

Numerical study of the behaviour of loop bar splicing in joints of reinforced concrete structures

Estudo numérico do comportamento de emendas de barras por meio de laço em juntas de estruturas de concreto armado



T. D. L. VASCONCELOS ^a
thiagodelfino@usp.br
<https://orcid.org/0000-0003-1212-6893>

V. G. HAACH ^a
vghaach@sc.usp.br
<https://orcid.org/0000-0002-9501-4450>

Abstract

Sometimes straight bar splicing takes up too much space in a reinforced concrete structure due to the required overlapping length. Therefore, in limited space situations, loop joints may be a good solution, which has been spread in civil construction, although there are very few studies about it. The aim of the present work is to study the loop joint behavior in reinforced concrete structures under tension. Three dimensional numerical simulations are made using the software DIANA®. Firstly, the calibration of the numerical model based on experimental tests of the literature is performed, followed by parametric analyses varying geometric parameters of the concrete elements and reinforcement. The results indicate that arranging the bars as close as possible to a maximum spacing of 60 mm between axes and considering a minimum splice length equal to the bend diameter of the loops may be an ideal situation for the behavior of this type of connection.

Keywords: loop joint, splicing, reinforced concrete, numerical simulation.

Resumo

Emendas com barras retas ocupam muito espaço devido ao comprimento de traspasse necessário. Dessa forma, em situações em que há uma limitação de espaço para a emenda, uma armação que constitui uma solução interessante é a emenda por meio de laço, que, apesar de ter poucos estudos relacionados, vem sendo bastante difundida na construção civil. O objetivo desse trabalho é estudar o comportamento de emendas em laço em juntas de estruturas de concreto armado submetidas à tração. Para isso, realizam-se simulações numéricas no software DIANA® em modelos numéricos 3D. Inicialmente se faz a calibração do modelo numérico com base em ensaios experimentais da literatura, depois é realizada uma análise paramétrica variando parâmetros geométricos das peças e da armação em laço. Os resultados indicam que dispor as barras o mais próximo possível até um espaçamento máximo de 60 mm entre eixos e considerar um traspasse mínimo igual ao diâmetro de dobra dos laços pode ser uma situação ideal para o comportamento deste tipo de ligação.

Palavras-chave: junta, emenda, laço, concreto armado, simulação numérica.

^a Universidade de São Paulo, Escola de Engenharia de São Carlos, Departamento de Engenharia de Estruturas, São Carlos, SP, Brasil.

1. Introdução

Nas construções, quando se deseja proporcionar continuidade à estrutura, é comum o aparecimento de juntas, necessárias para conectar os elementos estruturais de concreto armado, podendo ser pré-moldados ou moldados no local. Dessa forma, o desempenho da estrutura como um todo depende muito da eficiência das juntas. Assim, deve-se proporcionar uma aderência adequada entre as interfaces de concreto e uma emenda entre elementos que garanta a transmissão de esforços entre as partes, a fim de garantir um elemento monolítico.

Para a execução das emendas, podem ser utilizadas barras retas ou dobradas. Entre estas, estão as barras em forma de laço, que apesar de haver poucos estudos sobre esse tipo de emenda, ela vem tendo ampla difusão na construção civil, principalmente em obras com pré-moldados e de pontes. A emenda em laço é constituída por barras dobradas a 180°, em forma de U, espaçadas entre si de forma a garantir a transferência de esforços entre os laços (ver Erro! A origem da referência não foi encontrada.), sendo recomendado por Bruggeling e Huyge [6] o valor máximo de 4 vezes o diâmetro da barra para o espaçamento entre laços.

Esse tipo de emenda é apropriado para situações onde o espaço disponível é insuficiente para o comprimento de traspasse de barras retas, como também quando se deseja reduzir o espaço ocupado pelas barras da emenda e assim, sua interferência no processo construtivo. Em emendas com barras retas, a transferência de esforços se dá apenas pela aderência entre a barra e o concreto. Já em emendas por meio de laço, além de a transmissão de esforços se dar por aderência, na parte reta da barra, também surgem esforços radiais ao laço (Erro! A origem da referência não foi encontrada.), transmitindo as tensões para o concreto através de compressão radial [2].

Essa emenda ainda pode conter barras transversais ao plano do laço, a fim de reduzir a tendência à separação do concreto por meio do fendilhamento, garantindo que a falha na junta se dê por escoamento das barras.

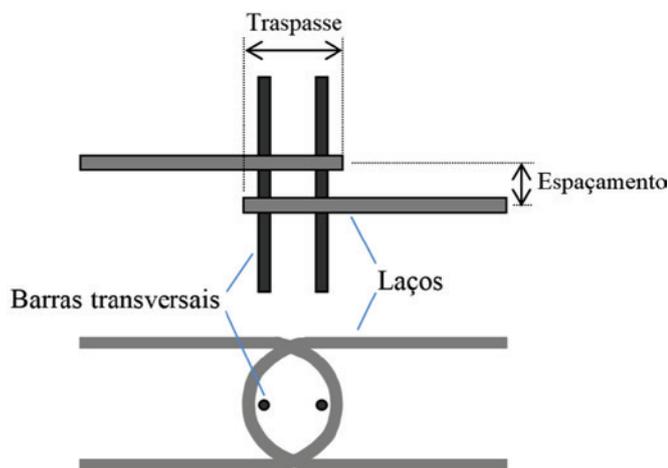


Figura 1
Detalhes construtivos do laço: vista superior (em cima) e vista lateral (embaixo)

A maioria dos estudos sobre emendas em laço é experimental, limitados à avaliação de poucos parâmetros de ensaio quando comparados com estudos numéricos. Esses estudos podem ser divididos em dois grupos principais de acordo com a solitação estudada: flexão e tração. Na flexão, está o trabalho de Dragosavić et al. [11], os quais também propõem uma formulação para estimar a capacidade de carga das peças. Nesse contexto, Rosenthal e Shimoni [19] analisaram emendas com a adição de um estribo auxiliar, promovendo o traspasse entre os laços. Portanto, estes autores concluíram que para um maior desempenho da estrutura, o traspasse na barra do estribo auxiliar deve ser realizado na região comprimida do elemento, como também se deve aplicar um composto de epóxi na interface da junta antes de concretá-la, com o objetivo de reduzir a fissuração na região. Hao [13] estudou emendas com laços na horizontal e na vertical, além de ser um dos poucos trabalhos no qual o autor implementa um modelo numérico a fim de estimar a fissuração e a capacidade de carga das emendas ensaiadas. Esses autores também realizaram ensaios variando o método de aplicação de rugosidade na interface da junta, chegando à conclusão de que o melhor método é o jateamento de areia; mesmo resultado obtido por Júlio et al. [16]. Ainda segundo Hao [13], quanto menor a distância entre laços e maiores os traspasses transversal e longitudinal, maior é a resistência da estrutura, como também quanto maior o diâmetro de dobra do laço, menor é o momento de fissuração e maior é a resistência da peça, sendo esta última propriedade também aumentada com a utilização de uma maior taxa de armadura transversal. Villalba et al. [25] realizaram ensaios com cargas repetidas a fim de simular as condições de tráfego em pontes, analisando a fadiga. Com os resultados obtidos, os autores propuseram uma formulação para o cálculo do comprimento de ancoragem do laço e recomendaram utilizar armaduras transversais aos laços.

Os primeiros pesquisadores a estudar emendas em laço submetidas à tração foram Leonhardt et al. [17], os quais realizaram ensaios em emendas sem armaduras transversais, apesar disso, ressaltaram a importância do uso de barras transversais no controle da fissuração devido à tendência de separação entre o laço e o concreto. Joergensen e Hoang [15] realizaram experimentos cuja ruptura da junta é governada pela falha no concreto presente entre os laços, concluindo que a resistência à tração da emenda cresce com o aumento da quantidade de armaduras transversais, com o aumento do traspasse longitudinal e com a redução do espaçamento entre estas barras. Araújo et al. [2] realizaram os mesmos ensaios dos autores anteriores, diferenciando apenas o modelo utilizado, analisando o uso de fibras de aço no concreto da emenda. Dessa forma, a adição de fibras aumenta a resistência

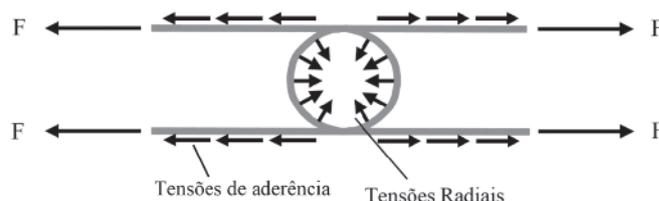


Figura 2
Esforços radiais de compressão

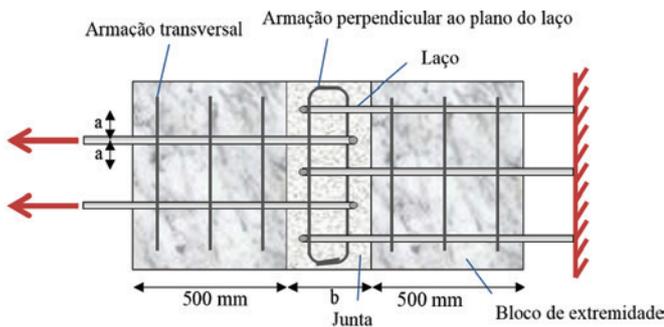


Figura 3
Ensaio de tração estudado

da peça e ajuda a controlar sua fissuração. Joergensen e Hoang [15] e Araújo et al. [2] também propuseram modelos analíticos para estimar a capacidade de carga das emendas a partir dos resultados de ensaios experimentais. A diferença entre ambos os modelos é que o primeiro trabalho se baseia no princípio da mínima energia e o segundo tem como base o modelo de bielas e tirantes, o qual também serviu como premissa para a formulação proposta por Hao [13] para emendas em laço sob tração. Com base em um banco de dados criado por meio de ensaios, este autor propõe modelos analíticos para estimar o carregamento de abertura de fissuras na junta e a capacidade de carga dessas emendas. Além dessas pesquisas, há o trabalho de Vasconcelos [22], o qual realiza análises paramétricas em modelos numéricos variando o espaçamento e o traspasse entre laços e com base nos resultados obtidos, faz sugestões de valores de projeto para ambos os parâmetros; e Mattock [18], o qual estuda ancoragens de barras por meio de laço e desenvolve formulações para estimar suas resistências, constatando que quanto maior o diâmetro das barras do laço, maior a resistência da emenda.

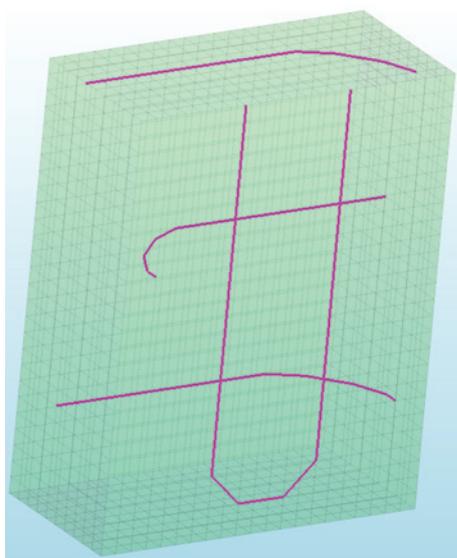


Figura 4
Malha do modelo com as armaduras

Os códigos normativos, tais como o Eurocode 2:1992 [12], CEB-FIP 1990 [7], CEB-FIP2010 [8], BS 8110:1997 [5], ABNT NBR 9062:2006 [4] e ABNT NBR 6118:2014 [3], apesar de contemplarem a utilização de emendas em laço como meio de transmissão de esforços entre elementos pré-moldados, não apresentam informações suficientes, como formulações que auxiliem na previsão da capacidade de carga do elemento. Estas normas apresentam apenas recomendações para o diâmetro mínimo de dobra do laço e a formulação para se obter a tensão de aderência na barra.

O presente trabalho tem como objetivo principal estudar o comportamento de emendas de armaduras em laço em juntas de estruturas de concreto armado submetidas à tração, por meio de simulações numéricas.

2. Metodologia

Em um primeiro instante, foram coletados dados de resultados experimentais obtidos na literatura estudada com o objetivo de criar um banco de dados para alimentar modelos analíticos. Com isso, modelos numéricos foram desenvolvidos utilizando o software DIANA® para, posteriormente, serem calibrados. A calibração foi realizada variando parâmetros do concreto não explicitados no trabalho de Joergensen e Hoang [15], tomado como base, como o módulo de elasticidade, resistência à tração, energia de fratura à tração e à compressão, largura de banda de fissuração, redução da resistência à compressão do concreto fissurado e diâmetro médio dos agregados. Para a obtenção desses parâmetros, foram utilizadas as normas CEB 2010 [8] e 1990 [7] e o trabalho de Hilsdorf e Brameshuber [14].

Com os modelos calibrados, foram realizados estudos paramétricos no software DIANA®, variando os seguintes parâmetros da geometria da emenda: comprimento de traspasse e espaçamento entre laços. Após isso, os resultados da análise paramétrica foram comparados com os valores obtidos através dos modelos analíticos da literatura.

3. Desenvolvimento

Os modelos numéricos desenvolvidos neste artigo foram calibrados com base nos ensaios de tração realizados por Joergensen e Hoang [15], ver Figura 3. Estes autores realizaram ensaios de tração em peças constituídas por 3 blocos de concreto armado, sendo que os blocos de extremidade serviam apenas para proporcionar rigidez à estrutura para facilitar o ensaio, já o bloco central continha a emenda em laço. As barras dos laços se estendem além dos blocos de extremidade, onde os autores impuseram deslocamentos progressivos nas barras de um lado e engaste nas outras. Os parâmetros variados por Joergensen e Hoang [15] foram: a espessura da junta de concretagem, o comprimento da junta, a distância entre os laços, o comprimento de traspasse dos laços, o diâmetro das barras transversais, o diâmetro da barra do laço, a tensão de escoamento da armadura transversal e a tensão de escoamento da barra do laço.

Nesse trabalho, os autores forneceram apenas a resistência à compressão do concreto, de 38,4 MPa, e o diâmetro máximo dos agregados, de 8 mm, por isso, fez-se necessário o cálculo dos outros parâmetros do concreto apenas com base nessas

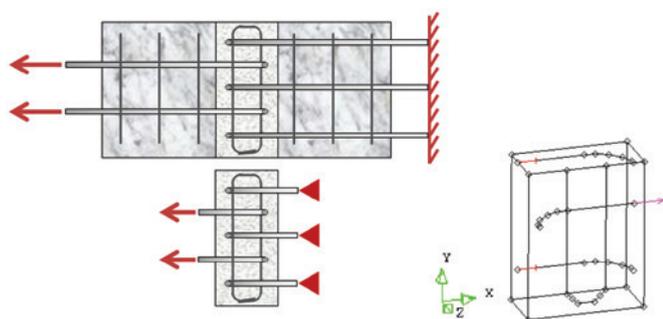


Figura 5
Representação das condições de contorno no experimento (esquerda/em cima) e no modelo numérico (esquerda/embaixo e direita)

informações. Dessa forma, serão apresentados os resultados obtidos com os parâmetros calculados pela norma CEB 2010 [8] e quando explicitado, para alguns dos parâmetros utilizados, os cálculos foram também realizados pela norma CEB 1990 [7] e com base no trabalho de Hilsdorf e Brameshuber [14].

3.1 Malha

Para a modelagem do concreto, foram utilizados elementos sólidos do tipo CHX60, de vinte nós e aproximação quadrática. Para as armaduras, foram utilizados elementos de viga do tipo L13BE com dois nós. Ambos os elementos estão contidos na biblioteca do programa DIANA® 9.5 [10]. O tempo de processamento médio de um modelo foi de 3,5 dias.

Para a modelagem do bloco, utilizaram-se elementos sólidos de lados iguais e comprimento de 10 mm. A partir da malha do concreto, fez-se a divisão dos elementos de viga, a fim de coincidir todos os seus nós com os nós dos elementos sólidos do concreto.

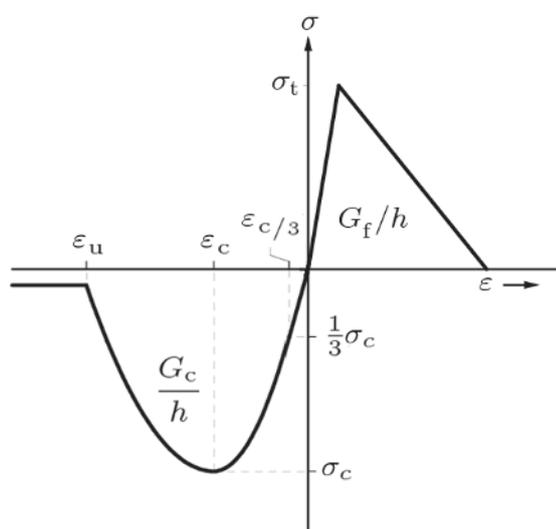


Figura 6
Comportamento do concreto

Logo, as partes curvas da armadura, como a curva do laço, são representadas por vários elementos de viga retos.

Com o objetivo de reduzir ainda mais o tempo das simulações, tomou-se vantagem da dupla simetria do problema, além de modelar apenas a junta de concretagem do elemento ensaiado por Joergensen e Hoang [15] (ver Figura 4).

3.2 Carregamento e condições de contorno

No ensaio experimental de tração realizado por Joergensen e Hoang [15], foi aplicado deslocamento nas barras do lado que contém a menor quantidade de laços, enquanto as barras do lado oposto foram engastadas, assim, no modelo proposto do presente trabalho, aplicou-se deslocamento em X na extremidade do laço único e restringiu-se na mesma direção os deslocamentos das extremidades dos laços opostos.

Os elementos utilizados nos experimentos dos autores supracitados são constituídos por 3 blocos de concreto: o bloco da junta e os outros dois blocos de extremidade. Entre os blocos, as interfaces foram tratadas de forma que houvesse o mínimo de aderência, nesse contexto, pode-se desconsiderar a restrição à translação da junta no plano da interface dos blocos devido ao contato entre eles. Assim, os graus de liberdade de translação nesse plano ficam apenas restritos pelo efeito pino das barras dos laços.

Por fim, devido à consideração da dupla simetria no modelo, também foram impostas restrições de translação em Z da superfície de simetria do plano XY e restrições de translação em Y da superfície de simetria do plano XZ. A Figura 5 ilustra as condições de contorno e de carregamento do problema. Para a resolução do sistema de equações não linear do problema, utiliza-se o método da rigidez linear, além de utilizar o critério de convergência em energia com uma tolerância de 10^{-3} .

3.3 Parâmetros do concreto

Para as simulações, o concreto foi modelado com o modelo de fissuração fixa baseado na deformação total (Total Strain Fixed Crack Model), disponível no software DIANA® 9.5 [9]. No modelo de fissuração fixa, as direções das fissuras ficam fixas e definidas a partir da abertura das primeiras fissuras em cada nó dos elementos, as quais são as direções das tensões principais. Dessa forma, quando se atinge o critério de ruptura, as direções e posições das fissuras são guardadas e utilizadas nos incrementos de carga posteriores. Esse modelo de fissuração foi desenvolvido com base na Teoria do Campo Modificado de Compressão, proposta por Vecchio e Collins [23].

Para todas as análises, o coeficiente de Poisson foi considerado constante e igual a 0,2, mesmo após a fissuração do concreto.

A redução da tensão de tração normal ao plano da fissura não

Tabela 1
Valores de G_{fo} e α_d

$d_{m\acute{a}x}$ (mm)	G_{fo} (N _m /m ²)	α_d
8	25	4
16	30	6
32	58	10

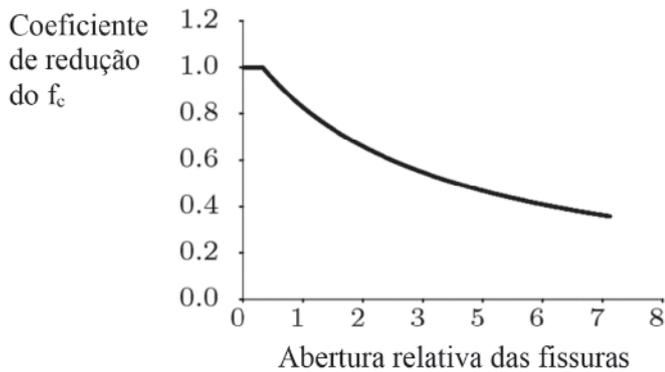


Figura 7
Modelo de redução lateral proposto por Vecchio e Collins (1993)

se dá de forma total, ela é progressiva com o aumento das deformações, dessa forma, o comportamento do concreto à tração em um estado uniaxial foi adotado com redução linear. Além disso, o módulo de elasticidade adotado na tração foi o mesmo da compressão, como mostrado na Figura 6.

A energia de fratura à tração é definida como a energia necessária para propagar a fissura de tração de uma unidade de área [14], podendo ser estimada da seguinte maneira:

De acordo com o CEB 2010 [8], tem-se a Equação 1:

$$G_f = 73f_c^{0,18} \text{ (Nm/m}^2\text{)} \quad (1)$$

De acordo com o CEB 1990 [7], tem-se a Equação 2:

$$G_f = G_{f0} \left(\frac{f_c}{10} \right)^{0,7} \text{ (Nm/m}^2\text{)} \quad (2)$$

De acordo com Hilsdorf e Brameshuber [14], tem-se a Equação 3:

$$G_f = a_d f_c^{0,7} \text{ (Nm/m}^2\text{)} \quad (3)$$

Onde G_{f0} é o valor de base da energia de fratura e a_d é um coefi-

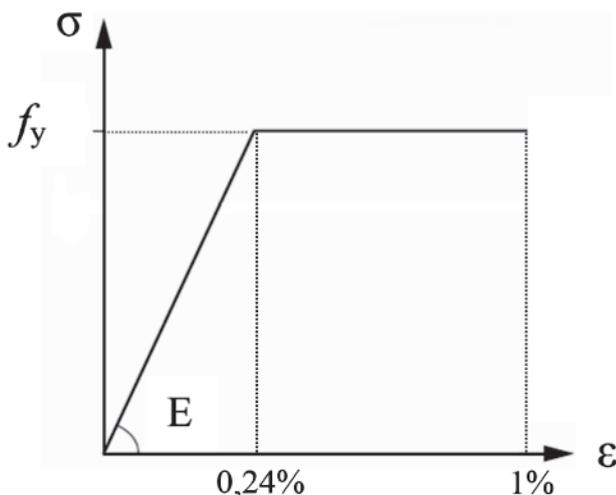


Figura 8
Comportamento do aço

ciente de ajuste da função, os quais dependem do diâmetro máximo dos agregados d_{\max} cujos valores são dados na Tabela 1. Pode-se calcular a largura de banda de fissuração de acordo com a Equação 4 a seguir:

$$h = \frac{2G_f}{\varepsilon_{cu} f_t} \quad (4)$$

Onde ε_{cu} é a deformação última do concreto na tração e f_t é a resistência do concreto à tração. Considerando ε_{cu} como a deformação no momento do escoamento de um aço CA-50, como é o caso, foi adotado $\varepsilon_{cu} = 0,24\%$.

O comportamento do diagrama tensão-deformação do concreto na compressão uniaxial foi tomado como parabólico, como mostrado na Figura 6. Esse comportamento depende da energia de fratura à compressão G_c e da largura de banda de fissuração h . Portanto, a energia de fratura à compressão é dada pela Equação 5:

$$G_c = h f_c \frac{2}{3} (\varepsilon_u - \varepsilon_c) \quad (5)$$

Onde G_c é dado em Nmm/mm², h é considerado em mm, f_c é a resistência à compressão do concreto em MPa, ε_c é a deformação de pico e ε_u é a deformação última do concreto sob compressão uniaxial. Também foi considerado nesse modelo o comportamento biaxial do concreto, considerando assim o confinamento lateral implementado no DIANA® 9.5 [10], baseado no modelo proposto por Selby e Vecchio [21]. Além disso, outro fator importante é a consideração do comportamento da resistência à compressão do concreto após a formação de fissuras, pois há uma redução da resistência do concreto paralelo às fissuras, bem como da rigidez à compressão. Esse fenômeno é mais conhecido como amolecimento, o qual foi tomado como base o modelo implementado no DIANA® 9.5 [10], baseado no modelo de Vecchio e Collins [24], mostrado na Figura 7. Nesta figura, a unidade da abertura relativa das fissuras é deformação/deformação, pois é a relação da deformação de abertura das fissuras e uma deformação de referência que os autores, Vecchio e Collins [24], consideraram.

A resistência à compressão do concreto da região nodal formada pela biela de compressão e o laço pode ser calculada através da Equação 6, do item 6.5.4 do Eurocódigo 2:2004.

$$f_c = 0,85v' f_{cd} \quad (6)$$

Onde v' é um coeficiente dado pela Equação 7:

$$v' = 1 - \frac{f_c}{250} \quad (7)$$

O Eurocódigo 2:2004, no item 6.5.2, apresenta uma formulação para estimar a resistência à compressão do concreto fissurado, com fissuras na direção paralela à aplicação da compressão, dada pela Equação 8:

$$f_{cf} = 0,6v' f_{cd} \quad (8)$$

Logo, a redução da resistência à compressão do concreto devido à fissuração é dada pela Equação 9:

$$Red = \frac{f_{cf}}{f_c} \quad (9)$$

Após a fissuração, a rigidez ao cisalhamento do concreto reduz, no entanto, o mesmo ainda possui capacidade de transmitir tensões de cisalhamento devido ao engrenamento dos agregados e

Tabela 2

Geometria, propriedades e resultados dos elementos ensaiados

Elemento	b (mm)	L (mm)	a (mm)	H (mm)	ϕ_T (mm)	f_{yT} (MPa)	$N_{u,exp}$ (A/B) (kN)
10A/B	210	460	80	170	10	632,1	387,1/391,4
11A/B	*	380	60	*	*	*	459,6/419,6
12A/B	*	300	40	*	*	*	509,4/595,3
13A/B	265	540	100	225	*	*	479,5/470,5
14A/B	340	*	*	300	*	*	571,6/550,7
15A/B	490	*	*	450	*	*	597,5/648,4

* Mesmo valor que o anterior.

ao efeito pino das armaduras. O DIANA® 9.5 [10] modela essa redução por meio da aplicação de um coeficiente redutor na rigidez ao cisalhamento, de acordo com a Equação 10:

$$G^{cr} = \beta G. \quad (10)$$

Onde G^{cr} é a rigidez ao cisalhamento do concreto fissurado, G é a rigidez ao cisalhamento do concreto íntegro e β é um coeficiente de retenção do cisalhamento, o qual varia de 0 a 1. No presente trabalho, o coeficiente β é tomado como variável e proporcional à abertura das fissuras. Assumindo que todo o contato é perdido uma vez que o comprimento da fissura torna-se maior que a metade do diâmetro médio dos agregados, a retenção do cisalhamento pode ser calculada pela Equação 11:

$$\beta = 1 - \frac{2}{d_{agg}} \varepsilon_n h. \quad (11)$$

Onde d_{agg} é o diâmetro médio dos agregados, ε_n é a deformação normal à fissura e h é a largura de banda de fissuração. Como foi dado que o diâmetro máximo dos agregados $d_{m\acute{a}x}$ é de 8 mm, adotou-se, no presente trabalho, um diâmetro médio dos agregados de 5 mm.

3.4 Comportamento do aço

O aço foi tomado como tendo comportamento elastoplástico perfeito, apresentando o mesmo comportamento na tração e na compressão e critério de plastificação de Von Mises. O comportamento uniaxial do aço está representado na Figura 8.

3.5 Validação dos modelos numéricos

A calibração foi realizada com base nas curvas que relacionam a

Tabela 3

Carga última dos modelos

Elemento	Carga última (kN)		Num/Exp
	Númérico (Num)	Experimental (Exp)	
10A	399,6	389,3	1,03
11A	412,0	439,6	0,94
12A	464,0	552,4	0,84
13A	572,0	475,0	1,20
14A	708,0	561,2	1,26
15A	712,0	623,0	1,14

força aplicada na emenda com o deslocamento relativo entre as interfaces da junta e do concreto pré-moldado. Vale ressaltar que o diâmetro das barras é de 20 mm e a tensão de escoamento das barras é de 560,9 MPa.

Os modelos cujos parâmetros foram calculados pelas expressões de normas, como mostrado nas seções anteriores, foram utilizados como referência para a calibração. Utilizaram-se 6 curvas para validar os modelos numéricos do presente trabalho, as quais são relativas aos elementos cujas características são mostradas na Tabela 2.

As letras A e B, depois do número dos elementos, indicam que, para cada conjunto de parâmetros fixos, foram moldados dois elementos. Além disso, b é a espessura da junta em mm, L é o comprimento da junta em mm, a é a distância entre laços em mm, H é o comprimento de traspasse em mm, ϕ_t é o diâmetro das barras transversais em mm, f_{yT} é a tensão de escoamento das barras transversais em MPa e $N_{u,exp}$ é a carga última de tração dos elementos em kN. Com isso, os resultados da calibração estão mostrados na Figura 9 e na Tabela 3.

Nos elementos 10A, 11A e 12A, nos quais ocorre variação da distância entre laços, percebe-se que à medida que esse parâmetro diminui, a disparidade entre as curvas aumenta. Isso ocorre, pois essa redução do espaçamento não é acompanhada por um refinamento da malha, o que reduz a quantidade de elementos entre os laços. Isso poderia ser resolvido com uma melhor discretização dessa região, porém o tempo das simulações inviabilizaria a quantidade de análises necessária no estudo. Apesar disso, a diferença

Tabela 4

Valores dos parâmetros do concreto calculados com o CEB 2010 e calibrados

Parâmetro	Valores calculados	Valores calibrados	Unidade
E_{ci}	43.032	40.000	MPa
Poisson	0,2	0,2	-
f_{ct}	3,41	4,00	MPa
G_f	0,051 ⁽¹⁾	0,050	Nmm/mm ²
h	15,78 ⁽²⁾	15,00	mm
f_c	38,4	38,4	MPa
G_c	1,38	1,00	Nmm/mm ²
$f_{c,min}$	0,71 f_c	0,70 f_c	MPa
d_{agg}	5 ⁽³⁾	5	mm

⁽¹⁾ Valor calculado por Hilsdorf e Bramshuber (1991);⁽²⁾ Valor calculado pelo CEB 1990;⁽³⁾ Valor inicialmente estimado.

máxima entre as resistências desses modelos e as dos experimentais é de 16%, o que demonstra uma boa aproximação. Quanto aos modelos 13A, 14A e 15A, nos quais há variação do comprimento de traspasse longitudinal, observa-se que à medida que esse parâmetro aumenta, há uma maior divergência entre as rigidezes dos modelos numéricos e experimentais, com uma tendência de ser menor

nestes últimos. Isso ocorre, pois nos modelos numéricos se considerou aderência perfeita, ou seja, não há escorregamento entre a parte reta da armadura em laço e o concreto envolvente, o que leva a uma maior rigidez, aumentando a disparidade de comportamento quanto maior for o traspasse. Para o elemento 13A, apesar de as resistências divergirem, o comportamento dos modelos é bastante

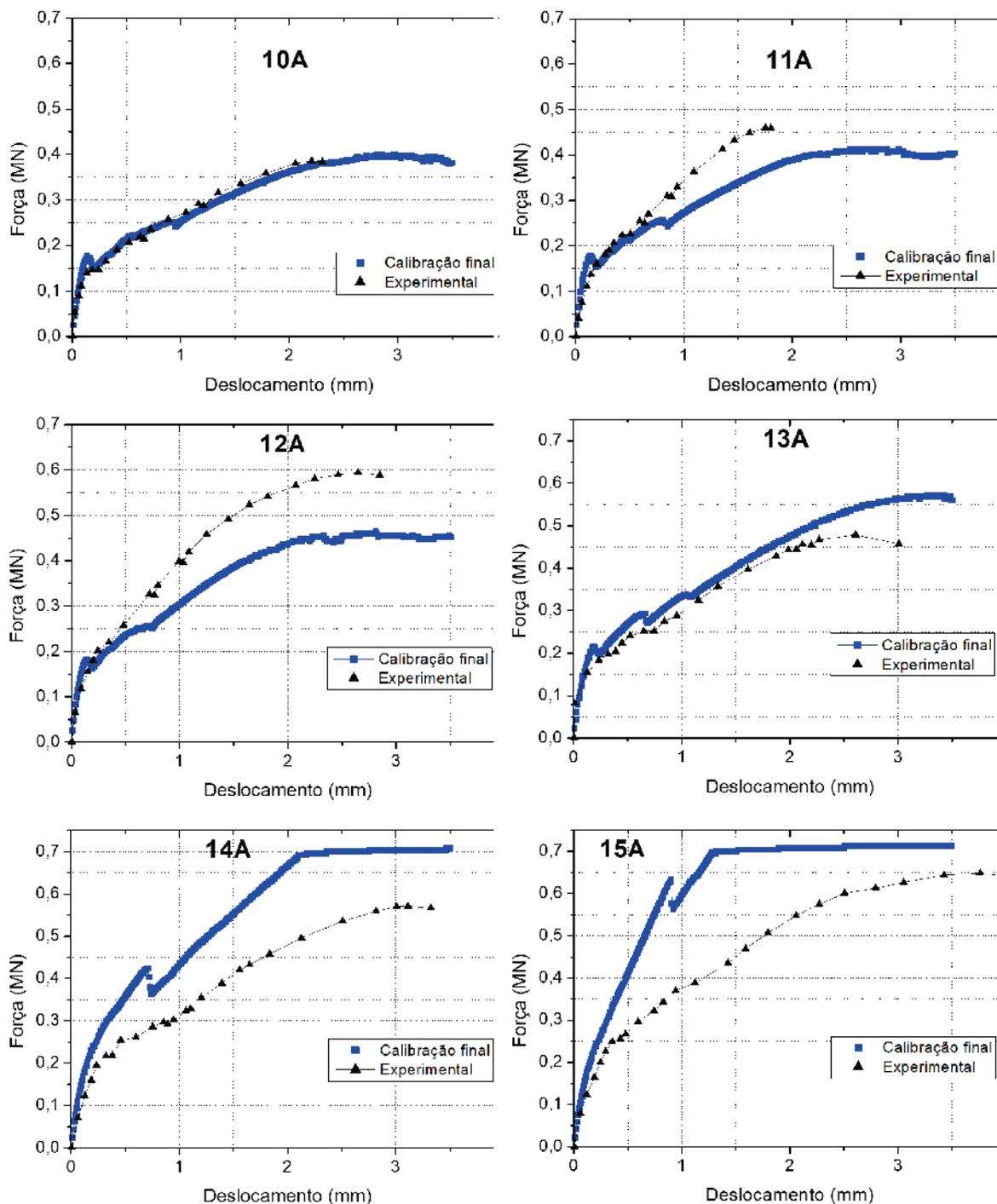


Figura 9
Calibração final dos elementos

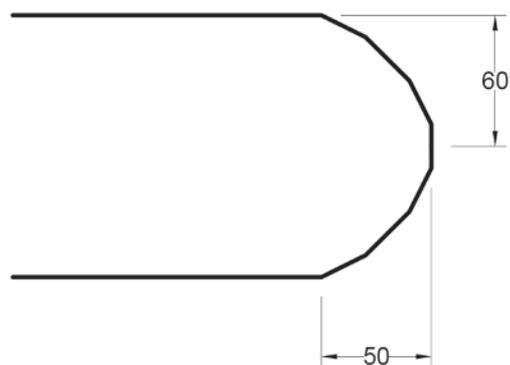


Figura 10
Dimensões da dobra do laço em mm

similar na maior parte do carregamento. Já os modelos 14A e 15A apresentam resistências muito próximas da resistência ao escoamento da armadura, mostrando-se como limites para projeto, como será explicado adiante. Portanto, para valores de traspasse menores que o utilizado nesses dois últimos modelos, o comportamento dos modelos numéricos se aproxima do comportamento dos modelos experimentais.

Os valores dos parâmetros calibrados estão mostrados na Tabela 4. Vale ressaltar que a maioria dos parâmetros foi calibrada com base nos valores calculados com o CEB 2010 [8].

Dessa forma, pode-se considerar o código normativo CEB 2010 [8] e 1990 [7] para o cálculo dos parâmetros do concreto quando da análise de outros tipos de concreto, pois os valores obtidos com estas normas estão muito próximos dos valores calibrados, como pode ser visto na Tabela 4. Além disso, o trabalho de Hilsdorf e Brameshuber [14] pode ser utilizado para as variáveis relativas à energia de fratura.

3.6 Análise paramétrica

Com os modelos calibrados, fez-se uma análise paramétrica. Para tal, os parâmetros analisados foram o espaçamento e o traspasse entre laços, já que a calibração conseguiu capturar razoavelmente bem suas variações.

A ideia dos laços é promover uma emenda entre barras de modo que um laço possa transmitir tensões de tração para o laço do lado oposto, tanto através da tensão de aderência entre aço e concreto, através do surgimento de pequenas bielas entre as partes retas dos laços, quanto através das tensões radiais ao laço, formando, neste último caso, uma biela única e maior de compressão entre as armaduras. Por isso, para otimizar a transmissão de esforços através das bielas, deve-se dispor os laços o mais próximo possível.

A ABNT NBR 6118:2014 [3], no item 9.5.2.2, fornece uma fórmula para o cálculo do comprimento de traspasse de barras retas traçadas cuja distância livre não exceda 4 vezes o diâmetro da barra, caso contrário, deve-se majorar o traspasse, além disso, Bruggeling e Huyge [6] também recomendam esse valor como limite superior para emendas em laço. Dessa forma, a situação ideal para a transmissão de tensão entre barras retas traspassadas é quando a distância entre elas é menor ou igual a 4 vezes seu diâmetro. Portanto, considerando apenas o mecanismo de

transmissão de barras retas, devemos dispor os laços com uma distância livre de no máximo 80 mm, correspondente a um espaçamento de 100 mm entre eixos, considerando a barra de 20 mm utilizada nos modelos.

Em relação ao segundo modo de transmissão de tensões, através do surgimento de tensões radiais ao laço e consequente formação de bielas de compressão, a melhor disposição das barras emendadas é quando estão em contato, ou seja, distância livre 0 e espaçamento de 20 mm, pois, neste caso, dá-se uma inclinação mínima à biela de compressão entre os laços, sendo mais solicitada pela emenda, otimizando o mecanismo de transmissão. Logo, à medida que o espaçamento entre os laços aumenta, mais eles se comportarão como laços isolados, sem interação entre eles. Portanto, para a análise paramétrica, variou-se o espaçamento entre laços de 20 mm até 100 mm, com valores intermediários de 40, 60 e 80 mm.

Os laços devem ser traspassados de forma que surjam bielas entre eles com a maior altura possível, ou seja, para que isso ocorra, os laços devem ser traspassados, no mínimo, no valor do diâmetro de dobra deles, como recomendado por Dragosavić et al.[11], os quais também recomendam respeitar o valor mínimo de 13 vezes o diâmetro das barras, que para o caso em estudo é de 260 mm. Os modelos foram calibrados com base nas amostras de emendas ensaiadas por Joergensen e Hoang[15], cujo diâmetro de dobra dos laços é de 110 mm, porém, a fim de otimizar o desenho do laço por meio de trechos retos de elementos de viga, os quais deveriam ter seus nós coincidentes com os nós dos elementos sólidos do concreto, os laços dos modelos ficaram com diâmetros diferentes nas direções do traspasse e perpendicular a este, de 100 e 120 mm, respectivamente, como mostrado na Figura 10. Por isso, para as verificações supracitadas, considerou-se um diâmetro de 100 mm, constante ao longo das análises.

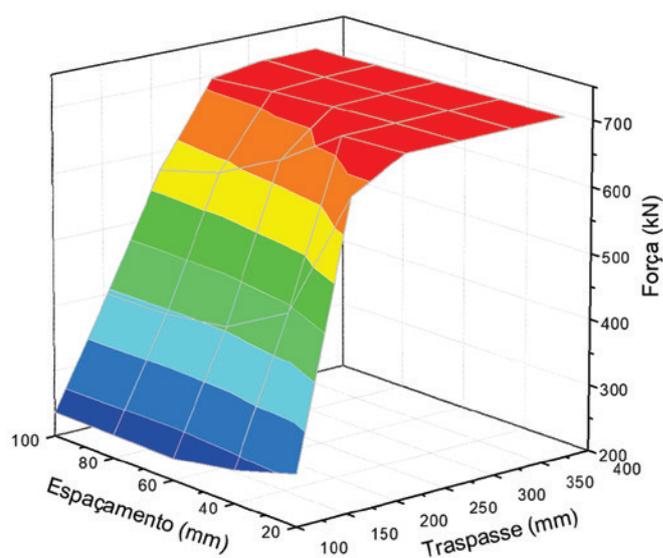


Figura 11
Representação dos resultados da análise paramétrica

Tabela 5

Força última dos elementos, em kN

Traspasse (mm)	Espaçamento (mm)				
	20	40	60	80	100
100	278,1	249,6	232,9	234,6	235,9
170	666,0	464,0	412,0	399,6	400,0
225	711,6	708,8	645,2	596,4	572,0
250	712,4	710,4	707,2	703,2	695,6
300	713,2	712,4	710,8	708,4	708,0
370	713,6	713,2	712,0	710,8	709,6

Ao analisar os resultados da calibração, percebe-se que ocorreu falha por escoamento dos laços nos elementos 14A e 15A, portanto, esses elementos foram utilizados como referência de limite superior para o traspasse, pois a carga de ruptura por escoamento é conhecida e não pode ser ultrapassada. Nesses elementos, os traspases são de 300 e 450 mm, respectivamente. Com isso, considerando um valor em torno da média destes, para a análise em questão, tomou-se como traspasse máximo 370 mm. Logo, os valores de traspasse utilizados na análise foram: 100, 170, 225, 250, 300 e 370 mm.

Os resultados das simulações estão representados na Figura 11. Nota-se que à medida que o traspasse aumenta, a resistência da

emenda também aumenta, além disso, a superfície possui um patamar bem definido para valores de traspasse a partir de 250 mm. Dessa forma, percebe-se que a partir desse valor de traspasse, a falha da emenda tende a ocorrer por escoamento das barras dos laços. Observa-se também que há uma leve tendência de aumento da capacidade de carga da emenda quanto menor o espaçamento entre os laços.

Em ensaios de arrancamento de barras retas de aço em concreto simples, há quatro formas de falha [1] (*apud* [20]):

- Arrancamento: consiste no escorregamento da barra;
- Fendilhamento: referente à ruptura do concreto adjacente à barra de aço;

Tabela 6

Modelos analíticos de emendas em laço submetidas à tração

Modelo analítico	Tipo de emenda	Princípio	Formulação da capacidade de carga da emenda
Hao [13]	2 to 1	Modelo de bielas e tirantes	$N_u = \frac{270hf_c^{0,21}}{\sqrt{H^2 + a^2}}$
Araújo et al. [2]	1 to 1	Modelo de bielas e tirantes	$N_u = (D + 2\phi)w_t f_{cn} \frac{H}{\sqrt{s^2 + H^2}}$ $w_t = \frac{(0,6894 - 0,0022D)s}{\lambda}$ $\lambda = 0,014s + 0,553 \geq 0,86$ $f_{cn} = 0,85f_c$
			$\frac{N_c}{vf_c A_c} = 2 \begin{cases} \left(\sqrt{\frac{4\Phi}{v} \left(1 - \frac{\Phi}{v}\right) + \left(\frac{a}{H}\right)^2} - \frac{a}{H} \right); & \text{se } \alpha \geq \varphi \text{ e } \alpha \geq \beta \quad (a) \\ \frac{2 \left(\frac{\Phi}{v} \left(3 - 4\frac{a}{H}\right) + \left(\frac{a}{H}\right)^2 + 1 \right)}{4 + 3\frac{a}{H}}; & \text{se } \alpha < \varphi \text{ e } \frac{a}{H} < \frac{3}{4} \quad (b) \\ \sqrt{\left(\frac{a}{H}\right)^2 + 1} - \frac{a}{H}; & \text{se } \alpha < \beta \text{ e } \frac{a}{H} \geq \frac{3}{4} \quad (c) \end{cases}$
Joergensen e Hoang [15]	3 to 2	Princípio da mínima energia	$\Phi = \left(\frac{A_{sT} f_{yT}}{A_c f_c} \right)$ $v = \frac{0,88}{\sqrt{f_c}} \left(1 + \frac{1}{\sqrt{H}} \right)$ $\alpha = \beta + \sin^{-1} \left(\frac{1 - \frac{2\Phi}{v}}{\sqrt{\left(\frac{a}{H}\right)^2 + 1}} \right)$ $\beta = \text{Arctan}(a/H)$ $N_u = \min \begin{cases} N_c & (\text{falha no concreto}) \\ N_y = 2A_{sL} f_{yL} & (\text{escoamento da armadura do laço}) \end{cases}$

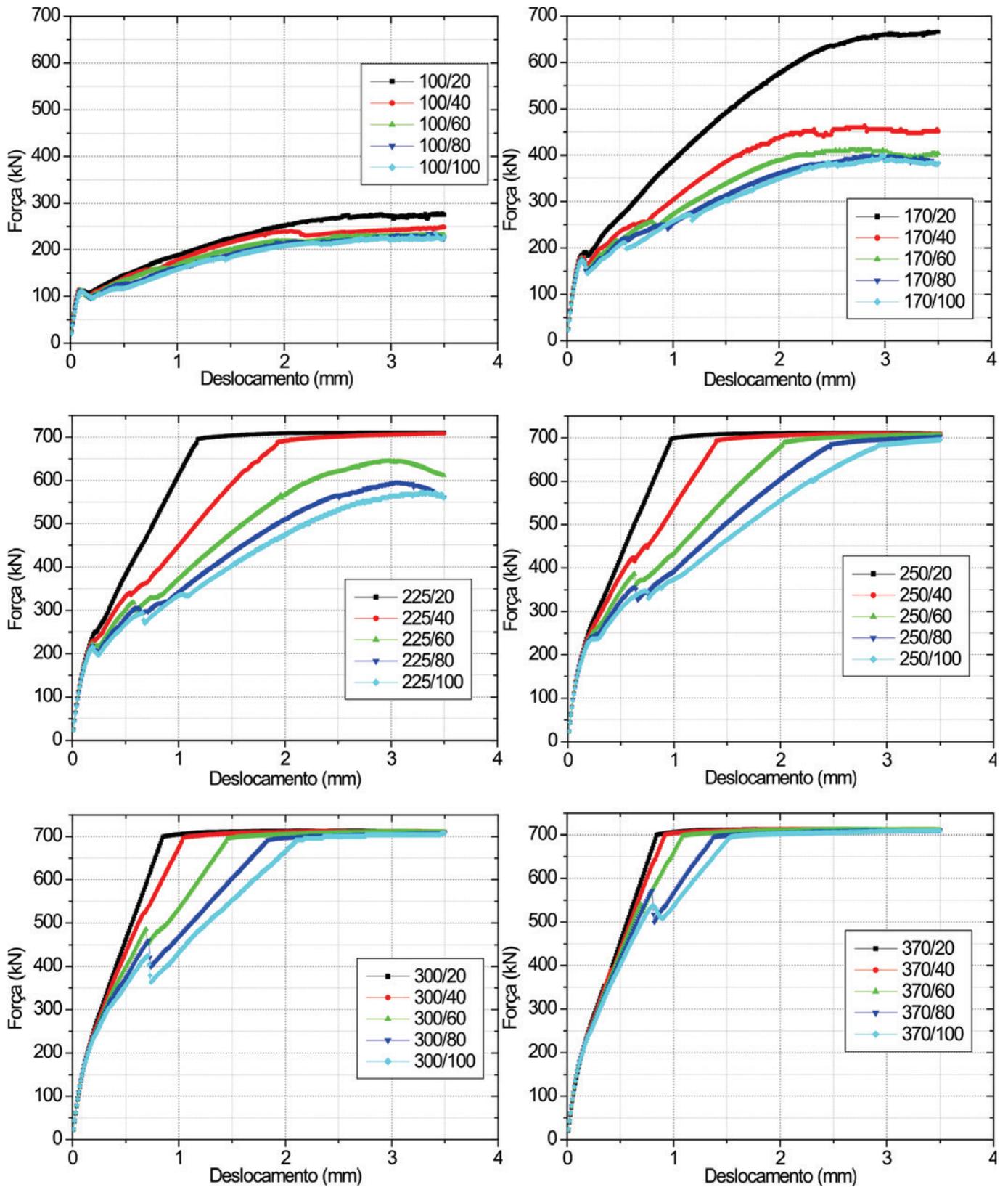


Figura 12
Gráficos das emendas com traspasse constante

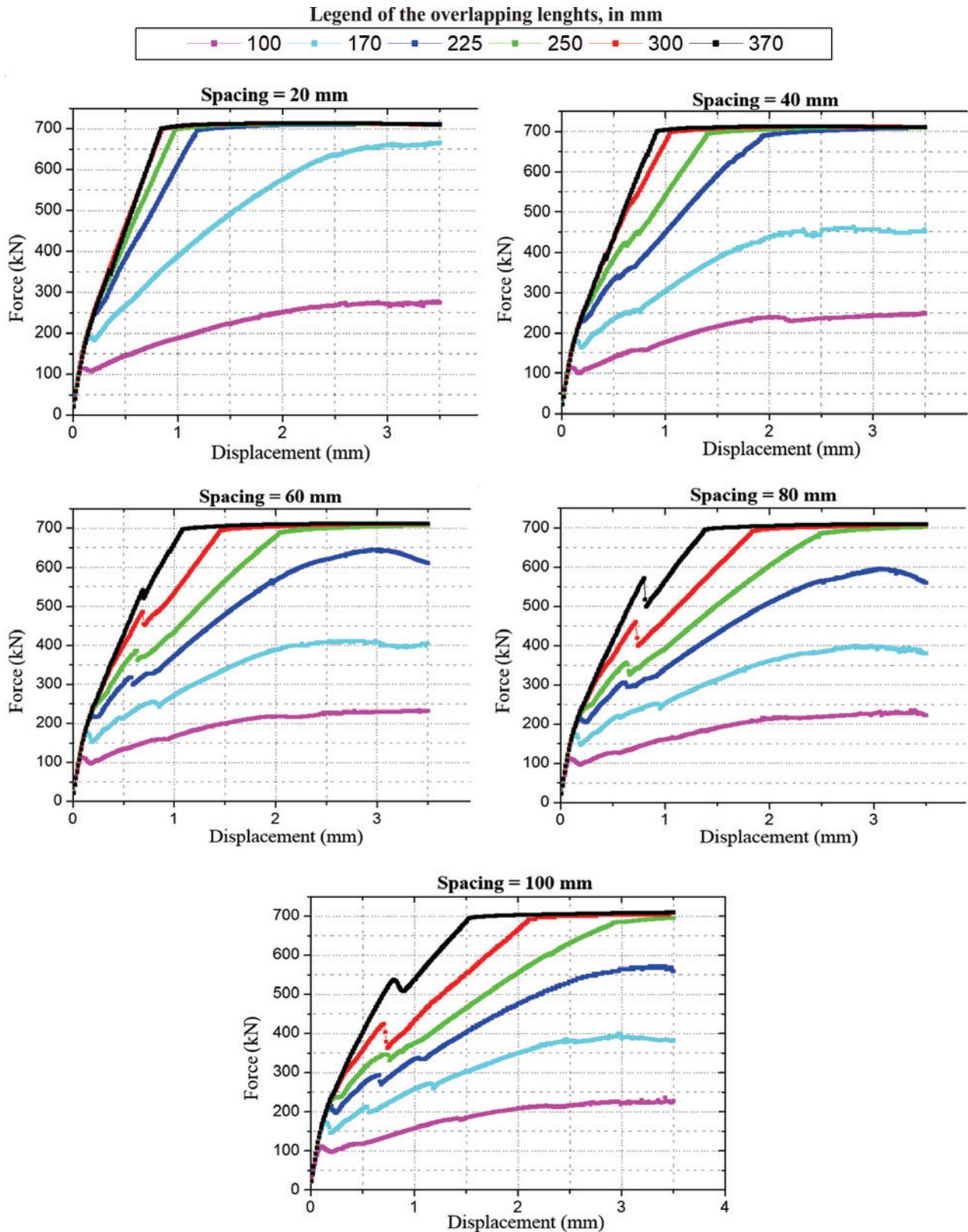


Figura 13
Gráficos das emendas com espaçamento constante

■ Tração: consiste na formação de fissuras perpendiculares à direção da aplicação da força; e

■ Ruptura do aço: relativa ao escoamento da barra.

Os três primeiros fenômenos acima levam à ruptura apenas de barras retas embebidas no concreto, portanto, não levam à ruptura de emendas do tipo laço, pois, mesmo que ocorram, ainda haverá a contribuição da parte curva do laço na resistência da emenda através da formação de bielas de compressão. Logo, em emendas do tipo laço, há apenas dois modos principais de ruptura: falha na biela de compressão e escoamento do laço.

Na Tabela 5, estão mostrados os valores da força última para cada geometria da emenda, de acordo com seu traspasse e espaçamento entre laços.

Nessa tabela, as combinações cuja falha ocorreu por escoamento da armadura do laço estão realçadas em vermelho, sendo as combinações restantes relativas à ruptura do concreto da biela de compressão. Vale ressaltar que, neste caso, considerou-se a tensão de 560,9 MPa como referência para o escoamento, a qual corresponde a uma força última de 704,85 kN.

Dessa forma, para os traspasses de 100 e 170 mm, há uma ten-

dência de ocorrer ruptura no concreto para qualquer espaçamento entre laços; já para os traspasses acima de 300 mm, há uma tendência de ocorrer ruptura por escoamento das barras para qualquer espaçamento entre laços.

Na Figura 12, estão mostrados os gráficos Força aplicada na barra x Deslocamento entre interfaces, relativos às emendas com variação do espaçamento e traspasse constante. Na legenda dos gráficos, o primeiro valor refere-se ao traspasse e o segundo, ao espaçamento entre laços.

Nessa figura, percebe-se que para o traspasse de 100 mm, praticamente não há modificação no comportamento da emenda, além disso, a capacidade de carga destas emendas é muito inferior às demais. Dessa forma, esse traspasse se mostra insuficiente para a transmissão de esforços através das bielas de compressão formada entre os laços. Já para o traspasse de 170 mm, há um crescimento significativo na força última, principalmente para o espaçamento de 20 mm, o qual aumenta em cerca de 140 % com relação ao traspasse de 100 mm, alcançando um valor próximo ao correspondente à tensão de escoamento das barras. Já a partir do traspasse de 225 mm, começa a ocorrer ruptura por escoamento das barras.

Tabela 7

Comparação dos resultados com modelos analíticos

Espaçamento	Traspasse	Modelo	Hao	Araújo	Joergensen	M/H	M/A	M/J
20	100	278,1	227,8	199,8	398,7	1,2	1,4	0,70
	170	666,0	230,8	202,4	590,5	2,9	3,3	1,13
	225	704,8	231,4	203,0	704,8	3,0	3,5	1,00
	250	704,8	231,6	203,1	704,8	3,0	3,5	1,00
	300	704,8	231,8	203,3	704,8	3,0	3,5	1,00
	370	704,8	232,0	203,5	704,8	3,0	3,5	1,00
40	100	249,6	215,7	292,4	312,9	1,2	0,9	0,80
	170	464,0	226,2	306,5	517,4	2,1	1,5	0,90
	225	704,8	228,8	310,0	632,8	3,1	2,3	1,11
	250	704,8	229,4	310,9	677,9	3,1	2,3	1,04
	300	704,8	230,3	312,1	704,8	3,1	2,3	1,00
	370	704,8	231,0	313,1	704,8	3,1	2,3	1,00
60	100	232,9	199,2	323,6	257,5	1,2	0,7	0,90
	170	412,0	219,1	355,9	455,4	1,9	1,2	0,90
	225	645,2	224,5	364,7	568,8	2,9	1,8	1,13
	250	704,8	225,9	367,0	613,6	3,1	1,9	1,15
	300	704,8	227,8	370,1	694,2	3,1	1,9	1,02
	370	704,8	229,3	372,5	704,8	3,1	1,9	1,00
80	100	234,6	181,4	327,2	218,4	1,3	0,7	1,07
	170	399,6	210,2	379,1	403,2	1,9	1,1	0,99
	225	596,4	218,9	394,8	513,1	2,7	1,5	1,16
	250	703,2	221,3	399,0	557,0	3,2	1,8	1,26
	300	704,8	224,5	404,8	636,6	3,1	1,7	1,11
	370	704,8	227,1	409,5	704,8	3,1	1,7	1,00
100	100	235,9	164,3	317,2	188,1	1,4	0,7	1,25
	170	400,0	200,3	386,7	359,4	2,0	1,0	1,11
	225	572,0	212,3	410,0	464,8	2,7	1,4	1,23
	250	695,6	215,7	416,5	507,4	3,2	1,7	1,37
	300	708,0	220,4	425,6	585,3	3,2	1,7	1,21
	370	704,8	224,3	433,1	681,6	3,1	1,6	1,03

Tabela 8

Média, desvio padrão e coeficiente de variação das relações

	M/H	M/A	M/J
Média	2,60	1,87	1,05
Desvio padrão	0,73	0,84	0,14
Coeficiente de variação	0,28	0,45	0,13

Percebe-se também que a partir do traspasse de 300 mm, a única diferença no comportamento das emendas está relacionada com a rigidez da ligação, sendo maior quanto menor o espaçamento, apresentando ruptura por escoamento das barras para qualquer espaçamento entre laços. Além disso, a partir desse traspasse, a parte curva dos laços passa a ser cada vez menos solicitada, fazendo com que as barras trabalhem apenas como barras retas embebidas no concreto. Por fim, nota-se também que não há muita diferença no comportamento das emendas com espaçamento de 80 e 100 mm, portanto, a partir desses espaçamentos, há uma maior tendência de os laços trabalharem isoladamente, ou seja, reduz a tendência de formação de bielas de compressão entre os laços.

Na Figura 13, estão mostrados os gráficos Força x Deslocamento das emendas com variação do traspasse e espaçamento constante. Para o espaçamento entre laços de 20 mm, ou seja, quando as barras emendadas estão em contato, com traspasse maior ou igual a 300 mm, o comportamento das emendas sob tração é bastante similar entre si, como pode ser observado nos gráficos correspondentes aos traspasses de 300 e 370 mm, cujas curvas estão sobrepostas na maior parte dos pontos. Dessa forma, à medida que o comprimento de traspasse aumenta, as emendas tendem a um mesmo comportamento, representado pela curva correspondente à emenda com espaçamento de 20 mm e traspasse de 300 mm. Isso mostra que esse traspasse já é o suficiente para emendar barras retas, pois para valores a partir deste, a ruptura tende a ocorrer por escoamento das barras. Percebe-se também que à medida que o espaçamento aumenta, a capacidade de carga e a rigidez da emenda diminuem.

Por fim, quanto menor o espaçamento entre laços e maior o traspasse entre eles, maior será a capacidade de carga da emenda estudada. Vale destacar também, que o laço pode causar o fendilhamento do concreto caso não haja cobertura de concreto suficiente ao redor dele, capaz de promover um adequado confinamento da armadura. No entanto, este tipo de ruptura não foi avaliado neste estudo.

3.7 Modelos analíticos de emendas em laço submetidas à tração

Para emendas em laço submetidas à tração, os modelos analíticos obtidos da literatura estão descritos na Tabela 6, onde estão presentes os modelos de Hao [13], Araújo et al. [2] e Joergensen e Hoang [15].

Na formulação de Hao [13], N_u é a força última na emenda, h é a altura do elemento de concreto, H é o comprimento de traspasse dos laços, f_c é a resistência do concreto à compressão e a é o espaçamento entre laços.

Nas formulações de Araújo et al. [2], N_u é a força última na emenda,

D é o diâmetro interno do laço, ϕ é o diâmetro da barra, w_t é a espessura efetiva da biela inclinada, f_{cn} é a resistência à compressão da biela, H é o comprimento de traspasse dos laços, S é o espaçamento interno entre laços, λ é um coeficiente relacionado com o efeito de amolecimento do concreto e f_c é a resistência do concreto à compressão.

Nas formulações de Joergensen e Hoang [15], N_c é a resistência da emenda considerando apenas a falha na biela de compressão entre laços, V é um fator de correção que leva em conta o fato de que o concreto não é um material perfeitamente plástico, f_c é a resistência à compressão do concreto, A_c é a área de concreto entre laços projetada no plano do laço, Φ é a taxa mecânica de armadura transversal, a é o espaçamento entre laços, H é o traspasse entre laços, α é a inclinação do deslocamento relativo no plano de ruptura em relação a esse plano, φ é o ângulo de atrito do concreto, considerado igual a $\text{Arctan}(3/4)$ para concretos de resistência normal, β é a inclinação do plano de ruptura em relação ao plano do laço, A_{sT} é a área de aço transversal ao plano do laço, σ é a tensão de escoamento das barras transversais, N_y é a resistência da emenda considerando apenas o escoamento do laço, A_{sL} é a área total de aço de um laço e f_{yL} é a tensão de escoamento da barra do laço.

As formulações propostas por Hao [13] e Araújo et al. [2] são bastante similares, isso se deve ao fato de ambas se basearem no modelo de bielas e tirantes. A diferença entre os modelos está na consideração da seção transversal das bielas de compressão. Com relação à altura da biela de compressão, Hao [13] considera igual à altura da junta, enquanto Araújo et al. [2] consideram igual à altura do laço, ou seja, . Já em relação à espessura da biela w_t , a qual é o parâmetro de maior divergência entre os autores, Hao [13] estabelece o cálculo baseado apenas na resistência à compressão do concreto, enquanto Araújo et al. [2] definem equações baseadas no diâmetro do laço e no espaçamento entre eles.

Apesar de os modelos propostos pelos autores anteriores terem apresentado resultados satisfatórios em relação aos respectivos resultados experimentais, eles não levam em consideração alguns dos parâmetros que definem a junta, tais como a taxa de armadura transversal e a tensão de escoamento desta. Já o modelo proposto por Joergensen e Hoang [15] baseia-se no princípio da mínima energia, considerando todos os parâmetros de influência da emenda. Dessa forma, o modelo proposto por Joergensen e Hoang [15] apresenta-se como o mais completo para representar o comportamento da emenda em laço.

3.8 Comparação dos resultados numéricos com os modelos analíticos

De posse dos resultados obtidos na análise paramétrica, estes são comparados com as resistências das emendas calculadas pelos modelos analíticos propostos por Hao [13], Araújo et al. [2] e Joergensen e Hoang [15].

Os modelos desenvolvidos por Hao [13] e Araújo et al. [2] referem-se a emendas em laço 2 para 1 e 1 para 1, respectivamente. Dessa forma, fez-se uma extrapolação das formulações para calcular a resistência de emendas em laço 3 para 2, utilizadas no presente trabalho.

As capacidades de carga das emendas calculadas pelas formulações supracitadas estão mostradas na Tabela 7. Como também, são mostradas as relações entre os valores do Modelo e Hao (M/H), do Modelo e Araújo (M/A) e do Modelo e Joergensen (M/J). Além disso, na Tabela 8, são mostrados as médias dessas relações, seus respectivos desvios padrão e coeficientes de variação. Vale ressaltar que para o cálculo destes três parâmetros, os valores de resistência acima da força correspondente ao escoamento das barras foram substituídos pelo valor desta força, ou seja, 704,85 kN, já que esse valor corresponde ao máximo valor de ruptura da emenda, como explicado no item 3.6.

Como descrito no item 3.7, os modelos propostos por Hao [13], Araújo et al. [2] são similares entre si, os quais consideram o modelo de bielas e tirantes. A única diferença entre os modelos é a consideração da seção transversal das bielas comprimidas, em que, para cálculo da espessura da biela, o primeiro autor apresenta uma formulação dependente apenas da resistência do concreto e os outros autores apresentam uma formulação dependente apenas do diâmetro de dobra do laço e do espaçamento entre eles. Percebe-se uma grande divergência entre os valores obtidos por meio do modelo numérico e os valores calculados por meio das formulações desses autores, cujas médias das razões entre estes é de 2,6 para o modelo de Hao [13] e 1,87 para o modelo de Araújo et al. [2], além de desvios padrão de 0,73 e 0,84 e coeficientes de variação de 0,28 e 0,45, respectivamente.

No modelo de Hao [13], a variação do traspasse entre laços praticamente não altera a capacidade da emenda, apresentando uma ligeira elevação com o aumento desse parâmetro, e o aumento do espaçamento entre laços reduz a resistência da emenda, apesar de não ser uma redução significativa.

No modelo de Araújo et al. [2], o aumento do traspasse também altera pouco a capacidade da emenda, aumentando-a. Em contrapartida, o aumento do espaçamento entre laços leva a um aumento na resistência da emenda.

Com relação ao espaçamento, os dois modelos divergem entre si, pois no modelo de Hao [13], o espaçamento é inversamente proporcional à capacidade da emenda, já no modelo de Araújo et al. [2], o aumento dessa variável leva a uma maior espessura da biela de compressão, elevando, portanto, a capacidade da emenda. Por outro lado, com relação à variação do traspasse entre laços, as formulações apresentam concordância entre si.

Os modelos supracitados consideram que a transferência de esforços entre laços se dá apenas pela formação de bielas de compressão entre eles, desprezando, dessa forma, a tensão de aderência ao longo da parte reta das barras. Por isso, há uma grande disparidade entre os resultados com os modelos numéricos e com as formulações propostas por Hao [13] e Araújo et al. [2].

Os resultados com os modelos numéricos apresentam excelente concordância com a formulação desenvolvida por Joergensen e Hoang [15], com o valor médio da razão entre os valores de 1,05, desvio padrão de 0,14 e coeficiente de variação de 0,13.

Portanto, os modelos propostos por Hao [13] e Araújo et al. [2] não se mostraram adequados para estimar a capacidade de carga das emendas estudadas no presente trabalho, sendo específicos para seus respectivos trabalhos. Já o modelo desenvolvido por Joergensen e Hoang [15] apresenta-se como o melhor para calcular a capacidade de carga de emendas em laço 3 para 2 submetidas à tração.

4. Conclusões

O presente trabalho apresentou um estudo sobre emendas em laço em juntas de concreto armado submetidas à tração. Para isso, utilizou-se o software DIANA®, com o qual, inicialmente, foi realizada uma calibração de modelos numéricos com base no trabalho de Joergensen e Hoang[15], variando os parâmetros cujos valores eram desconhecidos. Com os modelos calibrados, foi realizada uma análise paramétrica, variando o traspasse e o espaçamento entre laços.

4.1 Traspasse

Os valores de traspasse estudados variaram de 100 mm até 370 mm. Ao observar os resultados dos modelos, nota-se que a partir de um traspasse de 300 mm, todas as emendas tiveram ruptura por escoamento das barras dos laços para qualquer valor de espaçamento entre eles, além disso, o traspasse de 100 mm, valor do diâmetro de dobra do laço, se mostrou insuficiente para a formação de bielas de compressão significativas.

A maioria dos autores pesquisados recomenda como valor mínimo de traspasse o valor do diâmetro de dobra do laço, além desse valor, Dragosavić et al. [11] também recomendam respeitar o valor mínimo de 13 vezes o diâmetro das barras, que para o caso em estudo é de 260 mm. Portanto, a fim de otimizar a resistência da emenda e garantir que a ruptura ocorra por escoamento das barras do laço, recomenda-se utilizar como referência de traspasse valores entre 11 e 15 vezes o diâmetro das barras dos laços, dependendo do espaçamento entre eles, ou seja, valores em torno do valor apresentado pelos autores acima, de 13 vezes o diâmetro das barras dos laços, ao invés de utilizá-lo como valor mínimo. Além disso, deve-se respeitar o traspasse mínimo correspondente ao diâmetro de dobra do laço.

4.2 Espaçamento

Os valores de espaçamento estudados variaram de 20 mm até 100 mm, com o primeiro valor correspondente ao contato entre as barras dos laços, já que no presente trabalho, se utilizam barras com diâmetro de 20 mm. Os resultados mostraram que as maiores resistências foram atingidas quando se utilizou espaçamento entre laços de 20 mm, pois, com este valor, a biela de compressão fica com a menor inclinação possível, maximizando, portanto, a sollicitação na mesma. Percebe-se também que os modelos com espaçamentos de 80 mm e 100 mm apresentaram comportamentos bastante similares, indicando uma tendência de que, a partir desses valores, os laços trabalhem isoladamente, o que reduz a eficiência da emenda. Dessa forma, recomenda-se emendar as barras dos laços de forma que elas fiquem em contato e quando não for possível, deve-se respeitar o limite de 3 vezes o diâmetro destas barras.

4.3 Modelos analíticos

Quando utilizados os modelos analíticos propostos por Hao [13] e Araújo et al. [2] modificados para emendas 3 para 2, os resultados apresentaram disparidades muito grandes em relação

aos resultados numéricos da análise paramétrica, apresentando comportamentos muitas vezes divergentes. Portanto, esses modelos não devem ser extrapolados para emendas com outras geometrias diferentes daquelas ensaiadas pelos respectivos autores, sendo específicas para as emendas de cada trabalho. Já em relação aos resultados obtidos com o modelo de Joergensen e Hoang [15], houve excelente concordância com os resultados dos modelos numéricos, com o valor médio da razão entre as resistências das emendas de 1,05, desvio padrão de 0,14 e coeficiente de variação de 13%. Portanto, essa formulação pode ser utilizada para estimar a capacidade de carga de emendas em laço 3 para 2, submetidas à tração e possuindo qualquer comprimento de traspasse e espaçamento entre laços.

5. Agradecimentos

À Escola de Engenharia de São Carlos por me conceder a oportunidade de contribuir um pouco mais com o Programa de Mestrado em Estruturas e por me proporcionar essa excelente formação. Ao Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico (CNPq) pela concessão da bolsa de mestrado.

6. Referências bibliográficas

- [1] AL-JAHDALI, F. A.; Wafa, F. F.; SHIHATA, S. A. Development length for straight deformed bars in high-strength concrete. ACI Special Publication, v.149, outubro 1994.
- [2] (Júlio, Branco e Silva, 2004)ARAÚJO, D. D. L.; CURADO, M. C.; RODRIGUES, P. F. Loop connection with fibre-reinforced precast concrete components in tension. Engineering Structures, v. 72, n. 0, p. 140-151, maio 2014.
- [3] ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. NBR 6118: Projeto de estruturas de concreto - Procedimento. Rio de Janeiro, 2014.
- [4] ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. NBR 9062: Projeto e execução de estruturas de concreto pré-moldado. Rio de Janeiro, 2006.
- [5] BRITISH STANDARDS INSTITUTION. BS 8110: Structural use of concrete. Part 1: Code of practice for design and construction. BSI, Londres, 1997.
- [6] BRUGGELING, A. S. G. ; HUYGE, G. F. Prefabrication with concrete. Rotterdam: A.A. Balkema; 1991.
- [7] CEB-FIP MODEL CODE 1990 – final draft. Bulletin D'Information, n. 203-205. Thomas Telford, Londres, 1991.
- [8] CEB-FIP MODEL CODE 2010 – first complete draft. Bulletin 55, v. 1, Alemanha 2010.
- [9] DIANA. DIANA Finite Element Analysis. User's manual release 9.5. Material Library. TNO DIANA, Delft, Netherland, 2014.
- [10] DIANA. DIANA Finite Element Analysis. User's manual release 9.5. Element Library. TNO DIANA, Delft, Netherland, 2014.
- [11] DRAGOSAVIĆ, M.; VAN DEN BEUKEL, A.; GIJSBERS, F. B. J. Loop connections between precast concrete components loaded in bending. Heron, v. 20, n. 3, 1975.
- [12] EUROPEAN STANDARD EN. Eurocode 2: Design of concrete structures – Part 1: General rules and rules for buildings. Comité Européen de Normalisation, Brussels, 225 p., 2004.
- [13] HAO, J. Structural behaviour of precast component joints with loop connection. 2004. 395 p. Tese (Doutorado em Engenharia Civil) - Departamento de Engenharia Civil, Universidade Nacional de Singapura, Singapura, 2004.
- [14] HILSDORF, H. K.; BRAMESHUBER, W. Code-type formulation of fracture mechanics concepts for concrete. International Journal of Fracture, v. 51, n. 1, p. 61-72, 1991.
- [15] JOERGENSEN, H. B.; HOANG, L. C. Tests and limit analysis of loop connections between precast concrete elements loaded in tension. Engineering Structures, v. 52, n. 0, p. 558-569, abr. 2013.
- [16] JÚLIO, E. N. B. S.; BRANCO, F. A. B.; SILVA, V. D. Concrete-to-concrete bond strength. Influence of the roughness of the substrate surface. Construction and Building Materials, v. 18, n. 9, p. 675-681, jun. 2004.
- [17] LEONHARDT, F.; WALTER, R.; DIETERLE, H. Versuche zur Ermittlung der Tragfähigkeit von Zugschlaufenstößen (Em inglês: Tests for evaluating the tensile strength of loop joints). Deutscher Ausschuss für Stahlbeton, Bulletin n° 226, p. 1-22, 1973.
- [18] MATTOCK, A. H. Effectiveness of loop anchorages for reinforcement in precast concrete members. PCI journal, v. 39, n. 6, p. 54-68, 1994.
- [19] ROSENTHAL, I.; SHIMONI, J. Bending behavior of a double-loop connection between precast concrete slabs. Concrete International, v. 6, n. 11, p. 30-34, 1984.
- [20] SANTANA, I. V. Estudo da influência das fibras metálicas no comportamento da aderência entre barras de aço e concretos de diferentes classes de resistência. 2014. 246 p. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2014.
- [21] SELBY, R. G.; VECCHIO, F. J. Three-dimensional Constitutive Relations for Reinforced Concrete. Universidade de Toronto, Departamento de Engenharia Civil, Toronto, Canada, 1993.
- [22] VASCONCELOS, T. D. L. Estudo numérico do comportamento de emendas de barras por meio de laço em juntas de estruturas de concreto armado. 2017. 123 p. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil, Estruturas) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2017.
- [23] VECCHIO, F. J., COLLINS, M. P. The modified compression field theory for reinforced concrete elements subjected to shear. ACI Journal, v. 83, n. 22, p. 219-231, março-abril de 1986.
- [24] VECCHIO, F. J., COLLINS, M. P. Compression response of cracked reinforced concrete. Journal of Structural Engineering, v. 119, n. 12, p. 3590-3610, dezembro de 1993.
- [25] VILLALBA, S. et al. New structural joint by rebar looping applied to segmental bridge construction: Fatigue strength tests. Journal of Bridge Engineering, v. 18, n. 11, p. 1174-1188, 2013.