

Proposal of design model for column-base connection by socket of precast concrete structures

Proposta de modelo de projeto para a ligação pilarfundação por meio de cálice em estruturas de concreto pré-moldado



R. M. F. CANHA^a rejane_canha@yahoo.com.br

> M. K. EL DEBS^b mkdebs@sc.usp.br

Abstract

This paper presents theoretical-experimental results of column-foundation connection by socket of precast concrete structures, with emphasis on pedestal walls. The experimental program included five models subjected to normal load with large eccentricity, changing the type and condition of interface: three models had smooth interface with embedded length 2 times the height of column cross section, and two models had rough interface with embedded length 1.6 times the height of column cross section. In two of smooth models, the bond was eliminated to represent the more appropriate situation of design. Two different shear key configurations were used in rough models. The experimental results indicated the need to revalue the principal design methods for this connection. That way, for the embedded length not less than that used in these tests, a design model was suggested as corbels. As the proximity of rough physical models behavior with a monolithic connection was verified, the design of their vertical reinforcements is recommended, admitting the total transfer of internal forces.

Keywords: connection, socket base, precast concrete, pedestal walls, design model.

Resumo

Este trabalho apresenta resultados teórico-experimentais da ligação pilar-fundação por meio de cálice em estruturas de concreto pré-moldado, com ênfase no colarinho. No programa experimental, foram ensaiados cinco protótipos sob força normal com grande excentricidade, variando-se o tipo e condição de interface: três com interface lisa, com comprimento de embutimento de 2 vezes a altura da seção transversal do pilar, onde em dois foi eliminada a adesão para representar a situação mais adequada de projeto; e dois com interface rugosa, com comprimento de embutimento de 1,6 vezes a altura da seção transversal do pilar, com duas configurações diferentes de chaves de cisalhamento. Os resultados experimentais indicaram a necessidade de se reavaliar os principais métodos de projeto para essa ligação. Desta forma, para comprimento de embutimento do pilar não inferior àqueles empregados nos ensaios, é proposto, para o cálice liso, um modelo de projeto considerando o atrito entre as interfaces e o cálculo das paredes longitudinais como consolos. Já para o cálice com interface rugosa, como foi verificada a proximidade do comportamento dos protótipos físicos rugosos com uma ligação monolítica, recomenda-se o dimensionamento de suas armaduras verticais, admitindo a transferência total dos esforços.

Palavras-chave: ligação, cálice de fundação, concreto pré-moldado, colarinho, modelo de projeto.

^a Department of Structural Engineering EESC, USP, rejane_canha@yahoo.com.br, Av. Trabalhador São-carlense – nº 400 – SET/EESC/ USP – Centro – 13566-590, São Carlos/SP, Brazil;

^b Department of Structural Engineering, EESC, USP, mkdebs@sc.usp.br, Av. Trabalhador São-carlense – nº 400 – SET/EESC/USP – Centro – 13566-590, São Carlos/SP, Brazil.

1 Introdução

Apesar do cálice de fundação ser bastante utilizado no mundo inteiro e ser a ligação pilar-fundação mais difundida nas estruturas de concreto pré-moldado do Brasil, ainda existe uma lacuna a ser preenchida entre os métodos de projeto e um modelo teórico mais consistente baseado em pesquisas experimentais. Além disso, existe pouca bibliografia sobre o assunto e não existem resultados experimentais especificamente relacionados com o comportamento do colarinho.

Baseando-se nisso, CANHA [1] realizou uma pesquisa teórico-experimental dessa ligação, de modo a contribuir para o meio acadêmico, com a solução e explicação mais realista do problema; e para o meio técnico, com subsídios para o dimensionamento adequado atendendo aos critérios de segurança e economia.

Foram avaliados os casos com grande excentricidade de carga, pois são os mais comuns em estruturas de concreto pré-moldado e, com exceção do estudo de OSANAI *et al.* [2] sobre a ligação sob força horizontal e inclinada com uma grande distância em relação ao topo do colarinho, as pesquisas teórico-experimentais existentes, que se tem conhecimento sobre essa ligação, focalizam apenas o seu comportamento sob carga centrada ou com pequena excentricidade.

Outro aspecto abordado nesse trabalho refere-se ao percentual de conservadorismo que está embutido no modelo de LEONHARDT & MÖNNIG [3] e da NBR-9062/85 [4] para o projeto dessa ligação. Foi verificada, então, através do confronto dos resultados teóricos com os experimentais, a parcela de atrito que contribui para a resistência do cálice liso. A partir daí, é proposto um modelo de projeto que conduz a um menor consumo de armadura.

Já com relação ao cálice rugoso, existia a necessidade de se constatar o seu funcionamento como ligação monolítica. Desta forma, verificou-se a adequação da teoria de flexão para o projeto desse tipo de cálice, a partir dos resultados experimentais.

2 Programa experimental

O programa experimental incluiu o ensaio de 5 protótipos sob flexão normal composta com grande excentricidade,

onde três possuíam interface pilar-colarinho lisa e dois, interface rugosa.

Os protótipos foram construídos na escala 1:1 e tiveram sua geometria definida a partir de um pilar de seção quadrada 40 cm x 40 cm, dimensão mínima praticamente usual em edifícios de concreto pré-moldado. Para a largura da parede do colarinho (b_i) utilizou-se o valor mínimo da formulação de LEONHARDT & MÖNNIG [3] igual a um terço da distância interna entre as paredes do colarinho ($b_{int}/3$). Adotou-se para o comprimento de embutimento ℓ_{emb} a recomendação da NBR-9062/85 [4], igual a 2.b

para interface lisa ou *1,6.h* para interface rugosa, pois acredita-se que estes valores sejam suficientemente razoáveis para a transferência de esforços na ligação com interfaces lisas e rugosas, respectivamente. O dimensionamento das armaduras do colarinho obedeceu ao modelo de LEO-NHARDT & MÖNNIG [3], juntamente com as recomendações da NBR-9062/85 [4] e apresentadas em EL DEBS [5] para consolo curto.

A Figura 1 e a Tabela 1 apresentam, respectivamente, a nomenclatura e o resumo das dimensões dos protótipos físicos ensaiados, constituintes das séries IL (Interface Lisa) e IR (Interface Rugosa). As armaduras do cálice dos protótipos dessas séries são ilustradas nas Figuras 2 e 3. Algumas das etapas de confecção dos protótipos e montagem dos ensaios da série IL são mostradas na Figura 4. Na Figura 5, apresenta-se um dos protótipos físicos com os dispositivos que formam um sistema auto-equilibrado de ensaio. O projeto do esquema de montagem está indicado na Figura 6.

O protótipo IL1 foi feito com a concretagem normal da junta de forma a verificar se ocorria a transferência total do momento e força normal do pilar para o cálice. No protótipo IL2 procurou-se retirar a adesão das interfaces com desmoldante, que seria uma situação mais adequada para projeto, já que não se garante um perfeito contato entre as interfaces, e além do que a retração desse concreto e solicitações do vento durante a montagem da estrutura podem ocasionar um descolamento dos elementos. Além disso, para garantir a ruptura do cálice de fundação e devido à limitação da capacidade de carga do atuador da INS-TRON, aumentou-se a excentricidade da força normal de *1,20 m* para *1,85 m* nos protótipos IL1 e IL2. Conhecida a capacidade experimental da ligação IL2, o protótipo IL3 teve

Tabela 1 – Resumo das caracter	ísticas geométricas	o dos protótipos físic	os ensaiados

Série	Protótipo	Interface	Condição da interface	e (cm)	ℓ _{emb} (cm)	h _₀ (cm)	$lpha_{ch}$	h _{ch} (cm)	ℓ_{ch} (CM)	e′ _{ch} (cm)
IL	LII IL2	Lisa Lisa	Aderente Sem adesão e com atrito	185	80	17	-	-	-	-
	IL3	Lisa	Sem adesão e com atrito	120						
IR	IR1 IR2	Rugosa Rugosa	Sem adesão e com atrito Sem adesão e com atrito	120/ 185	64	17	45°	1	6 3	4 1





a excentricidade de carga diminuída. Para os protótipos com interface rugosa IR1 e IR2 também procurou-se retirar a adesão entre a superfície das chaves e dos elementos, de forma a comparar as diferenças de comportamento entre eles e com o protótipo IL3. Utilizou-se inicialmente, nos protótipos com interface rugosa, a excentricidade de 1,20 m, mas devido a limitações da capacidade de carga do atuador, foi-se necessário aumentar a excentricidade para 1,85 m, de forma a configurar a ruptura desses protótipos. Os pilares de todos os protótipos foram dimensionados para um força normal equivalente a capacidade de 1,85 m.

Os protótipos com interface rugosa tiveram suas dimensões e espaçamento das chaves de cisalhamento alterados: o primeiro com uma rugosidade mínima recomendada pela NBR-9062/85 [4] (*1 cm* a cada *10 cm* de junta) e o outro com uma rugosidade maior (*1 cm* a cada *4 cm*). A principal finalidade dessa alteração é de se avaliar se ocorre o funcionamento conjunto dos elementos adotando-se a rugosidade mínima recomendada pela literatura e se existe uma diferença de resistência em função da mudança da configuração dessa rugosidade.

O objetivo desse estudo das interfaces foi de se propor recomendações e um método de projeto da ligação mais racional, considerando-se a parcela do atrito para o cálice liso e o funcionamento monolítico para o cálice rugoso. Os procedimentos propostos e a comparação com os resultados experimentais são apresentados adiante.

Os principais resultados experimentais são apresentados na Tabela 2. A resistência dos protótipos ensaiados foi determinada com a força última absorvida pelo cálice de fundação, já que o pilar foi superdimensionado para a capacidade máxima do atuador de forma a garantir a ruptura do cálice. Em todos os protótipos, a ruptura foi determinada com o escoamento ou plastificação das armaduras verticais principais e de algumas armaduras verticais secundárias conforme o protótipo. As forças transmitidas pelas armaduras foram determinadas com base na sua respectiva tensão, sendo esta calculada a partir dos valores médios de deformação de cada extensômetro colocado nessa armadura. Desta forma, quando foi constatada na armadura uma deformação maior que a de início de escoamento, utilizou-se a resistência média ao escoamento fue para a determinação da força da referida armadura.

3 Proposta de modelo de projeto

3.1 Cálice com interface lisa

Baseando-se nos resultados experimentais observados, é proposto um modelo de projeto para o cálice com interface lisa que considera a contribuição das forças de atrito $F_{acup,d}$



 $F_{at.inf.d}$ e $F_{at.bf.d}$ e a excentricidade e_{ab} da reação normal na base do pilar $N_{bf.d}$. O esquema de forças atuantes na ligação é apresentado na Figura 7.

As forças de atrito superior, inferior e na base da fundação são definidas pela multiplicação do coeficiente de atrito pela força normal correspondente conforme as equações abaixo:



Das condições de equilíbrio, resultam as seguintes equações:

• Equilíbrio de forças verticais:



• Equilíbrio de forças horizontais:

$$V_{d} + F_{atbf,d} - H_{sup,d} + H_{inf,d} = 0$$
(5)

• Equilíbrio de momentos no ponto O:

$\mathrm{M_d} - \mathrm{N_d} e_{nb} + \mathrm{V_d} \ell_{emb} - \mathrm{H_{sup,d}} \big(\ell_{emb} - y \big) + \mathrm{H_{inf,d}} \cdot y' - \mathrm{F_{at,sup,d}} \big(0, 5h - e_{nb} \big) + \mathrm{H_{at,sup,d}} \big(0, 5h - e_{nb$	(6)
$-F_{at,infd}(0,5h+e_{nb})=0$	(0)

Figura 4 - Etapas de confecção e montagem dos protótipos da série IL



1°) Montagem da armadura do cálice



2°) Concretagem do cálice



3°) Montagem da armadura do pilar



4°) Concretagem do pilar



5°) lçamento do cálice para dispositivo de transição



6°) Aplicação de desmoldante no cálice e no pilar dos protótipos IL2 e IL3



7°) lçamento e fixação temporária do pilar no cálice



8°) lçamento do protótipo para a base metálica de reação



9°) Travamento do pilar



10°) Concretagem da junta de ligação dos elementos



11°) Montagem dos outros dispositivos metálicos



12°) Protótipo pronto para ser ensaiado



Combinando-se as Equações (4) e (5) e substituindo-se os valores das Equações (1) a (3), têm-se, respectivamente, para $F_{at,bf,d}$ e $H_{inf,d}$:



Os valores de $H_{inf,d'}$ $F_{at,inf,d'}$ e $F_{at,inf,d}$ são então substituídos na Equação (6), o que resulta na Expressão (9) para o cálculo de $H_{inf,d}$:



A principal diferença desse modelo proposto em relação ao modelo de OSANAI *et al.* [2] modificado, apresentado em CANHA [1], é que o primeiro considera a força de atrito $F_{a,b,d}$ atuando na base do pilar para o equacionamento do momento na Expressão (6), enquanto no último ocorre uma simplificação, em que a força horizontal inferior $H_{inf,d}$ e a força de atrito $F_{a,b,f,d}$ atuam na altura y" equivalente a metade de y'.



No caso das ligações ensaiadas em que a força cortante horizontal V_d é nula e $M_d = N_d e_t$, tem-se a seguinte equação para H_{and} :



3.2 Cálice com interface rugosa

Como os dois protótipos com interface rugosa apresentaram um comportamento muito próximo de uma ligação monolítica, ou seja, ocorreu a transferência total do momento e força normal do pilar para o cálice, sugere-se o dimensionamento de suas armaduras verticais com a teoria de flexão, conforme ilustra a Figura 8. A comparação dos resultados teóricos desse procedimento e do modelo de projeto para cálice liso utilizando $\mu = t$ para interface rugosa com os experimentais é apresentada no item seguinte.

4 Comparação entre resultados teóricos e experimentais

Em virtude de se observar qual modelo se aproxima mais da força última experimental, foram aplicados nos protó-

tipos ensaiados os modelos teóricos da literatura, LEO-NHARDT & MÖNNIG [3], WILLERT & KESSER [6], OLIN *et al.* [7], ELLIOTT [8] e OSANAI *et al.* [2] modificado, os quais foram apresentados em CANHA [1]. Para as propriedades dos materiais e algumas considerações de cálculo, baseou-se na Tabela 2, que mostra os principais resultados experimentais dos protótipos físicos.

Os valores das resistências experimentais e dessa aplicação teórica nos protótipos ensaiados são apresentados na Tabela 3.

Considerando-se primeiramente o caso de interface lisa sem adesão, nos protótipos IL2 e IL3, verificou-se que as paredes longitudinais 3 e 4 se comportaram como um consolo, com o escoamento das armaduras horizontal principal $A_{s,bp}$ e vertical principal $A_{s,p}$ e a formação da biela de compressão, conforme apresenta a Figura 9. A força H_{att} foi determinada com a contribuição de toda a armadura horizontal principal A_{do} , pois, embora os ramos externos desses estribos não tenham escoado, simplificam-se as aplicações de projeto utilizando-se o valor médio das deformações nessa armadura, que na sua maioria, atingiu o escoamento. Esta força H_{sub} calculada pelo escoamento da armadura A_{th} foi menor que a oriunda do escoamento da armadura vertical principal A_{con} e do esmagamento da biela do cálculo das paredes longitudinais 3 e 4 como consolo. Considerouse o coeficiente de atrito μ de 0,6 para interface lisa. Adotouse o valor recomendado por OLIN et al. [7] para a excentricidade da reação normal na base do pilar e_{ub} equivalente a h / 6 e; para a distância y' de H_{infd} à base, o valor sugerido por OSANAI *et al.* [2], equivalente a $(\ell_{emb} - 2y)/3$.

Tabela 2 – Principais resultados experimentais																		
	Caract. do concreto		Carc	Caract. do aço			N _u (kN)	Escoamento / Plastificação°										
Protótipo	ótipo σ _{cm} f _{ctm} E _{cm} (MPa) (MPa) (GPa)	f _{yi} A _{s,hp}	f _{ym} (MPa) A _{s.hp} A _{s.vp} A _{s.vs}	e (m)	$A_{s,hp}$	$A_{\scriptscriptstyle \!\! s,vp}$		$A_{\rm s,vst}$	$A_{\scriptscriptstyle S, v \hspace{-0.5mm} s \hspace{-0.5mm} l \hspace{-0.5mm} 1}$	$A_{\scriptscriptstyle S, v s l 2}$								
IL1	27.63	2.24	28.6				1,85	241	não	sim	sim	sim	não					
IL2	27,00	2,24	20,0	584 639 593		1,85	203	sim	sim	sim	não	não						
IL3	33,67	1,95	29,1		584 639	584 639	584 639	584 639	584 639			1,20	336	sim	sim	sim	não	não
ID1										639	593	1,20°	448	não	sim	sim	sim	não
	24,64 1,84 24,9	104 040	24.0				1,85 ^b	302	não	sim	sim	sim	sim					
201		24,9			1,20°	469	não	sim	não	sim	não							
IIXZ							1,85 ^b	304	não	sim	sim	sim	sim					
° 1° ensaio ° 2° ensaio																		

° Definido com base nos valores médios das deformações das armaduras

 $A_{s,hp}$: Armadura horizontal principal para transmitir H_{sup}

A_{svp}: Armadura vertical principal concentrada nas extremidades

A_{s.vs}: Armadura vertical secundária (parede 2 ou paredes 3 e 4)

A_{s.vst}: Armadura vertical secundária transversal (parede 2)

A_{s.vs1}: Armadura vertical secundária longitudinal mais tracionada (paredes 3 e 4)

A_{s.vsi2}: Armadura vertical secundária longitudinal menos tracionada (paredes 3 e 4)

Com o objetivo de se visualizar a reserva de segurança entre a força última de cada modelo de projeto e o valor experimental, as diferenças percentuais foram consideradas como o quociente da diferença do valor experimental com a força última teórica pela força última teórica.

A capacidade resistente pelo modelo de LEONHARDT & MÖNNIG [3] foi subestimada em 99% para o protótipo IL2 e em 114% para o protótipo IL3, mostrando que se torna importante a consideração do atrito no projeto do cálice. Como apresentado em CANHA [1], o modelo de OSANAI *et al.* [2] modificado foi o mais econômico entre todos, com diferença

entre a força teórica e o valor último experimental de 31% para o protótipo IL2 e de 41% para o protótipo IL3. Entre os modelos que consideram o atrito, os de OLIN *et al.* [7] e de ELLIOTT [8] foram mais conservadores, o primeiro por não considerar a força de atrito inferior $F_{a,inf}$ da parede transversal 2 e o segundo por não levar em conta a excentricidade da reação normal na base da fundação N_{if} e pelo pequeno braço z entre as forças H_{anf} e H_{inf} . Em contrapartida, apesar da consideração da reação normal N_{iff} centrada na base do pilar no modelo de WILLERT & KESSER [6], o valor teórico deste modelo ficou bastante próximo do de OLIN *et al.* [7].

Tabela 3 – Valores da força normal última N $_{ m u}$ experimental e dos modelos teóricos da literatura									
Protótipo									
Modelo teórico/Experimental	IL1	IL2	IL3	IR1ª	$IR2_{a}$				
LEONHARDT & MÖNNIG (1977)	127	102	157	134	134				
WILLERT & KESSER (1983)	177	147	228	206	206				
OLIN <i>et al.</i> (1985)	153	142	224	168	168				
ELLIOTT (1996)	145	114	176	173	173				
OSANAI <i>et al.</i> (1996) modificado	181	155	239	211	211				
Experimental	241	203	336	302	304				
° referente ao segundo ensaio Valores de N _u em kN									

Tabela 4 – Resultados teórico-experimentais da força normal última Ν, variando-se e,, y', y e μ - Protótipos IL2 e IL3								
u constante			0.6					
y constante		ℓ _{omb} /6 = 13,3 cm						
y' constante		$(\ell_{emb} - 2y)/3 = 17.8 \text{ cm}$						
e _{nb} variável	excent. = 10,9	de R _{cd} h / 2 9 cm = 20 d	2 h/3 cm = 13,3 cm	h/6 n = 6,7 cm				
Protótipo	IL2	IL3 IL2 I	L3 IL2 IL3	IL2 IL3				
Modelo proposto	147	235 153 2	250 149 239	145 228				
Experimental	203	336 203 3	336 203 336	203 336				
μ constante			0,6					
y constante		ℓ_{emb}	/6 = 13,3 cm					
e _{nb} constante		h,	/ 4 = 10 cm					
y' variável	(ℓ _{emb} -2 17,8	y)/ 3 = cm ^{ℓ_{emt}}	_b /10 = 8 cm	0				
Protótipo	IL2	IL3	IL2 IL3	IL2 IL3				
Modelo proposto	147	233	162 255	175 271				
Experimental	203	336	203 336	203 336				
μ constante			0,6					
y' constante		ℓ_{emb}	, / 10 = 8 cm					
e _{nb} constante		h,	/ 4 = 10 cm					
y variável		$\ell_{\rm emb}$ /6 = 13,3	cm $3 \ell_{emb} / 1$	6 = 15 cm				
Protótipo		IL2 IL3	IL2	2 IL3				
Modelo proposto		162 255	159	249				
Experimental		203 336	200	3 336				
y constante		ℓ _{emb}	/6 = 13,3 cm					
y constante		l _{emb}	/ 10 = 8 cm					
		n /	$4 = 10 \mathrm{Cm}$	0.2				
Modele proposto		162 163						
Experimental		203 336	203	3 336				
Valores de N _u em kN								

Para o protótipo IL1, apesar de parte da armadura horizontal principal A_{shp} ter quase atingido o escoamento devido ao carregamento mantido, considerou-se a sua contribuição nos modelos de cálculo da literatura, pois para essa condição a força H_{shp} foi menor que a referida força determinada pelo escoamento da armadura vertical principal ou esmagamento da biela das paredes longitudinais que se comportaram como consolos. Já no caso dos protótipos IR1 e IR2, utilizou-se a força H_{shp} resultante da aplicação do modelo de biela e tirante nas paredes longitudinais 3 e 4, considerando-se o escoamento da armadura vertical principal A_{shp} . Utilizou-se o coeficiente de atrito igual à unidade nesses três modelos, indicado para interface rugosa. Embora não se recomende considerar a adesão das in-

terfaces no projeto do cálice de fundação, executou-se o cálculo teórico do protótipo IL1 para se ilustrar a reserva de segurança embutida do mesmo em relação ao protótipo IL2 sem adesão. Como a ruptura dos protótipos IR1 e IR2 foi caracterizada no segundo ensaio, o cálculo da resistência teórica foi feito para a excentricidade equivalente a 1,85 m do segundo ensaio.

A correlação entre os valores experimental e teórico do protótipo IL1 para todos os modelos de projeto analisados foi muito próxima da referente ao protótipo IL2, que foi ensaiado com a mesma excentricidade. A reserva de segurança do protótipo IL1 em relação ao IL2 para o modelo de OSANAI *et al.* [2] modificado foi de 17%, enquanto essa correlação em valores experimentais ficou em torno de 19%. Por conseguinte, caso as características do protótipo IL1 fossem utilizadas para projeto, o modelo de OSANAI *et al.* [2] modificado, que forneceu melhores resultados, poderia ser aplicado com o coeficiente de atrito μ igual à unidade.







349

Para os protótipos IR1 e IR2, o modelo de LEONHARDT & MÖNNIG [3] subestimou a resistência desses protótipos em até *127%*, e o de OSANAI *et al.* [2] modificado em até

314

44%, sendo, portanto, conservadores para o projeto de cálice rugoso.

Para a calibração do modelo proposto para o cálice liso

com os valores experimentais, variou-se a excentricidade e_{yb} da reação normal na base do pilar N_{ybd} a altura y' da resultante de pressão inferior H_{ybd} e a posição y da resultante de pressão superior H_{ybd} . Utilizou-se inicialmente o coeficiente de atrito μ usual de 0,6 para interface lisa e todos os estribos A_{xdp} escoando para a determinação da resistência teórica, como no item anterior. Lembrando que o EURO-CODE 2 [9] limita o coeficiente de atrito em 0,3 para interface lisa, apresenta-se uma comparação das resistências com os dois coeficientes de atrito ($\mu = 0,6$ e $\mu = 0,3$).

Na Tabela 4 é apresentada a comparação entre os resultados teóricos e experimentais dos protótipos IL2 e IL3 com a variação dos parâmetros e_{abr} , y, y' e μ .

Conforme o modelo de OSANAI *et al.* [2], *e*_{*ab*} é definida como a excentricidade da força de compressão R_a na base do pilar, entendendo-se aqui que seja o valor resultante do dimensionamento do pilar. De acordo com o domínio de deformação considerado, a posição da linha neutra muda, ou seja, para o dimensionamento usual e mais econômico, por exemplo, no limite entre os domínios 3 e 4, a excentricidade é menor que a referente ao domínio 3 ou 2. Acredita-se que nos protótipos em que foi retirada a adesão a posição da resultante de compressão tenha mudado em função do escorregamento do pilar e junta em relação ao cálice. Entretanto, a favor da segurança, inicialmente adotou-se para e₋₋ o valor resultante do dimensionamento do pilar entre os domínios 3 e 4. Foram atribuídos também outros valores de e_n em função da altura h da seção do pilar para a aferição do modelo proposto. Naturalmente, a excentricidade e_n máxima possível para os casos de flexão simples e flexo-compressão, considerando como a posição de R_{\perp} do dimensionamento do pilar, é equivalente a h/2. Segundo a Tabela 4, percebe-se para e_{nb}, calculada para a posição da força de compressão R_d do dimensionamento do pilar, uma diferença de 38% e 43% para os protótipos IL2 e IL3, respectivamente, com os valores experimentais, e à medida que o valor de e₋ diminui, o modelo teórico proposto se torna mais conservador. No caso de $e_{ab} = b/2$, houve uma maior proximidade entre os resultados teóricos com o experimental, com um excesso embutido no modelo proposto de 33% para o protótipo IL2 e 34% para o protótipo IL3. Acredita-se que o valor de $e_{nb} = h/6$ sugerido por OLIN *et* al. [7] seja bastante conservador para os casos de grande excentricidade ($e \ge 2h$) e seja mais indicado para média excentricidade ($0.15h \le e \le 2h$). Como a posição e_{ab} da força de compressão R resultante do dimensionamento do pilar para o limite entre os domínios de deformação 3 e 4 fica em torno de h/4, recomenda-se usar esse valor para e_{a} . Adotando-se, então, $e_{nb} = h/4$, variou-se em seguida a altura y' da resultante de pressão inferior $H_{{}_{{inf}\!d}}$ entre os valores indicados por OSANAI et al. [2], OLIN et al. [7] e nulo. Conforme o esperado, à medida que y' diminuiu, a força teóri-

ca se aproxima mais do valor experimental. Para o valor de y' mais conservador, as diferenças entre a força última experimental e a calculada pelo modelo proposto foram de 38% e 44% para os protótipos IL2 e IL3, respectivamente. Apesar da força de compressão inferior H_{ind} ser absorvida diretamente pela base da fundação devido à sua pequena altura em relação à base, é mais prudente considerar um valor diferente de zero para o projeto do cálice, de forma a abranger todo o intervalo de grande excentricidade ($e \ge 2h$). Recomenda-se utilizar $y' = \ell_{emb}/10$ indicado por OLIN *et al.* [7]. Neste caso, as diferenças entre o modelo proposto e o valor experimental foram de 25% e 32%, respectivamente, para os protótipos IL2 e IL3.

Se ao invés de se considerar as tensões de compressão na parede transversal 1 com distribuição triangular, adotarse a distribuição parabólica, a posição da resultante $H_{_{mp,d}}$ atuando na altura do centróide dessas tensões muda de $y = \ell_{_{emb}}/6$ para $y = 3\ell_{_{emb}}/16$, distanciando ainda mais a resistência teórica do resultado experimental, conforme indica a Tabela 4. As diferenças, no caso do modelo proposto para $y = 3\ell_{_{emb}}/16$, erspectivamente, para os protótipos IL2 e IL3, contra os 25% e 32% para $y = \ell_{_{emb}}/6$. Esse valor de $y = \ell_{_{emb}}/6$ fica então sugerido; entretanto, a armadura $A_{_{abp}}$ continua sendo distribuída uniformemente ao longo do trecho superior de altura igual a $\ell_{_{emb}}/3$, onde ocorre a maior concentração de tensões.

Analisando-se a variação do coeficiente de atrito, o valor de $\mu = 0.3$ forneceu resistências com diferenças de 43% e 49%, respectivamente, com os resultados experimentais dos protótipos IL2 e IL3, contra os valores percentuais de 25% e 32% utilizando-se $\mu = 0.6$. O coeficiente de atrito de 0.3 indica valores mais conservadores; em contrapartida o valor usual de 0.6 para o coeficiente de atrito resulta em um menor consumo de armadura. No caso de fôrmas metálicas, em que o atrito nas interfaces fica mais reduzido, pode-se utilizar $\mu =$ 0.3; já para as fôrmas de chapa de madeira compensada ou similares, $\mu = 0.6$ parece ser mais coerente.

Com base nesses resultados, conhecidos os esforços solicitantes M_{u} , $N_{u} \in V_{u}$ no pilar, recomenda-se para o projeto do cálice com interface lisa as Expressões (9) e (10), conforme o tipo de solicitação, com os parâmetros $e_{ab} = b/4$, $y = \ell_{cmb}/6$, $y' = \ell_{cmb}/10 e \mu$ de acordo com o tipo de fôrma utilizado na confecção dos elementos da ligação. Esses valores são indicados para os casos em que se utiliza comprimento de embutimento não inferior ao valor recomendado pela NBR-9062/85 [4], que para esse caso é de 2b.

Este modelo deve ser aplicado aos casos de grande excentricidade, em que a ação do momento predominante sobre a força normal tende a gerar a força de atrito $F_{a,b,f,d}$ na base da fundação com o mesmo sentido de $H_{inf,d}$ e a força de atrito $F_{a,inf,d}$ na parede transversal 2 com o sentido para cima e no pilar com o sentido para baixo, como indicado na Figura 7. No caso de pequenas excentricidades, a equação proposta poderia ser utilizada após uma constatação experimental, devendo-se analisar, entretanto, os sentidos corretos das forças de atrito $F_{a,inf,d}$ e $F_{a,inf,d}$ os quais podem ser influenciados pela relação entre os esforços M_{af} V_{a} e N_{a} e pela geometria.

Para o cálice com interface lisa, o dimensionamento da armadura vertical principal $A_{_{sp}}$ e a verificação da resistência à compressão do concreto devem ser feitos considerando as paredes longitudinais 3 e 4 como consolos conforme o modelo de LEONHARDT & MÖNNIG [3]. Embora pouco solicitadas, as armaduras horizontal secundária $A_{_{sb}}$ e vertical secundária $A_{_{staf}}$ e $A_{_{staf}}$ são indispensáveis para o controle da

Tabela 5 – Valores teóricos e experimental da força normal última N _u - Protótipos IL1, IR1 e IR2									
Modelo teórico/Experimental		IL1	IR1 IR2						
Modelo proposto para cálice liso cor	189	219							
	a	239	238						
Transferência total de M e N	b	263	262						
	с	-	276						
Experimental		241	302 304						
° 2A _{s.vp} + A _{s.vst} ° 2A _{s.vp} + A _{s.vst} + A _{s.vsl} * ° 2A _{s.vp} + A _{s.vst} + A _{s.vsl2} * (cálculo mais preciso) * Com suas respectivas alturas úteis Valores de N _u em kN									

fissuração e combate a esforços secundários, devendo ser calculadas segundo as recomendações para consolos.

No caso dos protótipos da série IR, foi determinada a resistência monolítica da ligação pela teoria de flexão, ou seja, com a transferência total do momento e da força normal. Considerou-se o valor de σ do concreto do cálice no cálculo da resultante de compressão do concreto e uma distribuição de tensões parabólica-retangular. Tendo em vista que a linha neutra ficou situada no domínio 2a, com o máximo encurtamento do concreto menor que 2º/ , considerou-se apenas o trecho equivalente do diagrama de tensões com distribuição parabólica e desprezou-se a contribuição das armaduras comprimidas. O modelo proposto com os parâmetros $\mu = 1$, $e_{ab} = b/4$, $y = 3\ell_{emb}/20$ (=0,15 ℓ_{emb}), $e_y' = \ell_{ank}/10$ também foi aplicado nesses protótipos, apenas para mostrar o conservadorismo embutido no mesmo para o cálice rugoso comparado com a capacidade resistente da ligacão determinada pelo escoamento das armaduras verticais.

Na Tabela 5, são apresentados os valores das resistências teóricas e experimentais desses protótipos do segundo ensaio, no qual ocorreu a ruptura. Vale lembrar que, como as deformações das armaduras verticais secundárias transversal e longitudinal A_{corr} e A_{corr} foram maiores que a de início do escoamento, tem-se a indicação de que parte dos esforços foi absorvida por essas armaduras e que as mesmas podem ser consideradas no cálculo. A força última da ligação monolítica, então, foi determinada com diferentes opções de contribuição da armadura vertical secundária. Esses modelos de projeto também foram aplicados no protótipo IL1.

Percebem-se diferenças próximas de 40% entre o resultado experimental dos protótipos rugosos e o modelo de projeto para o cálice liso, não sendo indicado, por conseguinte, para a análise do cálice com chaves de cisalhamento. As resistências calculadas pela teoria de flexão para esses cálices rugosos ficaram a favor da segurança. A opção *a*, em que se utiliza apenas a armadura disposta na parede transversal 2 contribuindo na capacidade resistente da ligação, embora seja mais conservadora, com uma diferença de até 28% em relação ao resultado experimental, já traz uma economia maior no dimensionamento, quando se compara com os modelos de projeto para o cálice liso que consideram o atrito. No cálculo mais preciso, em que são consideradas as armaduras verticais com suas respectivas alturas úteis, as diferenças foram de até 10% em relação ao valor experimental. Portanto, para o dimensionamento da armadura vertical do cálice rugoso com comprimento de embutimento igual ou superior a 1,6h, recomenda-se efetuar o cálculo da ligação monolítica pela teoria de flexão, simplificadamente, com a contribuição da armadura da parede transversal 2 ($A_{xy} \in A_{xyz}$) ou o cálculo mais preciso considerando todas as armaduras verticais com suas respectivas alturas úteis.

Considerando que a fissura predominante de ruptura dos cálices rugosos apareceu horizontalmente na parede transversal 2 com uma abertura maior no centro dessa parede, como apresenta a Figura 10, e o comportamento próximo de uma ligação monolítica, pode-se utilizar uma armadura uniformemente distribuída na parede 2. Todavia, com a atuação de momentos nas duas direções, deve-se analisar a eficiência das armaduras verticais situadas na região central das paredes.

Um aspecto interessante do protótipo IL1 pode ser constatado com a força normal última da opção a da Tabela 5 pela teoria de flexão. Esse valor teórico (239 kN) apresenta uma relação praticamente exata com a força última experimental do protótipo IL1 (241 kN), com uma diferença inferior a 1%. Já considerando metade da armadura vertical secundária longitudinal (A_{sedt}) contribuindo, pois a mesma atingiu o escoamento, a força teórica fica acima do valor experimental em 8%. Utilizando o modelo de projeto proposto para cálice liso com coeficiente de atrito igual à unidade, a diferença entre as forças últimas teórica e experimental foi a favor da segurança e igual a 28%. Isso indica que mesmo apresentado um comportamento misto entre os cálices lisos e rugosos sem adesão, o protótipo IL1 delineou mais características de um protótipo com interface rugosa. Contudo, pelos motivos expostos anteriormente, o protótipo IL1 não deve ser considerado para projeto.

5 Considerações finais e conclusões

Os principais protótipos do programa experimental foram subdivididos em duas séries (IL e IR), variando-se a condição e tipo de interface e a excentricidade da força normal. Devido a eventuais solicitações do vento nas primeiras idades do concreto da junta e à retração que este concreto sofre ao longo do tempo, além de não se garantir o perfeito contato entre as interfaces, pode ocorrer um descolamento dos elementos. Portanto, a situação mais adequada para projeto é não contar com a adesão dessas interfaces, de forma que a mesma foi retirada em quatro dos cinco protótipos ensaiados. Assim, dos protótipos com interface lisa, no primeiro (IL1), a concretagem da junta foi feita sob condições normais, e nos outros dois (IL2 e IL3), procurou-se eliminar a adesão e variou-se a excentricidade. Nos protótipos com interface rugosa (IR1 e IR2), foram adotadas diferentes configurações de chaves-de-cisalhamento e também procurou-se retirar a adesão.

Com os resultados experimentais, foi possível sugerir algumas recomendações e modelos de projeto mais consistentes para o dimensionamento das armaduras e verificação da resistência do concreto do colarinho:

a) Conforme os resultados experimentais dos protótipos IL2 e IL3, sem adesão nas interfaces, a partir da transferência dos esforços da parede transversal 1 para as paredes longitudinais 3 e 4, juntamente com a atuação de forças de atrito, constatou-se o comportamento de consolo dessas paredes longitudinais, segundo o modelo de LEONHARDT & MÖNNIG [3], com a transmissão indireta da força $H_{_{mp}}$, que resultou no mecanismo resistente da biela de compressão do concreto e da tração no tirante. Entretanto, a armadura vertical secundária longitudinal $A_{_{end}}$ foi pouco solicitada.

b) O modelo de projeto proposto neste trabalho para o dimensionamento da armadura $A_{s,bp}$ forneceu bons resultados, com diferenças a favor da segurança de 25% e 32%, respectivamente, para os protótipos IL2 e IL3, utilizando-se $\mu = 0,6$. Ressalta-se que esse modelo deve ser utilizado para cálice liso com comprimento de embutimento igual ou superior a 2b. A partir de $A_{s,bp}$, indica-se o cálculo das paredes longitudinais 3 e 4 como consolos, que resulta no dimensionamento da armadura vertical principal $A_{s,p}$ e verificação do esmagamento da biela de compressão do concreto.

c) Além da indicação dos parâmetros $e_{nb} = b/4$, $y = \ell_{cmb}/6$, $y' = \ell_{cmb}/10$ para o modelo de projeto proposto, recomendase adotar o coeficiente de atrito conforme o tipo de fôrma utilizado na confecção da ligação. Para fôrmas em que o atrito das interfaces é reduzido, por exemplo, as metálicas, indica-se $\mu = 0.3$; já para fôrmas de chapa de madeira compensada ou similares, sugere-se usar $\mu = 0.6$.

d) Embora possuíssem diferentes configurações de chaves-de-cisalhamento, a resistência experimental atingida pelos protótipos IR1 e IR2 foi praticamente a mesma. A ruptura desses protótipos foi determinada no segundo ensaio com a plastificação ou escoamento das armaduras verticais principais e verticais secundárias transversal e longitudinal, e foi acompanhada de uma fissura predominante de flexão na parede transversal 2. Como houve a transferência total dos esforços do pilar para o colarinho, ou seja, todas as armaduras verticais tracionadas (A_{sep} , A_{sed} e A_{sed}) contribuíram para a resistência da ligação, os protótipos IR1 e IR2, os quais tinham $\ell_{emb} = 1,6b$, apresentaram comportamento semelhante ao de uma ligação monolítica. Para efeitos de projeto, então, a teoria de flexão é mais apropriada para o dimensionamento de suas armaduras verticais. Isso se aplica, entretanto, para cálices rugosos com comprimento de embutimento não inferior a 1,6b e com chaves de cisalhamento com dimensões entre as utilizadas nos protótipos IR1 e IR2.

6 Agradecimentos

A FAPESP, pelo apoio financeiro da bolsa de doutorado e do auxílio-pesquisa. A Gerdau, pela doação da armadura longitudinal do pilar.

7 Referências bibliográficas

- [01] CANHA, R.M.F. Estudo teórico-experimental da ligação pilar-fundação por meio de cálice em estruturas de concreto pré-moldado. São Carlos. 279p. Tese (Doutorado). Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo. 2004.
- [02] OSANAI, Y.; WATANABE, F.; OKAMOTO, S. Stress transfer mechanism of socket base connections with precast concrete columns. ACI Structural Journal, v.93, n.3, p.266-276, May/June. 1996.
- [03] LEONHARDT, F.; MÖNNIG, E. Construções de concreto: Princípios básicos sobre armação de estruturas de concreto armado. v.3, 1.ed. Rio de Janeiro, Interciência. 1977.
- [04] ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. NBR 9062 - Projeto e execução de estruturas de concreto pré-moldado. Rio de Janeiro, ABNT. 1985.
- [05] EL DEBS, M.K. Concreto pré-moldado: fundamentos e aplicações. 1.ed. São Carlos, SP, Publicação EESC-USP. 2000.
- [06] WILLERT, O.; KESSER, E. Foundations for botton-end fixed precast concrete columns. Betonwerk+Fertigteil-Technik, v.49, n.3, p.137-142. 1983.
- [07] OLIN, J.; HAKKARAINEN, T.; RÄMÄ, M. Connections and Joints between precast concrete units. Espoo, Julkaisija-Utgivare. 1985.
- [08] ELLIOTT, K.S. Multi-storey precast concrete framed structures. Oxford, Blackwell Science. 1996.
- [09] COMITÉ EUROPEO DE NORMALIZACIÓN.
 Eurocódigo 2 Proyecto de estructuras de homigón - Parte 1-3: Reglas generales.
 Elementos y estructuras. Prefabricados de hormigón. Madrid, AENOR. 1995. (Eurocode 2)