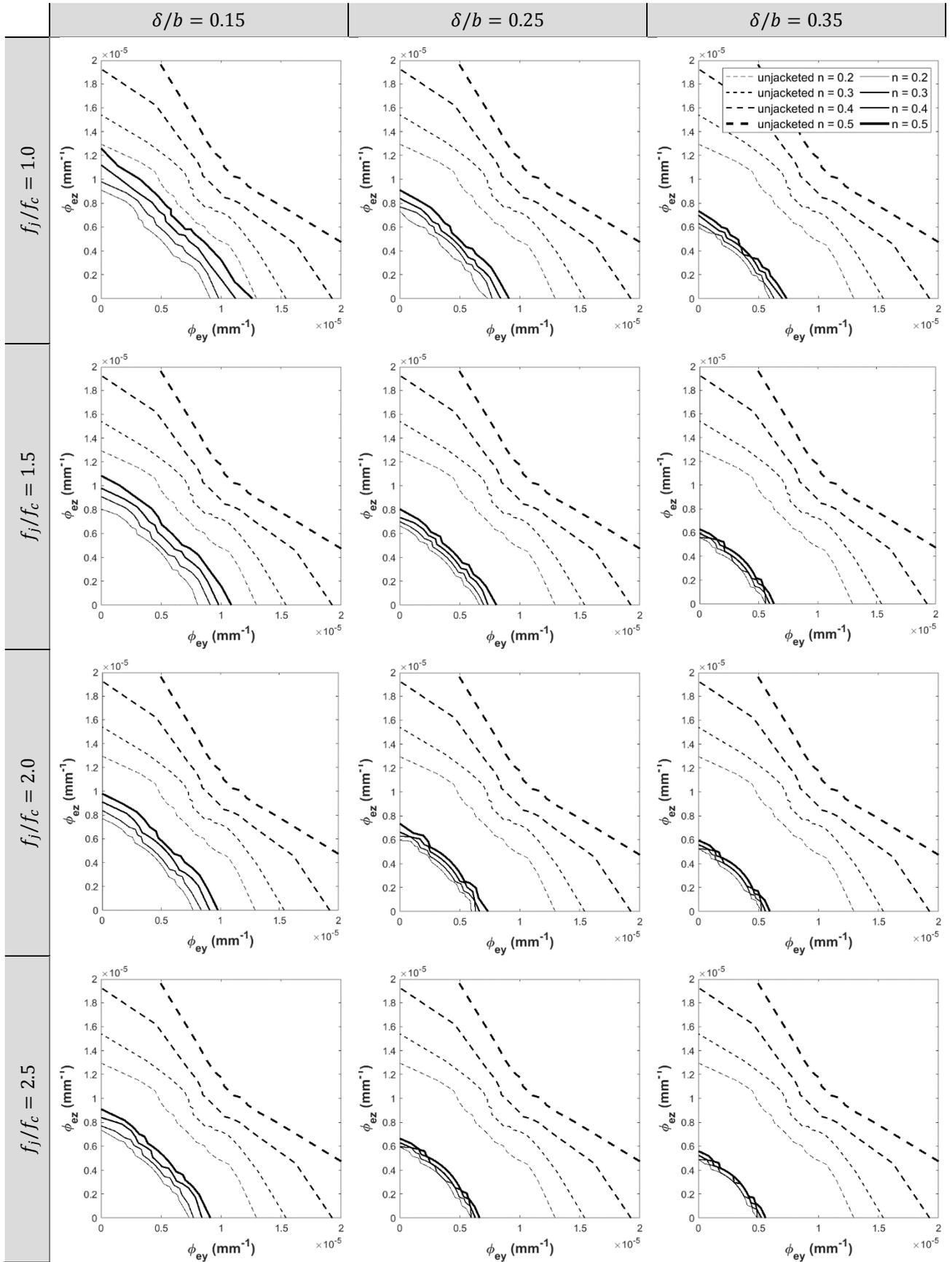
Yielding curvature domain for different values of n

$[\rho_j = 0,006]$



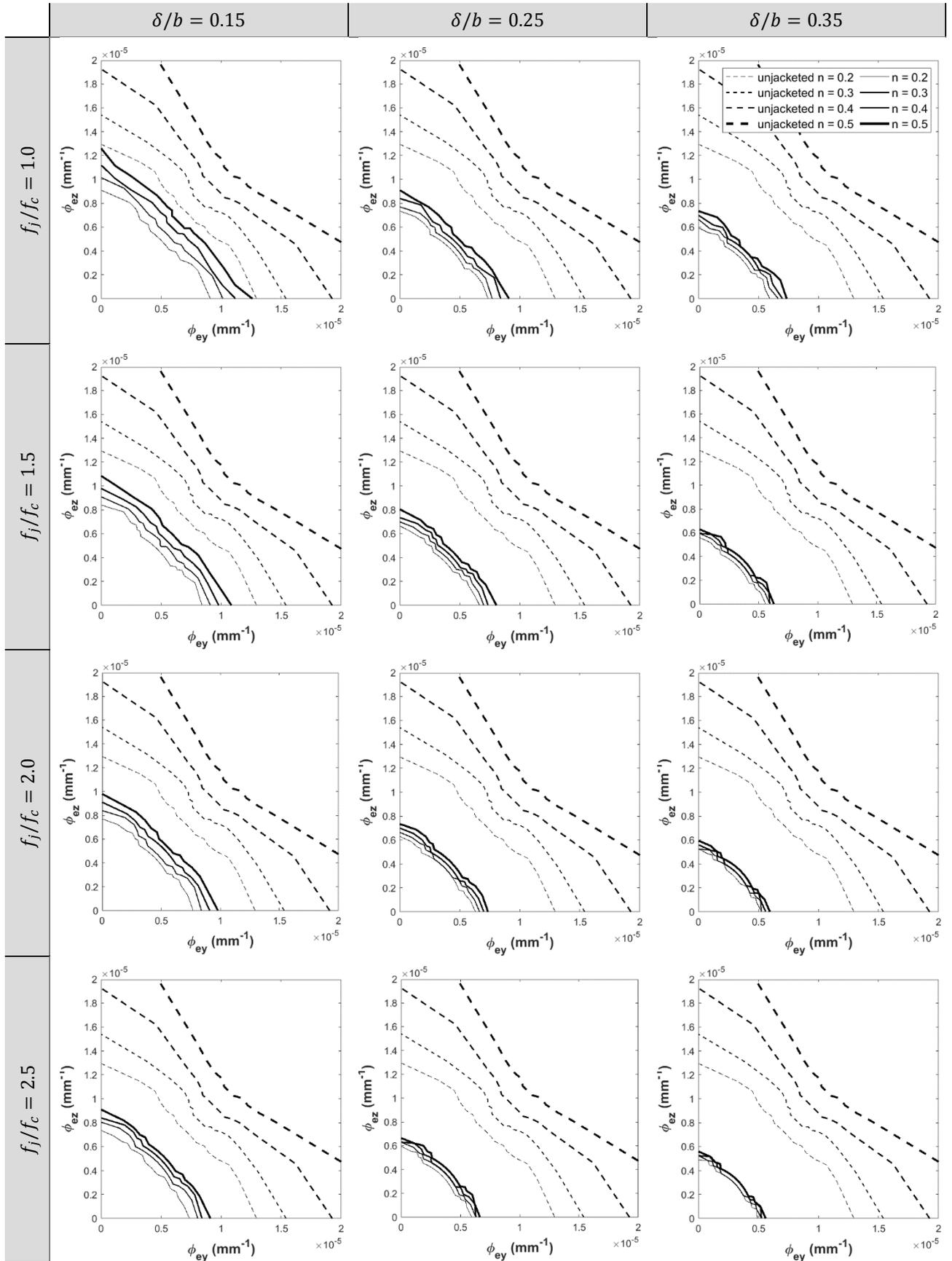
Yielding curvature domain for different values of n

$[\rho_j = 0,010]$



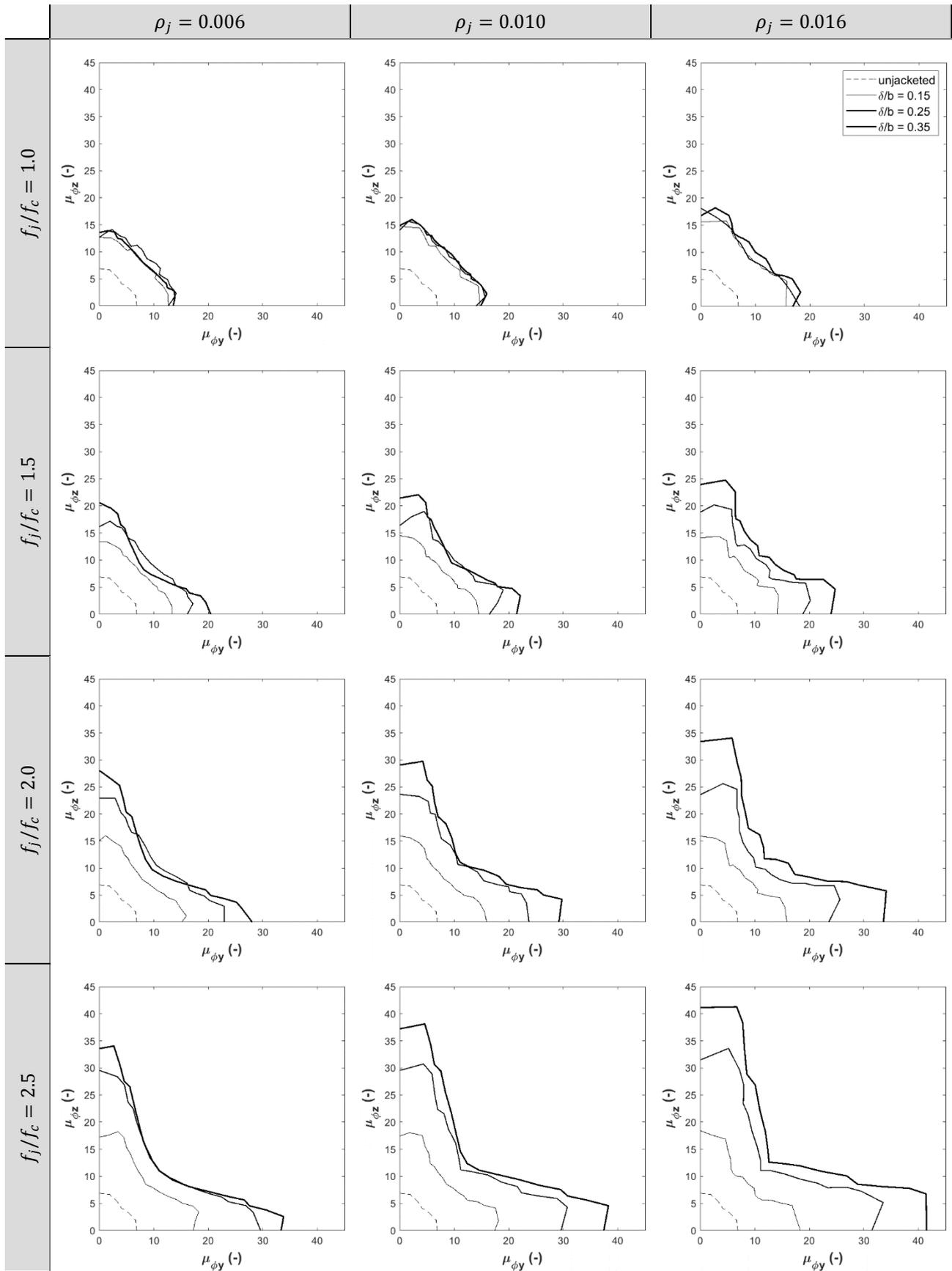
Yielding curvature domain for different values of n

$[\rho_j = 0,016]$



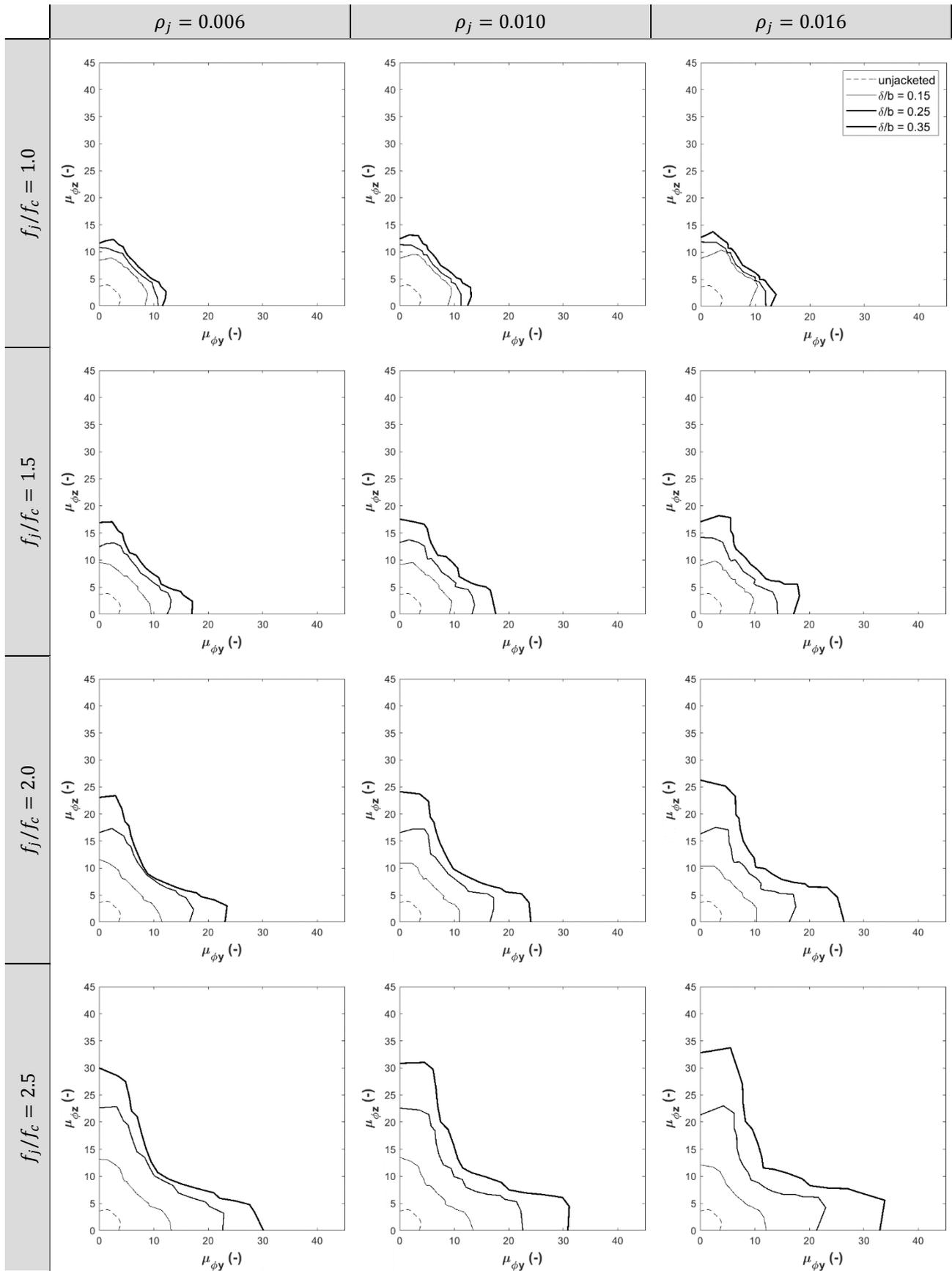
Curvature ductility domain for different values of δ/b

[n = 0,2]



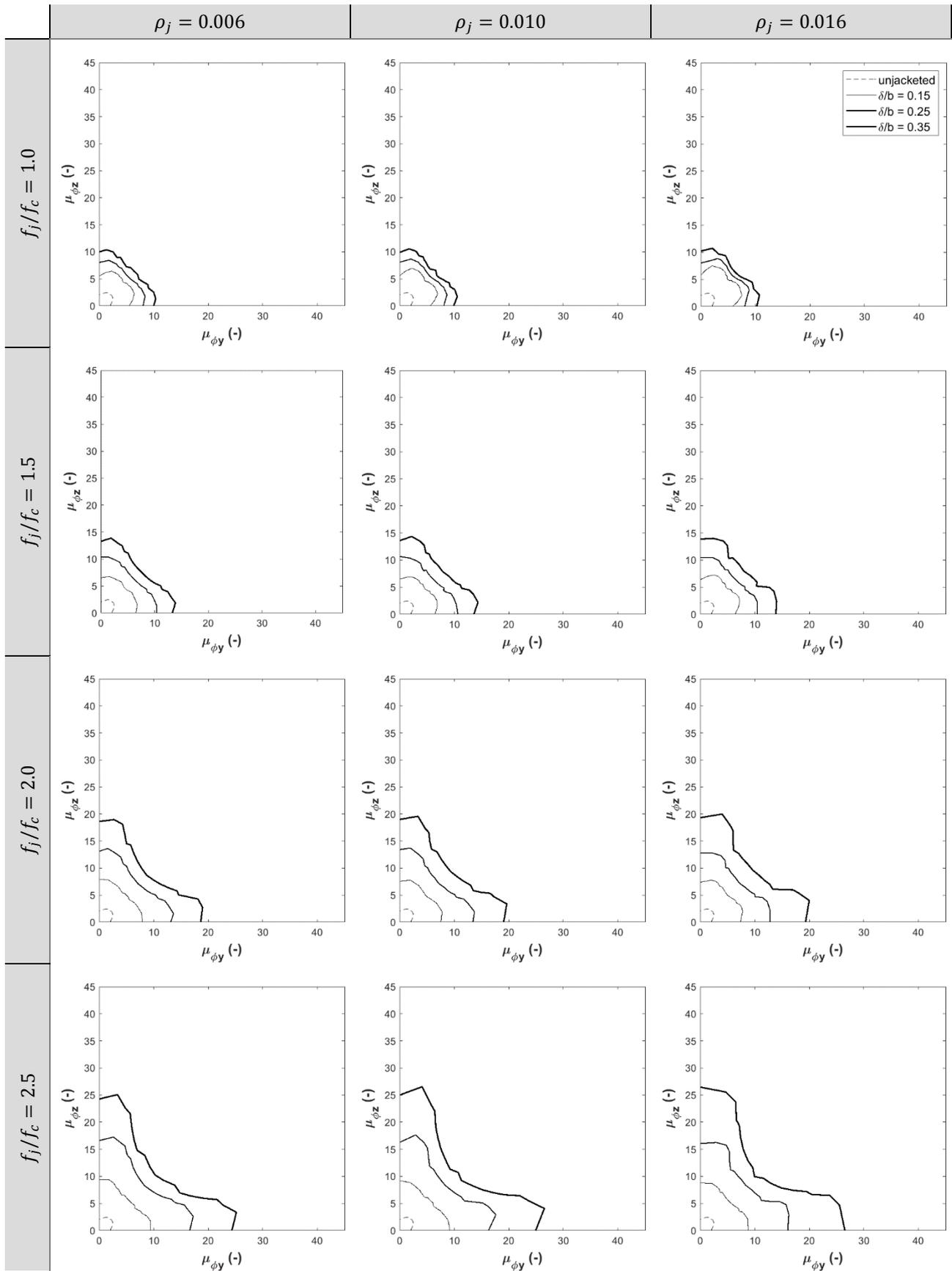
Curvature ductility domain for different values of δ/b

[$n = 0,3$]



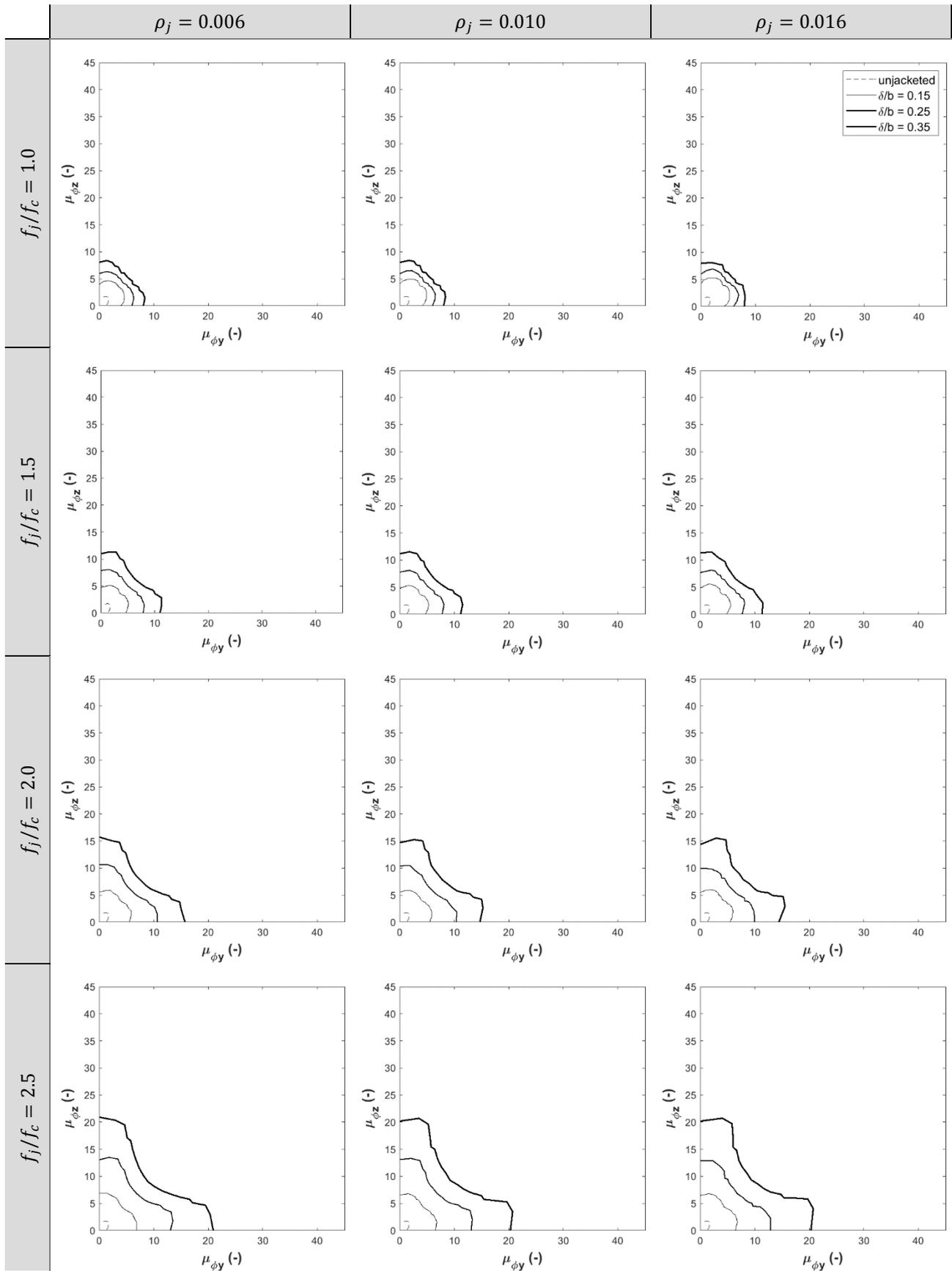
Curvature ductility domain for different values of δ/b

[n = 0,4]



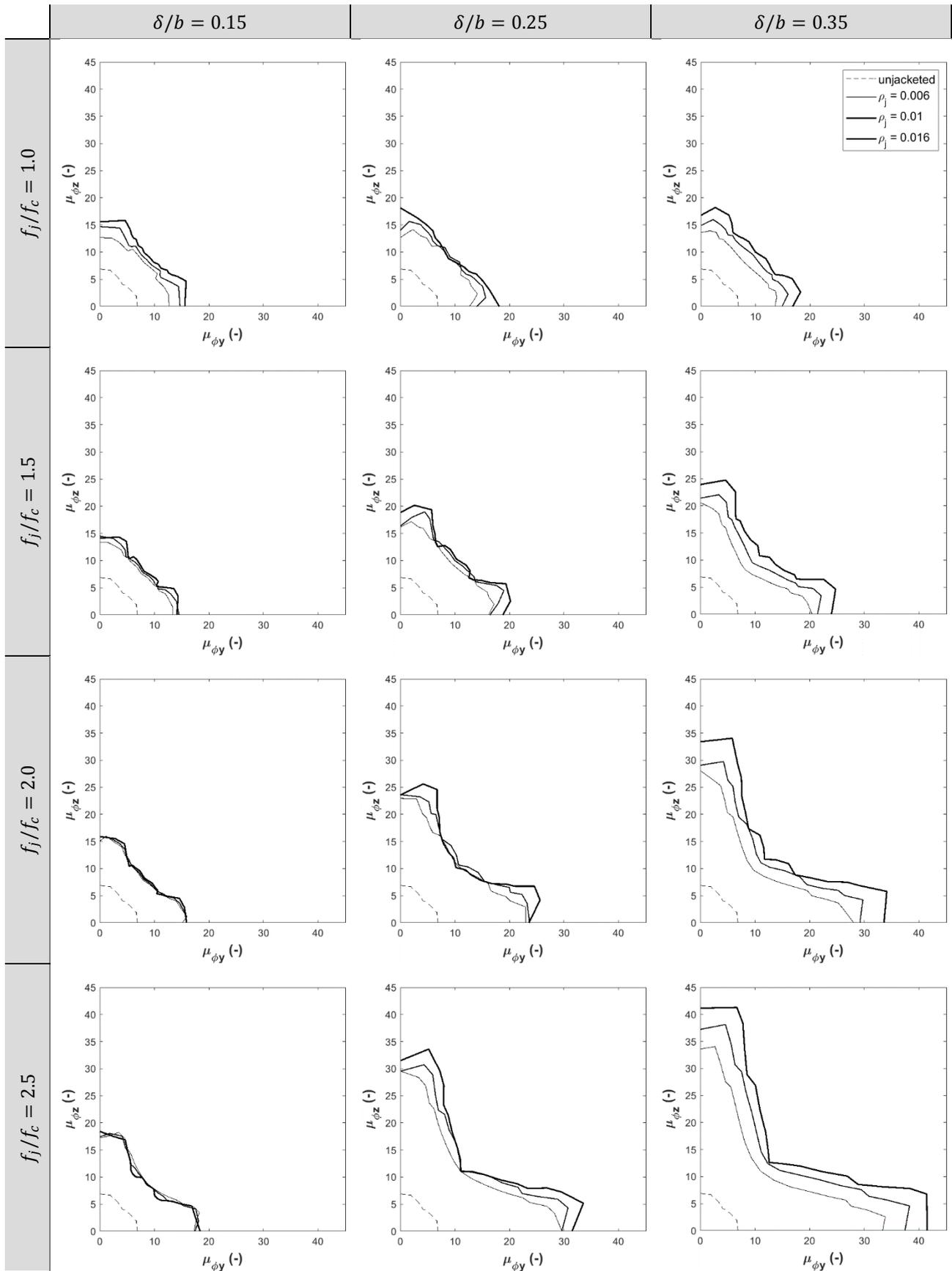
Curvature ductility domain for different values of δ/b

[$n = 0,5$]



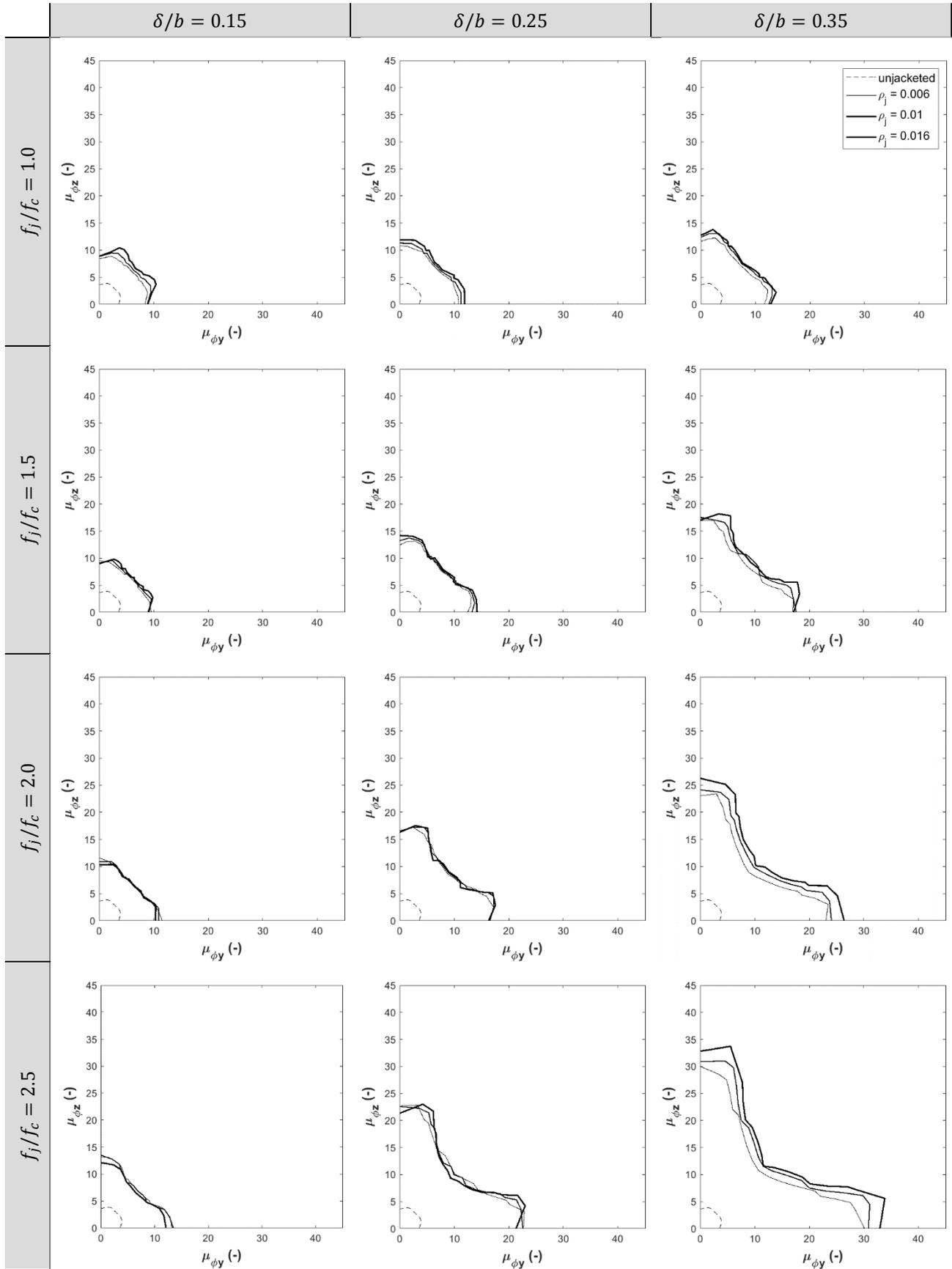
Curvature ductility domain for different values of ρ_j

[n = 0,2]



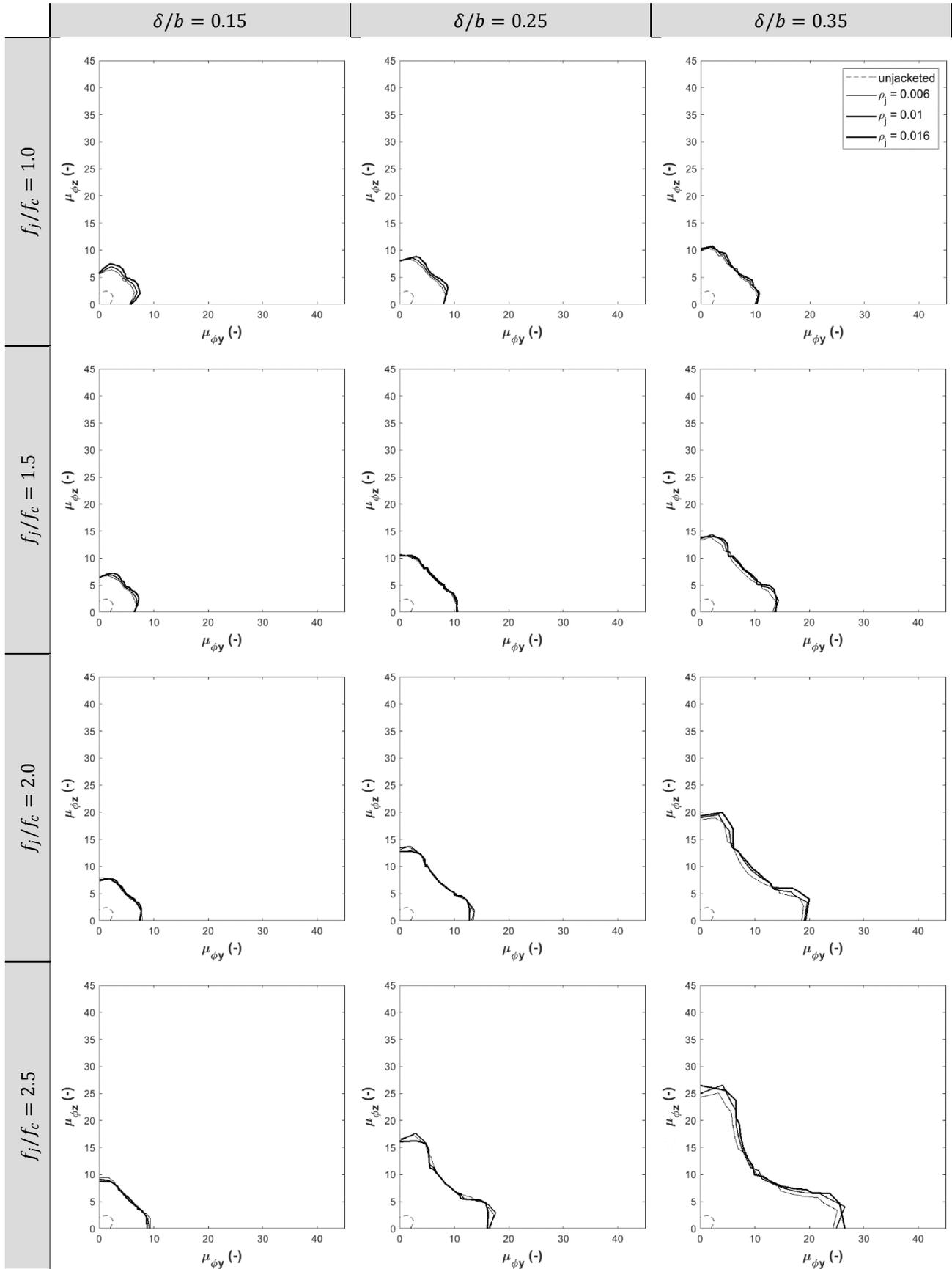
Curvature ductility domain for different values of ρ_j

[n = 0,3]



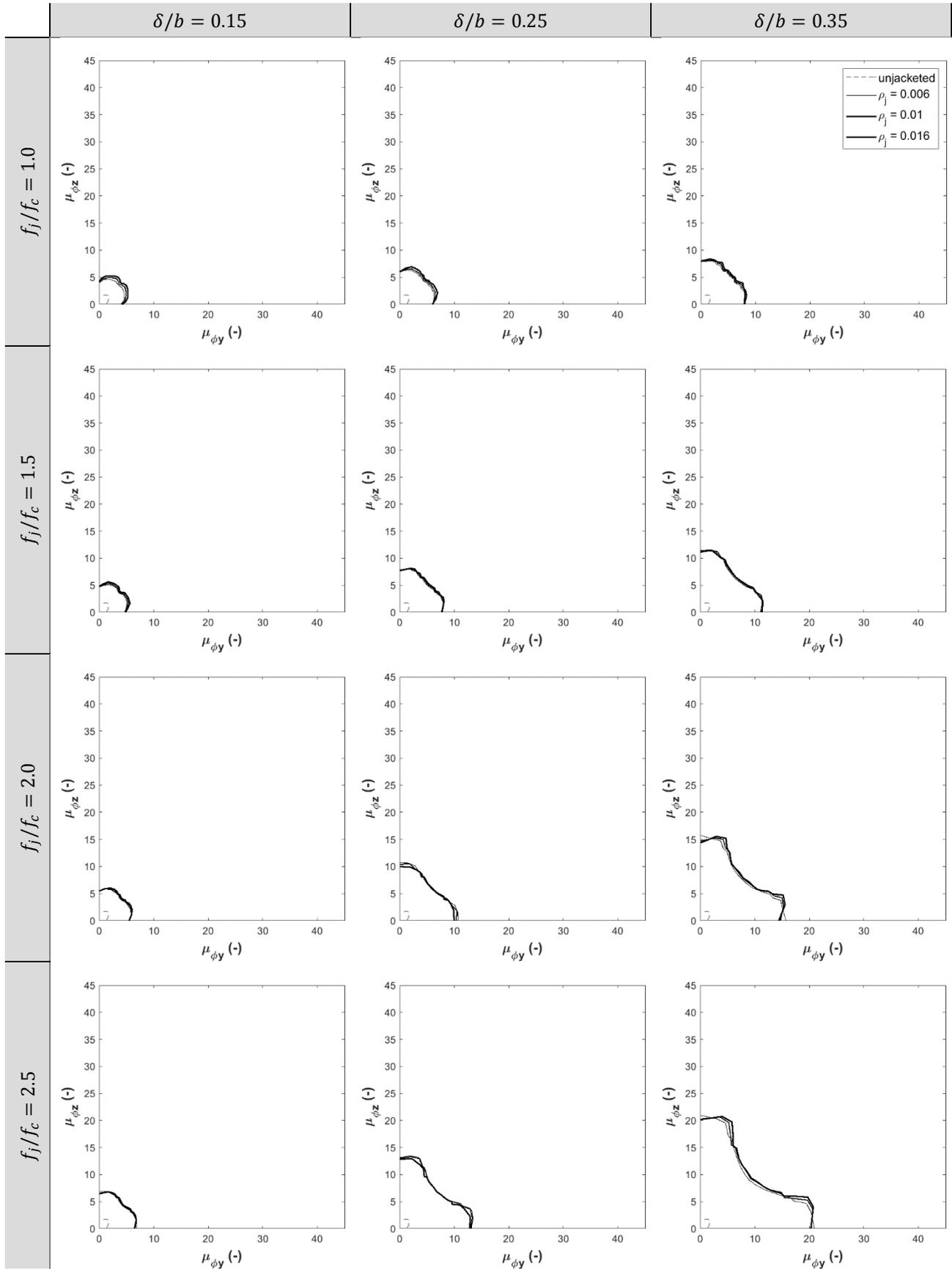
Curvature ductility domain for different values of ρ_j

[n = 0,4]



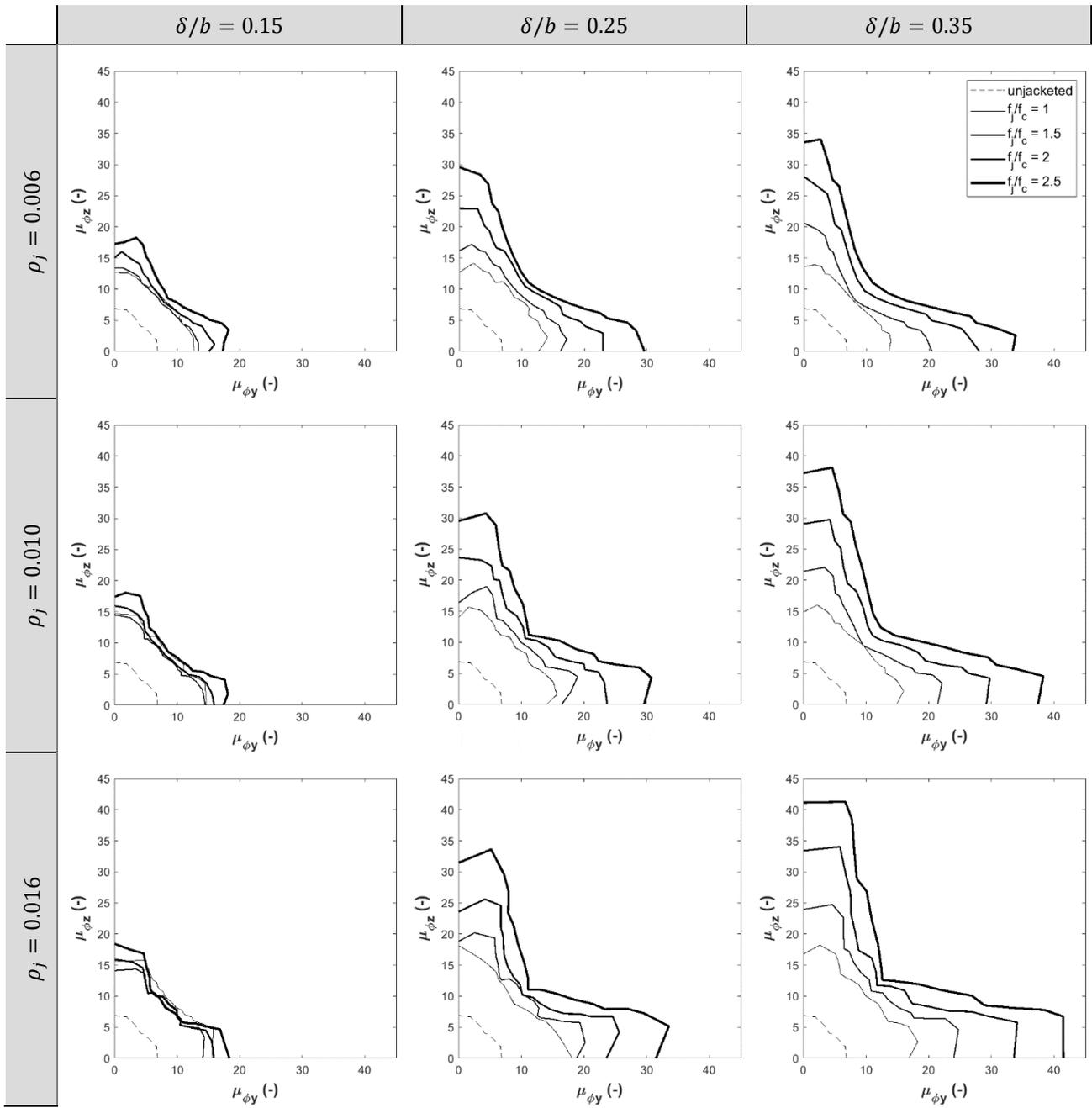
Curvature ductility domain for different values of ρ_j

[n = 0,5]



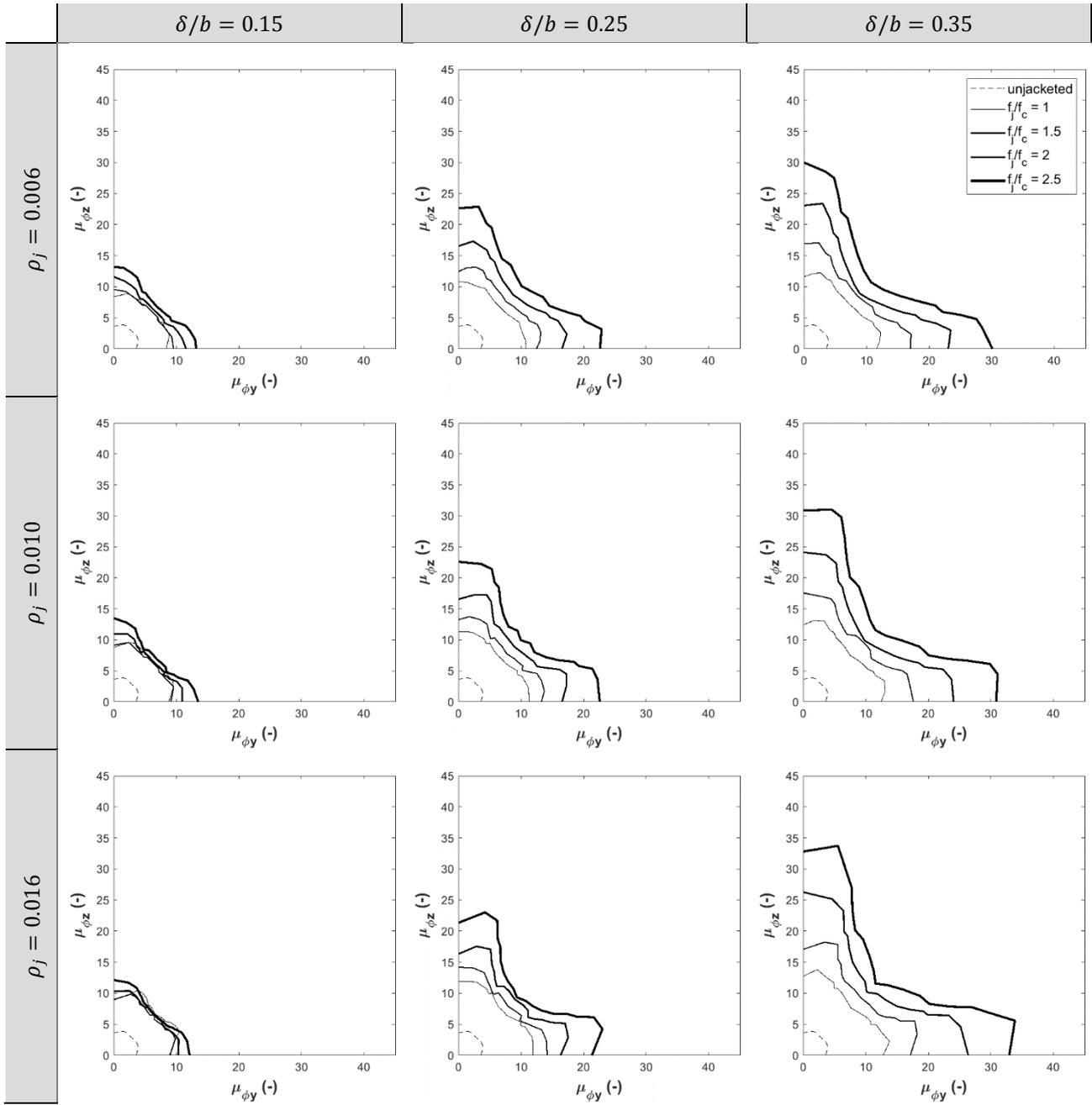
Curvature ductility domain for different values of f_j/f_c

[n = 0,2]



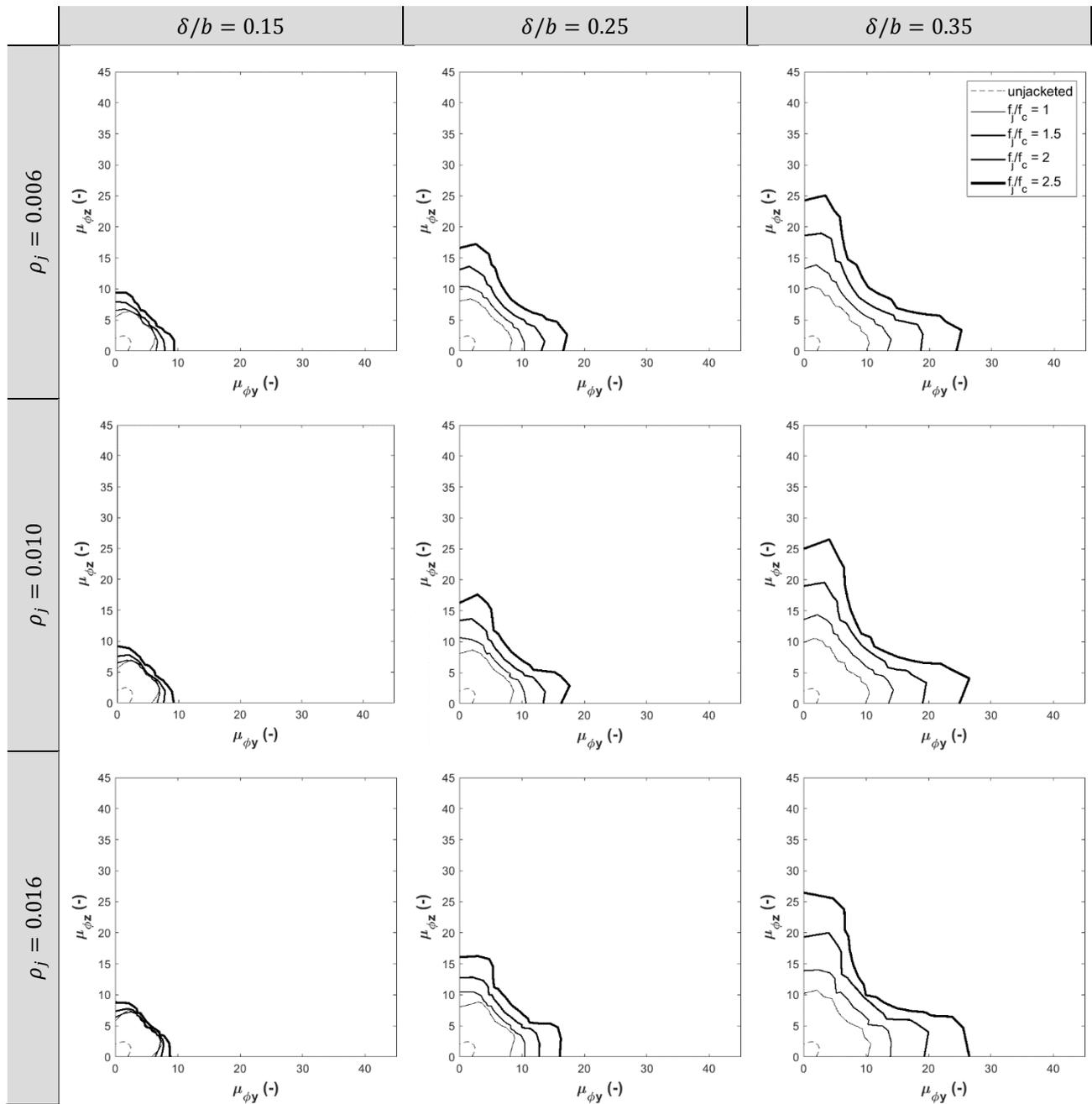
Curvature ductility domain for different values of f_j/f_c

[n = 0,3]



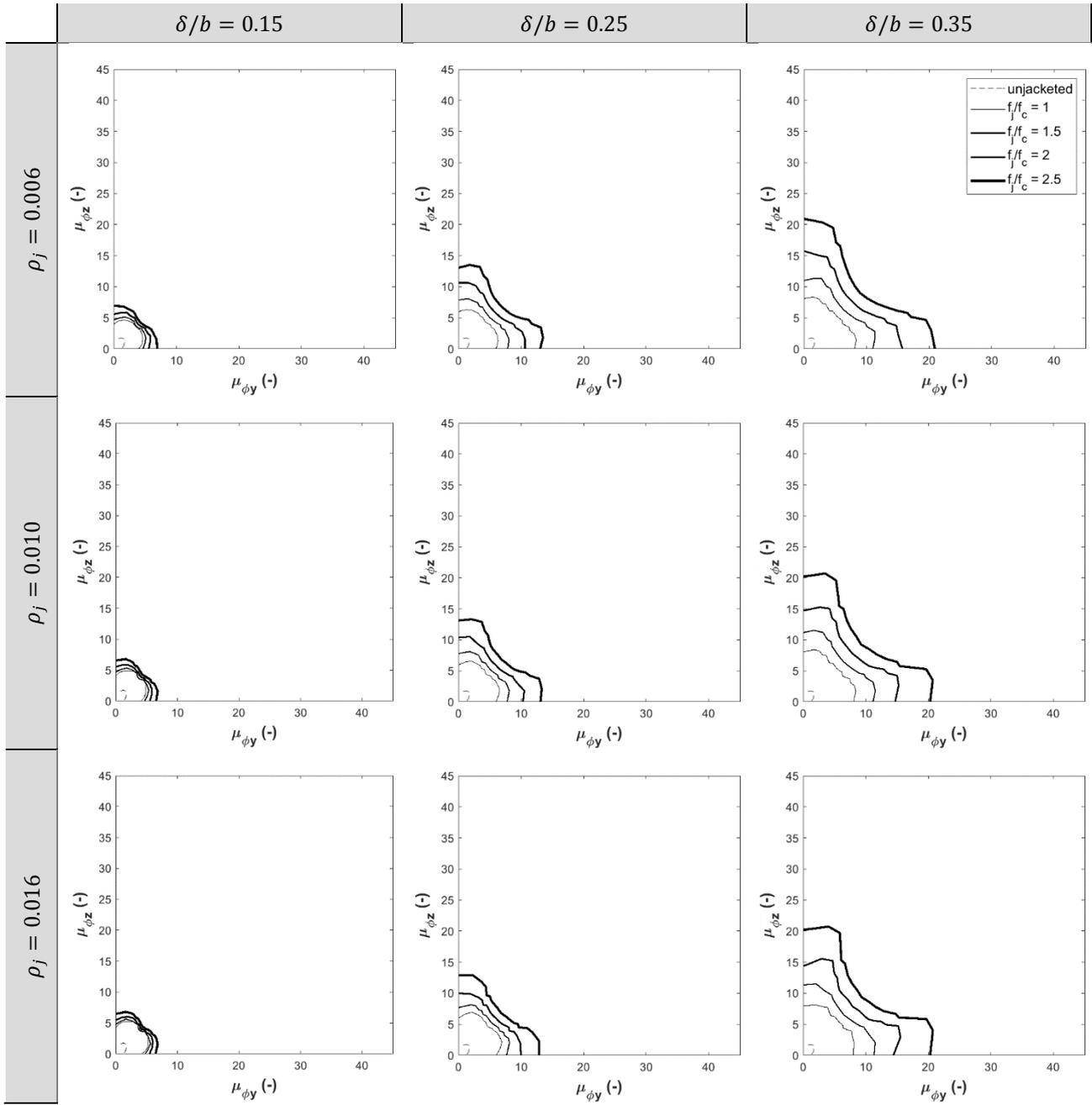
Curvature ductility domain for different values of f_j/f_c

[n = 0,4]



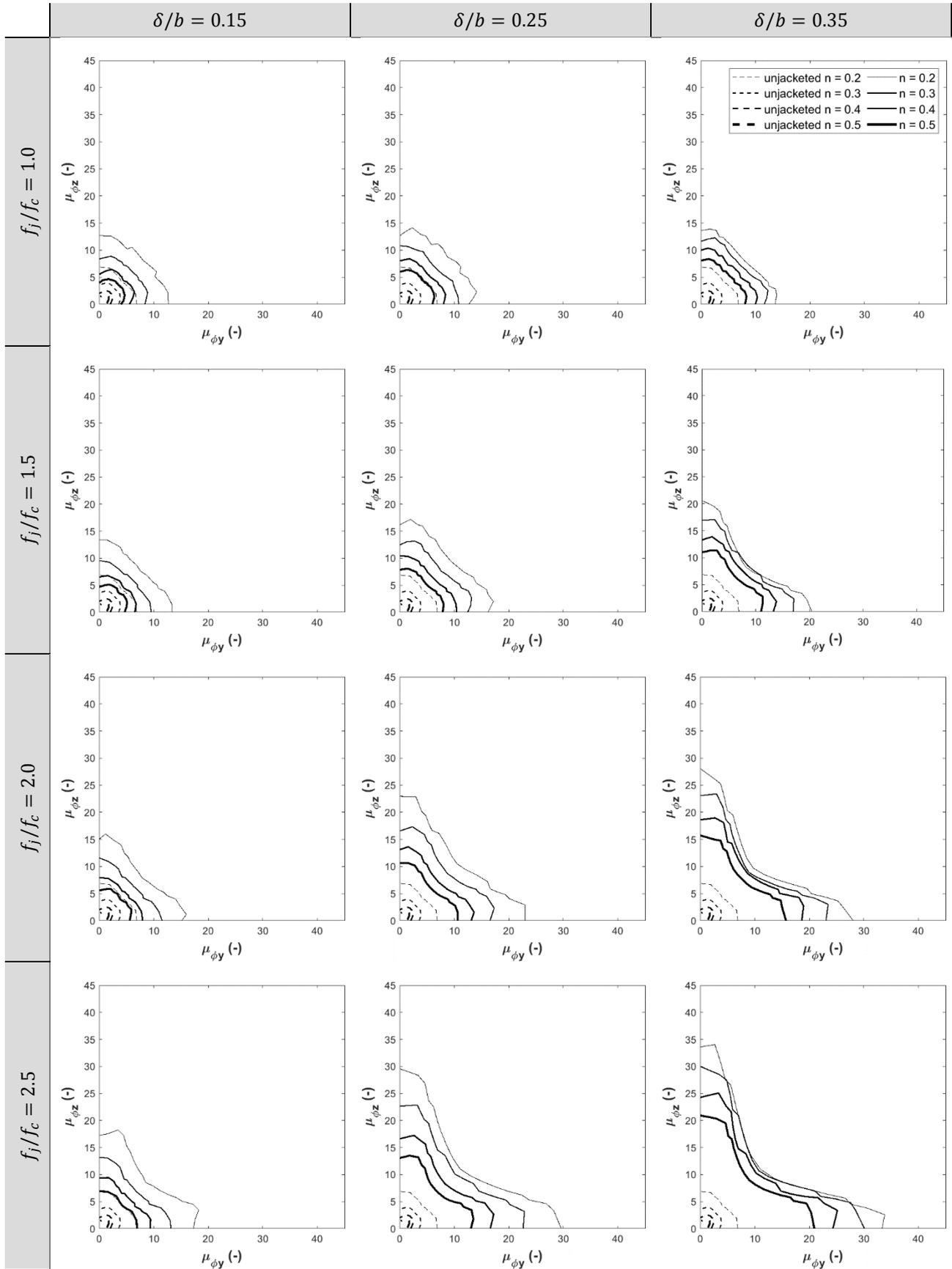
Curvature ductility domain for different values of f_j/f_c

[n = 0,5]



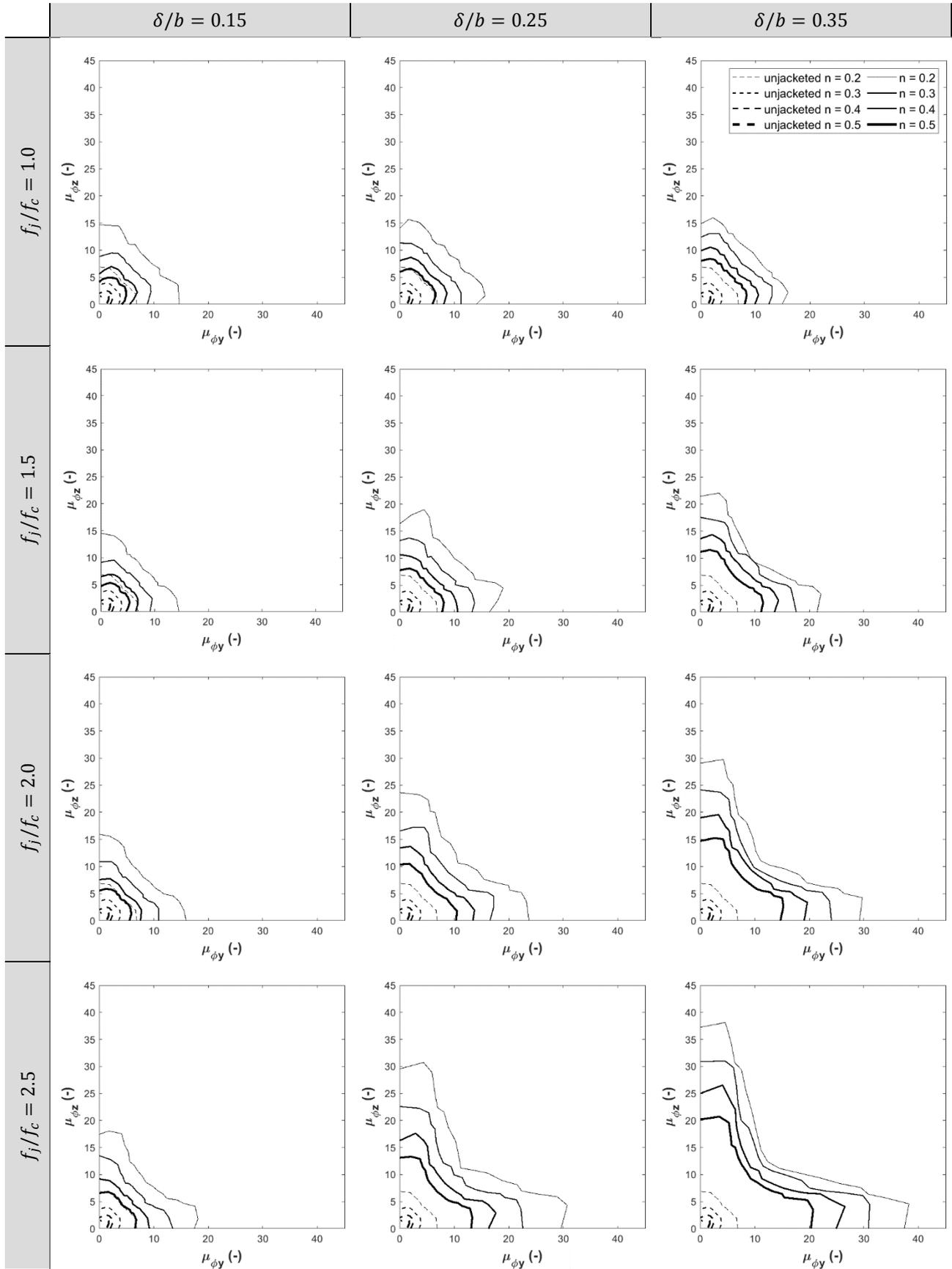
Curvature ductility domain for different values of n

$[\rho_j = 0,006]$



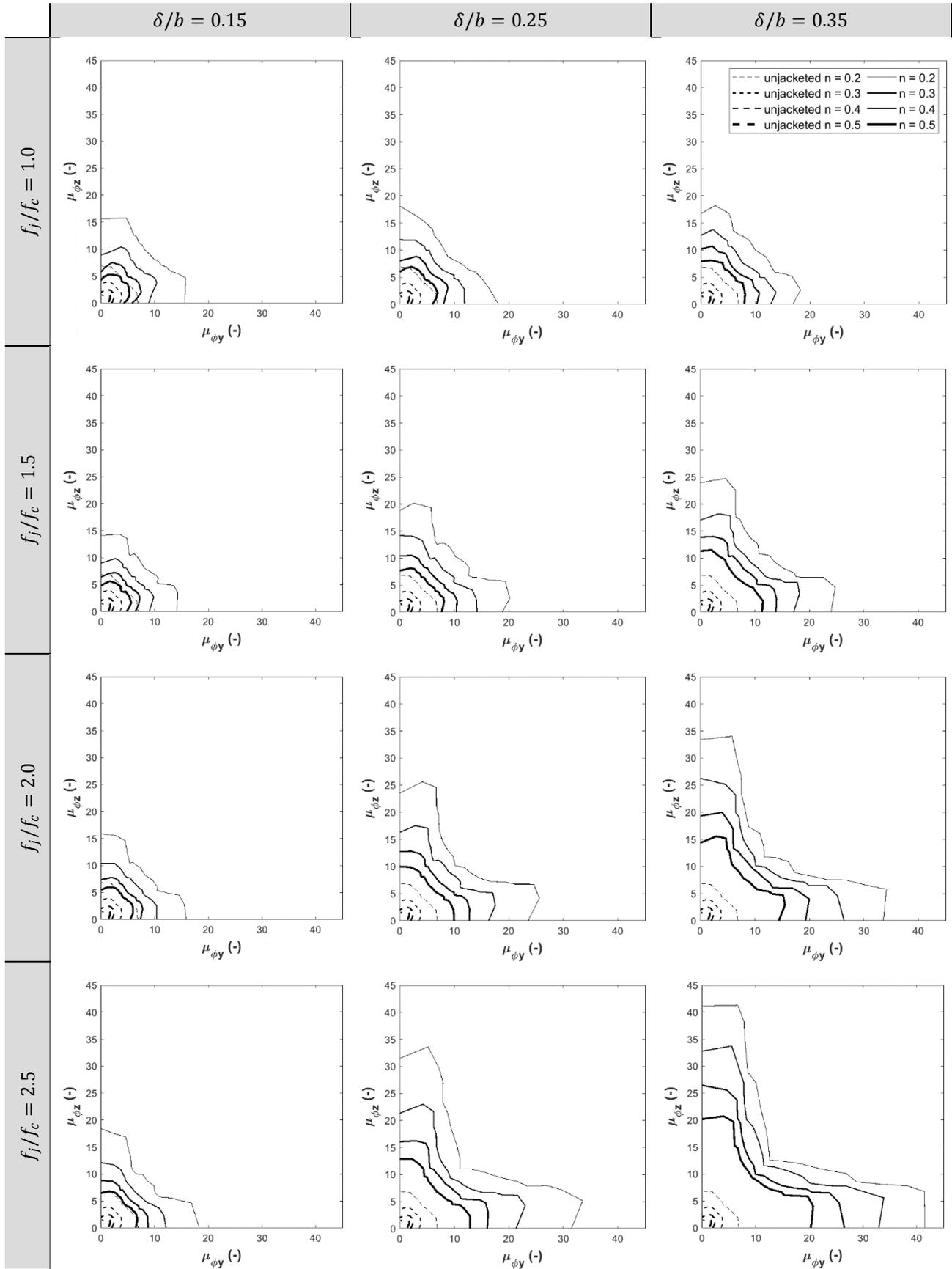
Curvature ductility domain for different values of n

[$\rho_j = 0,010$]



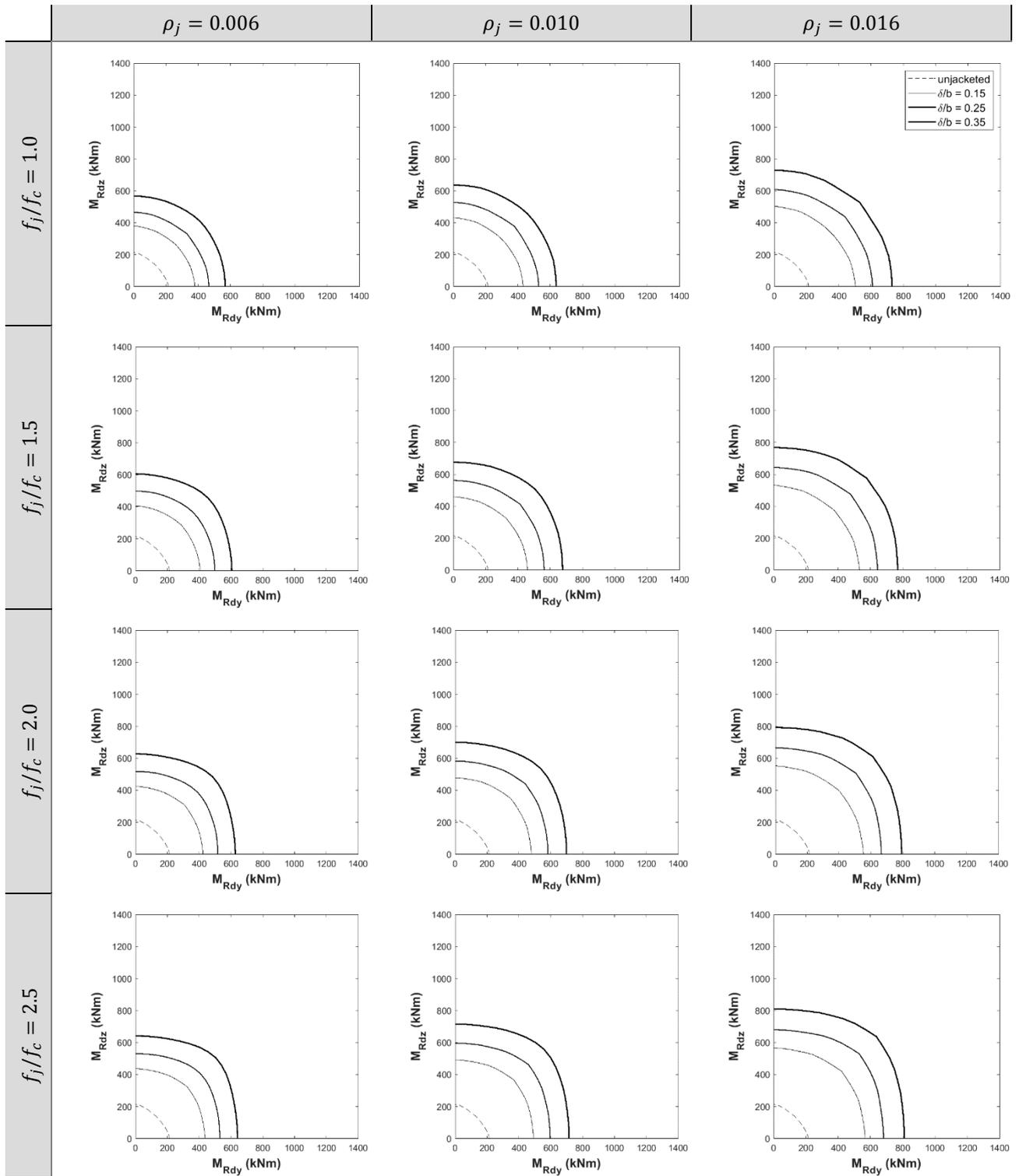
Curvature ductility domain for different values of n

$[\rho_j = 0,016]$



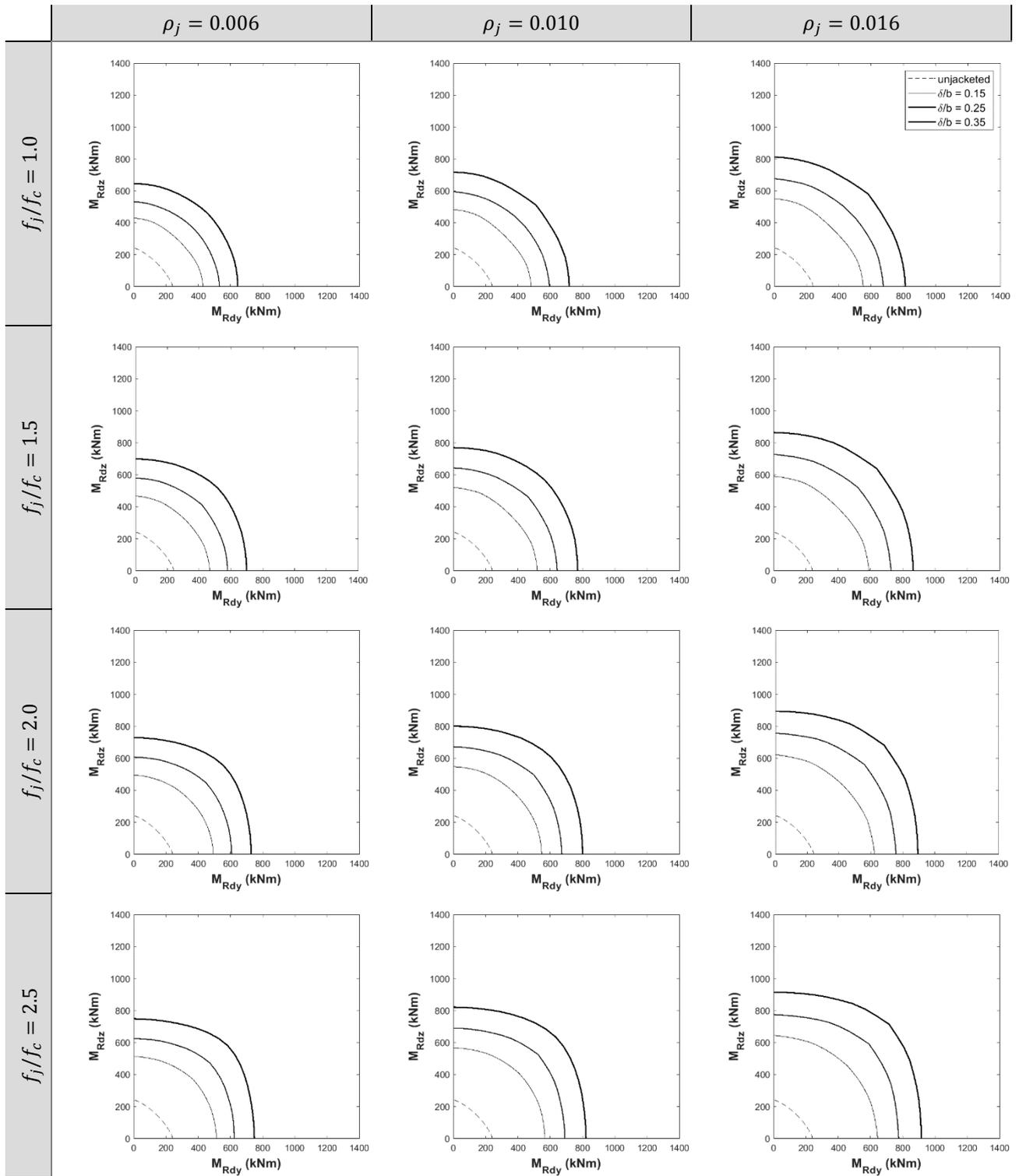
Resistant moment domain for different values of δ/b

[$n = 0,2$]



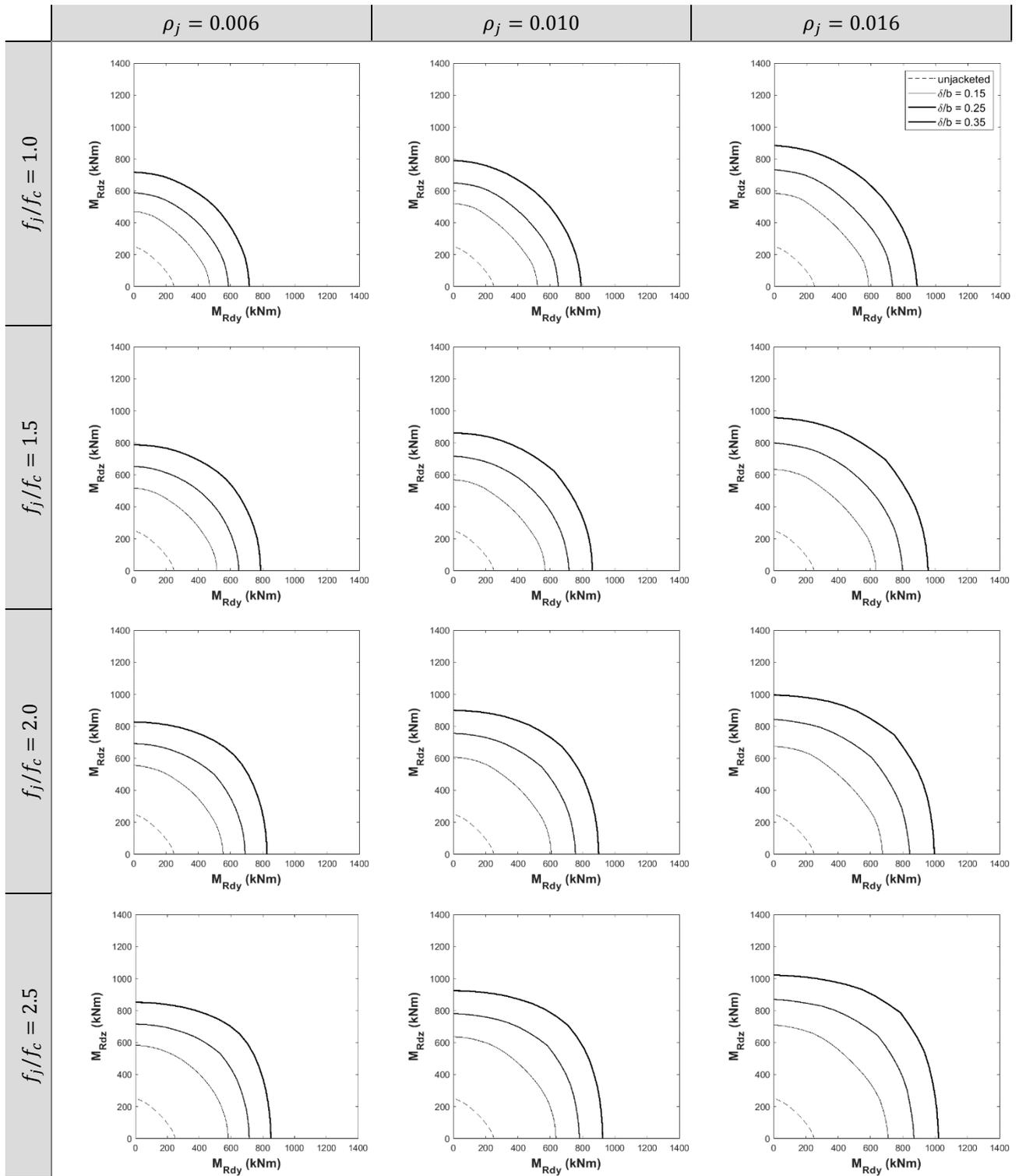
Resistant moment domain for different values of δ/b

[$n = 0,3$]



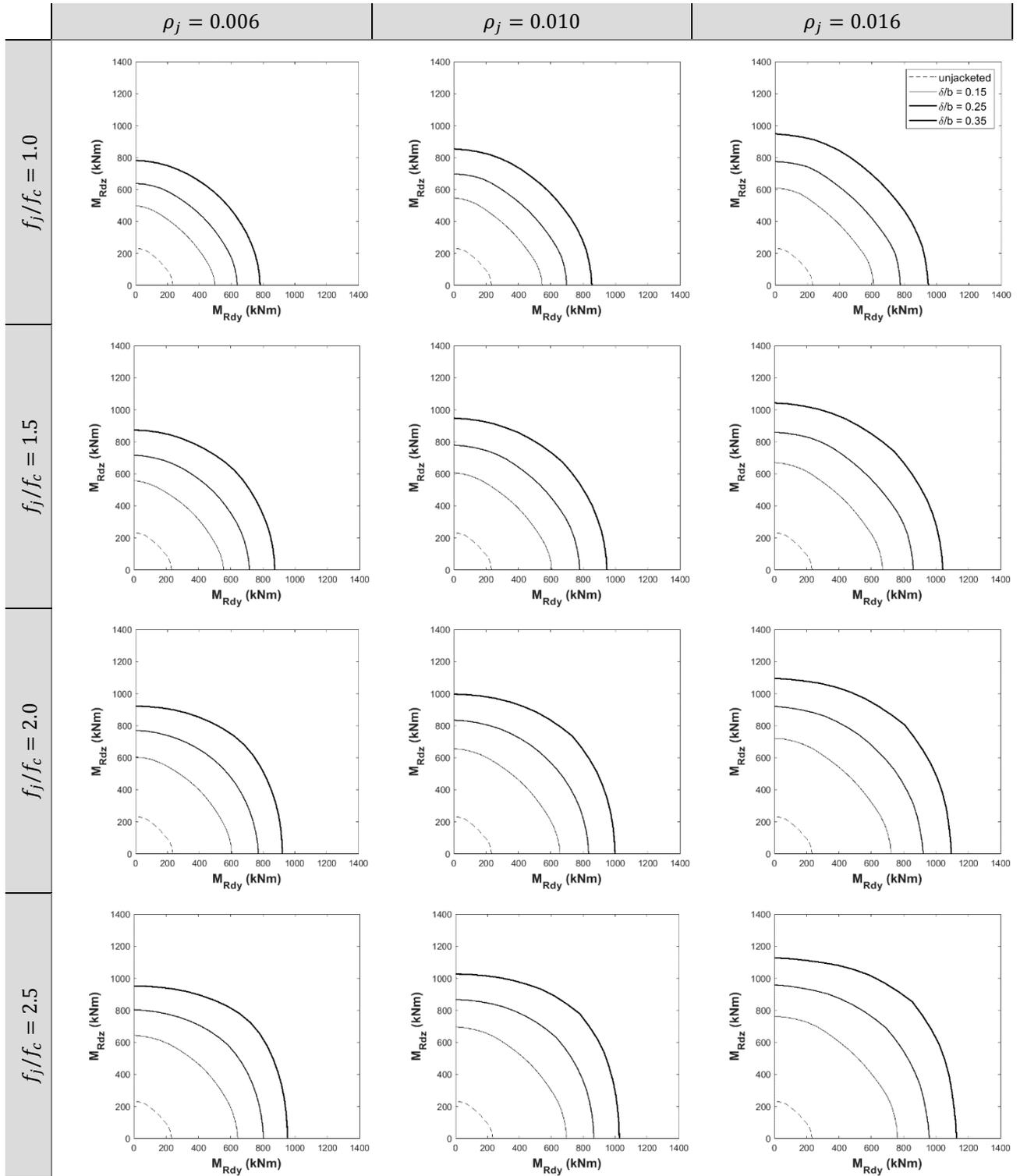
Resistant moment domain for different values of δ/b

[$n = 0,4$]



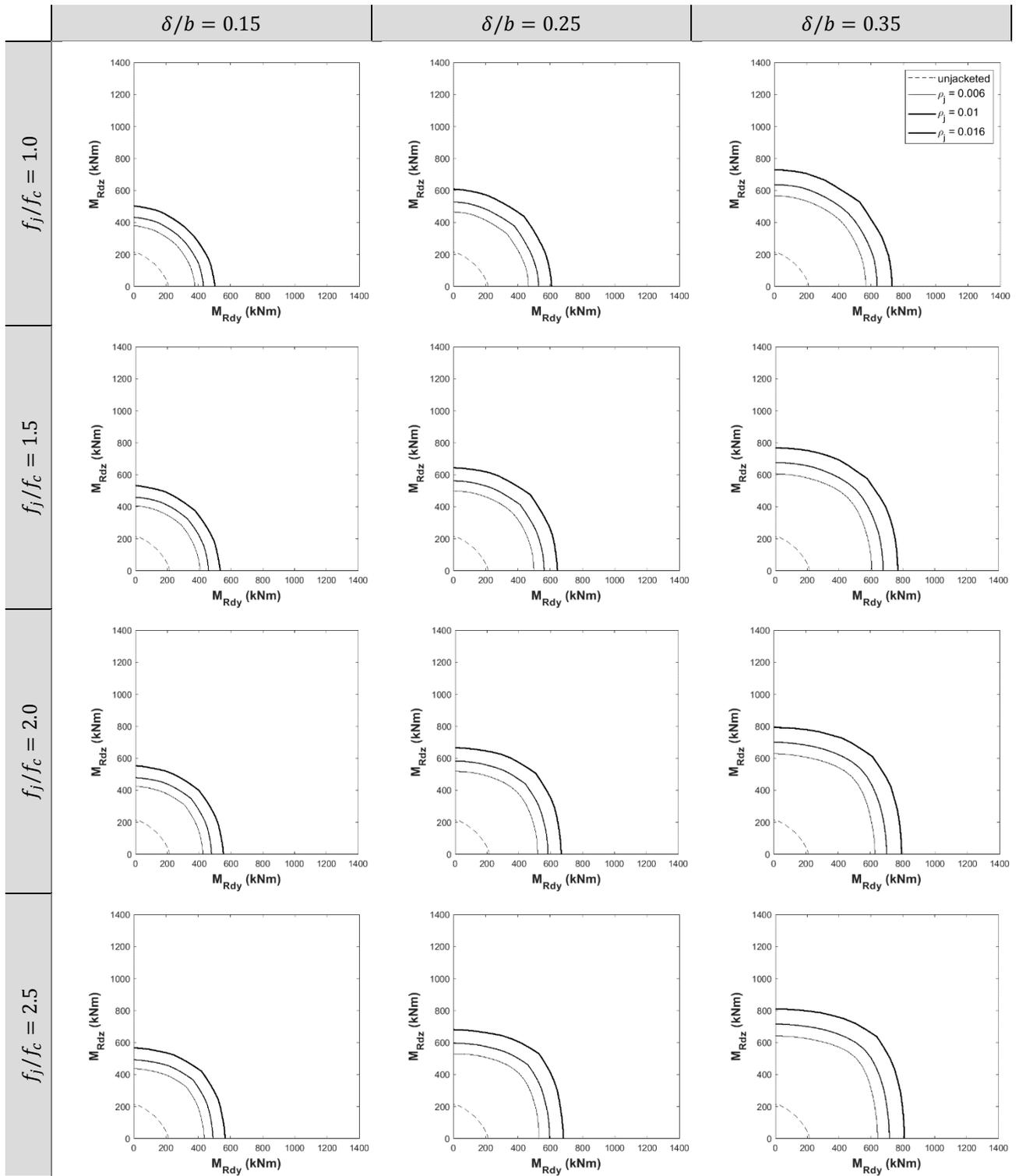
Resistant moment domain for different values of δ/b

[$n = 0,5$]



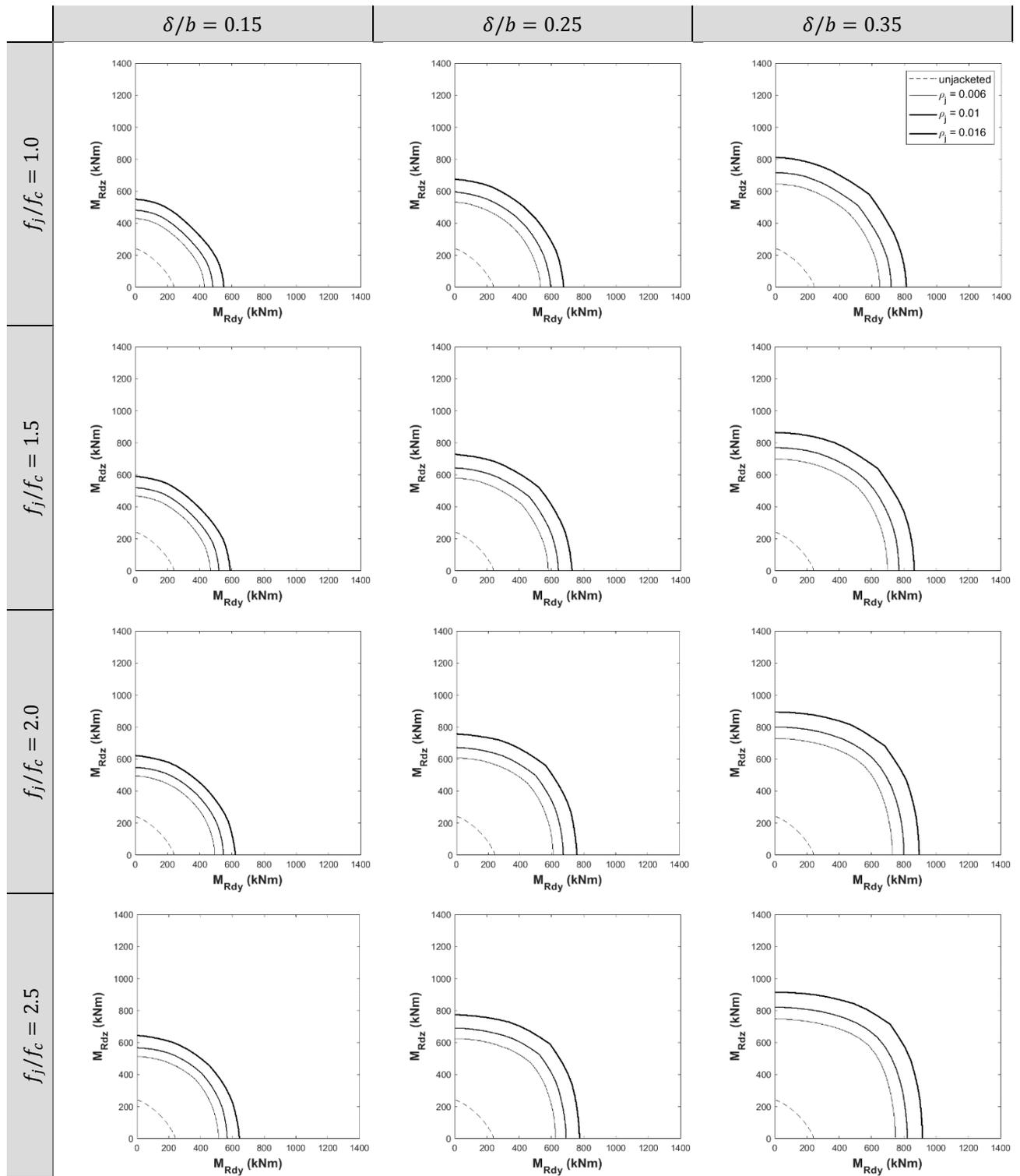
Resistant moment domain for different values of ρ_j

[n = 0,2]



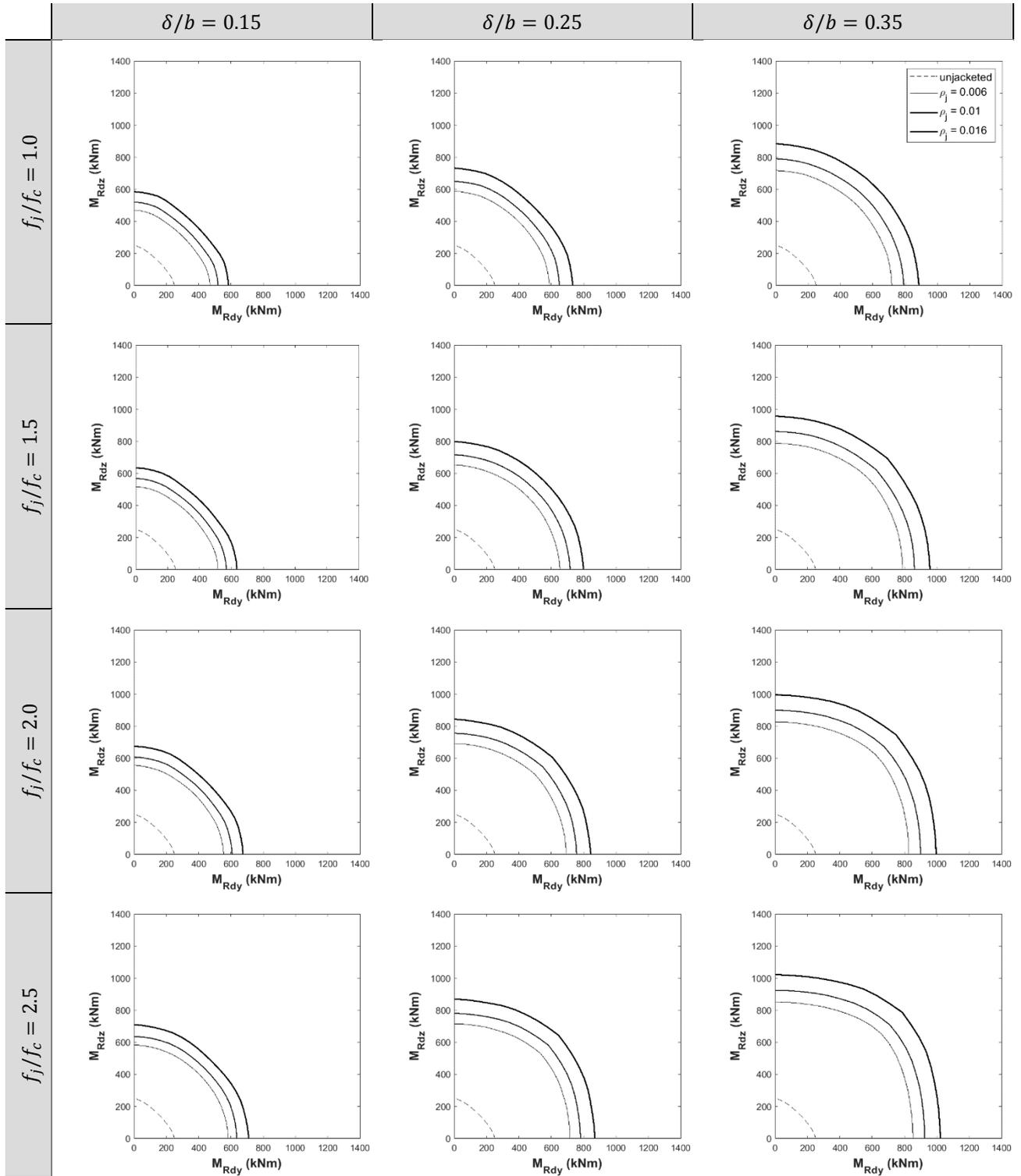
Resistant moment domain for different values of ρ_j

[$n = 0,3$]



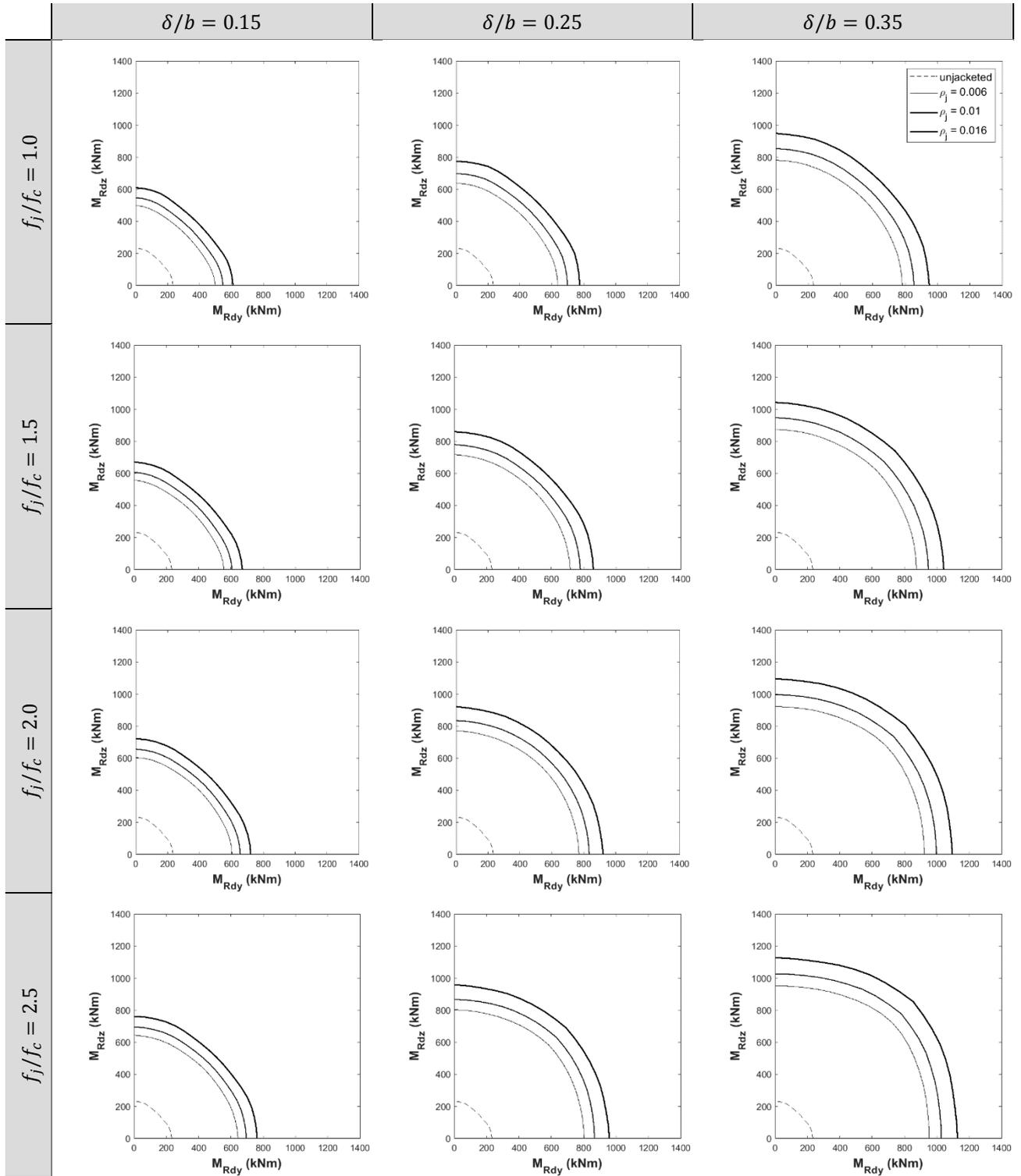
Resistant moment domain for different values of ρ_j

[$n = 0,4$]



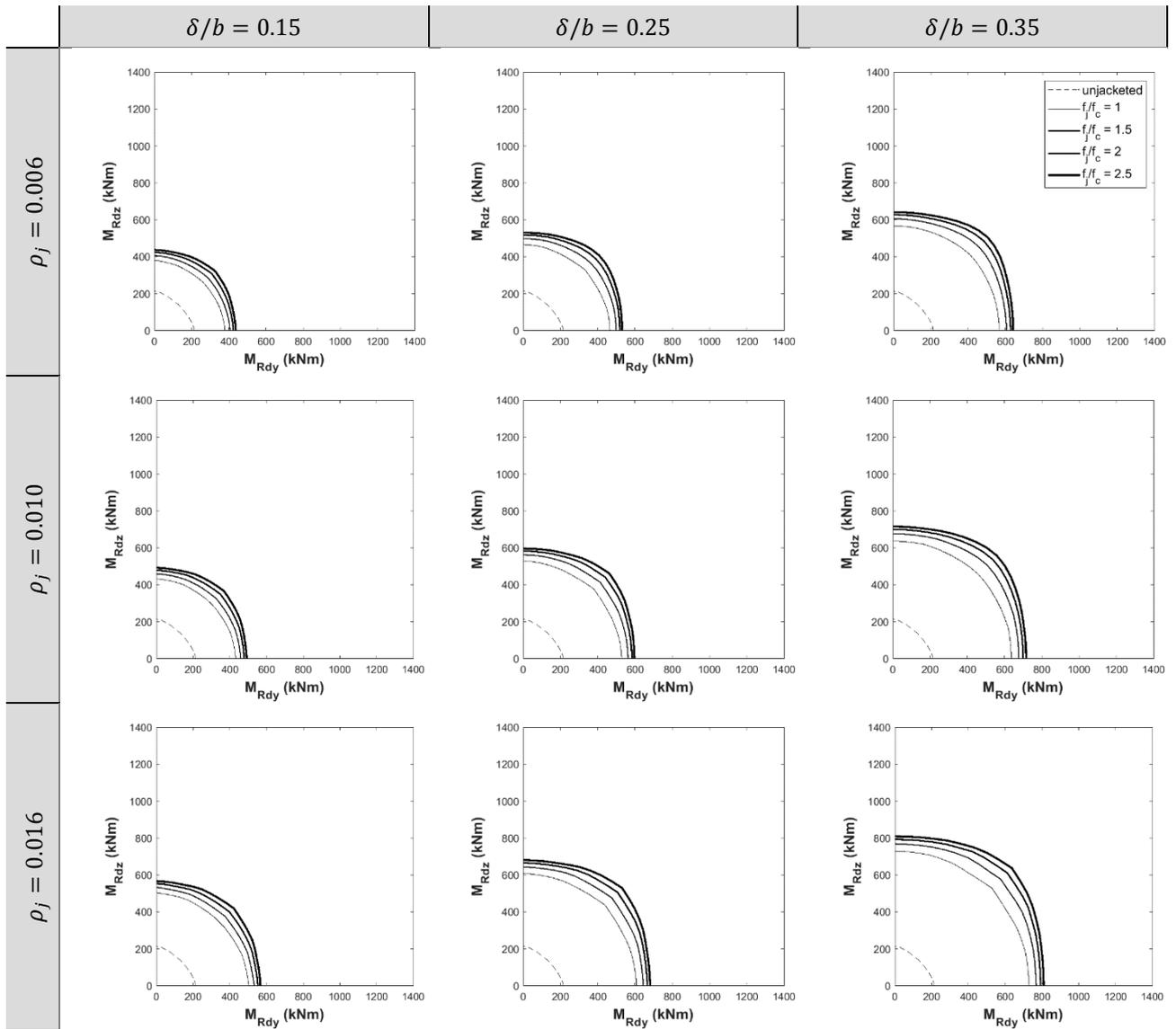
Resistant moment domain for different values of ρ_j

[$n = 0,5$]



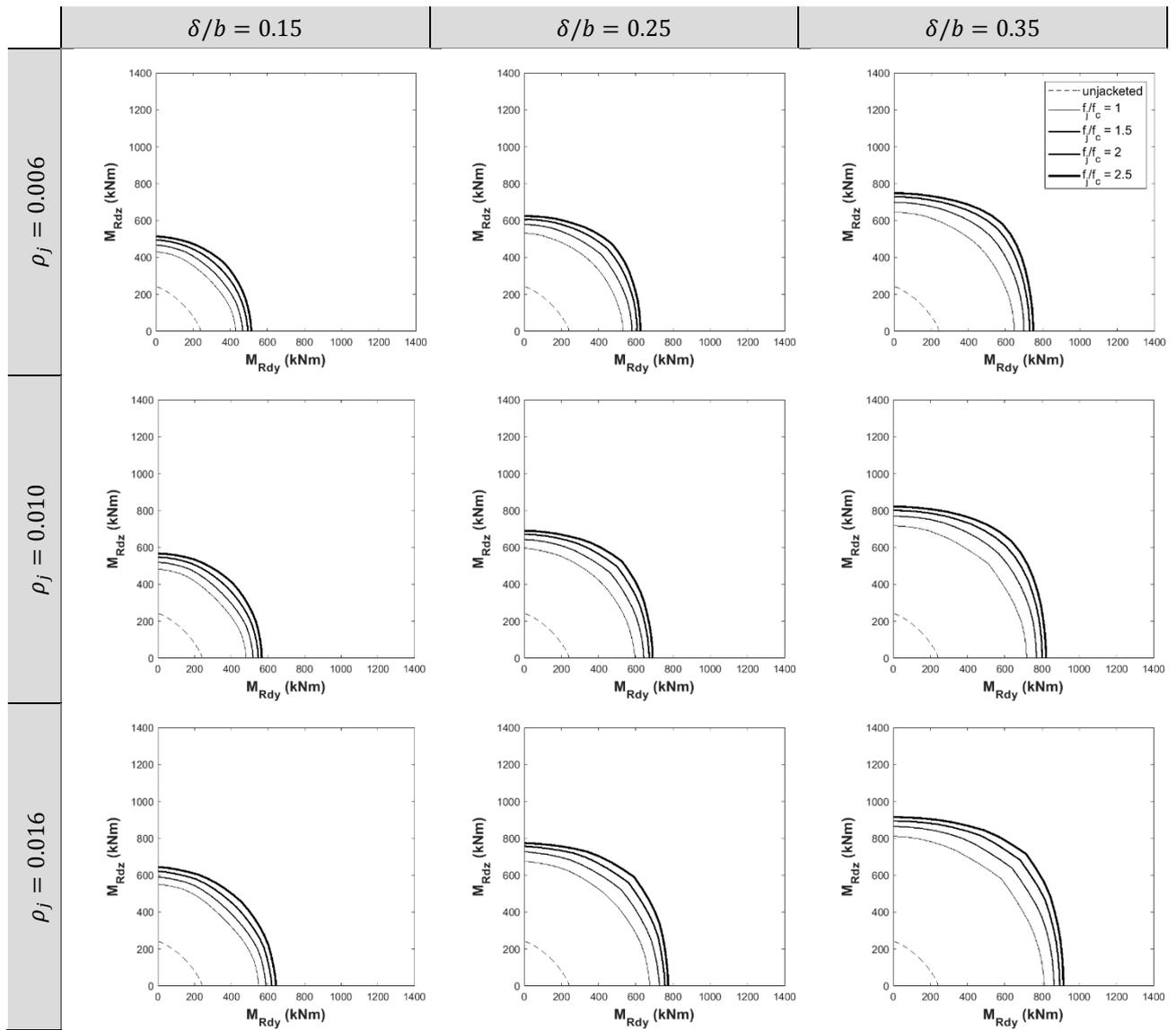
Resistant moment domain for different values of f_j/f_c

[n = 0,2]



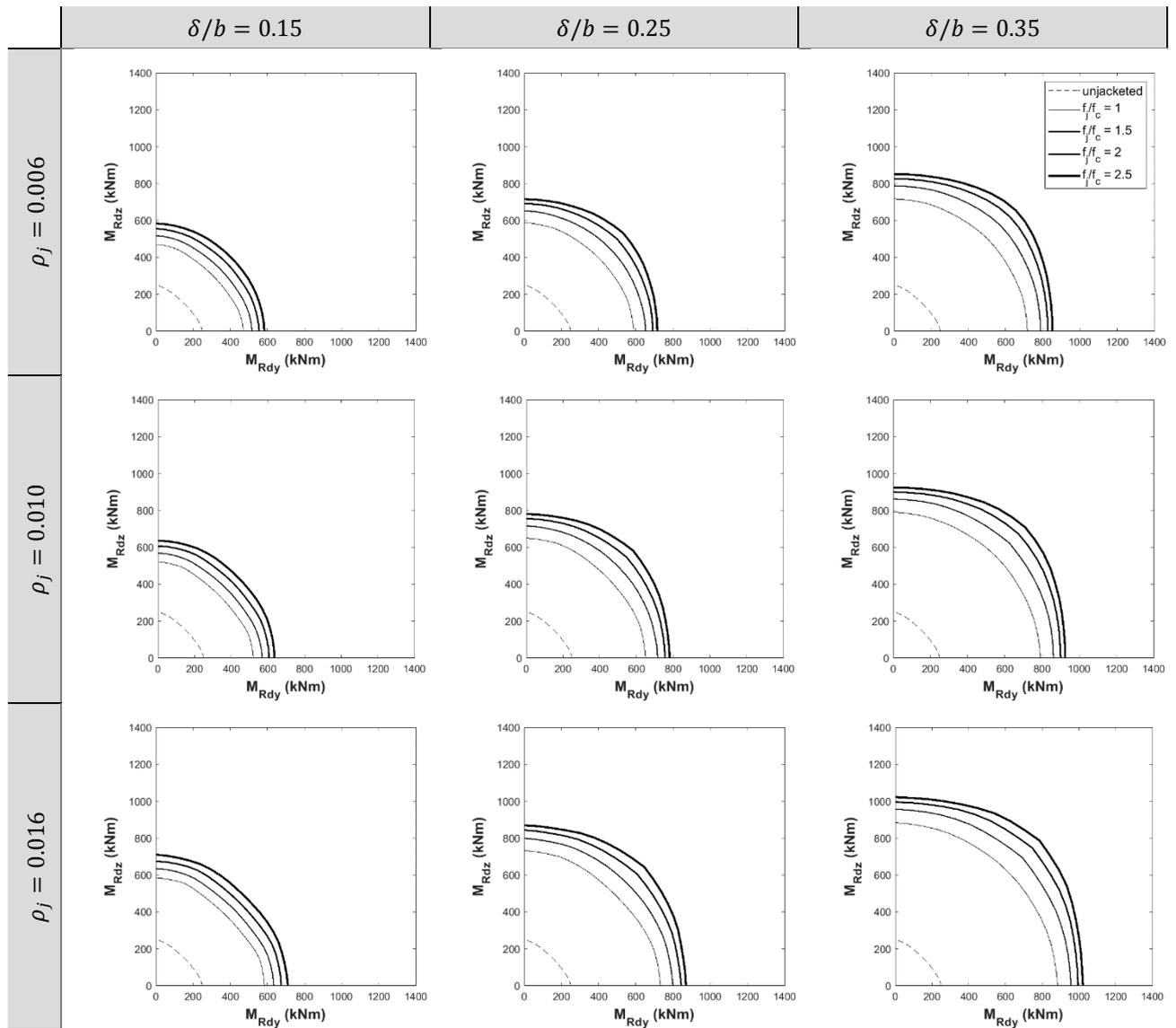
Resistant moment domain for different values of f_j/f_c

[n = 0,3]



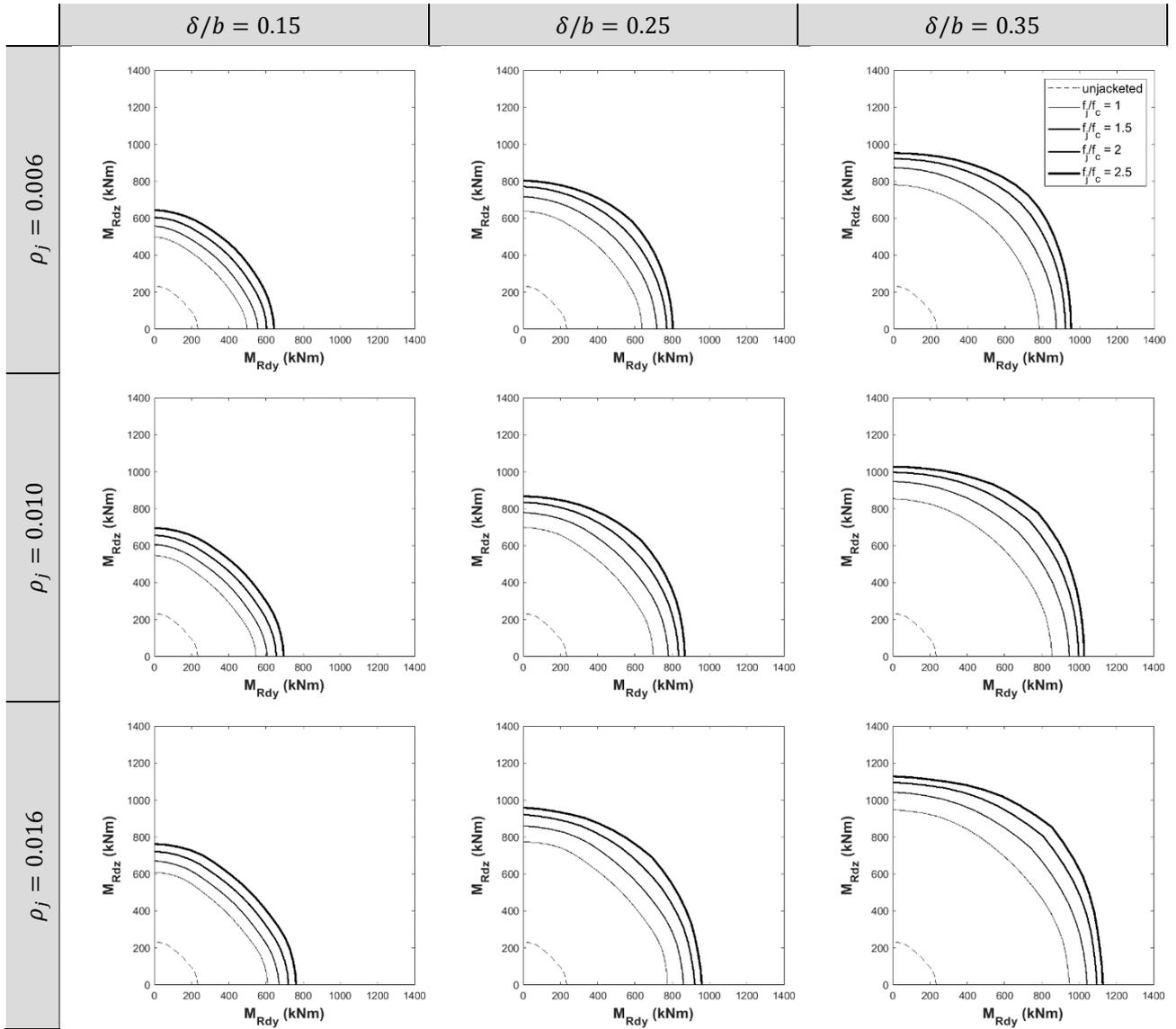
Resistant moment domain for different values of f_j/f_c

[$n = 0,4$]



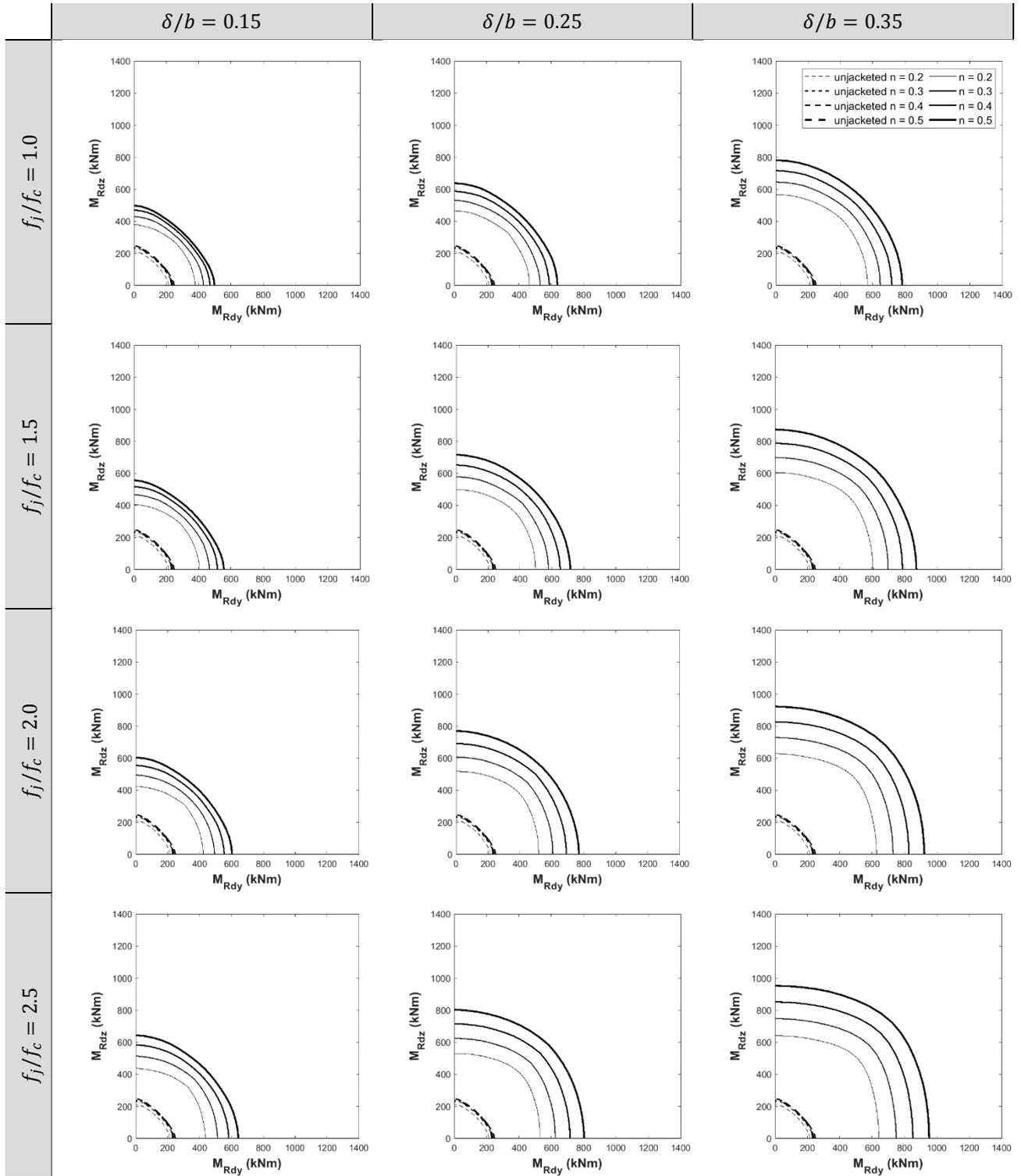
Resistant moment domain for different values of f_j/f_c

[$n = 0,5$]



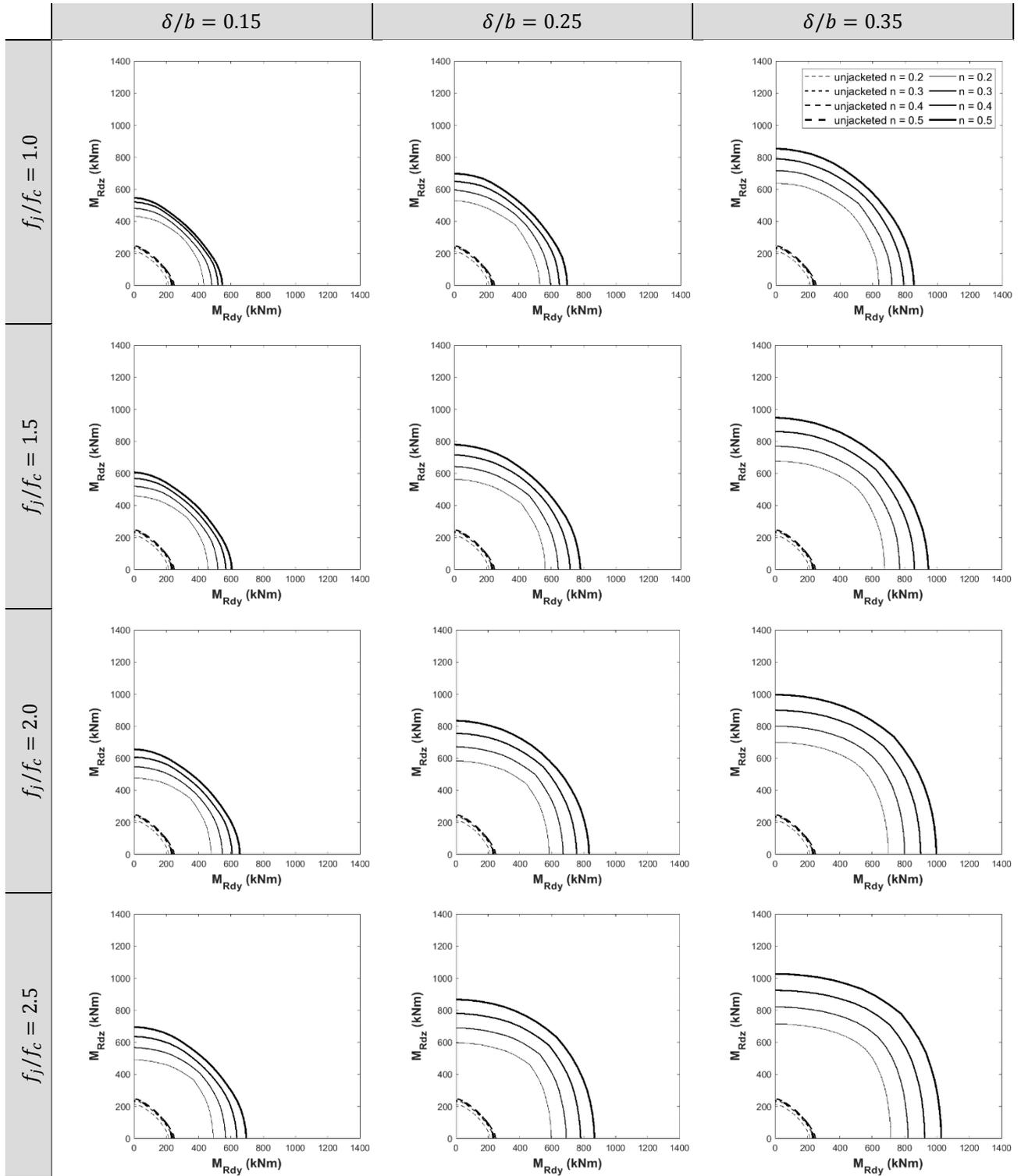
Resistant moment domain for different values of n

$[\rho_j = 0,006]$



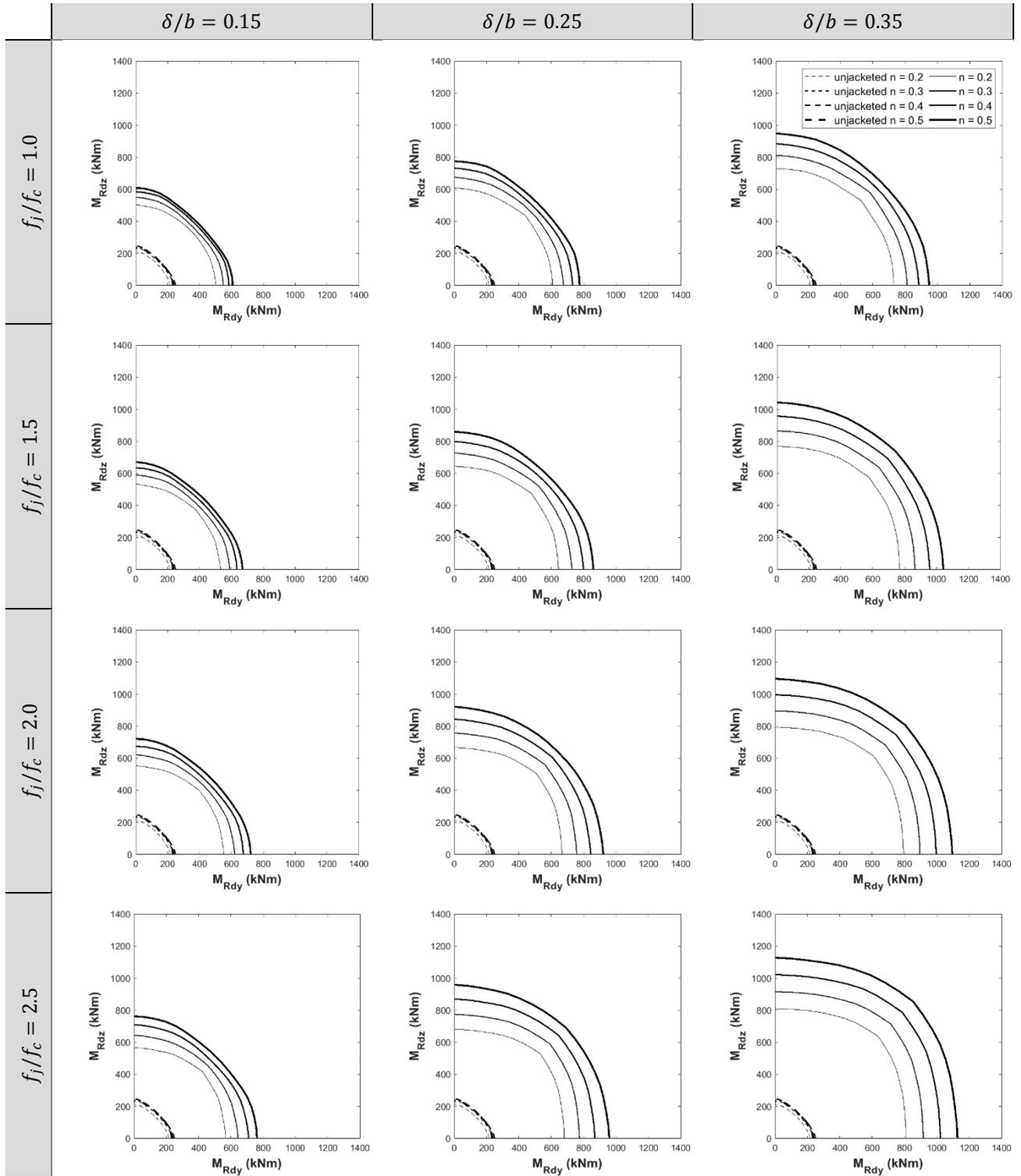
Resistant moment domain for different values of n

$[\rho_j = 0,010]$



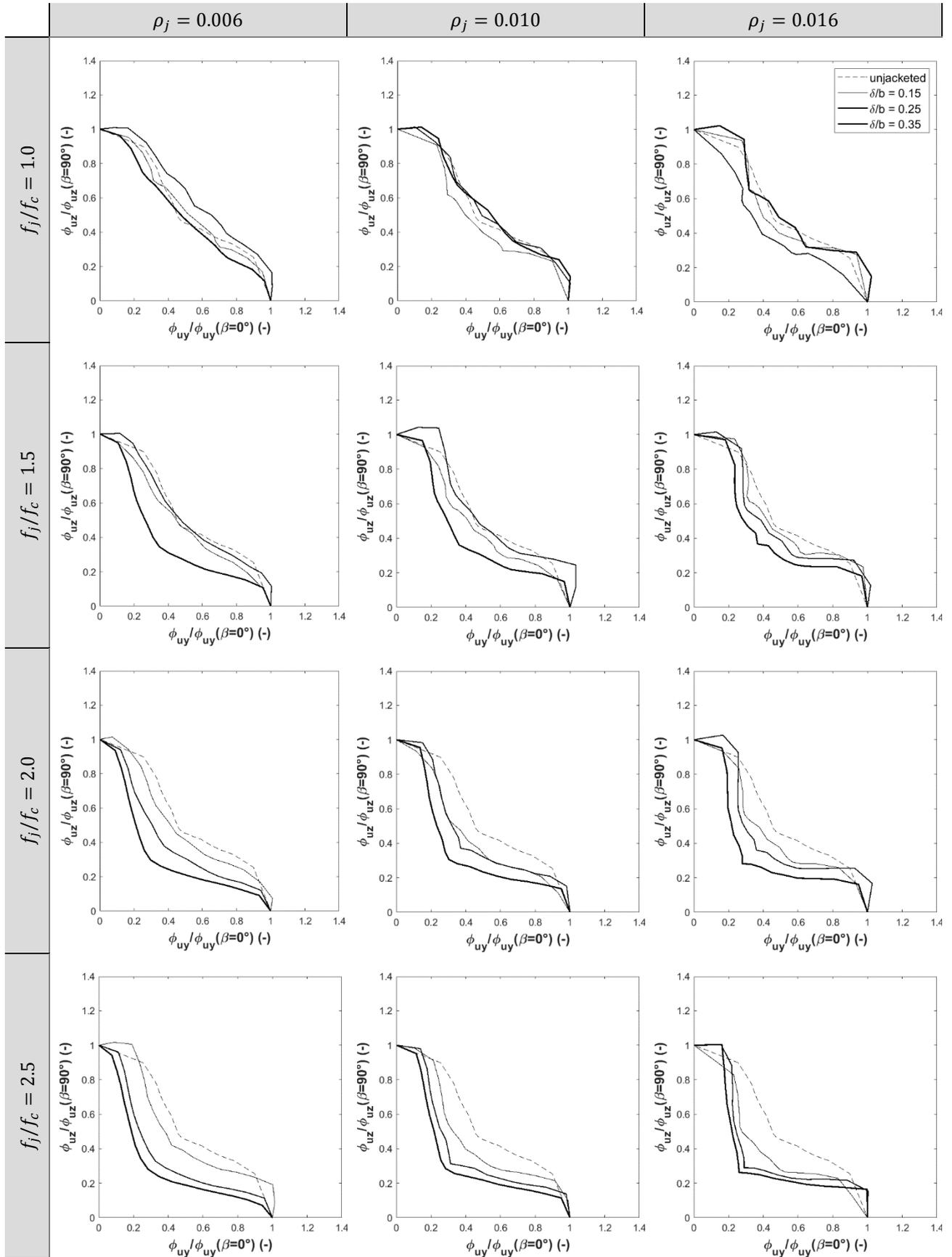
Resistant moment domain for different values of n

$[\rho_j = 0,016]$



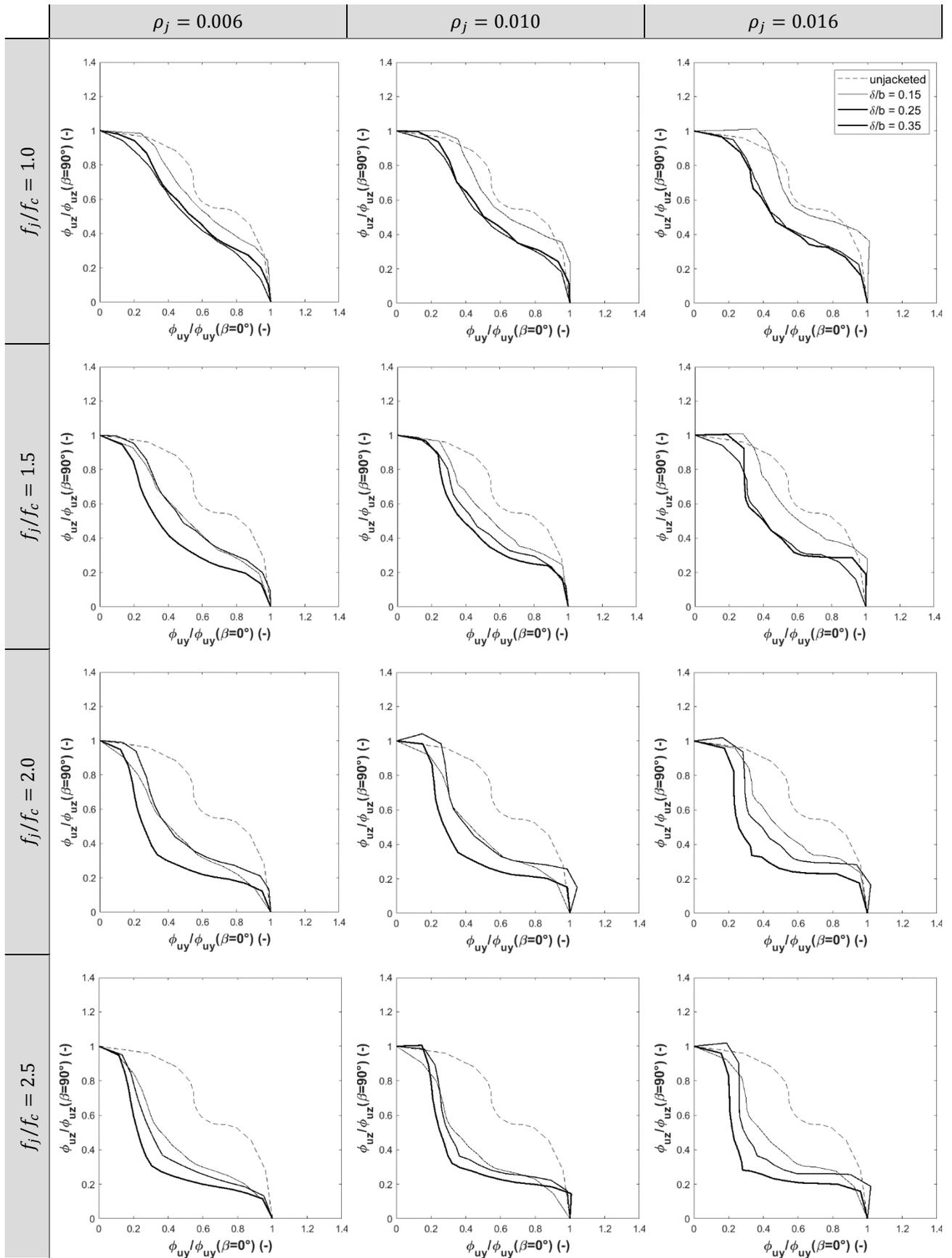
Dimensionless ultimate curvature domain for different values of δ/b

[$n = 0,2$]



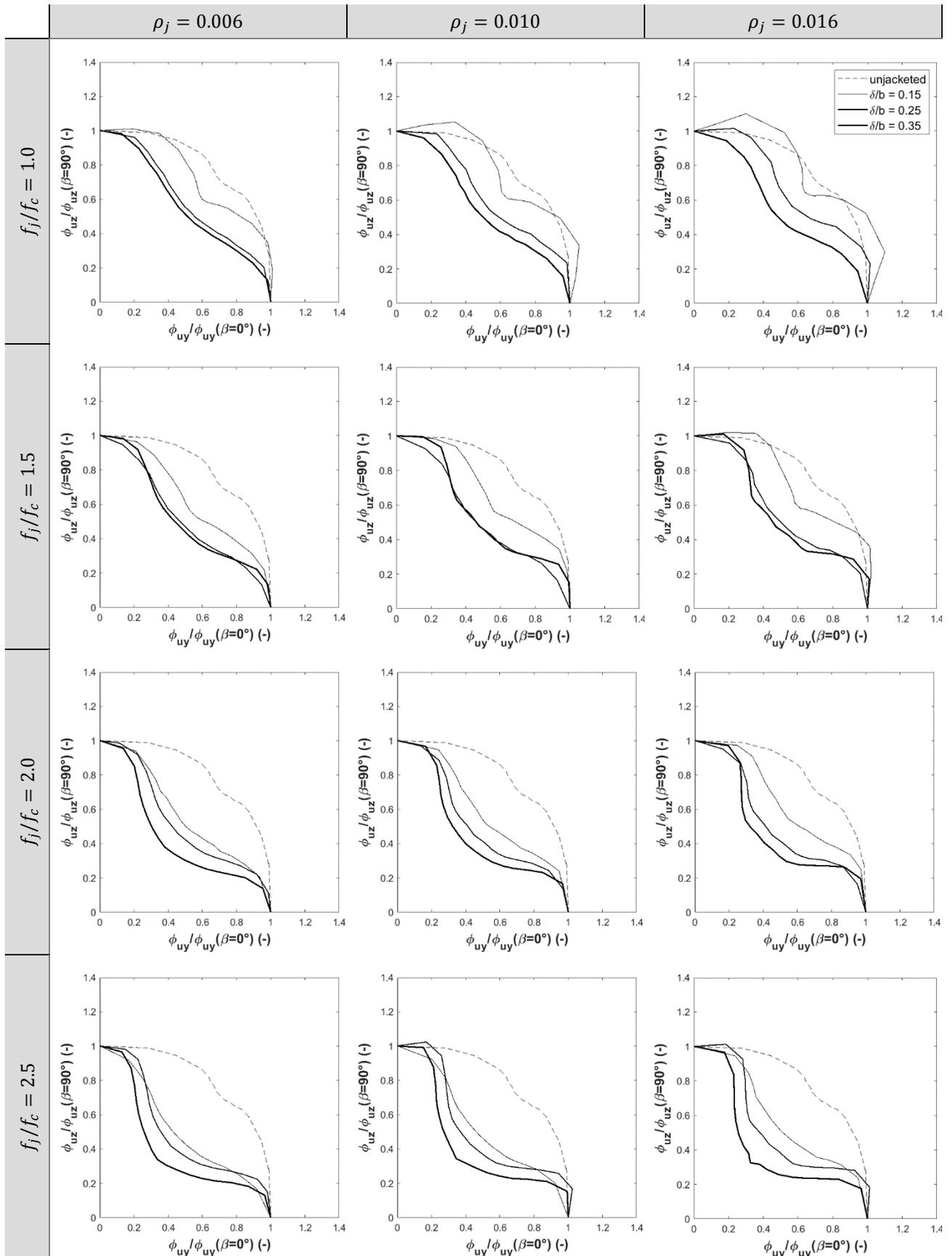
Dimensionless ultimate curvature domain for different values of δ/b

[n = 0,3]



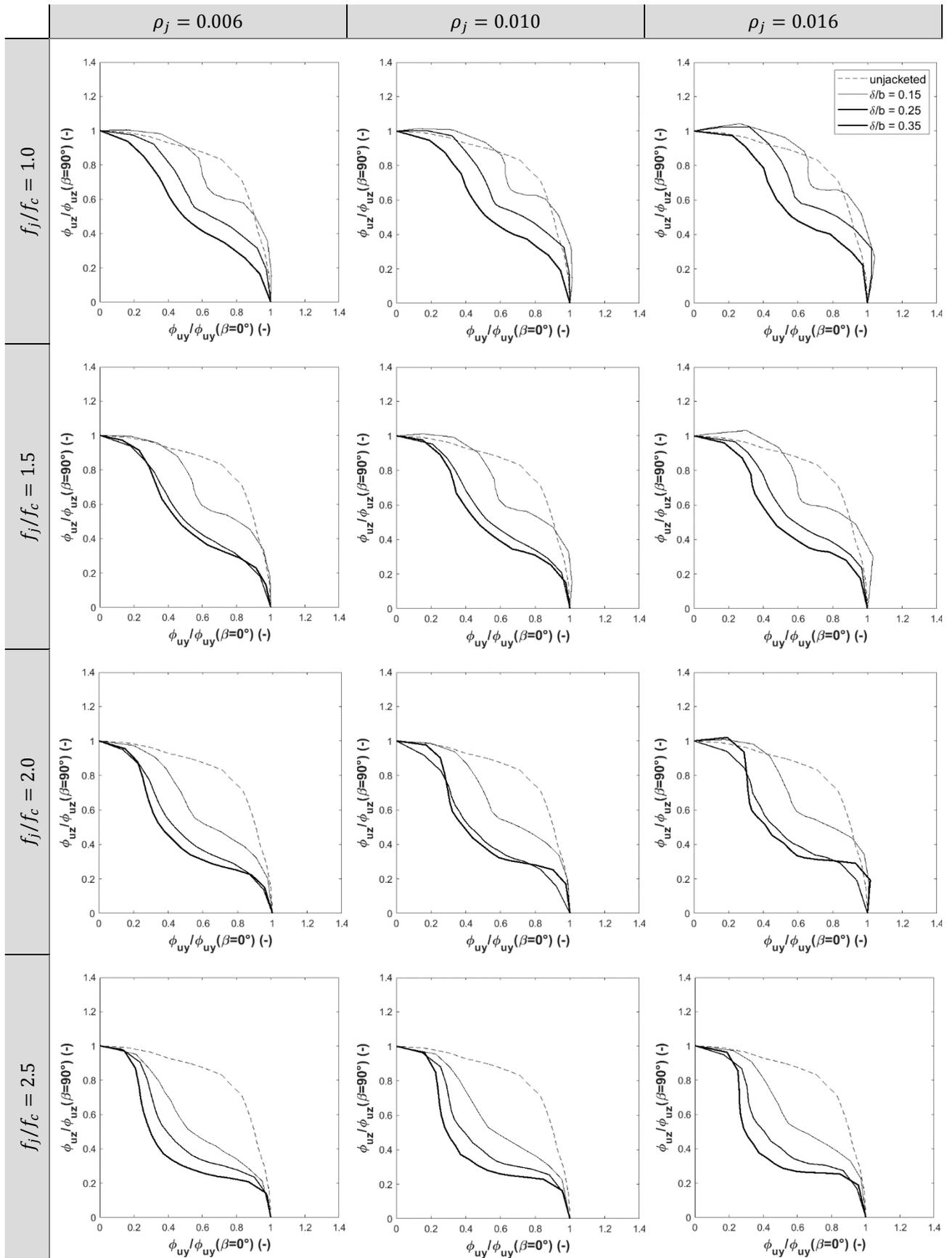
Dimensionless ultimate curvature domain for different values of δ/b

[$n = 0,4$]



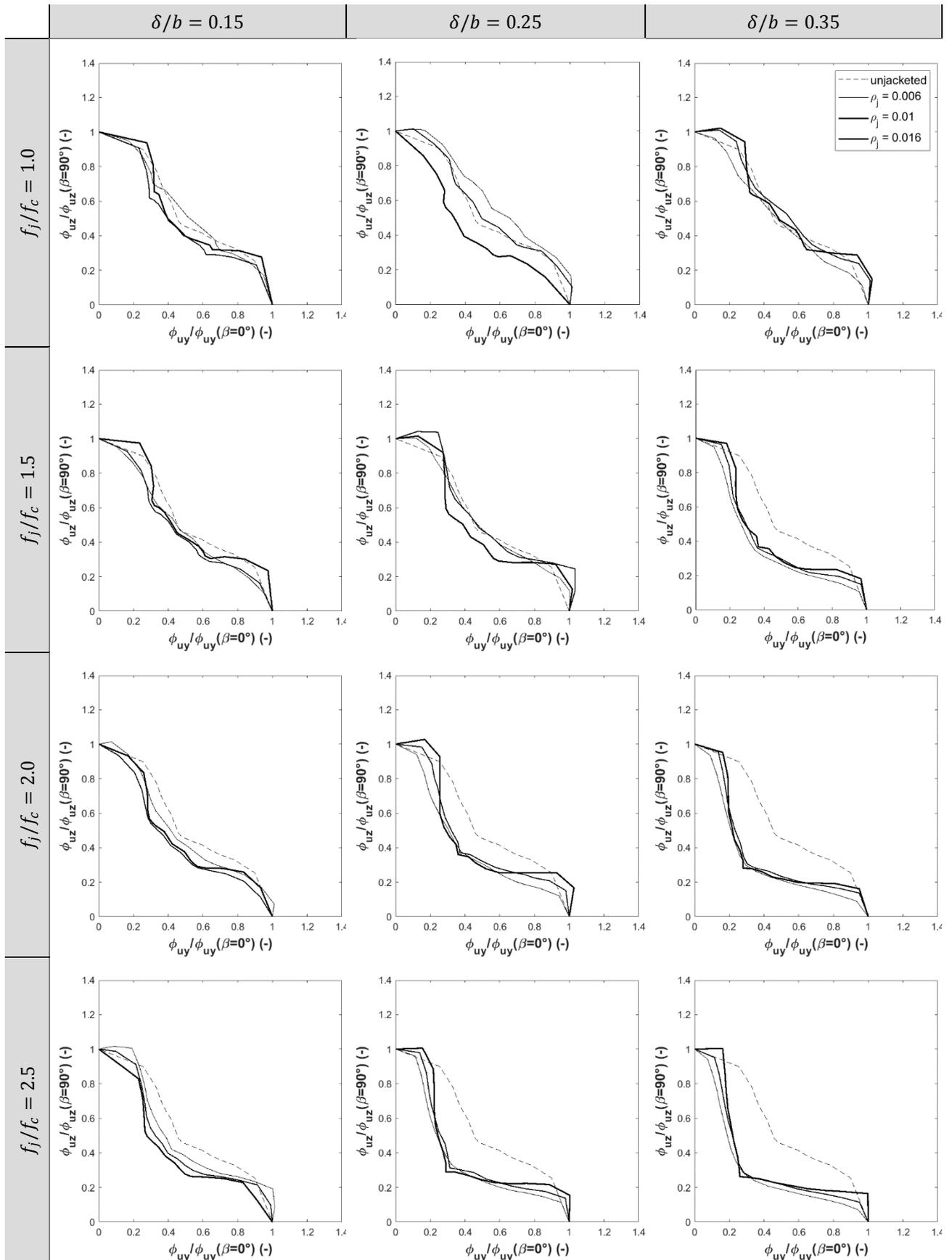
Dimensionless ultimate curvature domain for different values of δ/b

[$n = 0,5$]



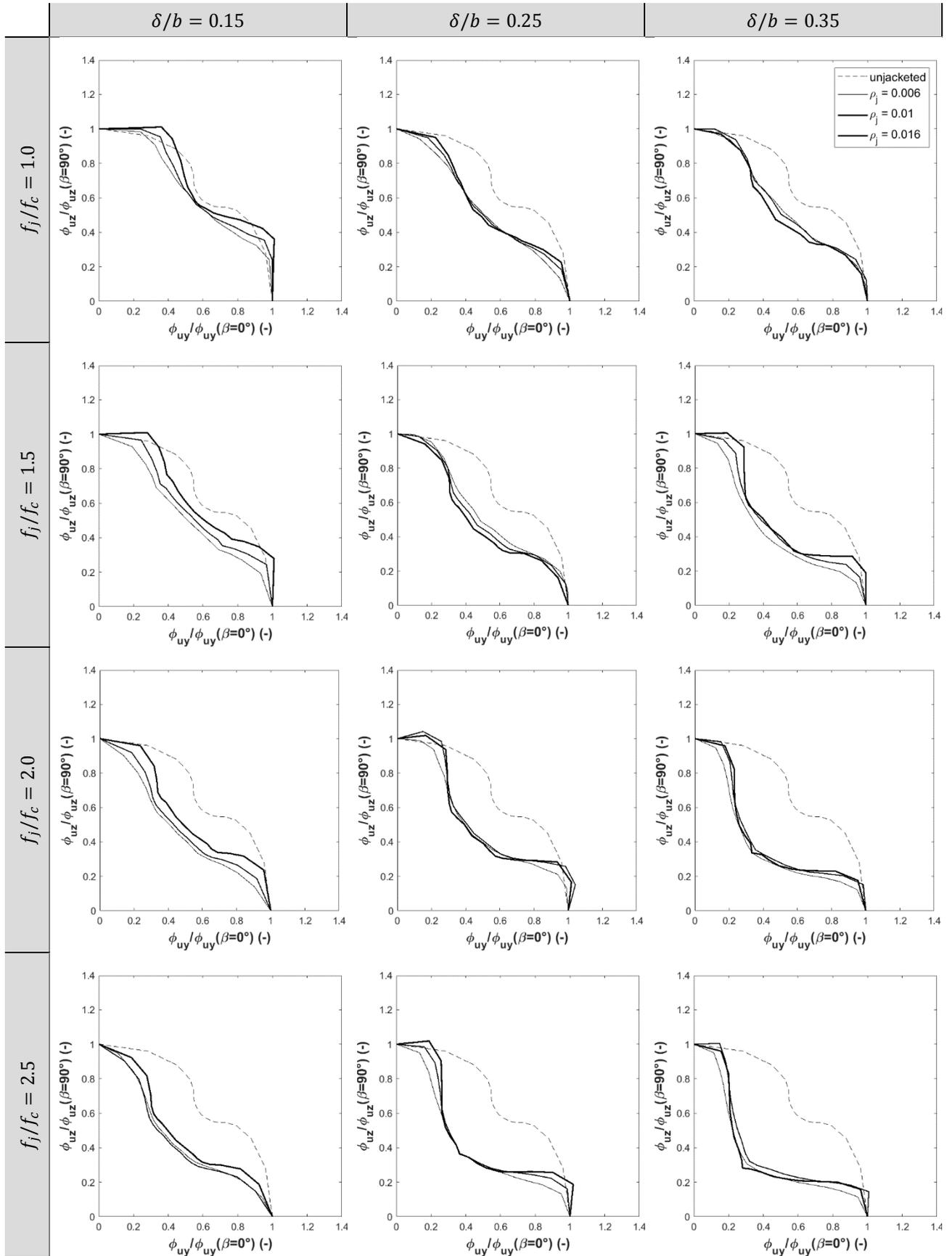
Dimensionless ultimate curvature domain for different values of ρ_j

[n = 0,2]



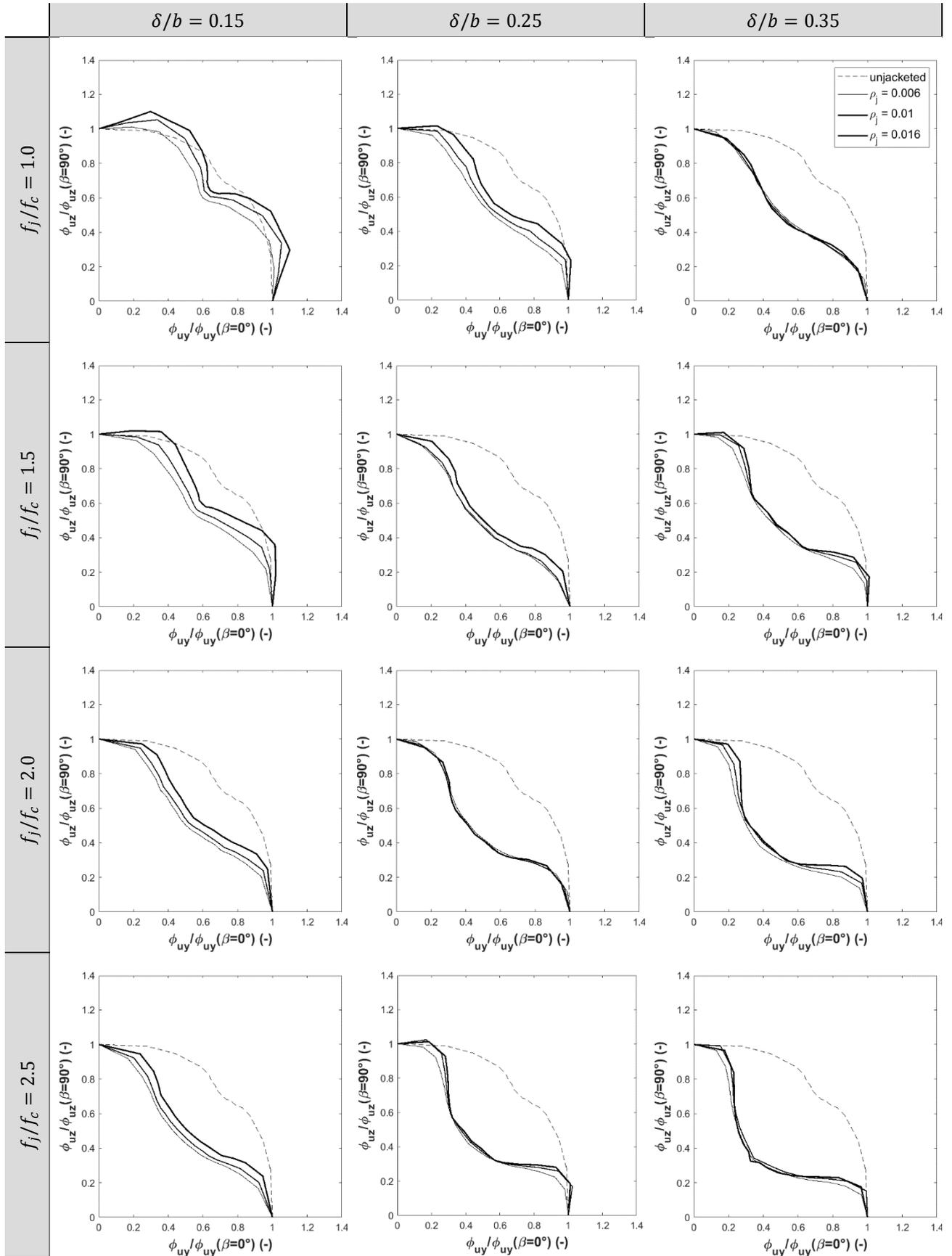
Dimensionless ultimate curvature domain for different values of ρ_j

[$n = 0,3$]



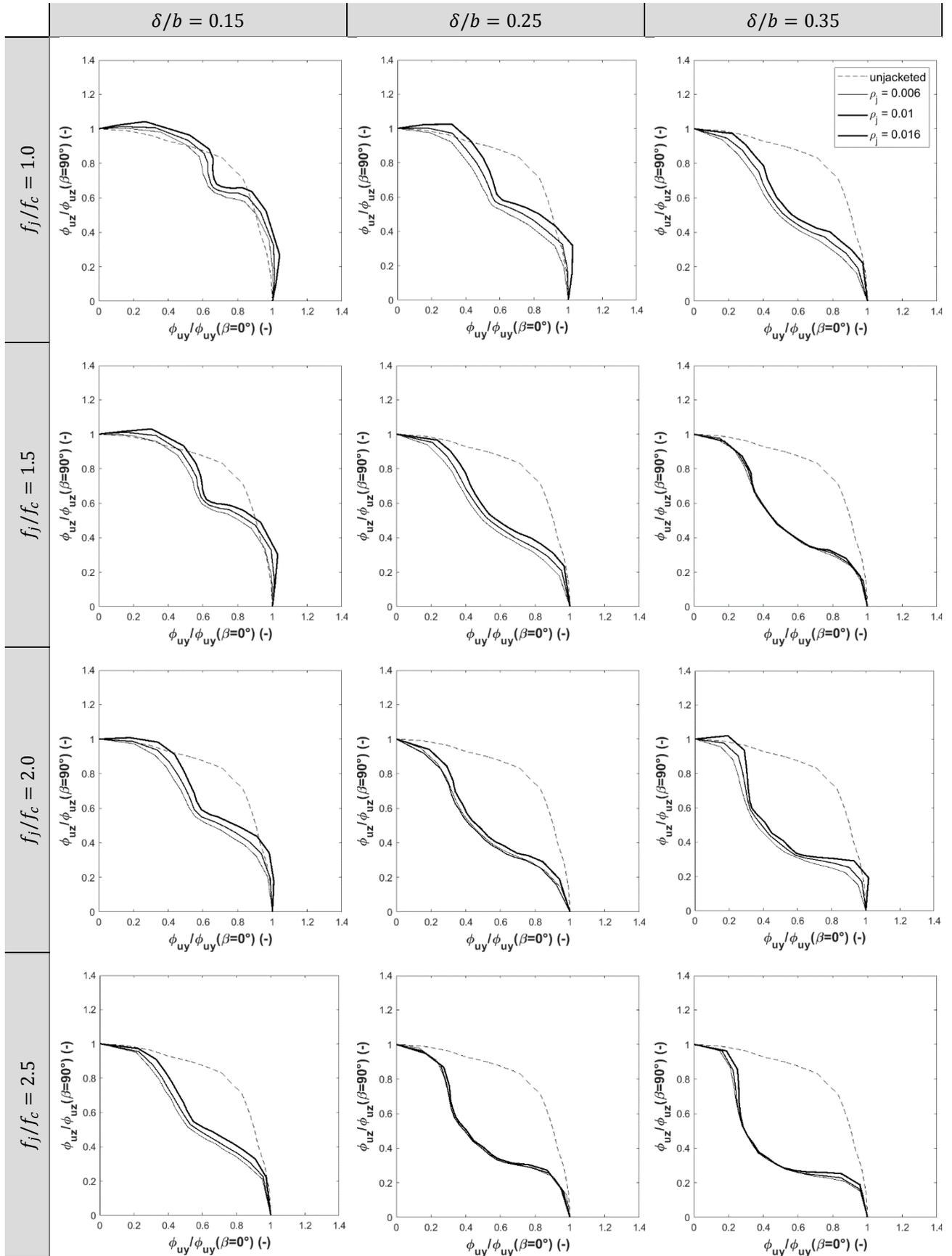
Dimensionless ultimate curvature domain for different values of ρ_j

[n = 0,4]



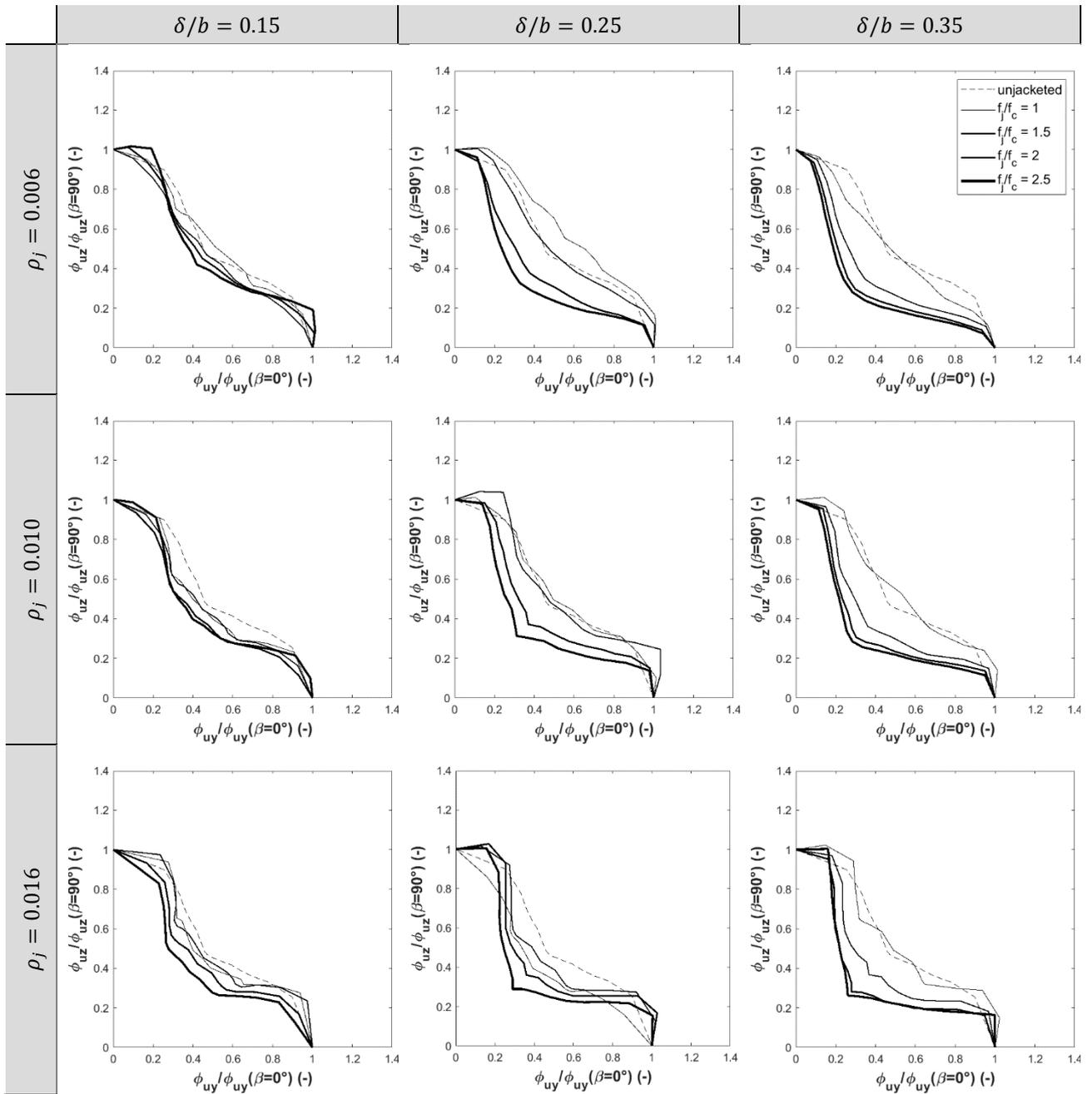
Dimensionless ultimate curvature domain for different values of ρ_j

[$n = 0,5$]



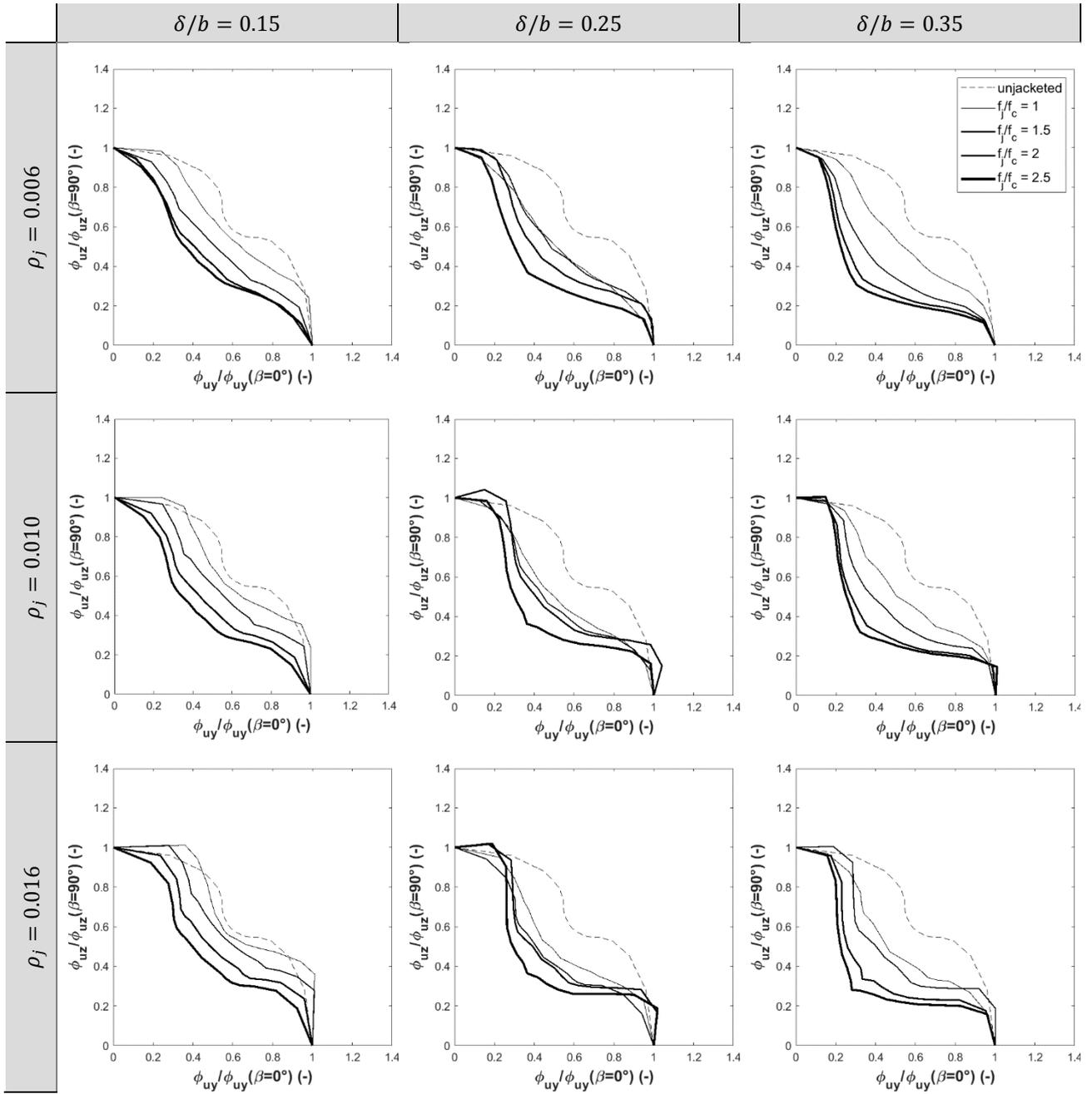
Dimensionless ultimate curvature domain for different values of f_j/f_c

[n = 0,2]



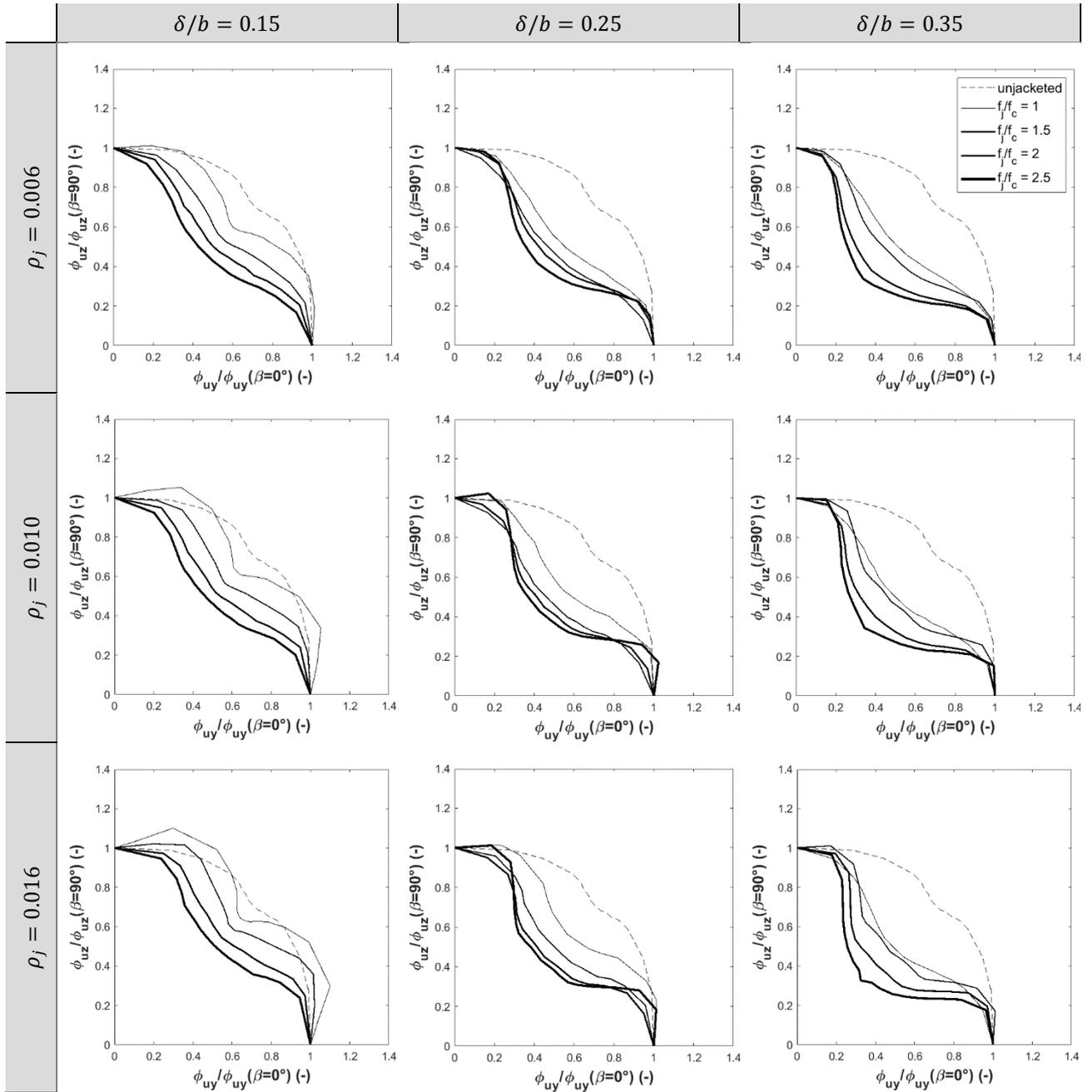
Dimensionless ultimate curvature domain for different values of f_j/f_c

[$n = 0,3$]



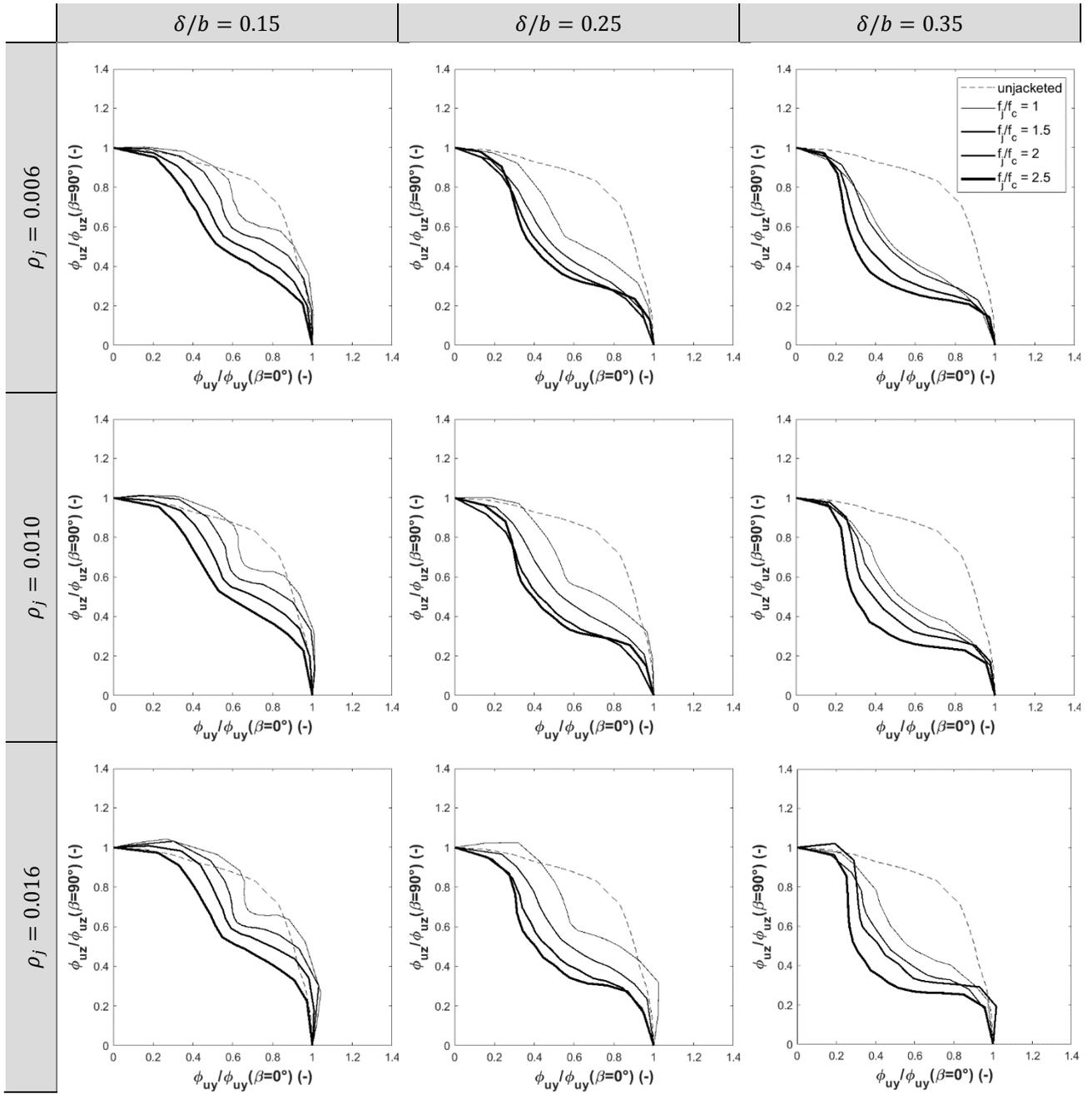
Dimensionless ultimate curvature domain for different values of f_j/f_c

[$n = 0,4$]



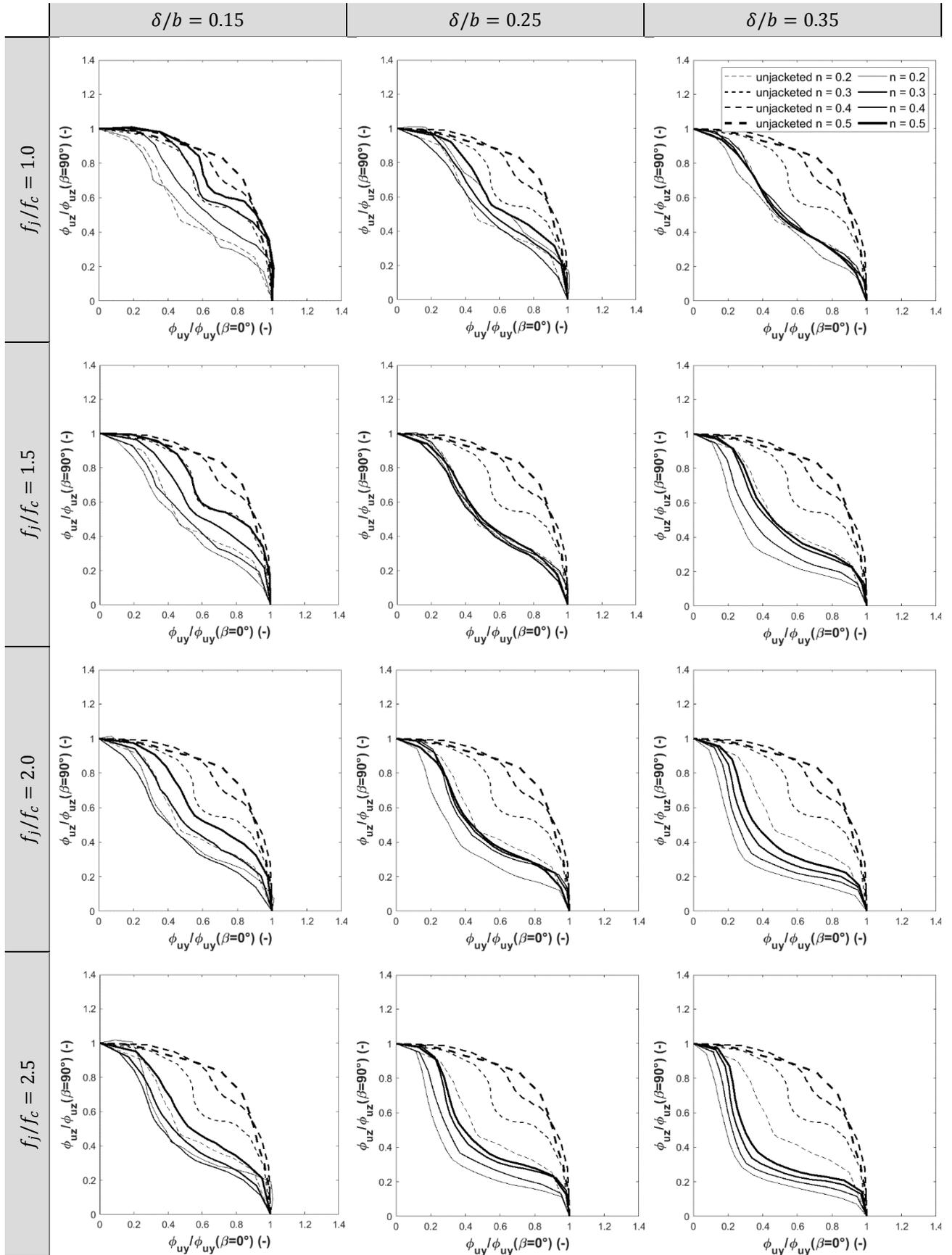
Dimensionless ultimate curvature domain for different values of f_j/f_c

[$n = 0,5$]



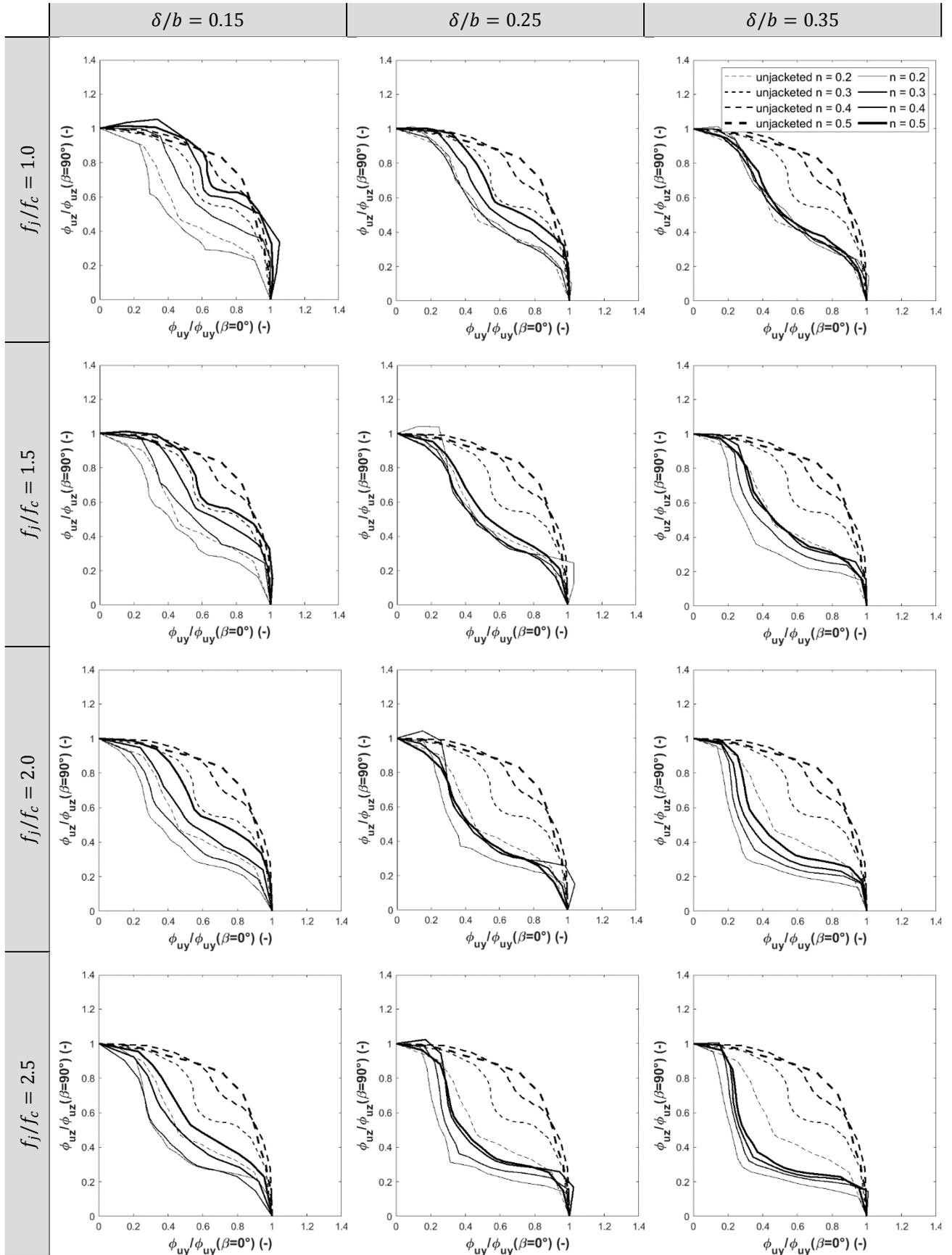
Dimensionless ultimate curvature domain for different values of n

$[\rho_j = 0,006]$



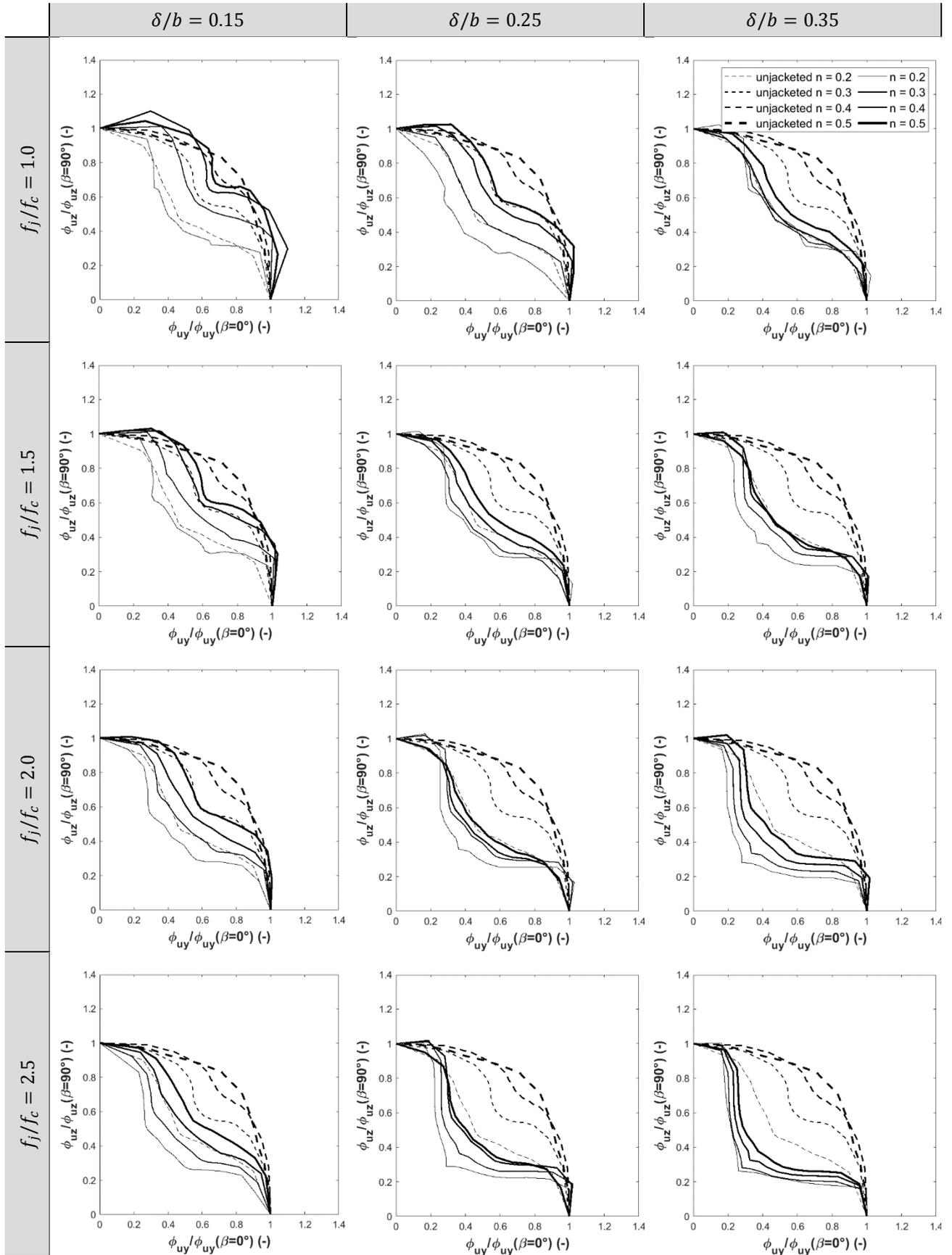
Dimensionless ultimate curvature domain for different values of n

[$\rho_j = 0,010$]



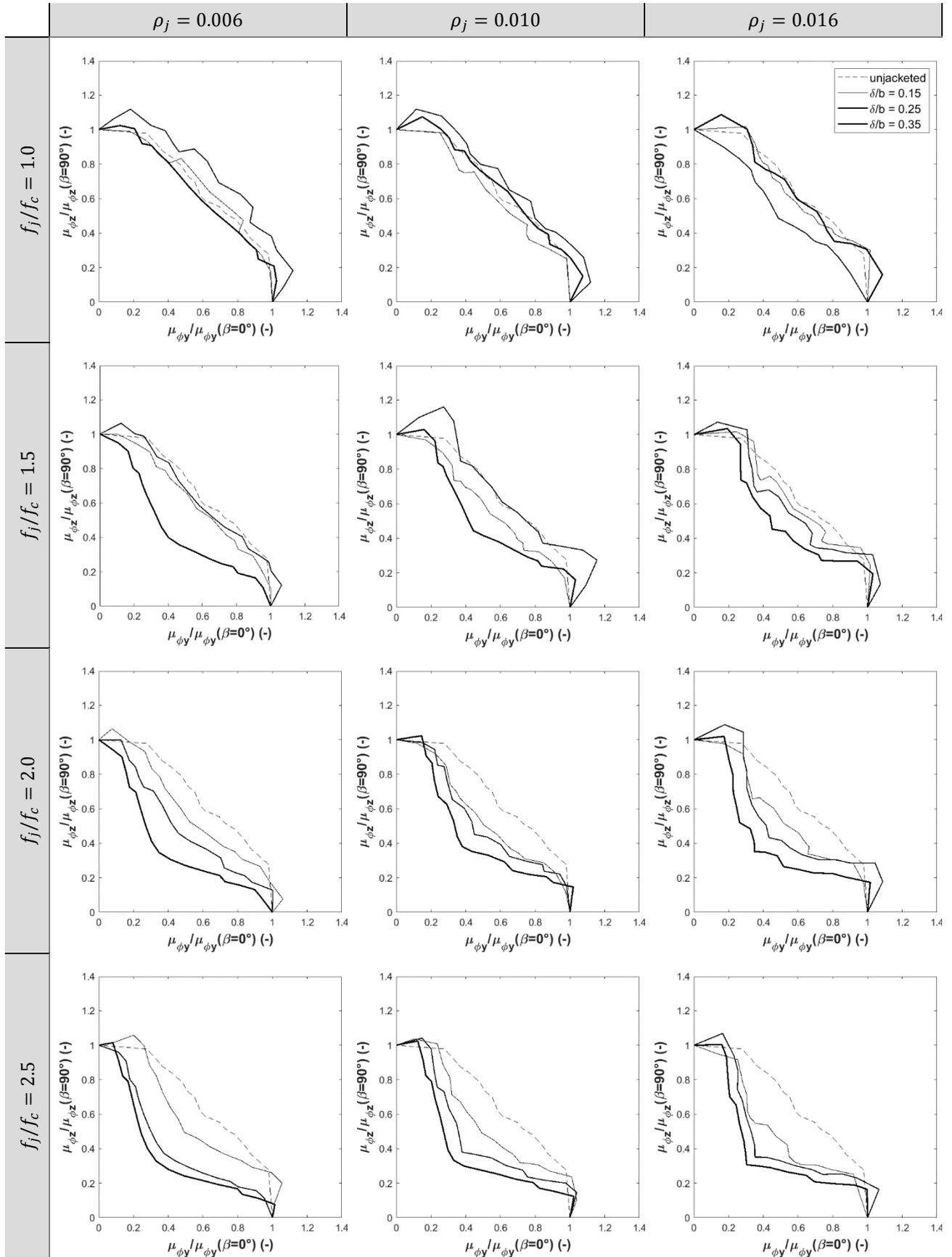
Dimensionless ultimate curvature domain for different values of n

[$\rho_j = 0,016$]



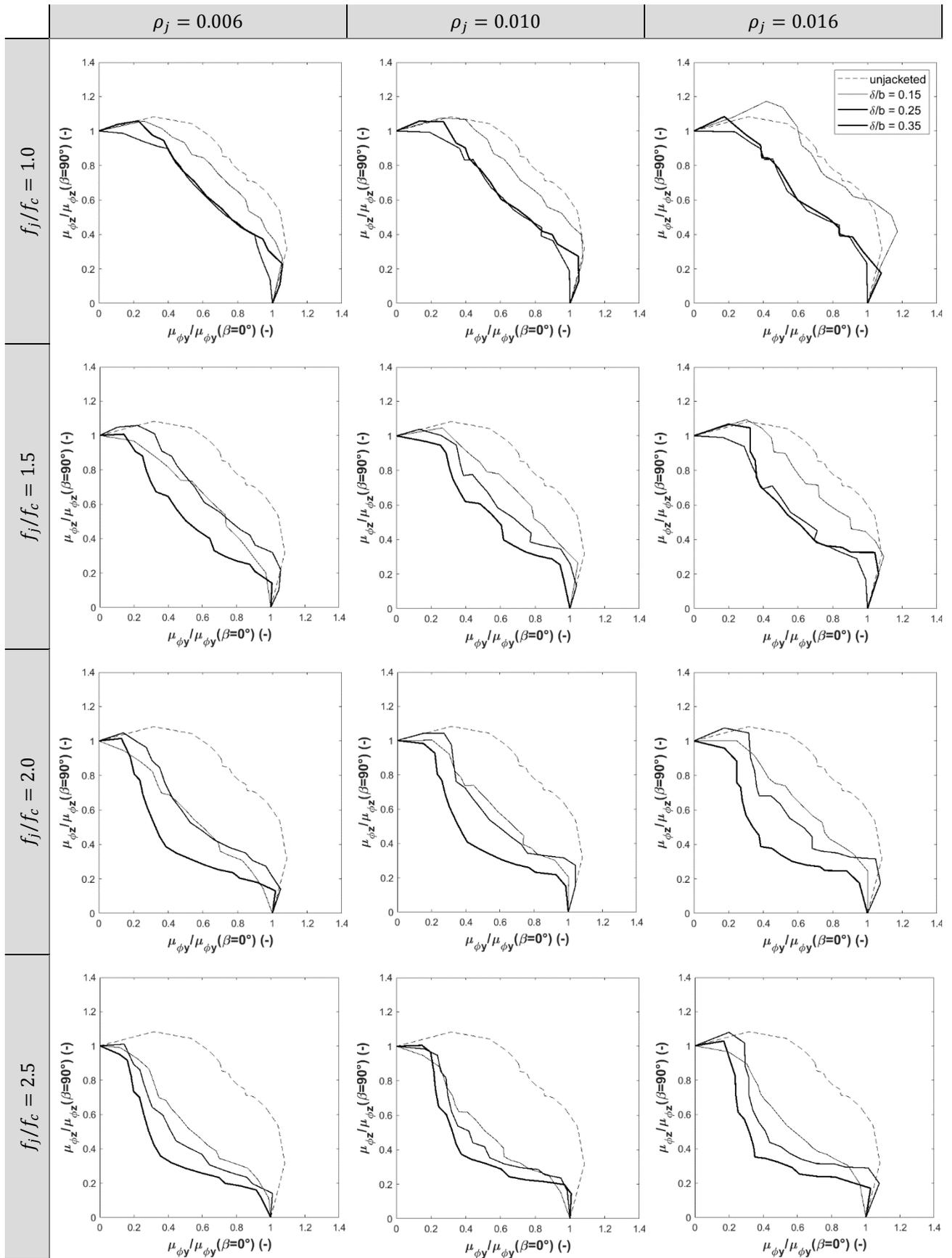
Dimensionless curvature ductility domain for different values of δ/b

[n = 0,2]



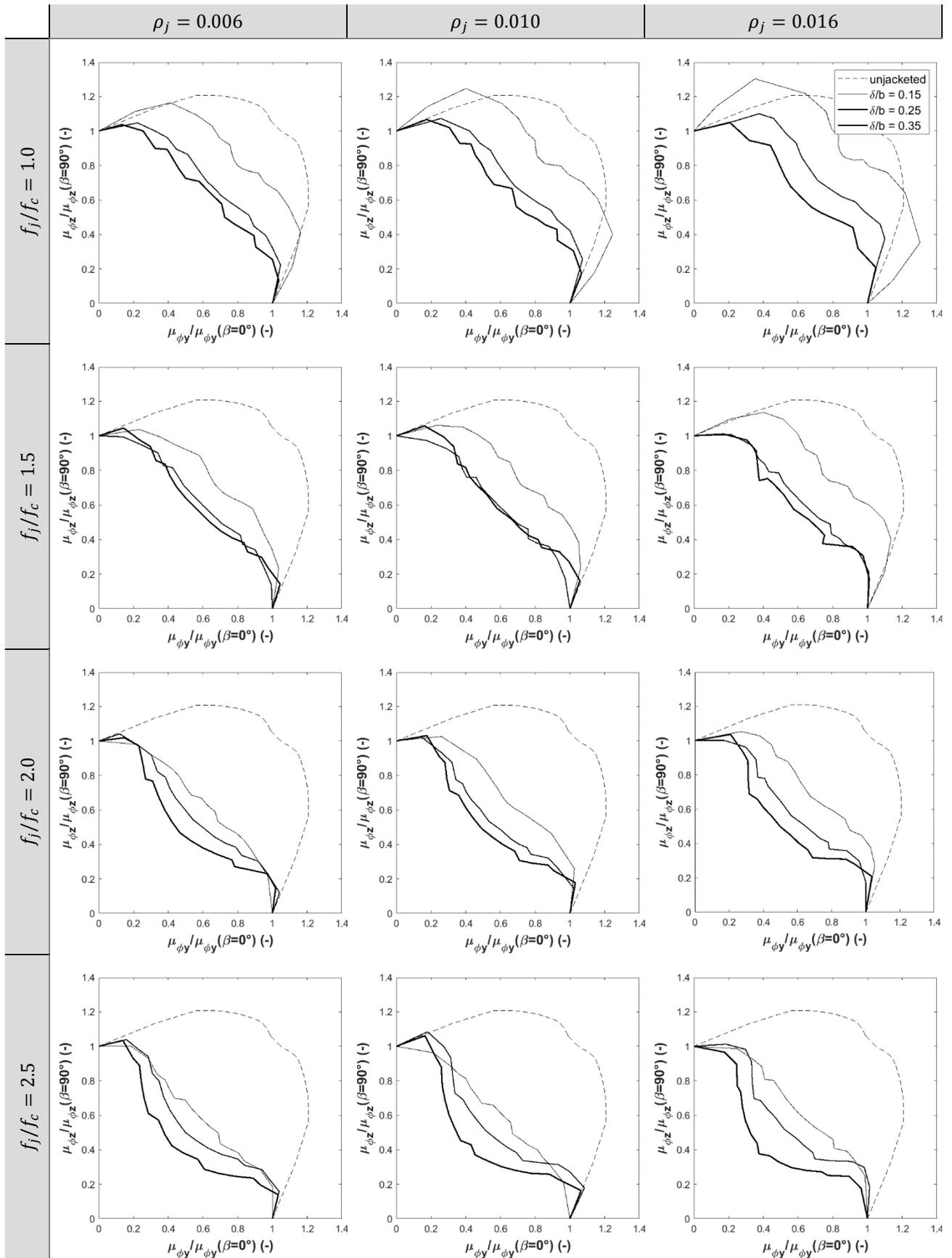
Dimensionless curvature ductility domain for different values of δ/b

[$n = 0,3$]



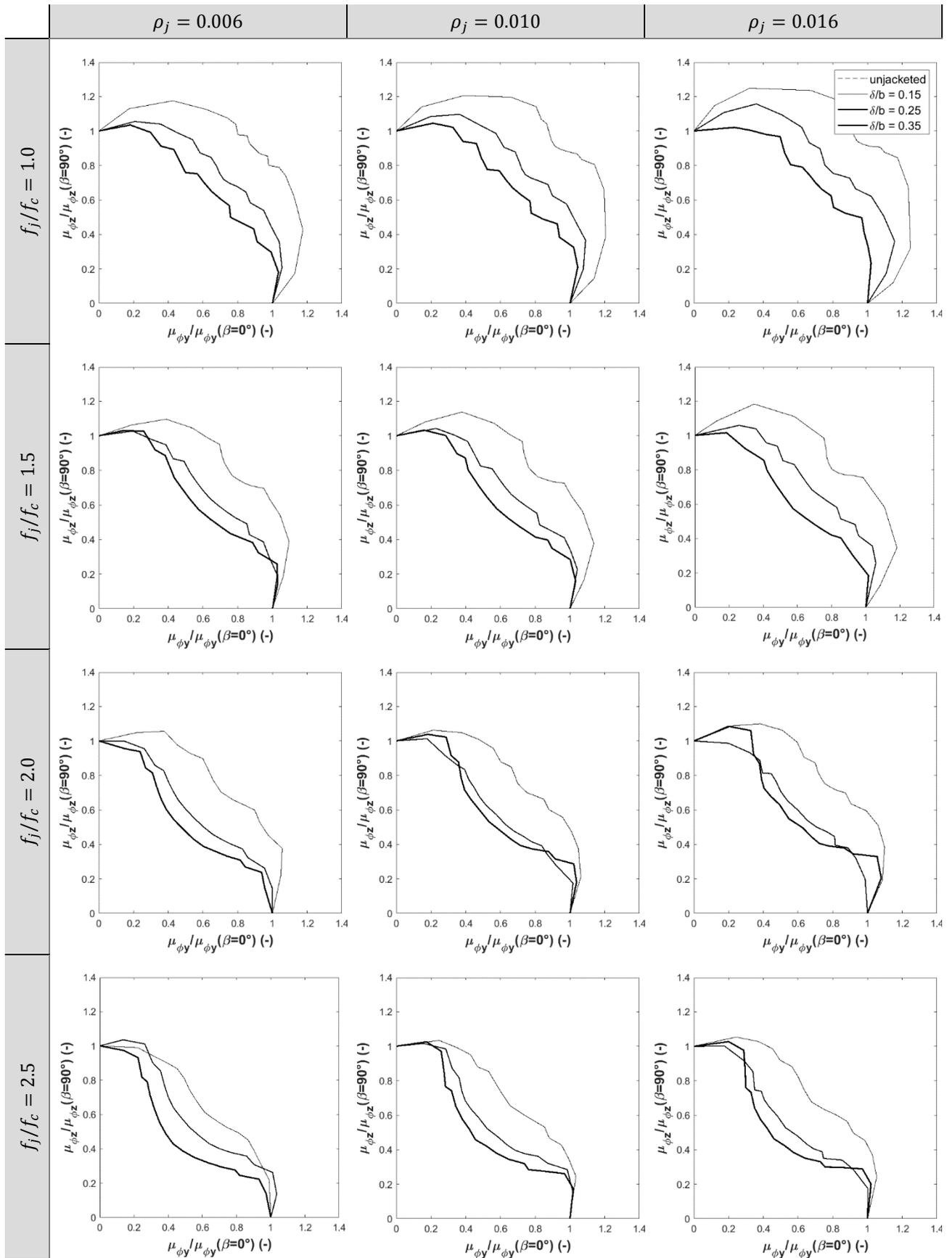
Dimensionless curvature ductility domain for different values of δ/b

[$n = 0,4$]



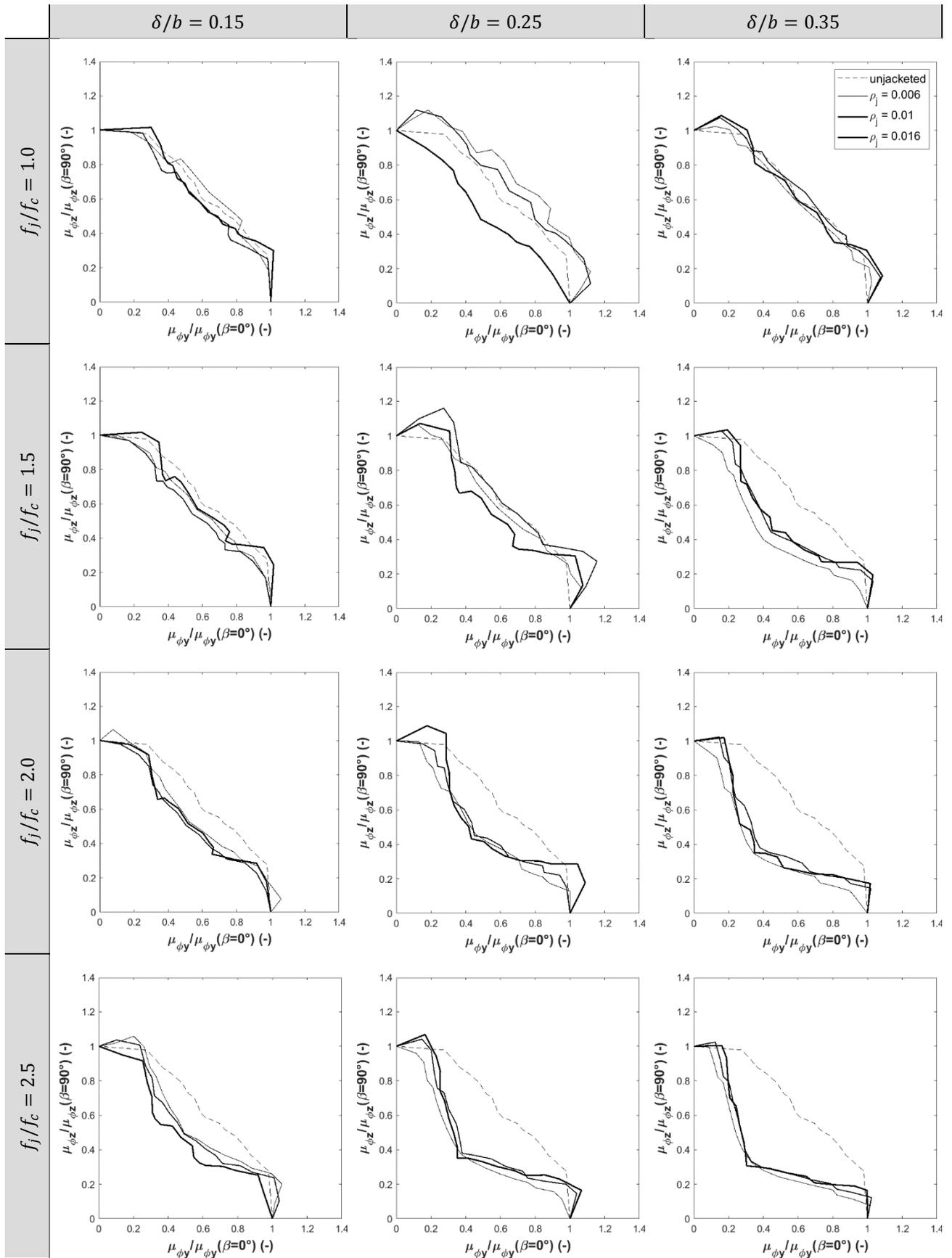
Dimensionless curvature ductility domain for different values of δ/b

[$n = 0,5$]



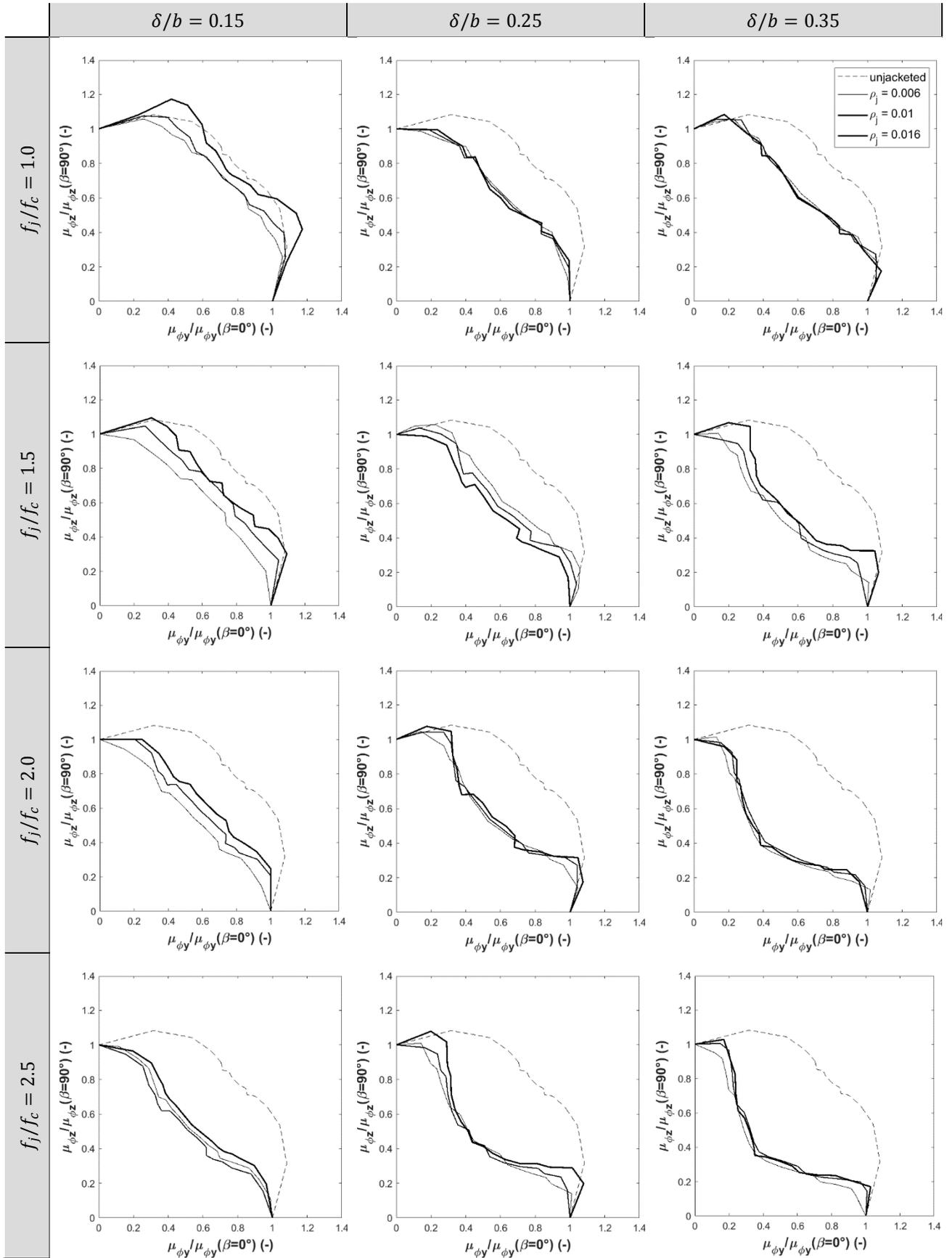
Dimensionless curvature ductility domain for different values of ρ_j

[n = 0,2]



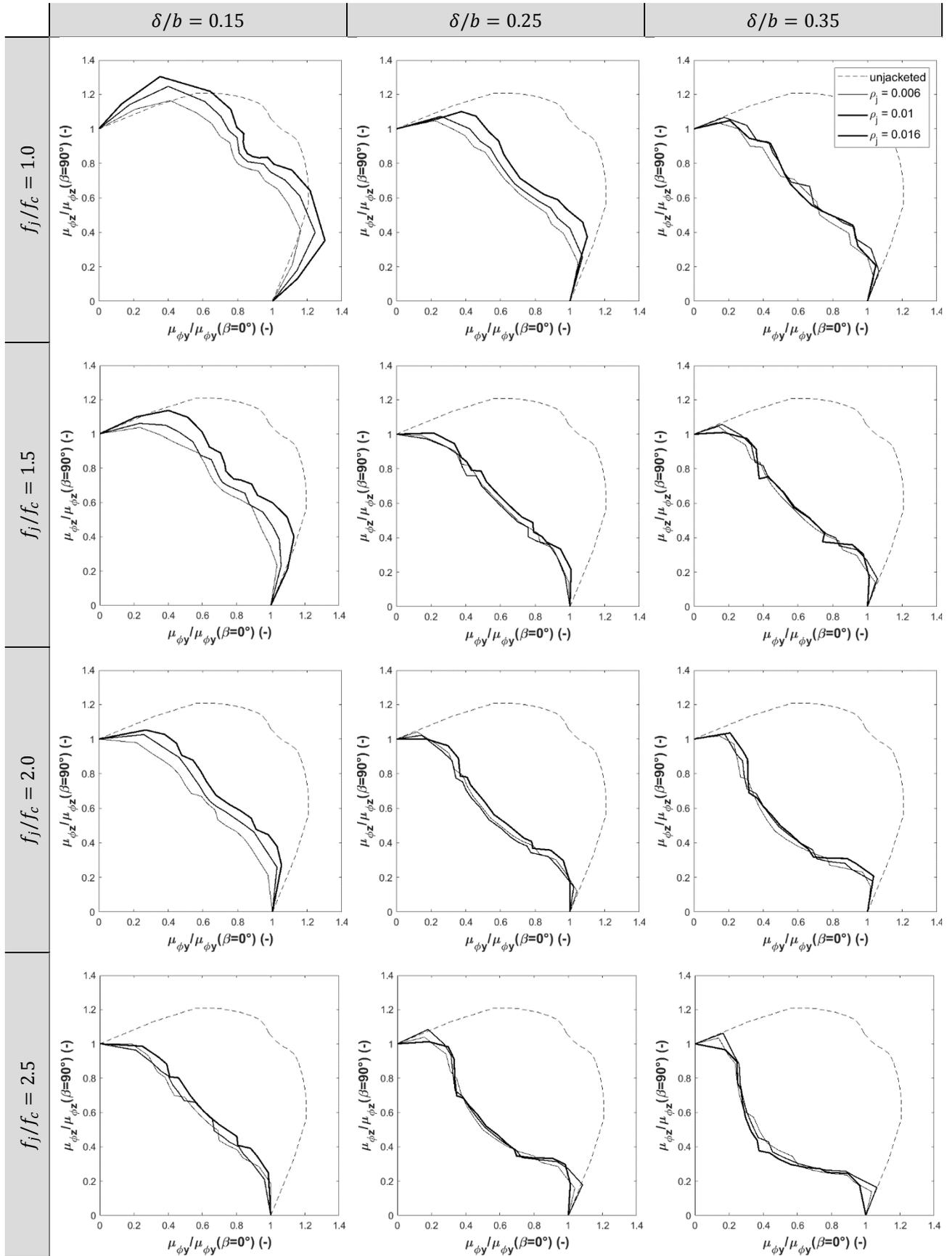
Dimensionless curvature ductility domain for different values of ρ_j

[n = 0,3]



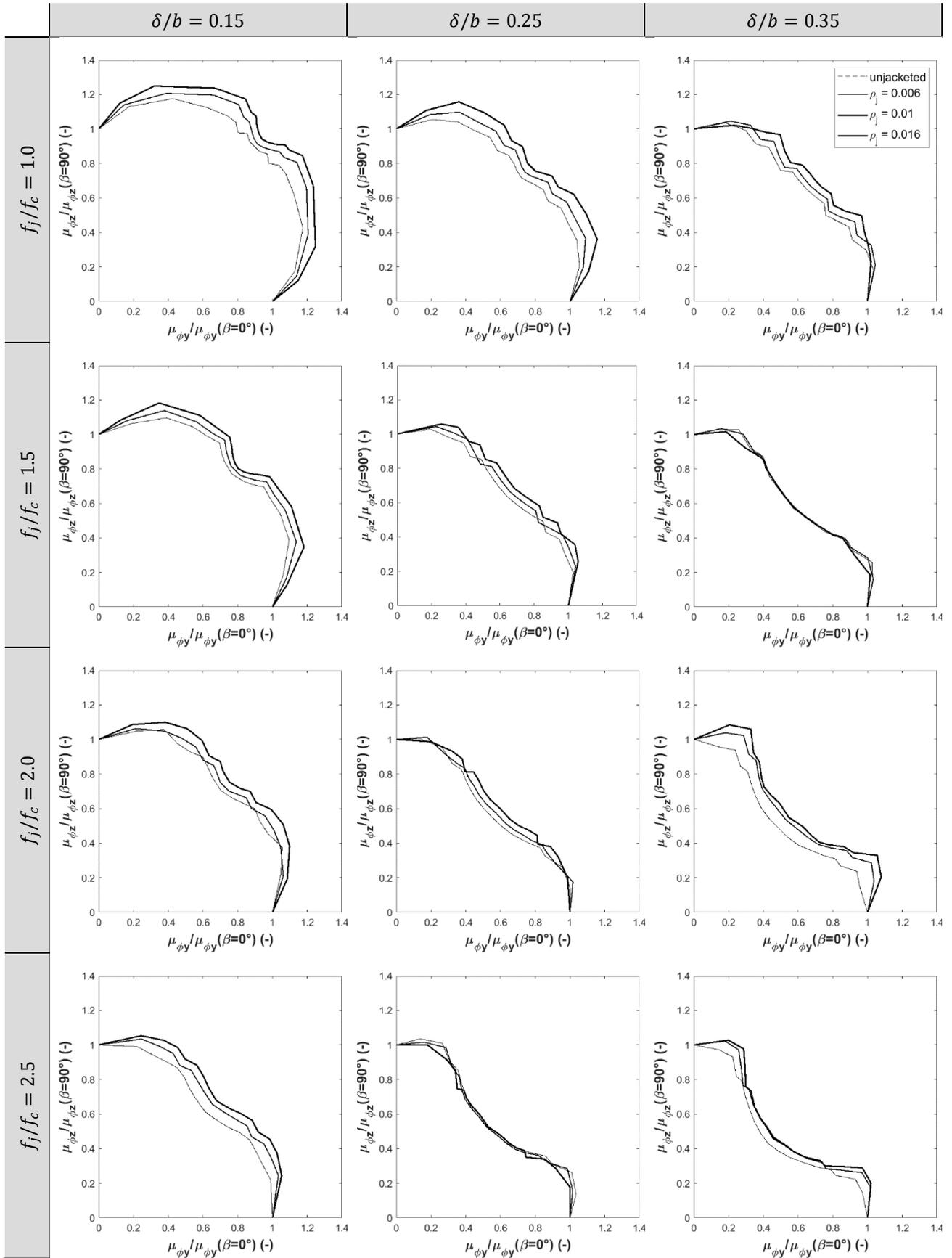
Dimensionless curvature ductility domain for different values of ρ_j

[n = 0,4]



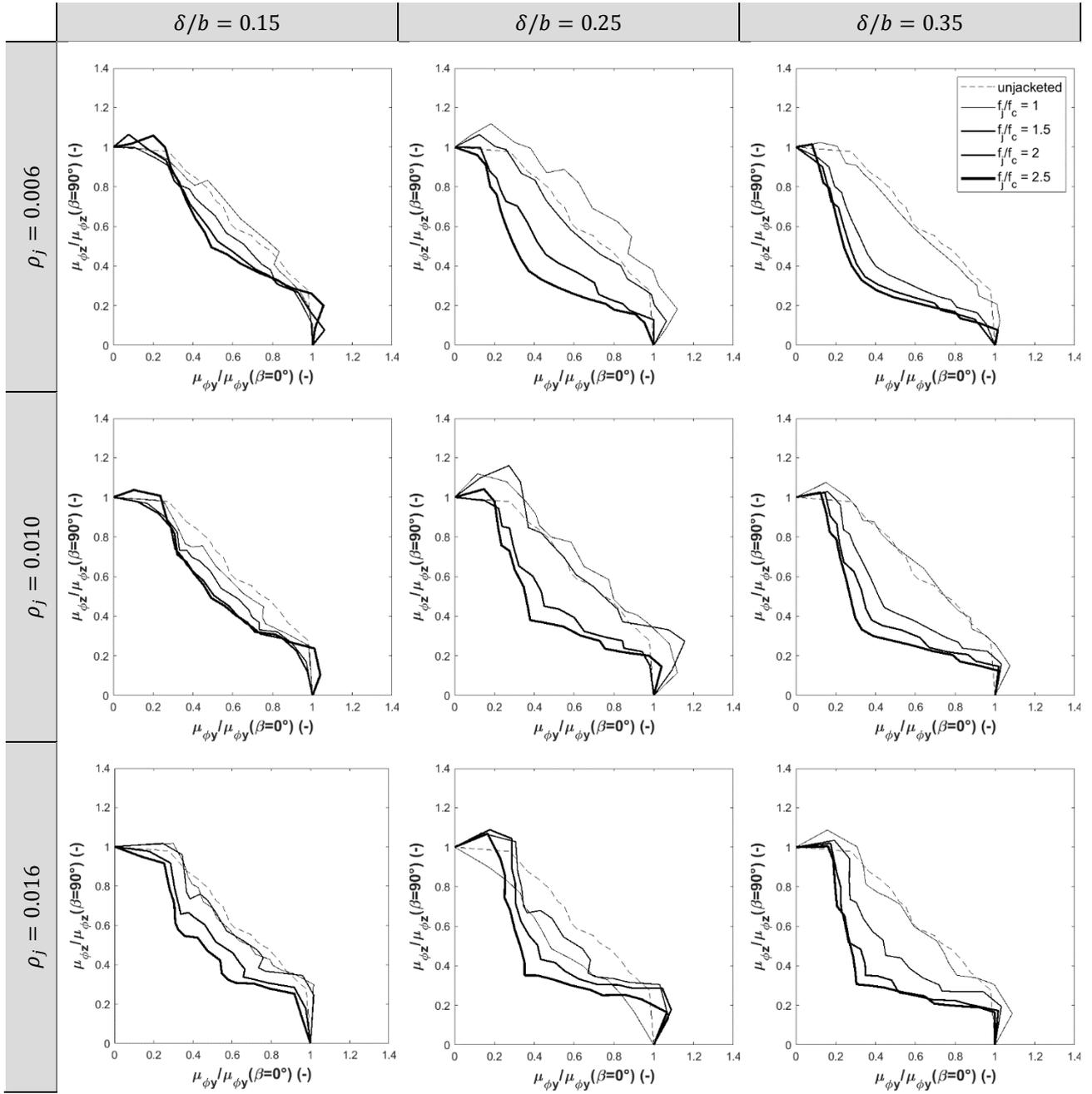
Dimensionless curvature ductility domain for different values of ρ_j

[$n = 0,5$]



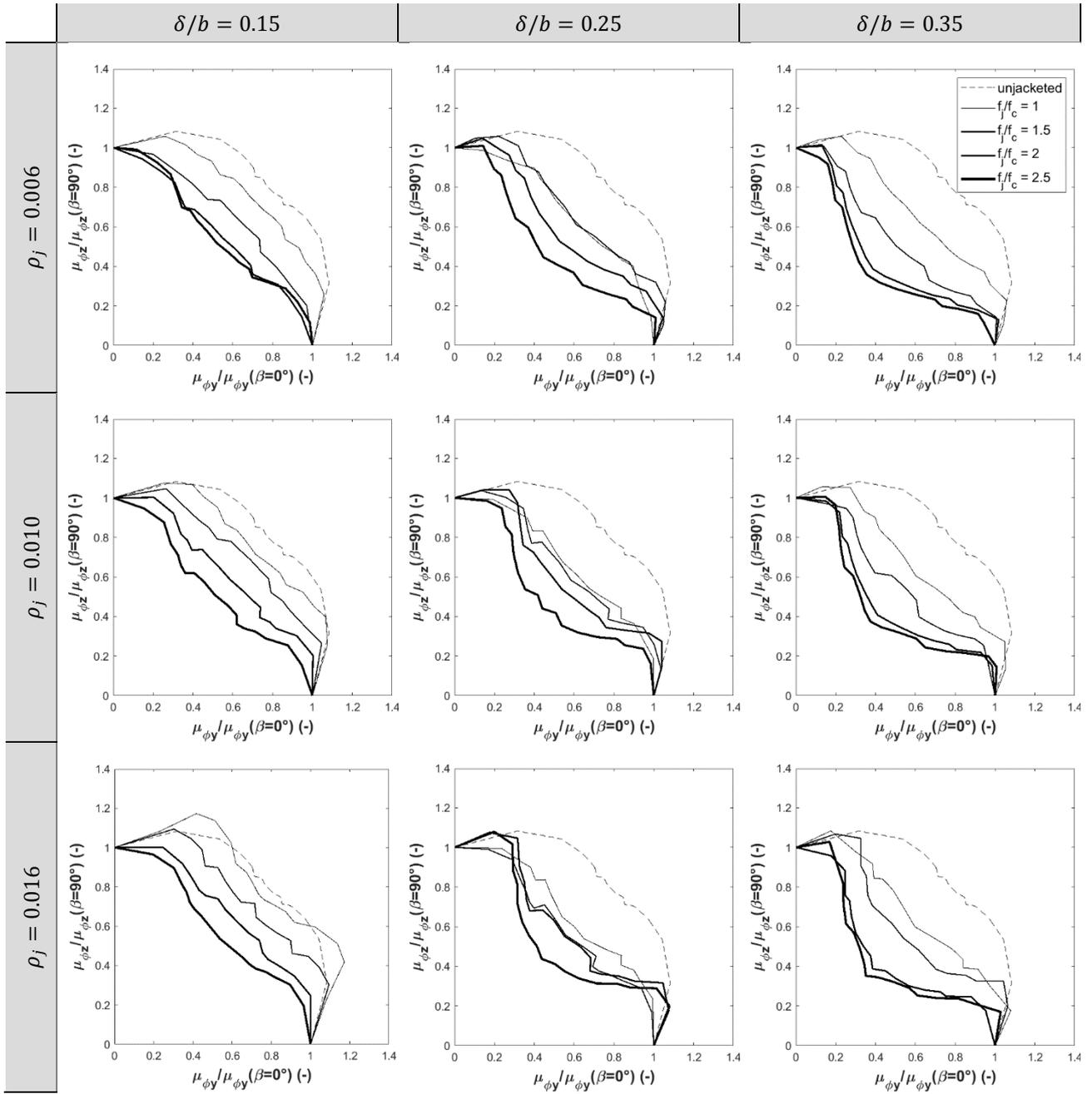
Dimensionless curvature ductility domain for different values of f_j/f_c

[$n = 0,2$]



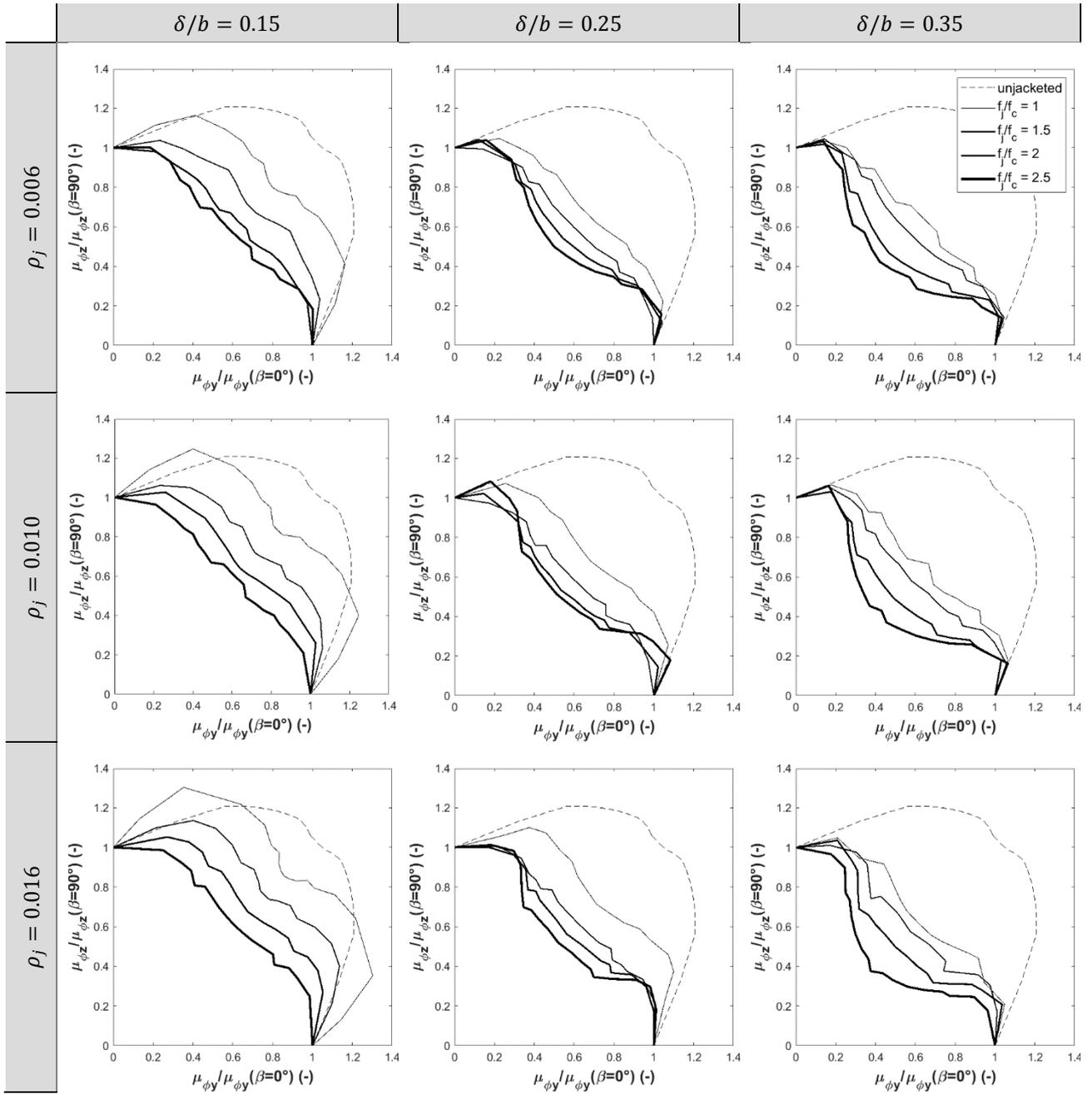
Dimensionless curvature ductility domain for different values of f_j/f_c

[n = 0,3]



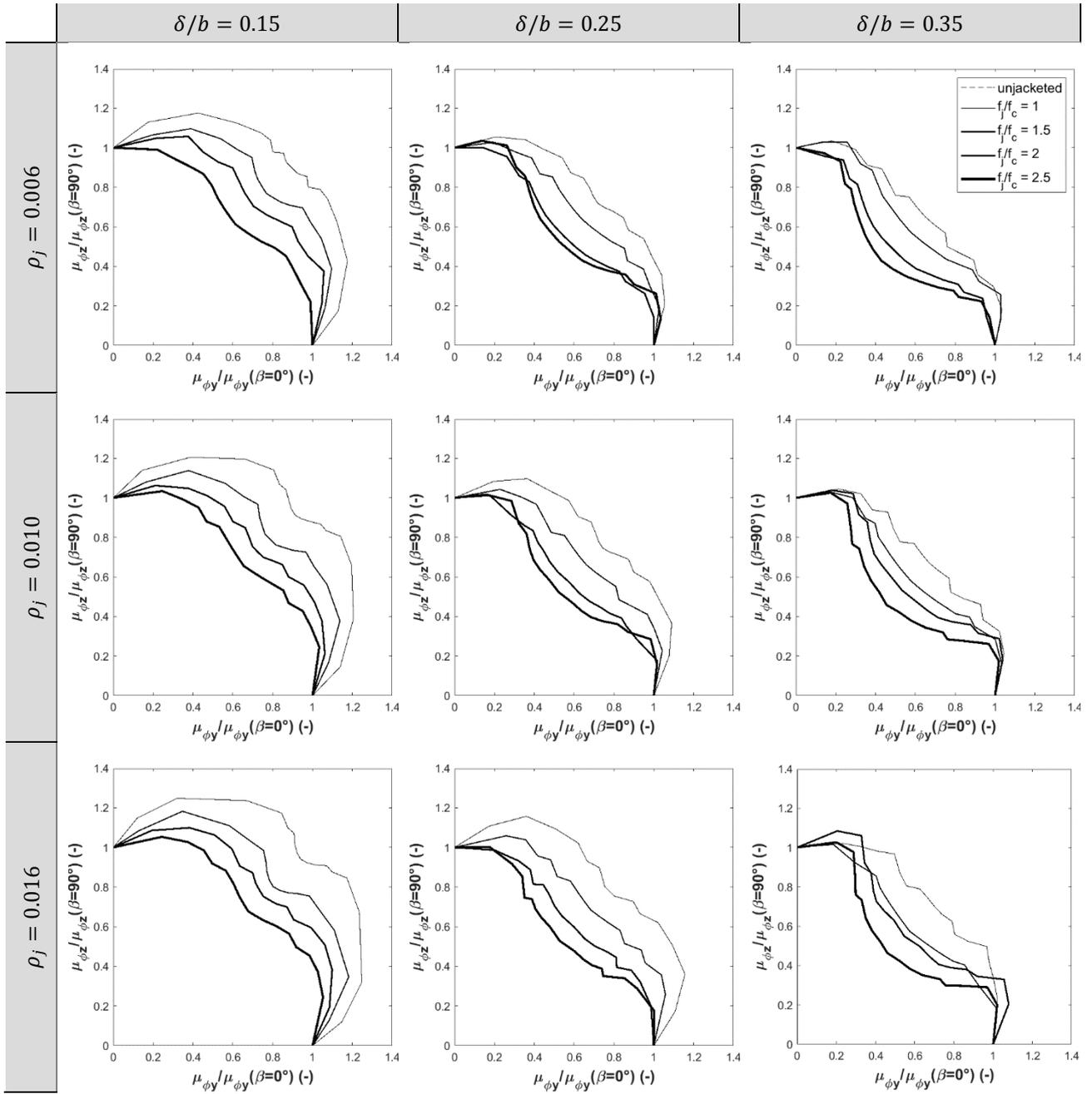
Dimensionless curvature ductility domain for different values of f_j/f_c

[n = 0,4]



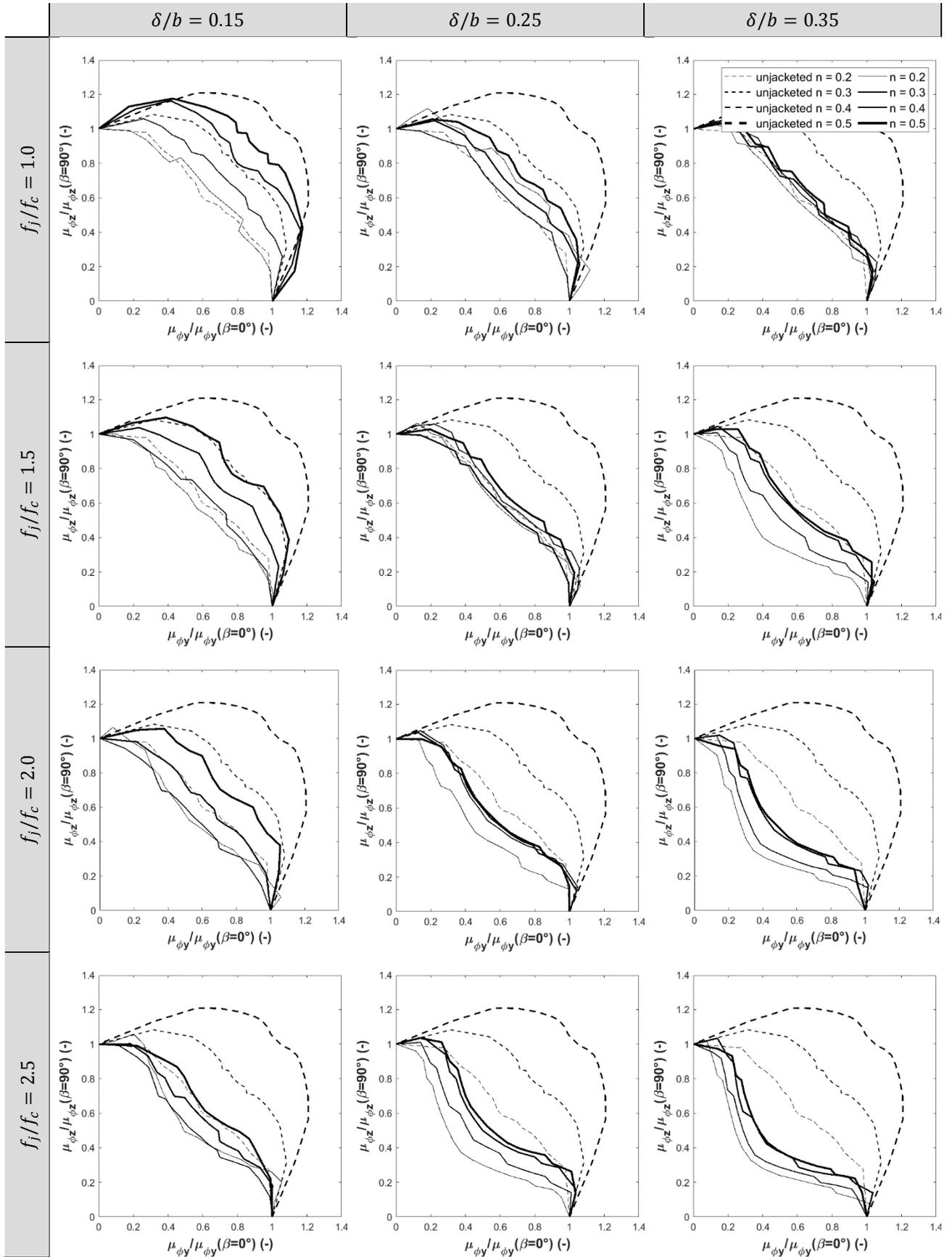
Dimensionless curvature ductility domain for different values of f_j/f_c

[n = 0,5]



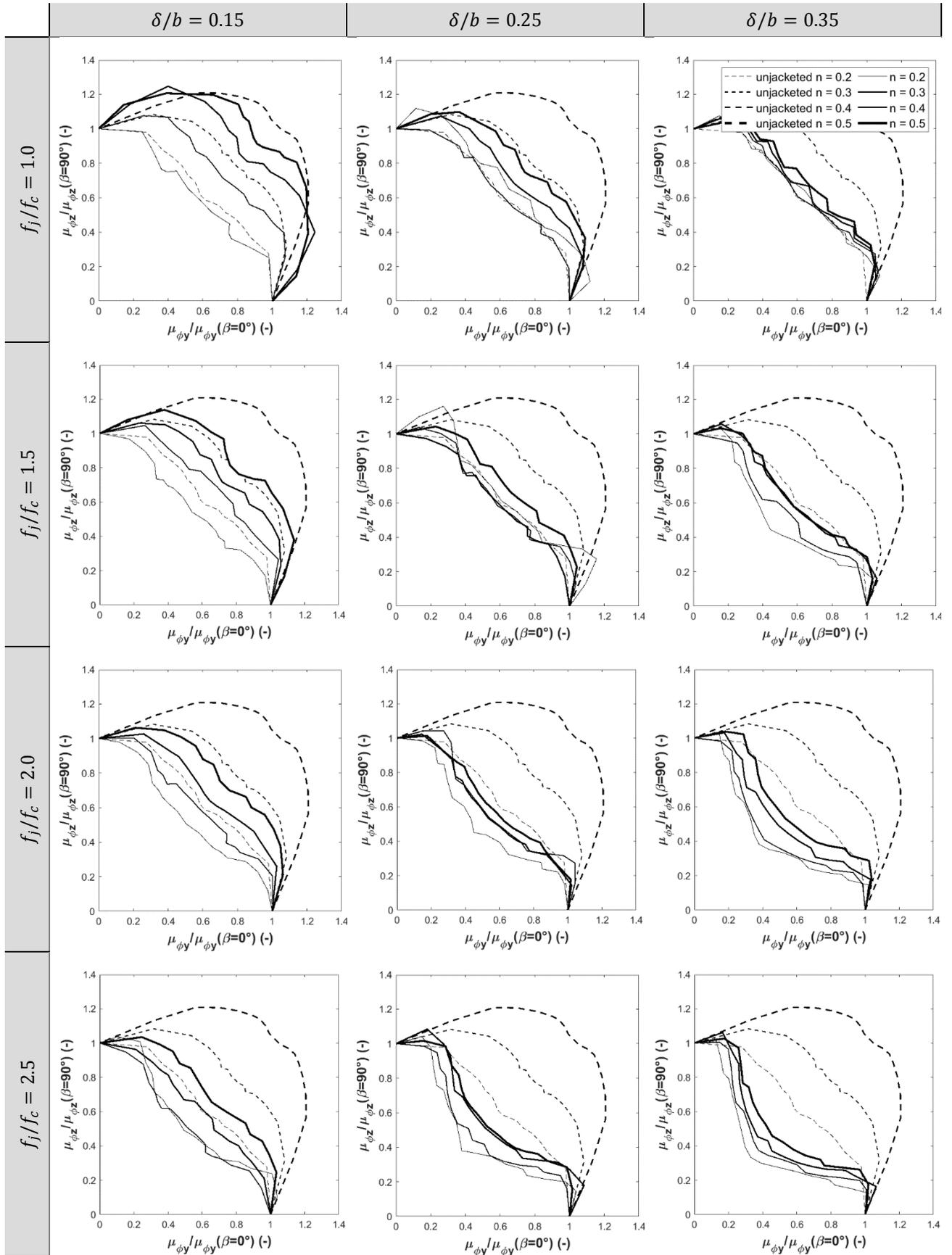
Dimensionless curvature ductility domain for different values of n

[$\rho_j = 0,006$]



Dimensionless curvature ductility domain for different values of n

$[\rho_j = 0,010]$



Dimensionless curvature ductility domain for different values of n

[$\rho_j = 0,016$]

